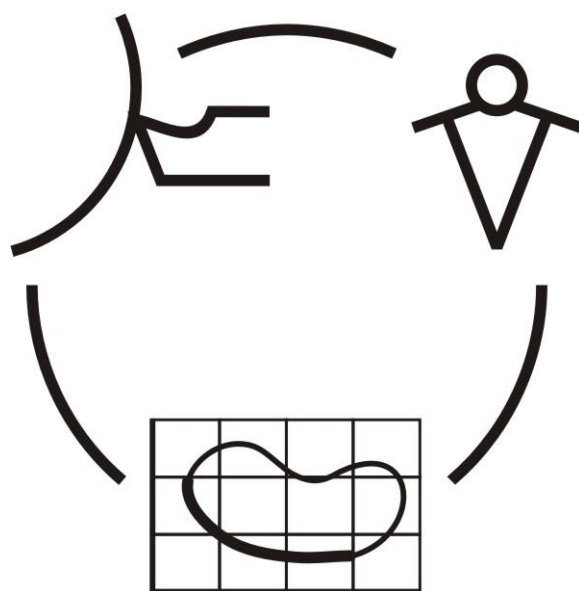


Міністерство освіти і науки України
Донбаська державна машинобудівна академія

**НАДІЙНІСТЬ ІНСТРУМЕНТУ
ТА
ОПТИМІЗАЦІЯ ТЕХНОЛОГІЧНИХ СИСТЕМ**

Збірник наукових праць
Випуск 38



КРАМАТОРСЬК 2016

УДК 621.9: 658.3: 658.5: 519.8

**НАДЕЖНОСТЬ ИНСТРУМЕНТА
И ОПТИМИЗАЦИЯ
ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ СИСТЕМ**

Сборник научных работ

Выпуск 38 – 2016

Основатель

Донбасская государственная
машиностроительная академия

Свидетельство

про государственную регистрацию

серия КВ 15277-3849Р

от 30.04.2009

**НАДІЙНІСТЬ ІНСТРУМЕНТУ
ТА ОПТИМІЗАЦІЯ
ТЕХНОЛОГІЧНИХ СИСТЕМ**

Збірник наукових праць

Випуск 38- 2016

Засновник

Донбаська державна
машинобудівна академія

Свідоцтво

про державну реєстрацію

серія КВ 15277-3849Р

від 30.04.2009

Надежность инструмента и оптимизация технологических систем. Сборник научных трудов. – Краматорск, вып. №38, 2016. – 256 с.

Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Збірник наукових праць. – Краматорськ, вип. №38, 2016. – 256 с.

Reliability of the tool and optimisation of technological systems. Collection of science papers. - Kramatorsk, №38, 2016. – 256 p.

Редакційна рада: **Мироненко Є.В.**, д-р техн. наук, проф. (Голова редакційної колегії); **Клименко Г.П.**, д-р техн. наук, проф.; **Ковалевський С.В.**, д-р техн. наук, проф.; **Ковальов В.Д.**, д-р техн. наук, проф. (заступники голови редакційної колегії); **Гузенко В.С.**, канд. техн. наук, проф. (відповідальний секретар редакційної колегії); **Алієв І.С.**, д-р техн. наук, проф.; **Бурлуцький С.В.**, д-р економ. наук, доц.; **Васильченко Я.В.**, канд. техн. наук, доц.; **Грабченко А.І.**, д-р техн. наук, проф.; **Заблоцький В.К.**, д-р техн. наук, проф.; **Залога В.О.**, д-р техн. наук, проф.; **Кассов В.Д.**, д-р техн. наук, проф.; **Клименко С.А.**, д-р техн. наук, проф.; **Клочко О.О.**, д-р техн. наук, проф.; **Колот А.В.**, д-р техн. наук, доц.; **Кузнецов Ю.М.**, д-р техн. наук, проф.; **Калафатова Л.П.**, д-р техн. наук, проф.; **Пермяков О.А.**, д-р техн. наук, проф.; **Равська Н.С.**, д-р техн. наук, проф.; **Струтинський В.Б.**, д-р техн. наук, проф.; **Тарасов О.Ф.**, д-р техн. наук, проф.; **Пасічник В.А.**, д-р техн. наук, проф.; **Дашич П.**, проф.; **Христо К. Радєв**, д-р техн. наук; **Внуков Ю.Н.**, д-р техн. наук, проф., **Луців І.В.**, д-р техн. наук, проф. (члени редакційної колегії).

Статті прорецензовані членами редакційної колегії.

Матеріали випуску друкуються мовою оригінала.

ISSN 2222-9000

© Донбасская государственная машиностроительная академия, 2016

© Донбаська державна машинобудівна академія, 2016

© Donbass State Engineering Academy, 2016

УДК 666+539.4+620.1

¹O. Soroka, ¹I. Rodichev, ¹O. Shabetia, ²V. Kovalov, ²Y. Vasilchenko¹G. S. Pisarenko IPS, NAS of Ukraine, Kiev, Ukraine²DSEA, Kramatorsk, Ukrainerym40a@gmail.com

CONTROL OF TOOL MATERIALS STRUCTURAL STRENGTH

Cemented carbides are widely used as tool materials, particularly for cutting plates. Under cutting conditions they face a wide array of combinations of stress-strain state, temperature, environmental factors. There are a lot of one-parameter tests - standardized tests, research or in-house methods to determine structure, physical, mechanical and environmental key parameters for cemented carbides [1, 2]. These methods use standard or special samples. As mechanical parameters hardness, hot hardness, bending strength, compression strength, fracture toughness, stiffness, impact strength, fatigue strength, etc. are used. These parameters are important basic information for assessment of material potential capacity and comparing materials. Such basic data depicts relevant characteristics that have an effect on tool performance. As usual limit state for cutting tool is wear, and the performance characteristics obtained in cutting trials are the parameters of wear-resistance. So the complex of basic data and the parameters of wear-resistance identify the most part of cutting tool. Our analysis of the tool work and refusals, when cutting by heavy machines, showed that in addition with tool wear, almost 70% of refusals are caused by brittle fracture of the cutting plates, which manifests itself in the microchipping of cutting edges (40%) and tool cutting part chipping (30%) [3, 4]. Under roughing tool refusals in consideration of fracture reach nearly 80%, and 60% of refusals are cutting part chipping. So the cutting tool for heavy machining needs another approach to assess tool material structural strength and additional performance characteristics.

The scheme (Fig.1) demonstrates our above reasoning and shows the difference in approaches to solve the problem of cutting plate performance assurance when the limit state of cutting plate is wear or fracture. The scheme involves element which marks "localized damage" to emphasize the importance of this mechanism which leads to fracture from crack-like defects that develop in service, though, for example, wear and fatigue processes or intensive loading. Localized damage and cutting tests with fracture, like method of breaking feed [3], connect left and right parts of scheme both from the position of process understanding and methods of process study.

The goal is to define the concept 'structural strength of tool materials' and to choose or to develop methods to get characteristics of structural strength of tool materials under heavy machining.

Structural strength definition

According to G.S. Pisarenko definition "The structural strength of some material we understand as material ability, from which structural elements of appropriate shape and size are made, to resist external influence"[5]. This definition for tool materials has specific features as shown on scheme (Fig. 2). Among key parameters, along with wide-usage basic tool material characteristics as hardness, fracture toughness, stiffness, abrasion resistance, for tool material when heavy machining strength and deformability characteristics, including ones under high temperature become important.

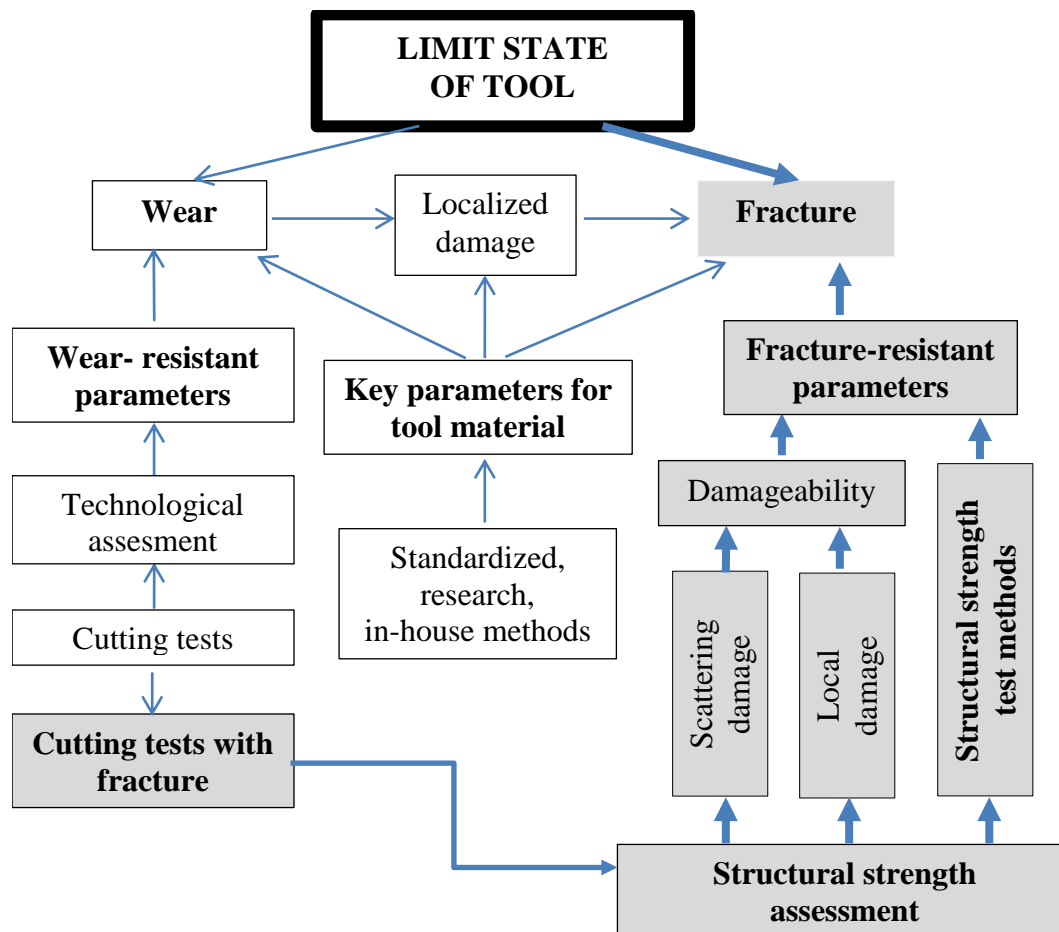


Figure 1 – Tool performance problem from the point of view of wear and fracture

The first block (from left to right) in the low part of scheme marks factors which distinguish cutting plates from standard and special samples. Like all brittle and semi - brittle materials cemented carbides are defect – sensitive and different inner, surface and subsurface defectiveness of samples and cutting plates leads to different values of parameters of strength for samples and structural strength. Because of differences in manufacturing technology of laboratory samples and cutting plates, test results for samples do not reflect the cutting plate’s actual properties. It is well-known that different geometries can give different strength values, by a factor of up to 50%. Test-piece surface preparation can have an even bigger effect than geometry. The increase can be as much as 100% [1].

To assess structural strength special methods of cutting plates and cutting edges testing are developed (the second low block). The role of cutting plates bending strength tests increase not only because of cutting plate - sample distinction but because of large zone and value of tensile service stresses under heavy machining.

Our previous results [4] showed possibility to predict values of fatigue limit for plates made of cemented carbides. We also suggest method of cutting edge scanning which allows determining continuous characteristics of fracture resistance and damageability of cemented carbide cutting plates edges. It is also important to develop methods to assess scattered damage resistance because of this parameter self-importance and due to scattered damage leads to fracture from crack-like defects. The third low block represents group of methods to assess performance. Cutting plates for heavy machining need characteristics of wear and also parameters of total fracture and edge damage obtained in actual tests or in tests simulating cutting conditions.

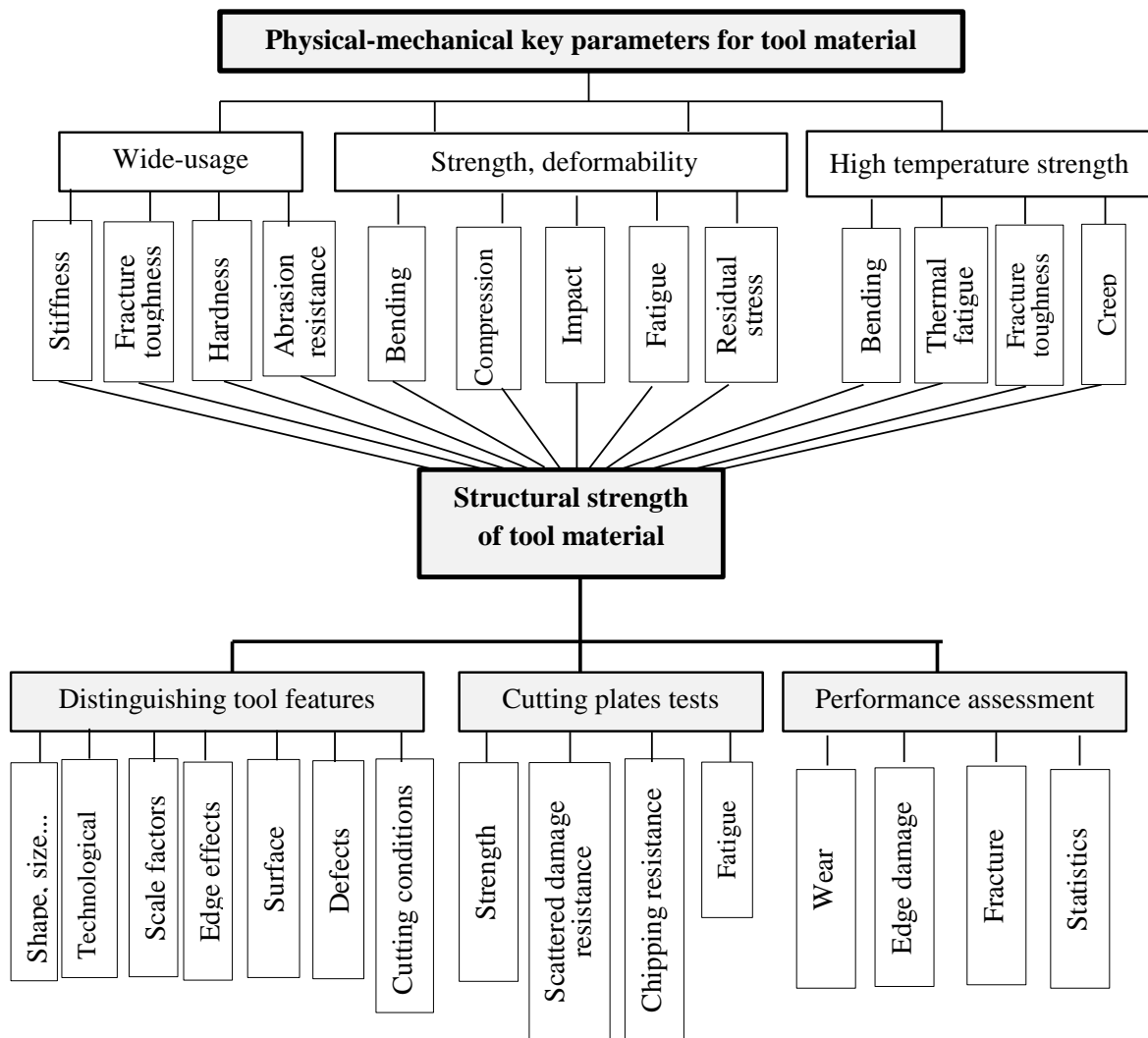


Figure 2 – Structural strength of tool materials

Experimental

Bending strength tests

We suggested testing cutting plates on three point bending to get the value of structural strength of cemented carbide. To implement the test a special loading device for use with hydraulic machines ZD – 4 and ZD – 40 are developed (Fig. 3).

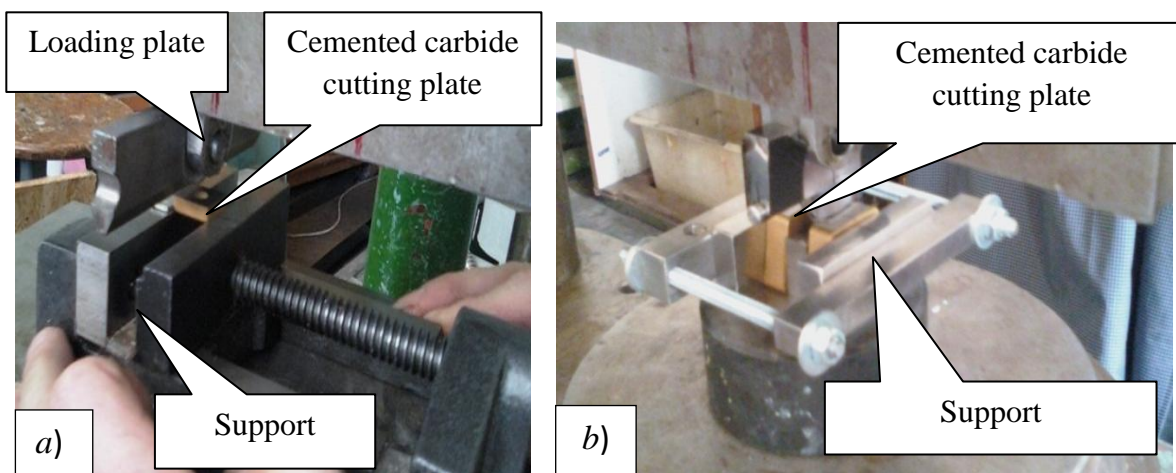


Figure 3 – Loading device for use with hydraulic machine ZD – 4 (a), ZD – 40 (b) to assess tool material structural strength

Edge effects

To determine the parameters of damageability and fracture resistance of the edge of cemented carbide cutting tool a special loading device is developed (Fig 4).

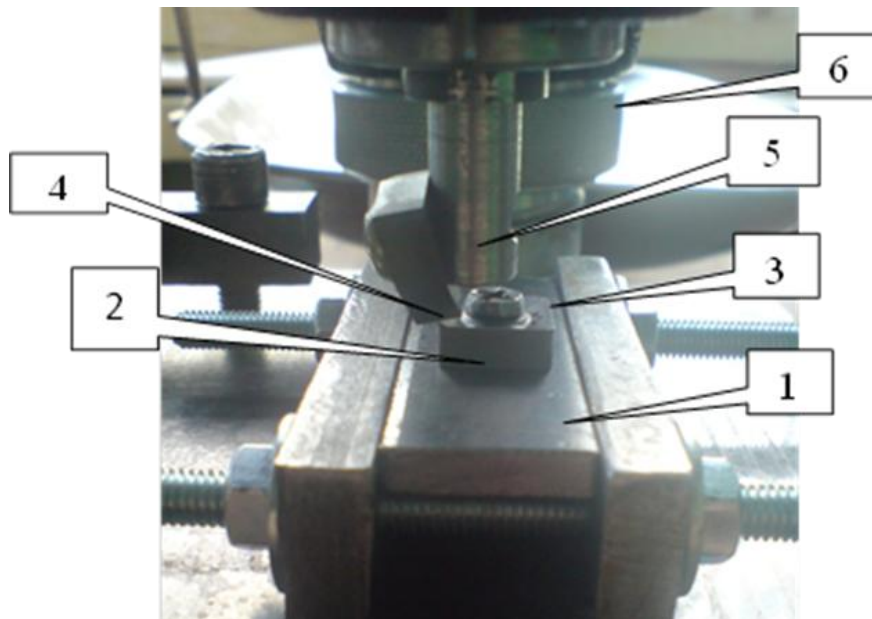


Figure 4 – The loading device for the assessment of fracture resistance of cutting tool edges under local loading: 1 – supporting plate; 2 – sample (cutting plate); 3 – cutting edge; 4 – loading area of the indenter; 5 - power rod; 6 – vertical regulator

As the load element (indenter) carbide or polycrystalline superhard material plate is suggested. We also fix the value of the angle between cylindrical element of the indenter and front surface of the tested sample. The value of the angle is chosen considering the tasks of tests. We can scan front or back surface and the load values on the indenter are controlled by use of etalons with different weight. On the length of the scanning l the depth of chips h_i , linear size of the chips area along the edge b_i , number of chips N are measured (Fig 5).

The maximum depth of the chips h_{max} :

$$h_{max} = \max(h_i). \quad (1)$$

The mean depth h_{mean} :

$$h_{mean} = \frac{\sum_{i=1}^N h_i}{N}. \quad (2)$$

The total length b of chipped areas along the length of the scanning l :

$$b = \sum_{i=1}^N b_i. \quad (3)$$

The values of chips areas F_i are calculated and the total area of chips F is defined:

$$F = \sum_{i=1}^N F_i \quad (4)$$

As the parameters of damageability maximum h_{max} and mean h_{mean} values of depth of chips and their ratio h_{max}/h_{mean} , as well as density b/l and area F of chips are used. As the indicator of local fracture resistance of edge the ratio of load to the mean depth of chips P/h_{mean} is proposed.

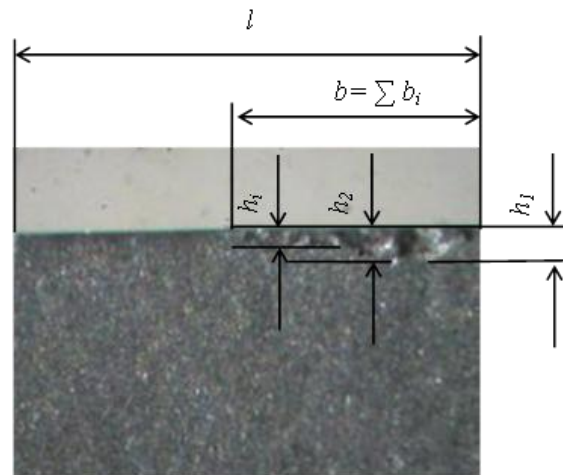


Figure 5 – Chips on the carbide plate back surface, resulting from the contact loading under edge scanning

Resistance to scattered contact damage and chipping resistance accelerated tests

Traditionally, as the parameter of wear-resistance the time to reach some fixed width of wear chamfer on the back surface of cutting plate under processing on the machine is used. This technique requires considerable expenses of time and materials. To investigate cutting plates for heavy machines there is a need to create a comparative method, which allows quickly and with minimal costs and timetable to get a set of parameters that characterize the wear resistance and fracture resistance under heavy load. The suggested approach anticipates accelerated testing of cutting plates under high contact loading with friction using facilities and equipment that is used in machining. A massive cylindrical workpiece (shaft) installed on a lathe is used as a counterbody. Tested cutting plate is fixed in a special tool mount in such a way as to minimize metal chip making due the chosen cutting angle (Fig. 6).

The tool mount structure allows installing dynamometer to control a value of pressing load of cutting plate P to counterbody. Because of the high level of contact load the formation of wear chamfer and chipping on the back surface of the cutting plate is occurred. As the parameter of wear, we use the value of the chamfer area for a certain time of testing.

As fracture resistance characteristics specific pressure (the ratio of pressing load P to the chamfer area $S - P/S$) and the ratio of pressing load P to chamfer width $b - P/b$ are adopted. Parameter P/S characterizes the resistance to scattered contact damage, and the value P/b – chipping resistance.



Figure 6 – Position of the cutting plate relative to the shaft in determining fracture resistance on lathe

Results and Discussion

Structural bending strength

Party of the number of 5 of units of cemented carbide cutting plates (85% tungsten carbide, 5% titanium carbide, 10% cobalt) was tested on a hydraulic machine ZD - 4 with a load speed of 6.5...10 MPa/s. The surface with the cutting edge was placed in the area of the tensile stress. Substantial scatter of structural bending strength limit $\sigma_{b\ cp}$ is observed. The minimum, maximum and mean values of structural bending strength limit are 711 MPa, 1046 MPa, 892 MPa. We also compared the bending strength limit for standard test-pieces $\sigma_{b\ tp}$ with the mean value of structural bending strength limit $\sigma_{b\ cp}$. Considering range of variation in published data from various data sources for the strength limit of the cemented carbide (85% – WoC, 5% – TiC, 10% – Co), which is 1150...1700 MPa, the ratio $\sigma_{b\ cp}/\sigma_{b\ tp}$ is 0,5 ... 0,75. So the values of strength limit for standard test-pieces and cutting plates differ by a factor of up to 50%...75%.

Edge damageability and local fracture resistance

Using the proposed method of continuous scanning we investigated characteristics of the edge damageability and the local fracture resistance of cemented carbide cutting plate PNMM 120408 (WC – 92%, Co – 8%). A loading element was a triangular carbide plate with rounded radius 0,85 mm. The value of the angle between cylindrical element of the indenter and front surface of the tested sample was 12°. To evaluate the influence of the load on the mechanical behavior of the cutting edge we scanned the edge along the front surface at several local load values. The load range was chosen to form chips on the back of the plate. The experimental data are presented in Table1. To determine the limit load P_{min} , under which chips are not formed some additional tests are held. Plates were scanned at $P = 25N$ and $P = 27N$. At $P = 25N$ chips on edge yet are not formed, the first chips appeared at $P = 27N$ and the corresponding value of the mean chips depth is $0,045\pm 0,011$ mm.

We investigated that scanning with loading on indenter $P < P_{min}$ creates damages on the front surface according to mechanisms of plastic bearing and is not enough for crack propagation and its rise to the back surface. So cracks of subcritical size, which do not propagate under the load P_{min} , are formed. On the plot $h_{mean}=f(P)$ this load is depicted as a point on abscissa axis (Fig.6, a). The curve $h_{mean}=f(P)$ is approaching the asymptote $y = [h^*_{mean}]$, which is parallel to abscissa axis, and then terminates nearby P_{min} . Thus, it is found that there is some limit value of the parameter of damageability - h^*_{mean} . The load, which is some smaller then one that corresponds to h^*_{mean} , leads to scattered damage in the form of subcritical microcracks.

Table1

Parameters of damageability and fracture resistance of cemented carbide cutting plate PNMM 120408 edge

	$P = 35,9N$	$P = 50,6N$	$P = 79,97N$
h_{max} , mm	0,088	0,132	0,23
h_{mean} , mm	$0,057\pm 0,014$	$0,0736\pm 0,013$	$0,11\pm 0,018$
P/h_{mean} , N/mm	614	679	729
h_{max}/h_{mean}	1,54	1,79	2,07
b , mm	1,32	5,425	9,64
b/l	0,147 (14,7%)	0,477 (47,7%)	0,860 (86%)
F , mm ²	0,062	0,248	0,800
F/l , m ² /mm	0,007	0,0218	0,0714

Analysis of the chips density parameter b/l shows its rapidly increasing with the rise of pressing load. When $P = 79,97\text{N}$ chips density reaches 86%. Following minor increasing of P leads to 100% chips density. Transition from microchipping to other types of macro fracture is occurred.

Dependence of local fracture resistance (P/h_{mean}) of cutting edge of cemented carbide plate on load is presented on the Fig. 6, *b*. It is important to emphasize nonlinear character of ‘fracture resistance - loading on indenter’ dependence.

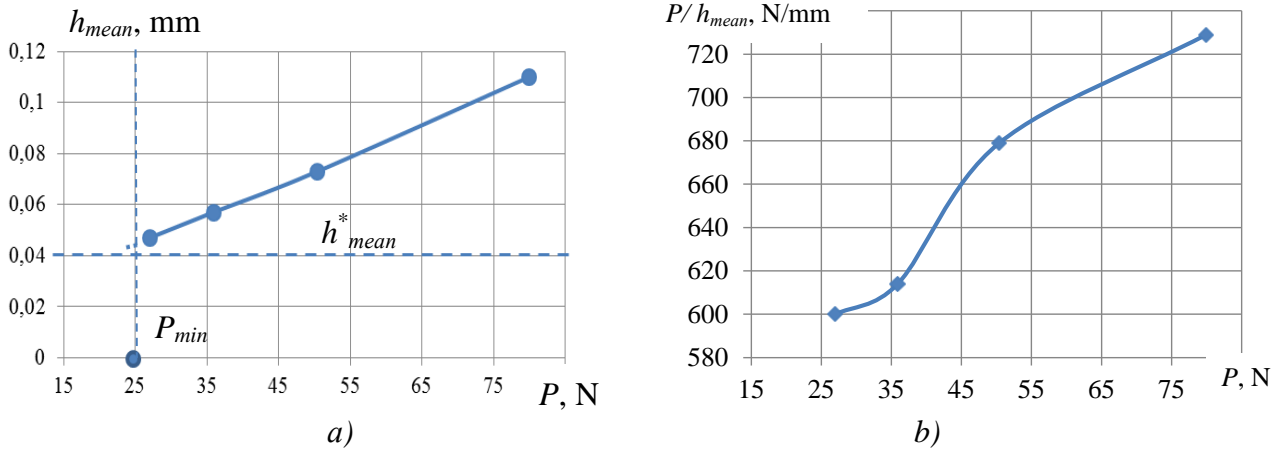


Fig. 6 – Dependences of mean values of chips depth (*a*) and fracture resistance of cutting edge (*b*) on load under cemented carbide cutting plate edge scanning

The results of above methods are those to assess strength of cutting plates (cemented carbide structural strength) in its initial undamaged state. When heavy cutting, wear in the form of scattered contact damage precedes fracture. The below results can be interpreted as performance characteristics because of test conditions (high temperature, load, pre-damage before chipping) are similar when heavy cutting.

Resistance to scattered contact damage and chipping resistance

According to accelerated testing of cutting plates under high contact loading the fracture resistance of cemented carbide cutting plate (92% tungsten carbide, 8% cobalt) is studied. Tetrahedral square cemented carbide plates were tested on lathe 1K62. As a counterbody a shaft with diameter 47,8mm made of chrome-nickel steel 40XH that rotates with the frequency 800 rev/min was used. Tool usage parameters were: saddle feed – 0,07mm / rev, the linear velocity – 120 m/min, pressing load $P = 150\text{N}$, the testing time was 6 minutes.

The chips and chamfers, resulting from tests were analyzed (Fig. 7). The arrow shows the direction of the pressing load. It is established that the chamfer has a shape close to the semi-elliptical as shown on the Fig. 7 with discontinuous line.

The chamfer area approximately determined as $F = 1/4 \pi bc$. The mean values of the results of 5 measurements of chamfer and chip – $b_{mean} = 1,23\text{mm}$ and $c_{mean} = 1,38\text{mm}$. The results of calculating – $F_{mean} = 1,33\text{mm}^2$, the value of chipping resistance parameter is $P/b_{mean} = 122\text{ N/mm}$ and the value of the resistance to scattered contact damage $P/F_{mean} = 113\text{MPa}$.

Suggested special methods to assess structural strength and cutting performance under conditions similar to operating ones can be used to improve cemented carbide cutting plates and their manufacturing technology.

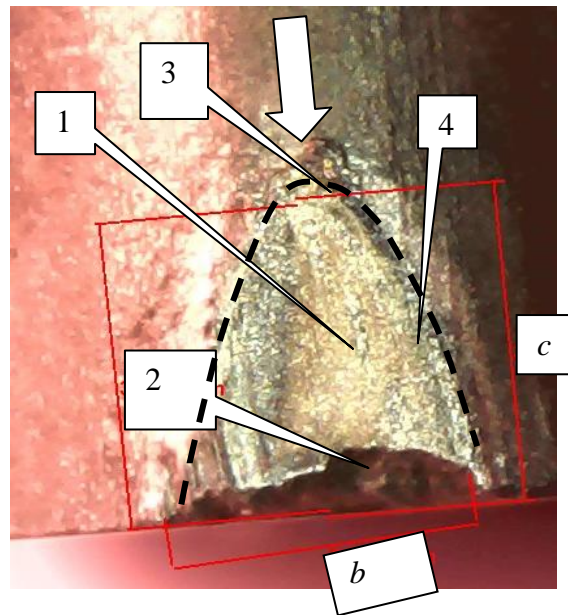


Figure 7 - Semi-elliptical chamfer and chip as the result of cutting plates tests under high contact loading with friction using lathe: 1 – semi-elliptical chamfer; 2 – chip on the out of contact; 3, 4 –sticking of metal of counterbody on the loop of the chamfer

Conclusions

We defined the concept "structural strength of tool materials" as a complex of characteristics of strength and damageability, taking into account not only the key physical - mechanical properties of standard or special samples, but technological and structural features of cutting plates and their operating conditions.

The necessity to develop methods to assess tool material structural strength and performance of cutting plates for heavy machining was proofed.

Under heavy cutting the performance includes both characteristics of wear-resistance and fracture. Wear is considered as a process of accumulating of scattered damage which precedes fracture.

The method to obtain total carrying capacity of cutting plates in bending tests is proposed. We suggested assessing local fracture resistance and damageability of cutting edge under its continuous scanning with loading element.

Accelerated tests of cutting plates under high contact loading on a lathe allowed assessing cutting performance, particularly resistance to scattered contact damage and chipping resistance.

List of literary sources : 1. B. Roebuck, M. Gee, E. G. Bennett & R. Morrell, Measurement Good Practice Guide No. 20. Mechanical Tests for Hardmetals, Centre for Materials Measurement and Technology National Physical Laboratory Teddington, Middlesex, United Kingdom, TW11 0LW: Crown Copyright, 1999. 2. S. Wurster, R. Pippin, M. Jenko, Comparison of bending strength of WC-CO hard metal in millimeter and micrometer sized specimens, Information on <http://www.gruppofrattura.it/ocs/index.php/esis/ECF18/paper/viewFile/6057/1942> 3. O. Soroka, Y. Rodichev, V. Kovalov and Y. Vasilchenko, Strengthening of carbide cutting tool for heavy machinery on the base of surface and bulk modification by physical methods, Вісник Тернопільського Національного технічного університету ім. І. Пулюя. №3,71(2013)133-145 4. Y. Rodichev, O. Soroka, V. Kovalov, Y. Vasilchenko, Predicting the fatigue strength of hard alloys, treated with pulsed magnetic field, Proc. of 13th Int. Conf. "Research and Development in Mechanical Industry" – RaDMI ,Vrnjaska Banja, Serbia, 2 (2013) pp. 254-259 5. Писаренко Г.С., Избранные труды, отв. ред. В. Т. Трощенко, Наук. думка, Киев, 2010.

Reviewer: **Klymenko G.P.**, Dr., Prof. DSEA

CONTROL OF TOOL MATERIALS STRUCTURAL STRENGTH

O. Soroka, I. Rodichev, O. Shabetia, V. Kovalov and Y. Vasilchenko

The concept "structural strength of tool materials" is defined. It is shown that cutting plates for heavy machining needs developing of approach to assess tool material structural strength and additional application-dependent performance characteristics. The method to obtain total carrying capacity of cutting plates in bending tests is developed. Assessing of local fracture resistance and damageability of cutting edge under its continuous scanning with loading element is proposed. Accelerated tests of cutting plates under high contact loading on a lathe, which allow assessing cutting performance, particularly resistance to scattered contact damage and chipping resistance are held.

КОНТРОЛЬ КОНСТРУКЦИОННОЙ ПРОЧНОСТИ ИНСТРУМЕНТАЛЬНЫХ МАТЕРИАЛОВ

Сорока Е.Б., Родичев Ю.М., Шабетя А.А., Ковалев В.Д., Васильченко Я.В.

Определено понятие "конструкционная прочность инструментальных материалов". Показано, что режущие пластины для тяжелых условий обработки нуждаются в разработке подхода для оценки конструкционной прочности инструментального материала и дополнительных специализированных эксплуатационных характеристик. Разработан способ получения общей пропускной способности режущих пластин в испытаниях на изгиб. Предлагается оценка локального сопротивления разрушению и повреждаемости режущей кромки при ее непрерывным сканированием с помощью грузозачного элемента.

Проведены ускоренные испытания режущих пластин под высоким контактным нагружением на токарном станке, которые позволяют оценить производительность резания, в частности, устойчивость к рассеянному контактному повреждению и сопротивлению скалыванию.

КОНТРОЛЬ КОНСТРУКЦІЙНОЇ МІЦНОСТІ ІНСТРУМЕНТАЛЬНИХ МАТЕРІАЛІВ

Сорока О.Б., Родичев Ю.М., Шабетя О.А., Ковальов В.Д., Васильченко Я.В.

Визначено поняття "конструкційна міцність інструментальних матеріалів". Показано, що ріжучі пластини для важких умов обробки потребують розробки підходу для оцінки конструкційної міцності інструментального матеріалу і додаткових спеціалізованих експлуатаційних характеристик. Розроблено спосіб отримання загальної пропускної здатності ріжучих пластин у випробуваннях на вигин. Пропонується оцінка локального опору руйнуванню і пошкодженню ріжучої кромки при її безперервному скануванні за допомогою завантажувального елемента. Проведено прискорені випробування ріжучих пластин під високим контактним навантаженням на токарному верстаті, які дозволяють оцінити продуктивність різання, зокрема, стійкість до розсіяного контактного пошкодження і опору сколювання.

Keywords: cutting plates, heavy machine, edge, structural strength, wear, fracture, chipping, scattered damage

Ключевые слова: режущие пластины, тяжелый токарный станок, режущая кромка, конструкционная прочность, износ, разрушение, скалывание, рассеянное повреждение

Ключові слова: ріжучі пластини, важкий токарний верстат, ріжуча кромка, конструкційна міцність, знос, руйнування, сколювання, розсіяне пошкодження

Дата подання статті до редакції: 18 травня 2016 р.

УДК 62-50:621.941

Петраков Ю.В., Мацкивский А.С.
 НТУУ "КПІ", г. Киев, Украина
yp-86@yandex.ru

МОДЕЛИРОВАНИЕ СИСТЕМЫ АДАПТИВНОГО УПРАВЛЕНИЯ НА ТОКАРНОМ СТАНКЕ С ЧПУ

Обработка на токарном станке деталей фасонной формы всегда характеризуется квазистационарностью, которая определяется изменением скорости срезания припуска (MRR – Material Removal Rate) при движении по формообразующей траектории [1]. Это затрудняет достижение требуемых показателей точности, качества при приемлемой производительности. Назначение режима резания, как правило, выполняется по наиболее загруженному участку и в этом случае на всех других участках инструмент и станок являются существенно недогруженными. При управлении по априорной информации возможно программирование со стабилизацией MRR, однако проектирование такого управления возможно только при моделировании процесса обработки, что, кроме иных недостатков, весьма затрудняет его применение [2]. Радикальным решением проблемы следует считать применение систем адаптивного управления (CAU), автоматически стабилизирующих процесс по заданному параметру, например, по мощности [3].

Значительно облегчается создание CAU на современных станках с ЧПУ тем, что они уже оснащены мощными компьютерами, приводами бесступенчатого регулирования, датчиками обратной связи. Таким образом, идеи, которые были реализованы всего лишь на экспериментальном уровне [4], получили материальную базу для их воплощения в производство и некоторые компании уже воспользовались этим. Так, фирма Omative System (США) предлагает CAU, в которые входят специально разработанные САМ-модули для управления различными видами обработки на станках с ЧПУ, однако реализация таких систем является know-how компаний и алгоритмы управления не раскрываются [5].

На кафедре технологии машиностроения на протяжении многих лет ведутся исследования по автоматическому управлению процессами резания на станках с ЧПК. Разработана новая концепция адаптивного управления резанием за счет использования замкнутых систем управления по текущей информации при стабилизации условий резания на оптимальном уровне [6].

Целью данного исследования является моделирование CAU токарного станка с ЧПУ для определения ее структуры, параметров и проверки функционирования разработанных алгоритмов и всей системы в целом. Моделирование выполнялось на экспериментальной установке по разработанной методике проведения исследований. Экспериментальная установка была создана по функциональной схеме (рис.1) и состоит из стойки ЧПУ фирмы HAAS, специально разработанного аппаратного блока и программной части, загруженной в персональный компьютер. CAU является замкнутой и функционирует по принципу сведения баланса: заданная мощность сравнивается с фактической и образующаяся при этом ошибка $\delta N = N_s - N_\phi$ воспринимается процедурой управления подачи.

Поскольку моделирование проводилось с использованием стойки ЧПУ, но без реального процесса резания, его было заменено программной процедурой «Модель процесса точения». При моделировании в модель поступают текущие значения координат (z, x) формообразующей траектории, записанной в управляющей программе, от стойки ЧПУ через специально разработанную процедуру обратной связи [6].

В модели процесса точения автоматически рассчитывается соответствующая координатам величина мощности резания. Главным возмущением является переменная глубина резания, для определения которой был использован следующий алгоритм (рис.2).

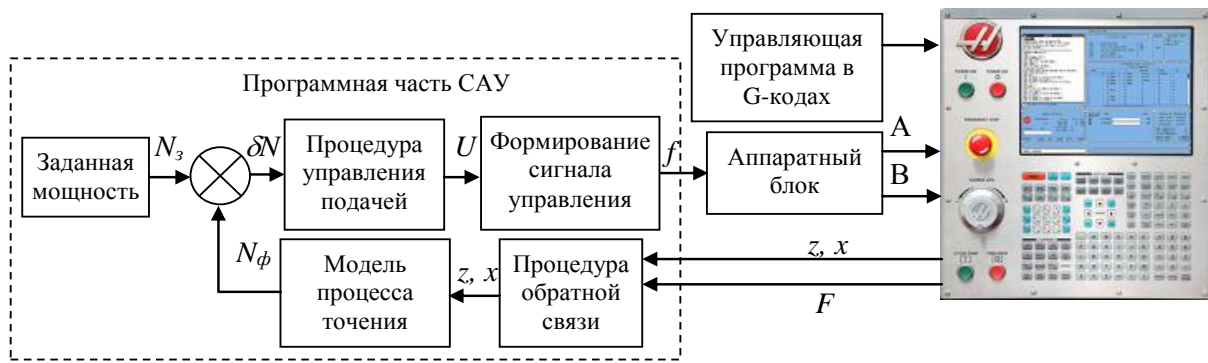


Рисунок 1 – Функциональная схема экспериментальной установки для моделирования САУ

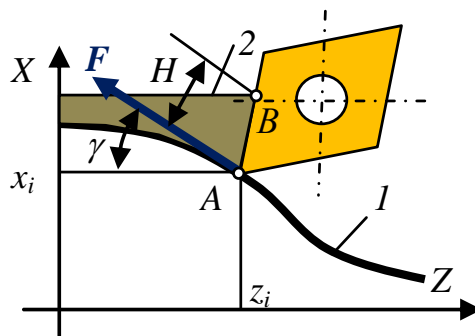


Рисунок 2 – К определению глубины резания

Прежде всего, необходимо определить массив значений угла γ_i наклона обрабатываемого контура, который рассчитывается численным методом:

$$\gamma_i = \arctan \frac{(x_{i-1} - x_{i+1})}{(z_{i-1} - z_{i+1})}, \quad (1)$$

где $x_{i-1}, x_{i+1}, z_{i-1}, z_{i+1}$ – значения координат массива контура детали 1 до и после точки A.

Далее с помощью специального алгоритма [2] определяются координаты точки B пересечения главной режущей кромки с контуром заготовки 2, рассчитывается длина линии AB и текущая глубина резания:

$$H_i = \sqrt{(x_B - x_A)^2 + (z_B - z_A)^2} \cos(\varphi - \pi/2 + \gamma_i), \quad (2)$$

где φ – главный угол в плане режущей пластины.

Мощность резания N_p вычисляется после расчета составляющей P_z силы резания по известной эмпирической зависимости:

$$(P_z)_i = C_{Pz} H_i^{xp} F^{yp} V^{np} k, \quad (N_p)_i = (P_z)_i V / 60 \quad (3)$$

где C_{Pz}, xp, yp, k – эмпирические коэффициент и показатели степени, которые определяются условиями резания [7].

Процедура управления подачей вырабатывает сигнал $U = \delta N k_n$, где k_n – коэффициент пропорционального управления, который в свою очередь управляет частотой $f=1/T$ сигналов в аппаратном блоке (рис.3).

Аппаратный блок преобразует сигнал управления, генерируемый соответствующей процедурой в программной части САУ, в сигнал, который воспринимается энкодером стойки (рис.1). Таким образом величина ошибки пропорционально изменяет частоту прямоугольных сигналов, поступающих на клеммы A и B энкодера ручного управления стойки ЧПУ, а знак ошибки – управляет фазой сигналов для увеличения или уменьшения подачи по сравнению с той, что была записана в управляющей программе.

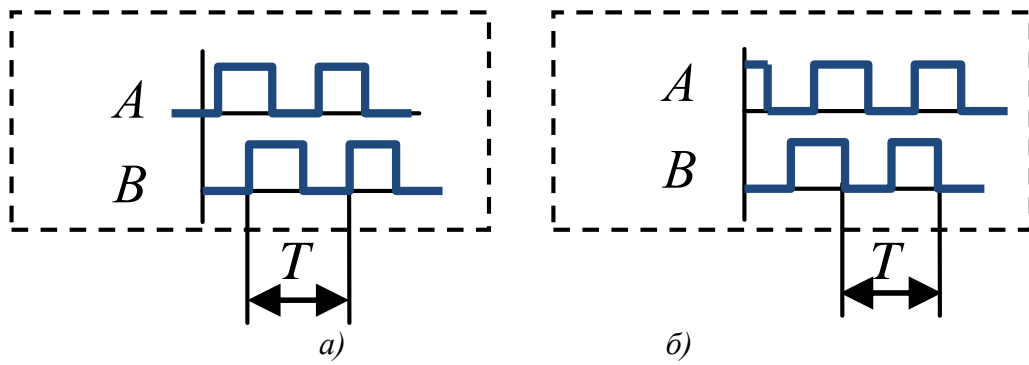


Рисунок 3 – Формы сигналов на энкодере:
a – увеличение, *б* – уменьшение

В соответствии с планом экспериментальных исследований необходимо установить величину коэффициента k_n передачи канала управления, что соответствует регулированию по пропорциональному закону, которая обеспечивает устойчивое функционирование САУ с приемлемой точностью. Экспериментальные исследования проводились на экспериментальной установке (рис.4), состоящей из стойки 1 ЧПУ HAAS, аппаратного модуля 2 согласования и персонального компьютера 3. При моделировании функционирования САУ для обработки детали, контур которой состоит из выпуклой и вогнутой части, из цилиндрической заготовки соответствующая компьютерная программа была загружена в персональный компьютер. При моделировании на экране виртуального осциллографа интерфейса появляются осциллограммы изменения глубины резания, подачи, частоты вращения и мощности резания. Качество регулирования можно оценивать по характеру изменения мощности резания. В результате проведенных экспериментов подтверждена возможность адаптивного управления процессом точения САУ с предложенной структурой.

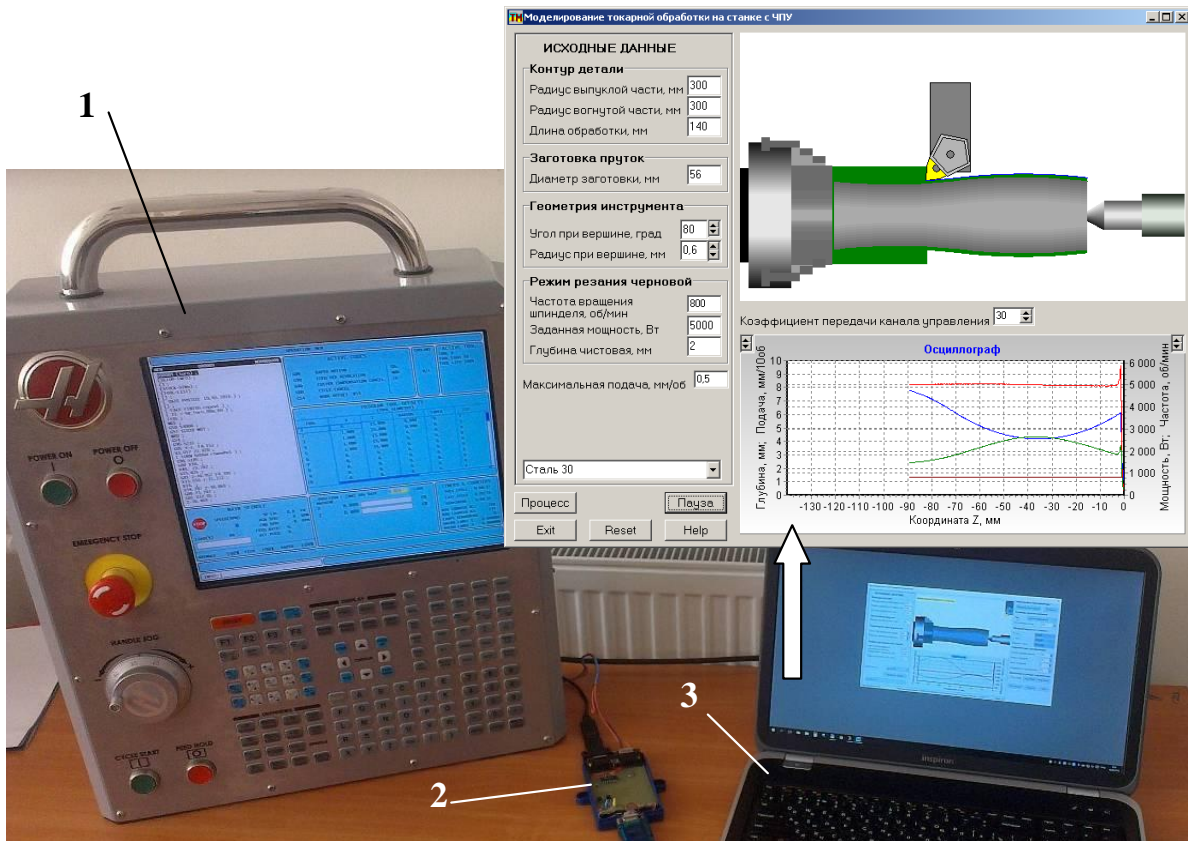


Рисунок 4 – Экспериментальная установка

Выводы

1. Определена структура САУ токарного станка с ЧПУ, которая состоит из программной и аппаратной частей. В программной части должны содержаться процедуры канала обратной связи, управления и формирования сигнала для аппаратной части, связанной с энкодером стойки ЧПУ. Сигнал управления формируется в виде изменения частоты и фазы прямоугольных импульсов, поступающих на клеммы энкодера.

2. Параметры закона управления, в частности, коэффициент передачи пропорционального закона могут быть определены при экспериментальных исследованиях, где вместо реального процесса резания используется его модель, что позволяет проводить исследования без риска повреждения инструмента или станка.

Перечень источников литературы: 1. D. Huo, K. Cheng, F. Wardle Machining Dynamics: fundamentals, applications and practices / Springer-Verlag London Limited, 2009, 328p. 2. Петраков Ю. В. Автоматичне управління процесами обробки матеріалів різанням: Навчальний посібник. – Київ: УкрНДІАТ, 2004. – 383с. 3. Петраков Ю.В. Розвиток САМ-систем автоматизованого програмування верстатів з ЧПК: Монографія. – Київ, Січкар, 2011. – 220 с. 4. Балакшин Б. С. и др. Адаптивное управление станками, М.: Машиностроение, 1973, 688с. 5. Системы адаптивного регулирования и мониторинга для металлообрабатывающих станков с CNC / <http://www.omative.com/173890/АСМ>. 6. Петраков Ю.В., Мацківський О.С. Моделювання системи адаптивного управління фрезеруванням на верстаті з ЧПК, Вісник НТУУ «КПІ», серія машинобудування №74, Київ, 2015, С.146-152. 7. Справочник технолога-машиностроителя. в 2-х Т / Под ред. А. М. Дальского, А. Г. Косиловой, Р. К. Мещерякова, А. Г. Сулова - М.:Машиностроение-1, 2003, 944с.

Рецензент: **Мироненко Е.В.**, д.т.н., проф. ДДМА

МОДЕЛИРОВАНИЕ СИСТЕМЫ АДАПТИВНОГО УПРАВЛЕНИЯ
НА ТОКАРНОМ СТАНКЕ С ЧПУ
Петраков Ю.В., Мацкивский А.С.

Представлена структура системы адаптивного управления токарной обработкой на станке с ЧПУ. Система предназначена для стабилизации мощности резания за счет автоматического регулирования подачи. Для определения параметров системы предложено воспользоваться ее исследованием, когда реальный процесс резания заменен моделью. Моделирование выполняется на персональном компьютере, который через процедуру обратной связи подключен к разъёму RS232 стойки ЧПУ, а через аппаратный модуль к энкодеру ручной коррекции. Исследования позволяют установить оптимальную величину коэффициента передачи пропорционального закона управления.

МОДЕЛЮВАННЯ СИСТЕМИ АДАПТИВНОГО УПРАВЛІННЯ
НА ТОКАРНОМУ ВЕРСТАТІ З ЧПК
Петраков Ю.В., Мацківський А.С.

Представлена структура системи адаптивного управління токарною обробкою на верстаті з ЧПК. Система призначена для стабілізації потужності різання за рахунок автоматичного регулювання подачі. Для визначення параметрів системи запропоновано скористатися її дослідженням, коли реальний процес різання замінений моделлю. Моделювання виконується на персональному комп'ютері, що через процедуру зворотного зв'язку підключений до роз'єму RS232 стійки ЧПК, а через апаратний модуль до энкодера ручної корекції. Дослідження дозволяють встановити оптимальну величину коефіцієнту передачі пропорціонального закону управління.

ADAPTIVE CONTROL SYSTEM TURNING ON THE CNC MACHIN SIMULATION
Petrakov Y.V., Mackivskiy O.S.

The structure of the adaptive control system turning on the CNC machine is presented. The system is designed to stabilize the cutting power due to the automatic feed control. To determine the parameters of the system proposed to benefit from the research, when the real cutting process is replaced by the model. The simulation is performed on a personal computer, which through the process feedback is connected to the RS232 connector CNC, and using a hardware module to the encoder manual correction. Studies allow you to set the optimal value of the transmission coefficient of the proportional control law.

Ключевые слова: система адаптивного управления, токарный станок с ЧПУ, моделирование

Ключові слова: система адаптивного управління, токарний верстат з ЧПК, моделювання

Key words: adaptive control system, lathe CNC-machine, simulation

Дата подання статті до редакції: 12 травня 2016 р.

УДК 621.9

Равська Н.С., Вовк В.В.
 НТУУ «КПІ», м. Київ, Україна
itm@kpi.ua

ГРАФІЧНЕ ВИЗНАЧЕННЯ СТАТИЧНИХ ГЕОМЕТРИЧНИХ ПАРАМЕТРІВ РІЗАЛЬНОЇ ЧАСТИНИ ІНСТРУМЕНТУ

Вступ

Аналіз геометричних параметрів вздовж різальної кромки будь-якого інструмента дозволяє в певній мірі на стадії проектування прогнозувати його працездатність та призначати більш доцільні геометричні параметри для заданих умов експлуатації. Найбільш точно кути, які спостерігаються в процесі різання, відповідають кутам, визначеним в кінематичній системі координат [1]. Але враховуючи те, що швидкість подачі для більшості інструментів незрівнянно мала в порівнянні зі швидкістю головного руху різання, цим рухом нехтують і визначають кути в статичній системі координат. Тому визначення величин статичних геометричних параметрів різальної частини є актуальною задачею. У загальному випадку інструментальні геометричні параметри різальної частини не співпадають зі статичними геометричними параметрами. Співпадіння буде мати місце тоді, коли вектор швидкості \bar{V} головного руху різання буде перпендикулярний до інструментальної основної площини P_{vi} . У цьому випадку інструментальна площина різання P_{ni} буде співпадати зі статичною площиною різання P_{nc} .

Аналіз останніх досліджень і публікацій

Методика аналітичного визначення геометричних параметрів наведена в роботі [2]. Вона базується на положеннях векторної алгебри, що спрощує проведення розрахунків в сучасних програмних продуктах. В той же час графічне визначення геометричних параметрів інструменту є більш наочним і враховує конструкцію кожного з досліджуваних інструментів.

В літературних джерелах [3-5] показані статичні геометричні параметри інструменту, здебільшого на прикладі прохідного різця, а отримані залежності не завжди є придатними для аналізу впливу одного параметру на інший та не можуть бути узагальнені внаслідок особливостей конструкцій інструментів.

Задання передньої і задньої площин в інструментальній системі координат може відрізнятись від визначеного в статичній системі координат. У статичній системі координат передні і задні кути задаються в головній січній площині або нормальній січній площині (в нормальному до різальної кромки перерізі). У інструментальній системі координат ці кути можуть задаватися в різних перерізах. Тому виникає задача визначення статичних передніх і задніх кутів в головній січній площині при відомих інструментальних кутах в заданому, наприклад, поперечному чи перпендикулярному різальній кромці перерізі.

Метою статті є визначення статичних геометричних параметрів різального інструменту при відомих інструментальних кутах та зв'язку між статичними та інструментальними кутами, заданими на кресленні відповідного інструменту.

Основна частина

При графічному вирішенні такої задачі в системі площин проекцій Π_1/Π_3 зображується різальна кромка АВ (рис. 1), а в системі площин проекцій Π_1/Π_2 - різальна частина інструменту в поперечному перерізі із заданими кутами α_n і γ_n . Площина Π_1 є основною площиною інструментальної системи і співпадає зі статичною основною площиною. Площина Π_3 йде паралельно площинам різання P_{ni} та P_{nc} . Площина Π_4 будується паралельно статичній головній січній площині P_{tc} , проведеної в точці А.

Через точку С, яка розташована на передній площині, проводиться паралельно різальній кромці АВ пряма МС, яка перетинається зі статичною головною січною площиною P_{tc} в точці М. Тому лінія АМ буде лінією перетину площини P_{tc} з передньою площиною.

Положення проекції A_4M_4 лінії AM на площину Π_4 визначає величину статичного головного переднього кута γ_c .

Через точку E , яка в поперечному перетині лежить на задній площині, проведено пряму PE паралельно різальній кромці. Пряма PE перетинається зі статичною головною січною площиною P_{tc} в точці P . Тому лінія PA буде лінією перетину статичної головної січної площини P_{tc} із задньою площиною. Положення проекції A_4P_4 лінії PA на площину Π_4 визначає величину статичного заднього кута α_c .

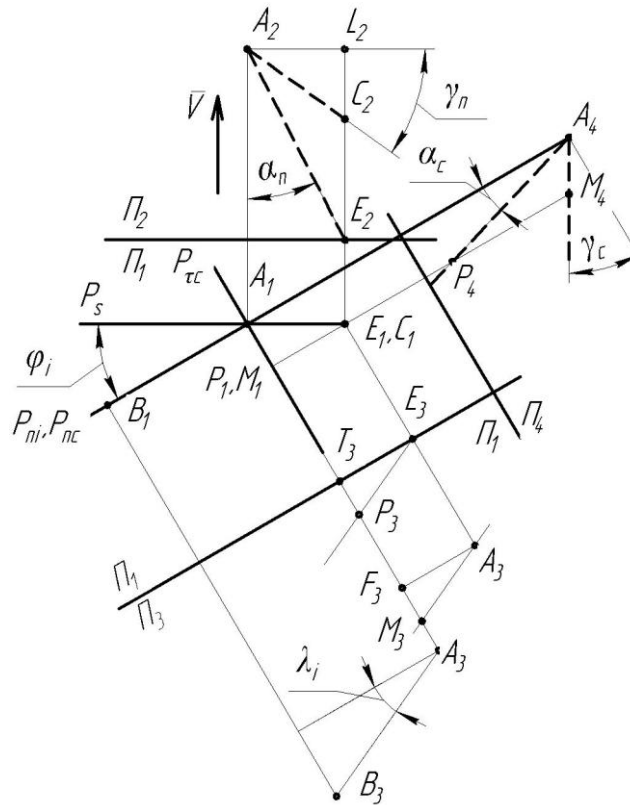


Рисунок 1 – Визначення статичних головних передніх і задніх кутів

Аналізуючи графічне рішення матимемо:

$$\begin{aligned}
 A_1M_1 &= A_1C_1 \cdot \sin \varphi_i, \\
 A_3F_3 &= L_2C_2 = A_1C_1 \cdot \operatorname{tg} \gamma_n, \quad M_3F_3 = A_1C_1 \cdot \cos \varphi \cdot \operatorname{tg} \lambda_i, \\
 A_3M_3 &= A_3F_3 - M_3F_3 = A_1C_1 \cdot \operatorname{tg} \gamma_n - A_1C_1 \cdot \cos \varphi \cdot \operatorname{tg} \lambda_i, \\
 \operatorname{tg} \gamma_c &= \frac{A_3M_3}{A_1M_1} = \frac{A_1C_1 \cdot \operatorname{tg} \gamma_n - A_1C_1 \cdot \operatorname{tg} \lambda_i \cdot \cos \varphi_i}{A_1C_1 \cdot \sin \varphi_i}.
 \end{aligned} \quad (1)$$

Таким чином:

$$\operatorname{tg} \gamma_c = \frac{\operatorname{tg} \gamma_n - \operatorname{tg} \lambda_i \cdot \cos \varphi_i}{\sin \varphi_i}. \quad (2)$$

При визначенні статичного головного заднього кута з побудови матимемо:

$$\begin{aligned}
 M_1C_1 &= A_1C_1 \cdot \cos \varphi_i, \\
 P_3T_3 &= A_1C_1 \cdot \cos \varphi_i \cdot \operatorname{tg} \lambda_i, \\
 A_3T_3 &= L_2E_2 = A_1C_1 \cdot \operatorname{ctg} \alpha_n, \\
 A_3P_3 &= A_3T_3 - P_3T_3 = A_1C_1 \cdot \operatorname{ctg} \alpha_n - A_1C_1 \cdot \cos \varphi_i \cdot \operatorname{tg} \lambda_i, \\
 \operatorname{ctg} \alpha_c &= \frac{A_3P_3}{A_1M_1} = \frac{A_1C_1 (\operatorname{ctg} \alpha_n - \operatorname{tg} \lambda_i \cdot \cos \varphi_i)}{A_1C_1 \cdot \sin \varphi_i},
 \end{aligned} \quad (3)$$

Звідси:

$$\operatorname{ctg} \alpha_c = \frac{\operatorname{ctg} \alpha_n - \operatorname{tg} \lambda_i \cdot \cos \varphi_i}{\sin \varphi_i} \quad (4)$$

Статичний кут в плані φ_c в даному випадку, коли робоча площина P_s йде паралельно площині Π_2 , буде рівний:

$$\varphi_c = \varphi_i \quad (5)$$

Робоча площина P_s може з площиною Π_2 скласти кут ρ , що має місце, наприклад, при точінні токарним прохідним різцем конічної поверхні. В цьому випадку статичний кут в плані φ_c буде рівний:

$$\varphi_c = \varphi_i - \rho \quad (6)$$

Аналогічно вирішується задача визначення статичних передніх γ_c і задніх α_c кутів у разі задання переднього кута $\gamma_{пв}$ і заднього кута $\alpha_{пв}$ в повздовжньому перерізі або в іншій січній площині, не паралельній головній січній площині.

Статичні геометричні параметри різальної частини відрізняються від інструментальних у тому випадку, коли вектор швидкості \vec{V} головного руху різання не йде перпендикулярно інструментальній основній площині. Тому виникає задача визначення наскільки статичні геометричні параметри різальної частини відрізняються від інструментальних.

При вирішенні цієї задачі відомим вважають напрям швидкості \vec{V} головного руху різання $\vec{V} = iV_x - jV_y + kV_z$. Приймемо, що швидкість головного руху різання \vec{V} йде по прямій AC (рис. 2). У системі площин проєкцій Π_1/Π_2 напрям швидкості \vec{V} головного руху різання визначається величинами \vec{V}_x , \vec{V}_y , \vec{V}_z , які вважаються заданими. Площина Π_1 йде паралельно основній інструментальній площині.

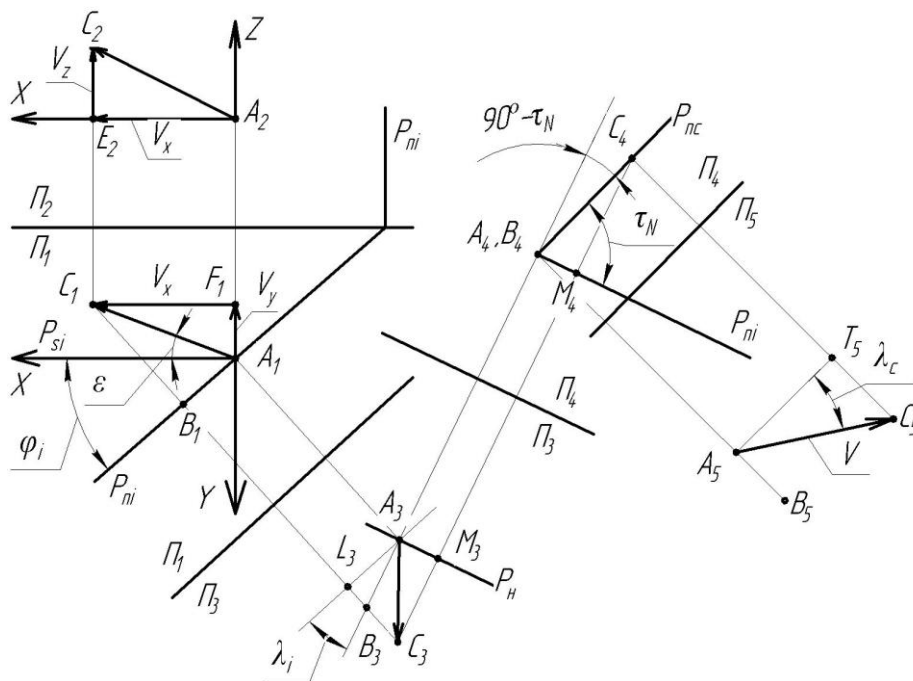


Рисунок 2 – Визначення зв'язку між статичними та інструментальними кутами

Площина Π_2 йде паралельно інструментальній робочій площині P_{si} . Вводиться система площин проєкцій Π_1/Π_3 . Площина Π_3 йде паралельно інструментальній площині різання P_{ni} . У системі площин проєкцій Π_1/Π_3 зображується різальна кромка AB, положення якої задається інструментальними кутами в плані φ_i і куту нахилу різальної кромки λ_i . За правилом заміни площин проєкцій визначається проєкція A_3C_3 прямої AC на площину Π_3 .

Вводиться система площин проєкцій Π_3/Π_4 . Площина Π_4 проводиться перпендикулярно різальній кромці. На площині Π_4 визначається положення інструментальної площини різання P_{ni} і статичної площини різання P_{nc} , кут між якими рівний τ_N .

Величина кута τ_N показує наскільки інструментальні передній γ_{ni} та задній α_{ni} кути відрізняються від відповідних статичних кутів при їх вимірюванні в нормальному до різальної кромки перерізі, тобто:

$$\gamma_{nc} = \gamma_{ni} \pm \tau_N, \quad \alpha_{nc} = \alpha_{ni} \mp \tau_N \quad (7)$$

Аналізуючи графічне рішення будемо мати:

$$\begin{aligned} \operatorname{tg} \varepsilon &= \frac{V_y}{V_x}, \quad A_1 C_1 = \frac{V_y}{\sin \varepsilon}, \\ A_1 B_1 &= A_3 L_3 = A_1 C_1 \cdot \cos(\varphi_i + \varepsilon) = \frac{V_y \cdot \cos(\varphi_i + \varepsilon)}{\sin \varepsilon}, \\ B_1 C_1 &= M_4 C_4 = A_1 C_1 \cdot \sin(\varphi_i + \varepsilon) = \frac{V_y \cdot \sin(\varphi_i + \varepsilon)}{\sin \varepsilon}, \\ B_3 L_3 &= A_1 B_1 \cdot \operatorname{tg} \lambda_i = \frac{V_y \cdot \cos(\varphi_i + \varepsilon) \cdot \operatorname{tg} \lambda_i}{\sin \varepsilon}, \\ B_3 C_3 &= V_z - B_3 L_3 = \frac{V_z \cdot \sin \varepsilon - V_y \cdot \cos(\varphi_i + \varepsilon) \cdot \operatorname{tg} \lambda_i}{\sin \varepsilon}, \\ A_3 M_3 &= A_4 M_4 = B_3 C_3 \cdot \cos \lambda_i = \frac{V_z \cdot \sin \varepsilon \cdot \cos \lambda_i - V_y \cdot \cos(\varphi_i + \varepsilon) \cdot \sin \lambda_i}{\sin \varepsilon}, \\ \operatorname{tg} \tau_N &= \frac{M_4 C_4}{A_4 M_4} = \frac{V_y \cdot \sin(\varphi_i + \varepsilon)}{V_z \cdot \sin \varepsilon \cdot \cos \lambda_i - V_y \cdot \cos(\varphi_i + \varepsilon) \cdot \sin \lambda_i}. \end{aligned} \quad (8)$$

Перетворюючи отримаємо:

$$\operatorname{tg} \tau_N = \frac{V_x \cdot \sin \varphi_i + V_y \cdot \cos \varphi_i}{V_z \cdot \cos \lambda_i - \sin \lambda_i \cdot (V_x \cdot \cos \varphi_i - V_y \cdot \sin \varphi_i)}. \quad (9)$$

У окремому випадку при $V_x = V_y = 0$ матимемо: $\operatorname{tg} \tau_N = 0$; $\tau_N = 0$.

Інструментальні геометричні параметри рівні, в даному випадку, статичним геометричним параметрам різальної частини, що і слід було чекати.

Визначимо статичний кут нахилу різальної кромки λ_c . Статичний кут нахилу різальної кромки λ_c – це кут в статичній площині різання P_{nc} між різальною кромкою АВ і статичною основною площиною P_{vc} (рис. 2). Вводиться система площин проєкцій Π_4/Π_5 . Площина Π_5 проводиться паралельно статичній площині різання P_{nc} . За правилом заміни площин проєкцій визначається проєкція $A_5 B_5$ різальної кромки на площину Π_5 . Проєкція $A_5 C_5$ рівна величині вектора \bar{V} швидкості головного руху різання. Положення прямих $A_5 B_5$ і $A_5 C_5$ визначає величину статичного кута нахилу різальної кромки λ_c в досліджуваній точці А.

Аналізуючи графічне рішення матимемо:

$$\begin{aligned} \sin \lambda_c &= \frac{T_5 C_5}{|\bar{V}|}, \\ T_5 C_5 &= M_3 C_3 = A_3 B_3 + B_3 C_3 \cdot \sin \lambda_i, \\ A_3 B_3 &= \frac{A_3 L_3}{\cos \lambda_i} = \frac{V_y \cdot \cos(\varphi_i + \varepsilon)}{\cos \lambda_i \cdot \sin \varepsilon}, \\ T_5 C_5 &= \frac{V_y \cdot \cos(\varphi_i + \varepsilon)}{\cos \lambda_i \cdot \sin \varepsilon} + \frac{V_z \cdot \sin \varepsilon \cdot \sin \lambda_i - V_y \cdot \cos(\varphi_i + \varepsilon) \cdot \operatorname{tg} \lambda_i \cdot \sin \lambda_i}{\sin \varepsilon}. \end{aligned} \quad (10)$$

Перетворюючи отримаємо:

$$T_5 C_5 = (V_x \cdot \cos \varphi_i - V_y \cdot \sin \varphi_i) \cdot \cos \lambda_i + V_z \cdot \sin \lambda_i. \quad (11)$$

Таким чином:

$$\sin \lambda_c = \frac{\cos \lambda_i \cdot (V_x \cdot \cos \varphi_i - V_y \cdot \sin \varphi_i) + V_z \cdot \sin \lambda_i}{\sqrt{V_x^2 + V_y^2 + V_z^2}}. \quad (12)$$

У окремому випадку при $V_x = V_y = 0$ матимемо: $\sin \lambda_c = \frac{V_z \cdot \sin \lambda_i}{\sqrt{V_z^2}} = \sin \lambda_i$.

Таким чином, в даному випадку, статичний кут нахилу λ_c різальної кромки рівний інструментальному куту нахилу різальної кромки λ_i , що і слід було чекати.

Після розрахунку кута λ_c статичні головні передній γ_c та задній α_c кути визначаються по відомих залежностях:

$$\operatorname{tg} \gamma_c = \frac{\operatorname{tg} \gamma_{nc}}{\cos \lambda_c}, \quad \operatorname{tg} \alpha_c = \operatorname{tg} \alpha_{nc} \cdot \cos \lambda_c \quad (13)$$

Якщо замість швидкості головного руху різання \bar{V} розглядати вектор швидкості результуючого руху різання \bar{V}_e , то за наведеними залежностями можна визначати кінематичні геометричні параметри різальної частини інструменту.

Висновки

В статті виведені залежності для розрахунку статичних головних переднього γ_c і заднього α_c кутів у разі задання інструментальних кутів в поперечному перерізі або в іншій січній площині, не паралельній головній січній площині. За наведеними залежностями можна також розраховувати кінематичні геометричні параметри, підставивши в них проекції вектора швидкості результуючого руху різання замість проекцій вектора швидкості головного руху різання.

Перелік джерел літератури: 1. ДСТУ 2249-93 - Оброблення різанням. Терміни, визначення та позначення. 2. Равська Н.С., Ніколаєнко Т.П., Сільчин Д.О. Методика аналітичного визначення геометричних параметрів різальної частини інструменту / Наукові праці Донецького національного технічного університету. Серія: Машинобудування і машинознавство. Випуск 6 (154). – Донецьк: ДонНТУ, 2009. – С. 118 – 129. 3. Мазур М.П. Основи теорії різання матеріалів: підручник [для вищ. навч. закладів] / М.П. Мазур, Ю.В. Внуков, В.Л. Доброскок, В.О. Залога, Ю.К. Новосьолов, Ф.Я. Якубов; під заг. ред. М.П. Мазура. – Львів: Новий Світ – 2000, 2010. – 422с. 4. Формообразование и режущие инструменты: учебное пособие / А.Н. Овсеенко, Д.Н. Клауч, С.В. Кирсанов, Ю.В. Максимов; под ред. А.Н. Овсеенко. – М.: Форум, 2010. – 416с. 5. Ящерицын П.И. Теория резания: учеб. / П.И. Ящерицын, Е.Э. Фельдштейн, М.А. Корниевич. – 2-е изд., испр. и доп. – Мн.: Новое знание, 2006. – 512 с.

Рецензент: **Мироненко Е.В.**, д.т.н., проф. ДДМА

ГРАФІЧНЕ ВИЗНАЧЕННЯ СТАТИЧНИХ ГЕОМЕТРИЧНИХ ПАРАМЕТРІВ
РІЗАЛЬНОЇ ЧАСТИНИ ІНСТРУМЕНТУ
Равська Н.С., Вовк В.В.

В роботі наведена методика графічного визначення статичних геометричних параметрів різальної кромки інструментів та отримані аналітичні залежності для їх розрахунку. В якості вихідних даних є інструментальні кути, задані в поперечному перерізі або в іншій січній площині, не паралельній головній січній. За цими залежностями також можна розрахувати кінематичні геометричні параметри, якщо замість вектора швидкості головного руху підставити вектор швидкості результуючого руху різання.

ГРАФИЧЕСКОЕ ОПРЕДЕЛЕНИЕ СТАТИЧЕСКИХ ГЕОМЕТРИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ
РЕЖУЩЕЙ ЧАСТИ ИНСТРУМЕНТА
Равская Н.С., Вовк В.В.

В работе приведена методика графического определения статических геометрических параметров режущей кромки инструментов и получены зависимости для их расчета. Исходными данными являются инструментальные углы, заданные в поперечном сечении или в другой секущей плоскости, не параллельной главной секущей. За этими зависимостями также можно рассчитать кинематические геометрические параметры, если вместо вектора скорости главного движения подставить вектор скорости результирующего движения резания.

GRAPHIC DETERMINATION OF THE STATIC TOOLS GEOMETRY
Ravskaya N.S., Vovk V.V.

The methodology of graphic determination of static geometrical parameters of cutting edge of the tools and dependences for their calculation are received. The instrumental angles, set in a cross-section or in other secant plane which not parallel main secant are initial data for calculation. Received dependences makes it possible to calculate working angles of tool, if instead of vector of cutting speed to put the vector of resultant cutting speed.

Ключові слова: різальний інструмент, геометричні параметри, працездатність інструменту, раціональна геометрія

Ключевые слова: режущий инструмент, геометрические параметры, работоспособность инструмента, рациональная геометрия

Key words: cutting tools, tools geometry, tools workability, rational tools geometry

Дата подання статті до редакції: 16 травня 2016 р.

УДК 621.9.

**Васильченко Я.В., Ковалев В.Д., Лищенко А.Н., Сукова Т.А.,
Шаповалов М.В., Антоненко Я.С.**
ДГМА, г.Краматорск, Украина
msi@dgma.com.ua

ПРОЕКТИРОВАНИЕ ТЯЖЕЛЫХ МЕТАЛЛОРЕЖУЩИХ СТАНКОВ НА ОСНОВЕ ФУНКЦИОНАЛЬНОГО МОДЕЛИРОВАНИЯ

При обработке крупных деталей часто требуются иные технические решения, не свойственные другим отраслям машиностроения. Эти особенности вызывают необходимость исследования номенклатуры обрабатываемых деталей, закономерностей обработки на тяжелых станках [1,2], управления процессами резания [3], обеспечения точности и работоспособности оборудования [4], повышения эксплуатационных свойств режущих инструментов [5].

Анализ эксплуатации тяжелых токарных станков с ЧПУ показал, что часто их технологическая насыщенность не соответствует конструктивно-технологическим характеристикам обрабатываемых заготовок. Например, размеры рабочего пространства станков существенно превышают габаритные размеры устанавливаемых заготовок, число формообразующих движений и инструментов в магазине также бывают излишними по отношению к заготовкам. Это приводит к более высокой материало- и энергоемкости станков, а следовательно, завышенной себестоимости изготовления деталей.

В известной литературе практически отсутствует методология оценки и выбора технологической насыщенности тяжелых токарных станков с ЧПУ в соответствии производственно-технологическими условиями их эксплуатации, от которой во многом зависят потребительские свойства выбираемого технологического оборудования. Недостаточно исследована зависимость технологической насыщенности станков с ЧПУ от геометрических (форма и сочетание поверхностей, размеры и т.д.), технологических (точность, материал и т.д.) и организационно - плановых (программа выпуска, трудоемкость обработки и т.д.) характеристик деталей машин и технологии их обработки.

С учетом выше изложенного, разработка основ теории создания тяжелых станков с адаптивным управлением является актуальной научно-технической проблемой. Ее решение позволит существенно повысить производительность, точность и надежность изготовления деталей тяжелого машиностроения.

Цель работы – повышение эффективности обработки деталей тяжелого машиностроения за счет создания теории проектирования тяжелых станков рациональной конструкции с адаптивным управлением.

Для реализации поставленной цели необходимо было, в первую очередь, получить сведения об использовании станков на заводах и о потребности заводов, эксплуатирующих эти станки, в изменении параметров станков и их конструкции.

Вышеуказанные сведения были получены при эксплуатации станков. Информация, полученная при эксплуатации, позволяет наиболее полно выявить причины, снижающие эффективность использования станков и наметить пути их устранения.

Создана база знаний о прецедентах обработки деталей тяжелого машиностроения. Проведен анализ корреляционных зависимостей длины и веса деталей, обрабатываемых на тяжелых токарных станках. Установлено, что в силу большого разнообразия деталей, обрабатываемых на тяжелых токарных станках, при сравнительно полном использовании диаметра точения над суппортом использование длины станины и, особенно, грузоподъемности станка в среднем является весьма низким.

База знаний о деталях позволяет выполнить всесторонний статистический анализ их конструкторско-технологических характеристик и выявить наиболее широко распространенные из них. Группирование деталей осуществляется по общности их конструктивно-

технологических характеристик (геометрия поверхностей, размеры, точность и др.).

Процесс проектирования тяжелого металлорежущего оборудования, в наиболее полной мере отвечающего требованиям большинства заказчиков, заключается в разработке его технологической структуры в виде функционально-структурной модели и обосновании основных технологических параметров (класс точности, размеры рабочего пространства). Построение функционально-структурной модели позволяет установить комплекс необходимых и достаточных (оптимальных) функций, реализуемых станком, и обеспечивающих их исполнительных механизмов (агрегатов, узлов и т.п.).

Для исследования функций тяжелых станков и разработки его функционально-структурной модели применен метод, позволяющий построить функциональную модель процесса, определить его входы и выходы, установить взаимосвязи с другими процессами.

Задача исследования процесса выбора эффективного оборудования в виде функционального модуля представлена на рис. 1. Потребителями данного вида продукции являются механообрабатывающие производства, которым необходимо выбрать эффективное оборудование из уже существующей гаммы станков или, в случае отсутствия последних, заказать новое. Кроме того, вышеуказанный процесс, чрезвычайно важен для обеспечения конкурентоспособности выпускаемых на станкостроительных предприятиях станков.

Входами указанного процесса является внешняя информация, включая требования потребителей и необходимые ресурсы. Основным источником информации служат данные о деталях, подлежащих изготовлению в производстве заказчика.

Деталь определяется следующими характеристиками:

- конструктивными (геометрия поверхностей детали);
- технологическими (вид заготовки, материал, твердость и др.);
- плановыми (объем выпуска, трудоемкость).

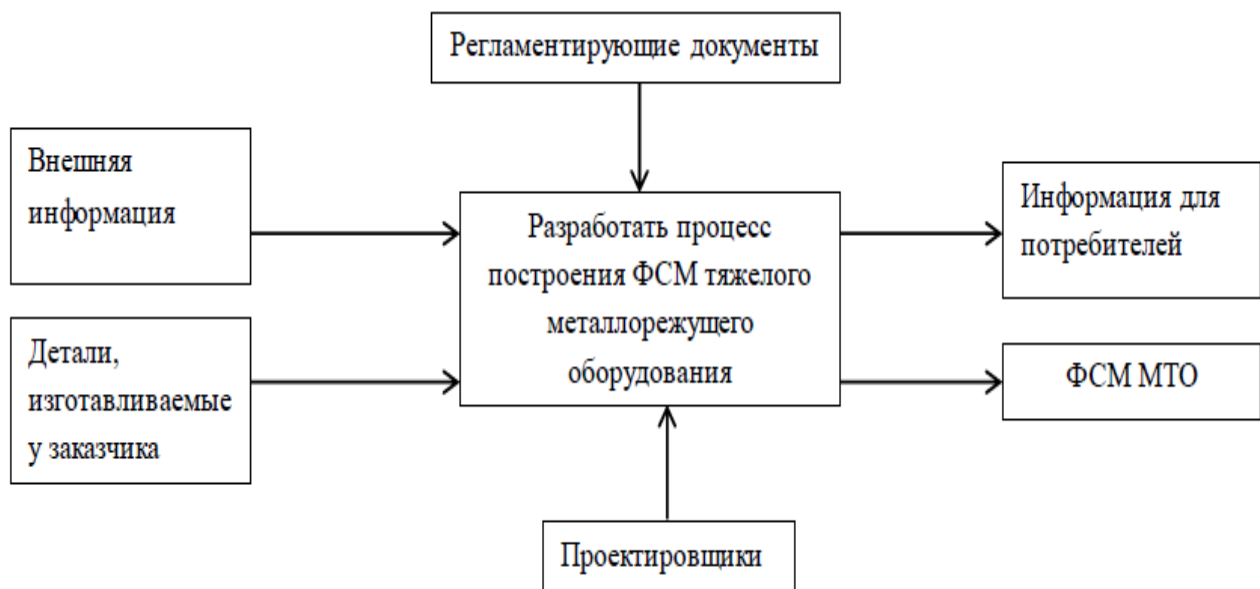


Рисунок 1 – Функциональный модуль процесса выбора эффективного оборудования

Выходами процесса являются конструкции станков, удовлетворяющие требованиям заказчиков, и информация для других потребителей. Управление процессом осуществляется на основании нормативных документов, регламентирующих процессы проектирования тяжелого металлорежущего оборудования.

Внутренняя структура процесса проектирования с использованием механизма декомпозиции представлена на рис.2.

Этап планирования процессов (блок 1) отражает общую последовательность их

реализации. На этапе маркетинга (блок 2) определяются круг заказчиков и основные требования к оборудованию. Сформулировать требования потребителей к станкам можно только на основе анализа их производственных условий и, в первую очередь, номенклатуры подлежащих изготовлению деталей (блок 3). Реализация данного процесса представляет собой серьезную проблему, так как изготавливается широкая номенклатура деталей. Поэтому проведены работы по классификации и группированию широкой номенклатуры деталей с целью обобщения их характеристик. На входе блока 3 имеется множество подлежащих изготовлению в производстве заказчика деталей, а на выходе комплексные детали - представители. Комплексная деталь-представитель обобщает все конструктивные элементы, присущие деталям данной группы на основе анализа их производственных условий и, в первую очередь, номенклатуры подлежащих изготовлению деталей (блок 3).

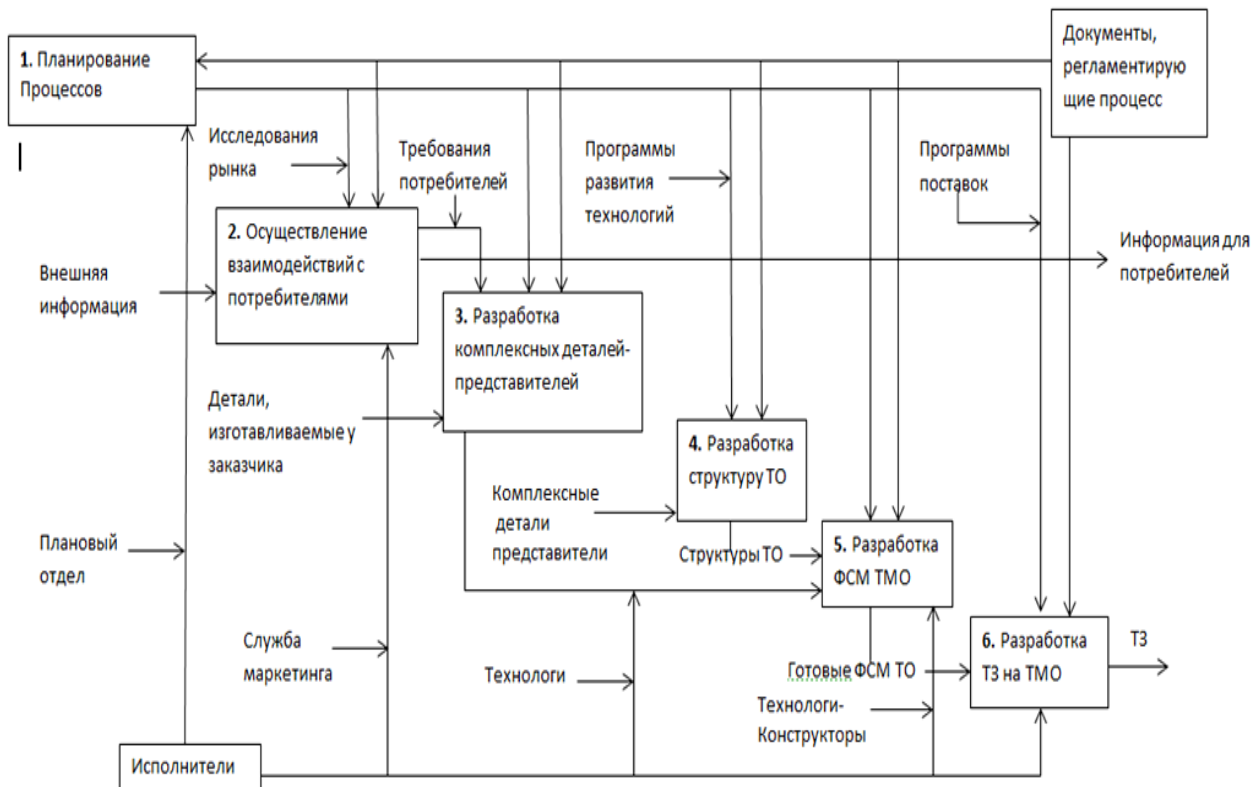


Рисунок – 2 Внутренняя структура процесса проектирования тяжелого станка с использованием механизма декомпозиции

Эффективность эксплуатации станков с ЧПУ во многом определяется их правильным технологическим использованием – рациональным построением технологического процесса и, в частности, выбором режимов резания, обеспечивающих увеличение надежности и производительности обработки.

Увеличение надежности обработки крупногабаритных деталей при использовании предельных глубины резания и подачи может быть достигнуто путем устранения технологических перегрузок, возникающих обычно в момент врезания и выхода инструмента из зоны резания. Производительность и надежность повышают также путем рационального выбора скорости резания.

В связи с высокой стоимостью тяжелых токарных станков с ЧПУ, использованием дорогостоящих режущих инструментов со сменными многогранными пластинами и быстросменной оснасткой периоды стойкости инструментов выбирают более низкими, чем это рекомендуется справочной литературой, а режимы обработки – выше.

Для выбора режимов резания на станках с ЧПУ используют специальные справочники – общемашиностроительные нормативы режимов резания.

Разработаны нормативы, предназначенные для выбора резцов с механическим креплением стандартных многогранных твердосплавных пластин и режимов резания при токарной обработке крупногабаритных деталей на токарных станках с числовым программным управлением.

В нормативах приведены методические указания, пример выбора инструмента и режимов резания, а также карты по выбору инструмента и режимов резания.

Одной из основных задач определения режимов резания является установление стойкости инструмента, обеспечивающей наиболее рентабельный режим работы. Нормативы рассчитаны для определения стойкости в минутах резания, наиболее экономичной при работе на серийно выпускаемых станках с ЧПУ токарной группы резцами с механическим креплением многогранных твердосплавных пластин.

Инструмент, используемый на станках с ЧПУ, работает в условиях многоинструментной наладки последовательного действия. В течение периода стойкости инструмент может использоваться при обработке партий различных деталей. Цикл обработки осуществляется автоматически. Выбор инструмента производится с учетом возможности обработки различных поверхностей определенной группы деталей. Режимы резания назначаются для материала, который предполагается наиболее часто обрабатывать на данном станке. При этом необходимо учитывать особенности построения технологического процесса для станков с ЧПУ (схемы перемещения инструмента, разбиение припуска по проходам, возможность плавного изменения скорости резания и подачи в процессе обработки и т. п.).

Данные, приведенные в нормативах, рекомендуется уточнять применительно к конкретным производственным условиям.

Нормативы имеют следующие особенности:

1. Предусмотрен поэлементный выбор типоразмера пластины и конструкции резца.
2. Рекомендуемые значения черновых подач определены из условия наиболее экономичного использования граней многогранных пластин.

Значительное влияние жесткости системы СПИД на подачу, которое не поддается количественному определению и отсутствие данных о динамической жесткости станков не позволили рекомендовать однозначные решения при назначении подач.

Рекомендуемые подачи даны с учетом удовлетворительного стружколомания.

3. При определении периодов стойкости учтены особенности эксплуатации инструмента на станках с ЧПУ: работа инструмента с переменной глубиной резания, подачей и скоростью резания при различных направлениях перемещения; каждый проход выполняется на режимах, обеспечивающих наиболее полное использование станка и инструмента; инструменты работают в условиях многоинструментальной наладки, последовательного действия.

4. При расчете скоростей резания учтены особенности резцов с механическим креплением многогранных твердосплавных пластин.

Пример карты нормативов представлен в табл. 1.

Таблица 1

Пример карты нормативов

Резцы с механическим креплением твердосплавных пластин			Группа обрабатываемости		2,4		Точение		Станки с ЧПУ						
Скорость резания. Мощность резания					HB>156		Карта 10		Листов 29						
Характер припуска			Припуск равномерный, непрерывный, без включений												
Марка твердого сплава	К _{ив}	Глубина резания t, мм	Подача S ₀ , мм/об до												
			0.1	0.2	0.3	0.4	0.5	0.6	0.7	0.8	0.9	1.0	1.2	1.4	Скорость, мощность
T15K6 T14K8 T5K10	1.0 0.8 0.7	До1	410...37 5 1.5	370...34 5 2.3	340...31 5 2.8	315...290 3.3	290...27 0 3.6	275...25 5 3.9							V, м/мин N _{max} , кВт
		1-2	405...36 5 2.8	260...23 0 4.5	320...30 5 5.4	305...280 6.3	280...26 5 6.9	270...25 0 7.5							V, м/мин N _{max} , кВт
T15K6 T14K8 T5K10	1.25 1.0 0.85	2-3		285...27 0 5.3	270...24 5 6.6	245...225 7.5	220...20 5 8.3	210...19 5 9.1	190...17 5 9.3						V, м/мин N _{max} , кВт
		3-4		270...25 5 6.8	255...23 5 8.6	240...225 10.0	220...20 5 11.0	210...19 5 11.6	195...17 5 12.4	180...17 0 12.9	170...160 13.1	165...15 5 13.7			V, м/мин N _{max} , кВт
		4-5		265...25 0 8.3	250...23 5 10.5	235...220 12.1	215...19 5 13.0	200...19 0 14.3	185...16 5 14.6	175...16 5 15.7	165...155 16.0	160...15 0 16.4			V, м/мин N _{max} , кВт
		5-6			250...23 0 12.6	230...215 14.2	205...19 0 15.1	195...18 5 16.7	180...16 0 17.2	170...16 0 17.7	165...155 18.7	155...14 0 19.7			V, м/мин N _{max} , кВт
T14K8 T5K10	1.1 1.0	6-7				190...175 15.0	175...16 5 15.8	165...15 5 16.9	155...14 0 17.9	145...13 5 18.1	140...130 19.6	130...11 5 20.7			V, м/мин N _{max} , кВт
		7-8				190...175 15.7	175...16 5 17.5	160...15 0 18.0	145...13 0 18.7	140...13 0 19.5	130...120 20.3	125...11 0 21.3			V, м/мин N _{max} , кВт
		Более 8													V, м/мин N _{max} , кВт

Выводы

Разработанные нормативы могут быть использованы как на этапе предварительного назначения режимов резания, так и для адаптивного управления в режиме реального времени.

Результаты исследований были использованы при проектировании тяжелого металлорежущего оборудования [5].

Для этих станков разработана и внедрена многоуровневая система принятия решений с элементами искусственного интеллекта для автоматического управления процессами резания на адаптивном оборудовании [6].

Перечень источников литературы: 1. Анализ входных параметров адаптивных технологических систем работы тяжелых станков / Ковалев В.Д., Васильченко Я.В., Сукова Т.А., Статкевич А.В. // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем: зб. наук. праць. – Краматорськ : ДДМА, вип. №25, 2009. – С. 56-59 2. Васильченко Я.В. Оптимизация процесса резания на тяжелом токарном станке и его автоматизация за счет моделирования процесса резания / Васильченко Я.В., Савелов Д.В., Савелова И.К. // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Збірник наукових праць. – Краматорськ, вип. №30, 2012. – С. 336-3453 3. Анализ методов повышения эффективности процесса токарной обработки крупногабаритных деталей на станках с ЧПУ / Ковалев В.Д., Лишенко А.Н. // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем: зб. наук. праць. – Краматорськ : ДДМА, вип. №35, 2015. – С. 55-60 4. Прогнозування втомної міцності твердих сплавів, оброблених імпульсним магнітним полем / Ковальов В.Д., Сорока О.Б., Родічев Ю.М., Ковальов В.Д., Васильченко Я.В. // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Збірник наукових праць. – Краматорськ, вип. №32, 2013. – С. 317-324. 5. Створення високоточного обладнання та виготовлення крупногабаритних деталей і устаткування / Ковальов В.Д., Єфімов М.В., Разживін М.О., Палашек О.Г., Волошин О.І., Ковальов О.Г., Владимирв А.Ю., Волкогон В.М., Антонюк В.С., Мельнійчук Ю.О. // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Зб. наук. праць. – Краматорськ, вип. №32, 2013. – С. 3-10.6. Адаптивні елементи керування важкими верстатами: монографія / Ковальов В.Д., Васильченко Я.В., Мельник М. С., Гаков С. О., Пономаренко О.В. - Краматорськ : ДДМА, 2014. – 122 с.

Рецензент: Гузенко В.С., к.т.н., проф., ДДМА

ПРОЕКТИРОВАНИЕ ТЯЖЕЛЫХ МЕТАЛЛОРЕЖУЩИХ СТАНКОВ НА ОСНОВЕ
ФУНКЦИОНАЛЬНОГО МОДЕЛИРОВАНИЯ

Васильченко Я.В., Ковалев В.Д., Лищенко А.Н., Сукова Т.А.,
Шаповалов М.В., Антоненко Я.С.

Создана база знаний о прецедентах обработки деталей тяжелого машиностроения. Проектирование тяжелого металлорежущего оборудования осуществляется путем разработки его функционально-структурной модели и обосновании основных технологических параметров. Разработаны нормативы режимов резания для токарной обработки крупногабаритных деталей на токарных станках с числовым программным управлением.

ПРОЕКТУВАННЯ ВАЖКИХ МЕТАЛОРІЗАЛЬНИХ ВЕРСТАТІВ НА ОСНОВІ
ФУНКЦІОНАЛЬНОГО МОДЕЛЮВАННЯ

Васильченко Я.В., Ковальов В.Д., Ліщенко О.М., Сукова Т.О.
Шаповалов М.В., Антоненко Я.С.

Створено базу знань з прецедентами обробки деталей важкого машинобудування. Проектування важкого металорізального обладнання здійснюється шляхом розробки його функціонально-структурної моделі та обґрунтуванні основних технологічних параметрів. Розроблено нормативи режимів різання для токарної обробки великогабаритних деталей на токарних верстатах з числовим програмним управлінням.

DESIGNING OF HEAVY MACHINE TOOLS BASED ON FUNCTIONAL MODELING

Vasilchenko Y.V., Kovalev V.D., Lishenko A.N., Sukova T.A.,
Shapovalov M.V., Antonenko Y.S.

Knowledge data base with precedent processing heavy engineering parts was created. Designing heavy cutting equipment is carried out through the development of its functional-structural model and justification of the main technological parameters. Specifications of cutting conditions for turning large parts on lathes with computer numerical control were developed.

Ключевые слова: проектирование, тяжелый металлорежущий станок, функциональное моделирование, нормативы, числовое программное управление

Ключові слова: проектування, важкий металорізальний верстат, функціональне моделювання, нормативи, числове програмне управління

Keywords: designing, heavy machine tool, functional modeling, specifications, computer numerical control

Дата подання статті до редакції: 11 травня 2016 р.

УДК 621.923

Майборода В.С., Слободянюк И.В., Джулий Д.Ю.

НТУУ «КПІ», г. Киев, Украина

maiborodavs@mail.ru

ОСОБЕННОСТИ МАГНИТНО-АБРАЗИВНОЙ ОБРАБОТКИ БЫСТРОРЕЖУЩЕЙ СТАЛИ В БОЛЬШИХ РАБОЧИХ ЗАЗОРАХ КОЛЬЦЕВОГО ТИПА

Исследования, проведенные в последние годы в области магнитно-абразивной обработки (МАО) деталей сложной пространственной конфигурации типа лопаток газотурбинных двигателей, концевой и осевого режущего инструмента, многогранных неперетачиваемых твердосплавных пластин в условиях больших рабочих зазоров на станках с кольцевой рабочей зоной показали, что указанный метод обработки является достаточно перспективной финишной технологической операцией, которую целесообразно использовать на различных этапах изготовления и ремонта изделий [1-7]. Важно отметить, что в процессе МАО обеспечивается не только значительное, равномерное снижение уровня шероховатости обрабатываемых поверхностей, а и упрочнение поверхностного слоя деталей. Кроме этого доказано, что метод МАО можно рекомендовать и для контролируемого формирования кромок деталей различного назначения – шестерен [8], режущего инструмента [1,3,5-7], лопаток компрессоров [1,2].

Однако имеющаяся в научно-технической литературе информация является достаточно ограниченной и в ряде случаев противоречивой. Подобные противоречия связаны с тем, что не учитываются специфические особенности процессов, проявляющихся при взаимодействии обрабатываемых магнитно-абразивным методом поверхностей с магнитно-абразивным инструментом (МАИ), способностью МАИ при МАО восстанавливать свою форму [4,9-12], его абразивная и полирующая способность, которая зависит не только от кинематики и динамики обработки, а и процессами, происходящими при формировании МАИ, свойствами магнитно-абразивных порошков – его формой, размером частиц, физико-механическими, триботехническими, магнитными характеристиками. Важной является и проблема обеспечения на протяжении всего цикла МАО стабильных свойств МАИ. Следует отметить, что сам процесс МАО, реализуемый с использованием МАИ, находящемся в контролируемо-стабильном состоянии изучен слабо, особенно при обработке ферромагнитных изделий осевого типа – сверл, метчиков, пальчиковых фрез и т.п. в условиях, когда важным при их обработке является целенаправленное управление как полирующими свойствами МАИ, так и способностью обеспечивать упрочнение поверхностного слоя режущего инструмента.

Поэтому **целью работы** является исследование полирующее-упрочняющей способности МАИ, формирующегося при МАО быстрорежущей стали в условиях больших рабочих зазоров при их кольцевом расположении.

Цикл исследований был выполнен на цилиндрических образцах, изготовленных из стали Р5М5, прошедших полный цикл термического упрочнения (закалка + отпуск). Диаметр образцов составлял 16 мм. Предварительно каждый образец был подвергнут тонкой токарной обработке с применением резцов из сверхтвердых материалов и разделен на 12 зон, в которых, впоследствии, выполняли измерения параметра Ra и поверхностной твердости HV. Магнитно-абразивную обработку выполняли на установке типа кольцевая ванна с шириной рабочих зазоров 35 мм. Образцы в процессе обработки располагали таким образом, чтобы продольная ось образцов была параллельна оси кольцевой ванны. Основное рабочее движение при МАО – вращение вокруг оси кольцевой ванны без вращения образцов вокруг собственной оси. При установке образцов в зоне обработки контролировали и фиксировали углы расположения указанных зон на поверхности по отношению к вектору V главного движения (рис. 1).

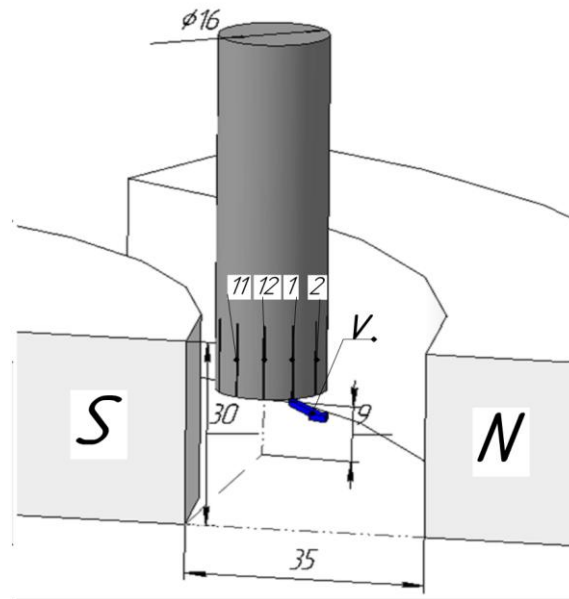


Рисунок 1 – Схема расположения образцов с контрольными зонами в рабочем пространстве магнитной системы

Для формирования МАИ была выбрана гамма порошковых материалов, в том числе полученных методом распыления из расплавов с возможным последующим размолотом и классификацией, отличающихся размерами, формой и физико-механическими свойствами частиц [1,2,13]:

- равноосные осколочные порошки Ферромап с размером частиц 630/400 мкм и коэффициентом неравноосности $k_f = 1,51$ и 200/100 мкм с величиной $k_f = 1,59$;
- неравноосные осколочные порошки типа ДЧК, СП-17 с размером частиц 1000/630 мкм и $k_f = 2,2 - 3,1$;
- неравноосные округлые порошки типа Царамам, фракции 630/400 мкм $k_f = 1,9$;
- равноосные округлые порошки типа ПР Р6М5 (200/100 мкм) и S330 (1000/630 мкм) с величиной $k_f = 1 - 1,05$.

При выборе используемой гаммы порошковых материалов учитывали тот факт, что интегральная твердость частиц порошков ДЧК, Царамам, ПР Р6М5, S330 меньше твердости быстрорежущей стали в 1,2-1,8 раза, а для порошка Ферромап твердость абразивных фаз находится на уровне 27-29 ГПа, что в 2-2,5 раза превышает твердость быстрорежущей стали. Выбор формы и размеров частиц порошков для проведения модельных исследований был сделан на основании анализа возможного контактного взаимодействия элементов MAO с обрабатываемой поверхностью [3,14]. Предполагалось, что крупный округлый порошок обеспечит преимущественное упрочнение поверхностного слоя путем его пластического деформирования с отдельными актами истирания микронеровностей, в то время как осколочные частицы, имеющие малый радиус округления режущих кромок [15], позволят сформировать МАИ с повышенной абразивно-полирующей способностью, обеспечивающей одновременно как микрорезание, так и упрочнение поверхности и поверхностного слоя за счет ударно-фрикционного взаимодействия отдельных объемов МАИ с поверхностью образцов.

MAO выполняли в течение 1 мин. при скорости перемещения образцов вокруг оси кольцевой ванны $V = 3,5$ м/с, величине магнитной индукции в рабочих зазорах 0,25 Тл [1]. Обработку выполняли как с дополнительным восстанавливающим и стабилизирующим форму и свойства МАИ стержневым элементом [4], так и без него. При обработке исследуемые образцы располагались в межполюсном рабочем пространстве станка таким

образом, чтобы в первой зоне (соответствует 0° на последующих зависимостях) величина нормальной составляющей скорости относительного перемещения объемов МАИ и поверхности образца в данной зоне была максимальной (лобовая зона), а в зонах, расположенных под углами 90° и 270° по отношению к направлению движения - была максимальна тангенциальная составляющая. То есть в лобовой зоне должны формироваться условия, обеспечивающие максимальное ударное взаимодействие, способствующее наклепу поверхностного слоя, а на участках поверхности расположенных под углами близкими к 90° и 270° - условия для реализации микрорезания и истирания поверхностных микронеровностей. Характер изменения нормальной V_n и тангенциальной V_τ составляющих скорости относительного перемещения отдельных участков образцов при их движении к кольцевой ванне представлен на рис.2 и может быть рассчитан по зависимостям: $V_n = V \cdot \cos \alpha$, $V_\tau = V \cdot \sin \alpha$, где α – угол размещения контрольных зон на образце относительно вектора главного движения – вращение вокруг кольцевой ванны.

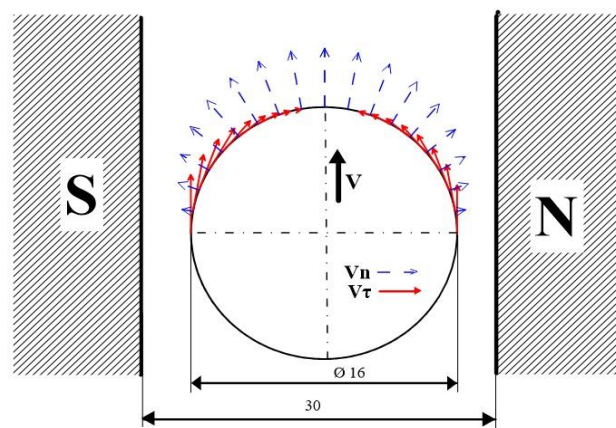


Рисунок 2 – Изменение нормальной и тангенциальной составляющих скорости относительного перемещения отдельных участков образцов в процессе МАО

Выполненные исследования изменения поверхностной твердости $\Delta HV = HV_{MAO} - HV_{исх.}$ и шероховатости поверхности $\Delta Ra = Ra_{MAO} - Ra_{исх.}$ по внешней цилиндрической поверхности на различных участках, показанных на рис.1. После статистической обработки результатов измерений, полученные результаты представлены на рис.3 и рис.4 в виде круговых диаграмм.

Анализ полученных результатов показал, что улучшение шероховатости поверхности образцов после МАО связанное с процессами микрорезания имеет место преимущественно при использовании осколочных порошков с более высокой твердостью абразивных элементов в их составе – Ферромап (рис.4 а,б,ж) в зонах действия повышенной составляющей тангенциальной скорости относительного движения обрабатываемых поверхностей $-V_\tau$ (рис.2). При использовании для формирования МАИ порошковых материалов с округлой формой частиц незначительное уменьшение параметра Ra связано с пластической деформацией выступов микронеровностей. Это подтверждается полученными результатами по росту поверхностной твердости образцов (рис.3). Причем рост твердости в измеряемых зонах наиболее характерен для тех зон, в которых имеет место наибольшие микроудары частиц МАИ о обработанную поверхность, т.е в тех зонах, где действует повышенное значение величины V_n . Важную роль при этом играет и величина округления режущих кромок частиц магнитно-абразивных порошков [15], величина пятна контакта отдельных частиц с обрабатываемой поверхностью [1]. Следует отметить наличие низкой упрочняющей способности при использовании порошков типа Ферромап. Подобный эффект, по-видимому, связан с тем фактом, что упрочненный в процессе МАО слой материала образцов диспергируется в процессе микрорезания.

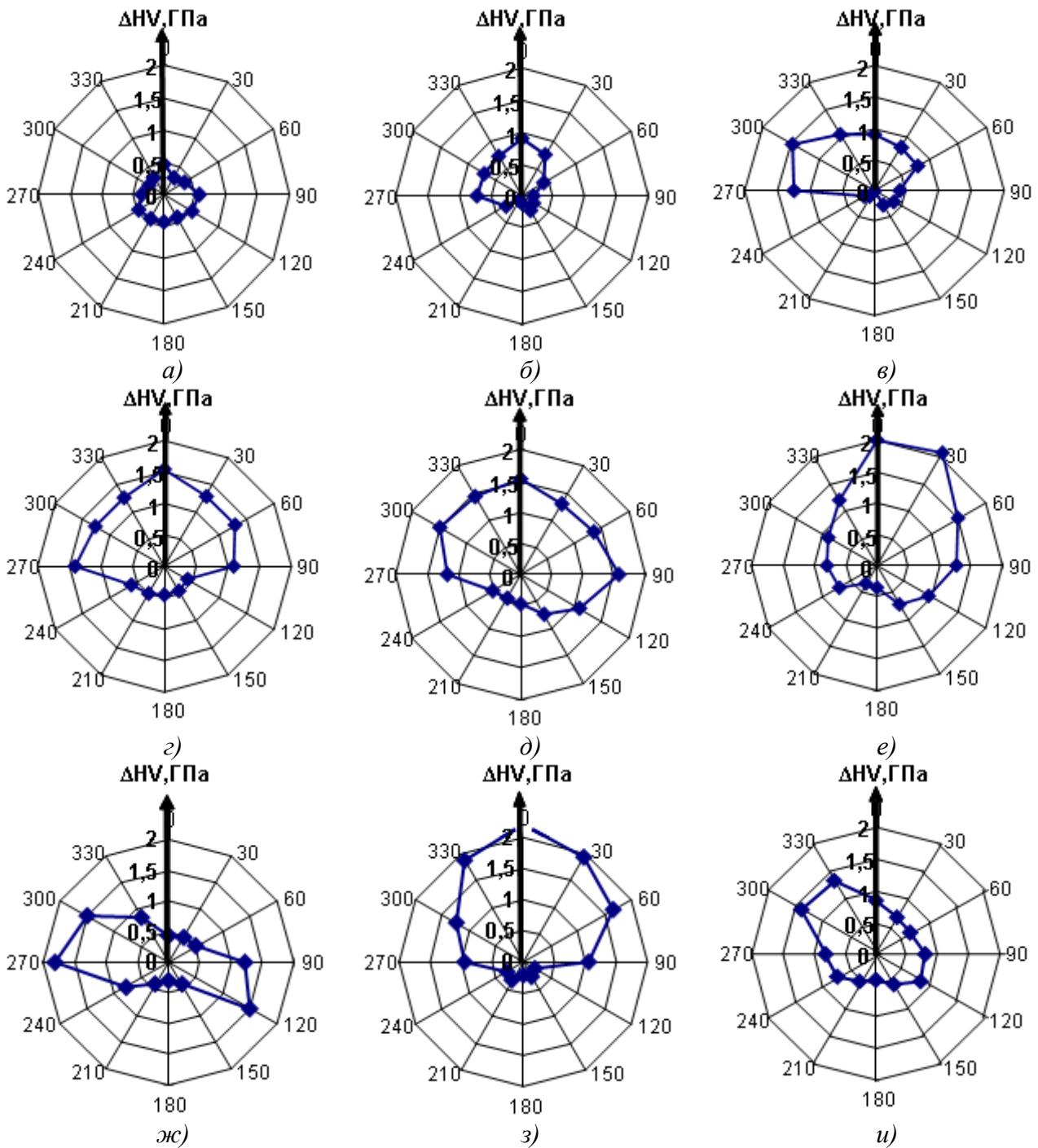


Рисунок 3 – Изменение поверхностной твердости образцов в различных зонах по внешней цилиндрической поверхности после МАО порошками:
a – Ф ерромап (630/400), *б* – Ферромап (200/100); *в* – ПР Р6М5 (200/100);
г, ж – ДЧК (1000/630); *д, з* S330 (1000/630), *е, и* – Царамам (630/400), с использованием
 восстанавливающего стержневого элемента (*а, б, в, г, д, е*) и без использования
 восстанавливающего стержневого элемента (*ж, з, и*).

Обеспечение повышенного упрочняющего действия в отдельных зонах поверхности образцов при использовании округлых порошковых материалов, применяемых в данных исследованиях, не ограничивается только действием повышенных нормальных составляющих скорости относительного перемещения - V_n , а и связано с силами давления, определяемых массой частиц и их макроформирований в составе МАИ [1].

Это подтверждается существенным ростом поверхностной твердости при использовании МАИ, сформированного из округлых порошков в размером частиц большим 400 мкм (рис.3, *д, е, з*) по сравнению с порошком ПР Р6М5 (200/100 мкм) (рис.3, *в*).

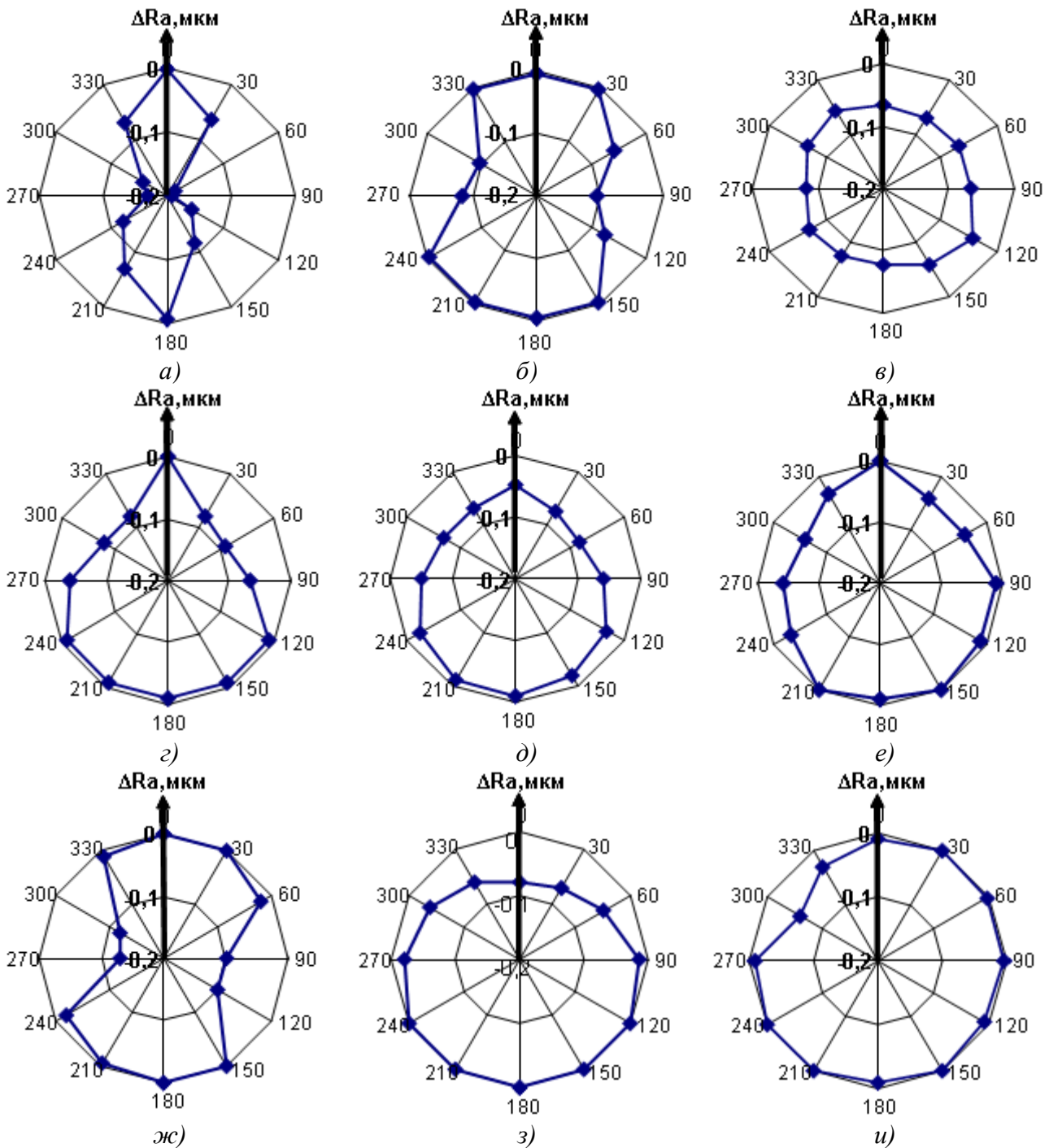


Рисунок 4 – Изменение шероховатости образцов в различных зонах по внешней цилиндрической поверхности после МАО порошками: *а* – Ферромап (630/400); *б* – Ферромап (200/100); *в* – ПР Р6М5 (200/100); *г, ж* – ДЧК (1000/630); *д, з* – S330 (1000/630); *е, и* – Царамам (630/400), с использованием восстанавливающего стержневого элемента (*а, б, в, г, д, е*) и без использования восстанавливающего стержневого элемента (*ж, з, и*)

Результаты по изменению величин ΔRa и ΔHV , полученные на образцах, обработанных в идентичных условиях, но с использованием восстанавливающего стержневого элемента (ВСЭ) и без него подтвердили результаты работ, приведенных в [4].

Показано, что обработка без ВСЭ менее эффективна, что связано с тем фактом, что в отсутствие ВСЭ деталь на начальной стадии процесса MAO переформирует МАИ путем частичного вытеснения порошка из зон обработки, особенно зон, находящихся в средней части (по высоте) рабочих зазоров – области с пониженной магнитной индукцией, в зоны где магнитная индукция имеет более высокие значения – верхний и нижний край магнитных зазоров [4] и его вытеснения за пределы межполюсного пространства. Подтверждением этого является форма круговых диаграмм представленных на рис. 3 г-и, и рис 4.г-и. При этом следует отметить наличие особой формы диаграммы упрочнения образца после MAO осколочным крупнозернистым порошком ДЧК (1000/630 мкм) без использования ВСЭ.

Если при использовании МАИ из крупных округлых порошков максимум по величине ΔHV расположен в зоне действия повышенных значений V_n , то при обработке порошком ДЧК от смещен в зону действия повышенных значений V_z . Это связано с тем, что в зоне с повышенной магнитной индукцией [1,2,4,13] – в непосредственной близости у поверхности полюсных наконечников активно проявляется эффект заклинивания, связанный также и с повышенным коэффициентом внутреннего трения в порошке ДЧК [1], в то время как у МАИ из округлых порошков он существенно ниже, т.е. МАИ более подвижный, легче переформируется, обтекает обрабатываемую поверхность и не способен пакетироваться в пространстве между поверхностями деталей и полюсных наконечников. Необходимо учитывать и специфику структурирования МАИ [1,4], которая проявляется в формирований в процессе MAO особой структуры, состоящей из конусовидных столбиков, расположенных своими основаниями на поверхности полюсных наконечников и веретенообразных формирований, объединяющих эти столбики. Учитывая, что ДЧК и Царамам – неравноосные порошки, то длина структурных формирований в МАИ из указанных порошков в 1,3-1,5 раза больше, чем у равноосных [1]. Кроме этого у указанных формирований значительно выше способность к растяжению без их деструкции. Равноосные порошки, особенно округлые, в процессе MAO менее склонны к устойчивому структурированию и тем самым формируют более подвижный МАИ с повышенной способностью к восстановлению рабочей формы, нивелированию относительно обрабатываемой поверхности, что позволяет проведения частичной обработки теневых зон [2-4,6]. Использование таких порошков как Царамам, S330 для формирования МАИ из смесей порошков [16] должно обеспечить повышение упрочняющего действия процесса MAO. Подтверждение этому приведено в работах [1,17,18]. Для обеспечения полирующего действия МАИ его формирование целесообразно выполнять из осколочных порошков типа Ферромап или смесей, содержащих в своем составе мелкую высокотвердую составляющую, как при MAO твердых сплавов [3,6,7].

Результаты проведенных исследований показали, что наибольшая упрочняющая способность характерна при использовании в процессе MAO крупных округлых порошков, а полирующая – при использовании осколочных. Для подтверждения полученных результатов в условиях максимально близких к условиям обработки осевого быстрорежущего инструмента была проведена дополнительная серия экспериментов. Дополнительно обеспечивалось вращения образцов вокруг собственной оси с частотой вращения 950-1000 об./мин. При этом скорость вращения вокруг оси кольцевой ванны составляла 0,5 и 3,5 м/с. MAO выполняли порошками Ферромап (630/400 мкм) и S330 (1000/630 мкм). Магнитная индукция в рабочих зазорах была аналогичной предыдущей серии экспериментов – 0,25 Тл, время обработки -1 минута. После обработки порошком Ферромап было получено улучшение параметра Ra на 40 % . Изменение скорости вращения образцов вокруг собственной оси не оказало влияния на степень наклепа поверхностного слоя образцов, которая составила 0,11. После обработки крупным округлым порошком S 330 шероховатость поверхности улучшилась на 20-23%. При этом степень наклепа поверхностного слоя образцов после MAO со скоростью вращения вокруг оси кольцевой 3,5 м/с была практически в 2 раза выше, чем при скорости вращения 0,5 м/с и составила величину 0,21 против 0,12.

Выводы

Исследования влияния формы и размеров частиц магнитно-абразивных порошковых материалов при магнитно-абразивной обработке быстрорежущей стали в условиях больших рабочих зазоров при их кольцевом расположении на полирующую и упрочняющую способность показали, что для обеспечения повышенной степени наклепа целесообразно применять округлые порошки с размером частиц более 400 мкм, а для достижения наименьшей шероховатости поверхности после обработки – твердые, осколочные, равноосные порошки.

Перечень источников литературы: 1. Майборода В.С. Основы створення і використання порошкового магнітно-абразивного інструменту для фінішної обробки фасонних поверхонь: дис. докт. техн. наук: спец 05.03.01/Майборода Віктор Станіславович – К., 2002.– 404 с. 2. Степанов О.В. Исследование процесса формирования магнитно-абразивного порошкового инструмента для обработки деталей сложной формы. дис. канд. техн. наук. : 05.16.06 / Степанов О.В. – К., 1997. -145с. 3. Ульяненко Н.В. Підвищення працездатності твердосплавного інструменту шляхом застосування магнітно-абразивного оброблення та нанесення зносостійких покриттів. Дис. канд. техн. наук.: 05.03.01 /Ульяненко Н.В. - Київ, 2006. – 160с. 4. Ткачук І.В. Формування магнітно-абразивного інструменту зі стабільними властивостями в робочих зазорах кільцевого типу: дис. канд. тех. наук: 05.03.01 / Ткачук Іванна Валентинівна – Київ, 2015. – 164с. 5. Byelyaev O. Erhöhung der Leistungsfähigkeit von HSS-Spiralbohrern durch Einsatz der magnetabrasiven Bearbeitung. Dissertation Dr.-Ing. –Magdeburg, Germany, 2008.-149 p. 6. Джулій Д.Ю. Підвищення якості багатограничних твердосплавних пластин при магнітно-абразивному обробленні в кільцевій ванні: дис.канд. техн. наук: 05.03.01 / Джулій Дмитро Юрійович – Київ, 2014. – 175с. 7. Klimov O. Magnet-Abrasive-Bearbeitung von Werkzeuge aus WC-Hartmetall. Dissertation Dr.-Ing. –Magdeburg, Germany, 2014.-159 p. 8. Гейчук В.М. Магнітно-абразивна обробка валів-шестерень насосів / В.М.Гейчук, В.С.Майборода, А.Ю.Гаврушкевич //Промислова гідравліка і пневматика. 2007. - №1(15). – С.94-99. 9. Майборода В.С. Особенности формирования магнитно-абразивного инструмента при магнитно-абразивной обработке длинномерных деталей в кольцевой рабочей зоне / В.С.Майборода, Д.Ю.Джулий, И.В.Ткачук // Наукові праці Донецького національного технічного університету. Серія: Машинобудування і машинознавство. – Донецьк: ДонНТУ, 2011. –№8(190).– С.49-56. 10. Майборода В. Магнітно-абразивне оброблення кільцевого різального інструменту в умовах великих магнітних щілин з використанням відновлювальних елементів / В. Майборода, Д. Джулій, І. Ткачук, О. Беляєв// Вісник ТНТУ, 2012 - №4(68) – С 133-141. 11. Майборода В.С. Формирование магнитно-абразивного инструмента в рабочих зонах установок типа «кольцевая ванна» /В.С.Майборода, Д.Ю.Джулий, И.В.Ткачук //Наукові праці ДонНТУ. Серія: Машинобудування і машинознавство. – Донецьк:ДонНТУ, 2012. - Вип.9(205) – С.127-133. 12. Майборода В.С. Структурно-физическая модель формирования магнитно-абразивного инструмента в больших рабочих зазорах кольцевого типа при обработке стержневых изделий / В.С.Майборода, Д.Ю.Джулий, И.В.Ткачук //Наукові праці ДонНТУ. Серія: Машинобудування і машинознавство.–Донецьк:Доннту, 2013. – Вип.1(10). – С. 36 – 46. 13. Олиker В.Е. Порошки для магнитно-абразивной обработки и износостойких покрытий. /Олиker В.Е. – М.:Металлургия, 1990. –176 с. 14. Майборода В.С. Застосування магнітно-абразивної обробки для зміцнення різального інструменту/В.С.Майборода, Н.В.Ульяненко, Л.Г.Дюбнер //Вісник ЖДТУ – 2003.-№3(27). – С.22-31. 15. Ткачук І.В. Геометричні характеристики магнітно-абразивних порошків/ И.В.Ткачук, В.С.Майборода //Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Збірник наук. праць. – Краматорськ, 2014. – Вип. 34 – С. 49 – 55. 16. Майборода В.С. Дослідження властивостей магнітно-абразивного інструменту, сформованого з двох фракційних сумішей порошків при магнітно-абразивній обробці у великих магнітних щілинах //Технологічні системи. – 2007. - №1(37). – С.40-55. 17. Майборода В.С. Магнітно-абразивне оброблення свердел виготовлених з швидкорізальної сталі/ В.С.Майборода, Д.Ю.Джулий, И.В.Ткачук, Н.В.Мініцька, О.О.Беляєв//Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем Збірник наукових праць Випуск 31- 2012. – С.271-279. 18. Грязнов Б.О. Вплив комплексної магнітно-абразивної обробки і композиційних покриттів на характеристики втоми робочих лопаток ГТД//Б.О.Грязнов, В.С.Майборода, Ю.С.Налимов, І.І.Білик, О.М.Герасимчук// Вибрации в технике и технологиях.-2001. - №5(21). – С.80-83.

Рецензент: **Клименко Г.П.**, д.т.н., проф. ДДМА

ОСОБЕННОСТИ МАГНИТНО-АБРАЗИВНОЙ ОБРАБОТКИ БЫСТРОРЕЖУЩЕЙ СТАЛИ
В БОЛЬШИХ РАБОЧИХ ЗАЗОРАХ КОЛЬЦЕВОГО ТИПА
Майборода В.С., Слободянюк И.В., Джулий Д.Ю.

В данной работе представлены результаты исследований влияния формы и размеров частиц магнитно-абразивных порошковых материалов при магнитно-абразивной обработке быстрорежущей стали в условиях больших рабочих зазоров при их кольцевом расположении на полирующую и упрочняющую способность. Показано, что для обеспечения повышенной степени наклепа целесообразно применять округлые порошки с размером частиц более 400 мкм, а для достижения наименьшей шероховатости поверхности после обработки – твердые, осколочные, равноосные порошки.

ОСОБЛИВОСТІ МАГНІТНО-АБРАЗИВНОЇ ОБРОБКИ ШВИДКОРІЗАЛЬНОЇ СТАЛІ
У ВЕЛИКИХ РОБОЧИХ ЗАЗОРАХ КІЛЬЦЕВОГО ТИПУ
Майборода В.С., Слободянюк І.В., Джулій Д.Ю.

В даній роботі представлені результати досліджень впливу форми і розмірів частинок магнітно-абразивних порошкових матеріалів при магнітно-абразивній обробці швидкорізальних сталей в умовах великих магнітних зазорів кільцевого типу на поліруючу і зміцнюючу здатність. Показано, що для забезпечення підвищеного ступеню наклепу доцільно використовувати округлі порошки з розміром частинок більше 400 мкм, а для досягнення найменшої шорсткості поверхні після обробки – тверді, осколчасті, рівновісні порошки.

FEATURES OF MAGNETO-ABRASIVE MACHINING OF HIGH-SPEED STEEL
IN THE LARGE RING-TYPE WORKING AREAS
Maiboroda V. S., Slobodianiuk I. V., Dzhulii D. Yu.

This paper presents the results of studies the influence of particle size and magneto-abrasive powder materials at magneto-abrasive machining of high-speed steel in a large magnetic ring-type working areas on polishing and hardening ability. It was shown, that to provide increased degree of hardening is appropriate to use rounded powders with a particle size of 400 μm , and for achieving a lower surface roughness after machining - hard, fission-fragmented, equiaxed powders.

Ключевые слова: магнитно-абразивная обработка, магнитно-абразивный инструмент, полирующая, упрочняющая способность, быстрорежущие стали, свойства порошков

Ключові слова: магнітно-абразивна обробка, магнітно-абразивний інструмент, полірувальна, зміцнювальна здатність, швидкорізальні сталі, властивості порошків

Key word: magneto-abrasive machining, magneto-abrasive tool, polishing, hardening ability, high-speed steels, powder properties

Дата подання статті до редакції: 18 травня 2016 р.

УДК 621.9

Клименко Г.П., Полупан И.И.
ДГМА, г. Краматорск, Украина

ОПРЕДЕЛЕНИЕ КАЧЕСТВА КОНСТРУКЦИЙ СБОРНЫХ РЕЗЦОВ ДЛЯ ВОССТАНОВЛЕНИЯ ПРОФИЛЯ КОЛЕСНЫХ ПАР

Введение

Количественная оценка качества конструкций режущего инструмента с использованием квалиметрического подхода производилась [1] для резцов сборной конструкции общего назначения. Дальнейшее развитие квалиметрии получили исследования [2, 3] относительно процесса эксплуатации режущего инструмента. Однако, сборные резцы для восстановления профиля колесных пар имеют свои конструктивные особенности [4, 5], которые необходимо учитывать при определении эффективности конструкции и ее качества.

Целью настоящей работы является разработка иерархической системы свойств, составляющих качество сборных резцов для восстановления профиля колесных пар, для количественной оценки эффективности новых конструкций.

Основная часть

Применяя квалиметрический подход к оценке качества конструкции сборных резцов, была разработана иерархическая система свойств, составляющих качество инструмента для обработки колесных пар, которая представлена на рис. 1.

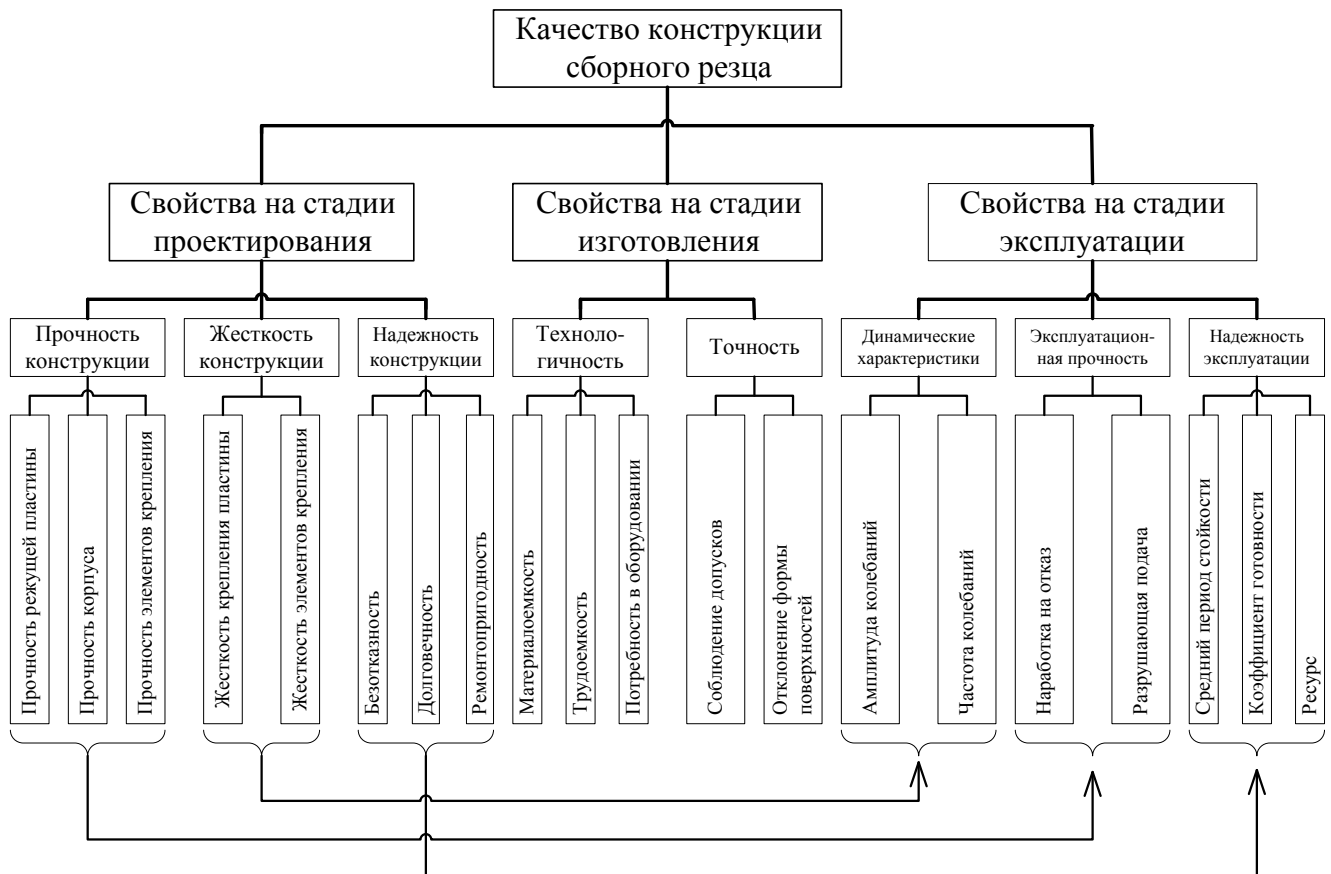


Рисунок 1 – Иерархическая система свойств, составляющих качество сборного режущего инструмента для обработки колесных пар

В указанной системе уровень качества сборного режущего инструмента для обработки колесных пар учитывает следующие свойства:

- свойства на стадии проектирования;
- свойства на стадии изготовления;
- свойства на стадии эксплуатации.

Каждое из этих свойств характеризуется свойствами более низкого уровня. Так свойства на стадии проектирования включают в себя:

- прочность конструкции, которая характеризуется прочностью режущей пластины, прочностью корпуса, прочностью элементов крепления;
- жесткость конструкции, которая характеризуется жесткостью крепления пластины, жесткостью элементов крепления;
- надежность конструкции, которая характеризуется безотказностью, долговечностью, ремонтпригодностью.

Аналогично свойства на стадии изготовления включают в себя:

- технологичность, которая характеризуется материалоемкостью, трудоемкостью, потребностью в оборудовании;
- точность, которая характеризуется соблюдением допусков, отклонением формы поверхностей.

И, наконец, свойства на стадии эксплуатации включают в себя:

- динамические характеристики, которые характеризуются амплитудой и частотой колебаний;
- эксплуатационную прочность, которая характеризуется наработкой на отказ, разрушающей подачей;
- надежность эксплуатации, которая характеризуется средним периодом стойкости, коэффициентом готовности, ресурсом.

Эксплуатационные испытания сборных резцов для восстановления профиля колесных пар базовой и усовершенствованной конструкций проводились методом разрушающей подачи в лабораторных условиях на токарном станке 1А64. Результаты эксплуатационных испытаний приведены в табл. 1.

Таблица 1

Результаты лабораторных испытаний сборных резцов для восстановления колёсных пар методом разрушающей подачи

Резец		Марка твердого сплава	Обрабаты- ваемый материал	Режимы испытания		Разруша- ющая подача, мм/об	Повышение прочности
				t, мм	v, м/мин		
чашечный	базовая конструкция	Т14К8	Сталь 3	3	20	4,5	-
	усоверш. конструкция					5,1	14 %
тангенци- альный	базовая конструкция	МС221	Сталь 3	3	20	4,75	-
	усоверш. конструкция					5,7	20 %

Для оценки свойств на стадии проектирования (прочность конструкции, жесткость конструкции, надежность конструкции) использовались оценки экспертной группы, состоящей из 7 человек, в которой были представители предприятий (ПАО «КЗТС», локомотивное депо ст. Лиман) и кафедр КМСИТ и АПП ДГМА.

Весомость каждого свойства вычислялась по формуле (1) в зависимости от рангов R_i , определенных экспертами:

$$B_i = \frac{R_i}{\sum_{i=1}^8 R_i}. \quad (1)$$

Уровень качества конструкции определялся по формуле:

$$Y_i = \sum_{i=1}^n K_i^j \cdot B_i^j, \quad (2)$$

где K_i^j – оценка комплексного i -го свойства на j -м уровне рассмотрения; B_i^j – весомость i -го свойства на j -м уровне рассмотрения.

Результаты оценки рангов и оценки весомостей свойств, составляющих качество сборных резцов для восстановления профиля колесных пар, представлены в табл. 2 и 3.

Таблица 2

Результаты оценки рангов и оценки весомостей свойств, составляющих качество сборных чашечных резцов для обработки колесных пар

Номер свойства	Наименование свойств	Ранг R_i	Весомость B_i	Оценка $K_i = \frac{P_i}{P_i^{\text{баз}}}$		Основание
				Резец 1 (баз.)	Резец 2 (усов.)	
Стадия проектирования						
1	Прочность конструкции	10	0,14	1,2	1,2	Экспертная оценка
2	Жесткость конструкции	10	0,14	1,2	1,6	
3	Надежность конструкции	9	0,13	1,1	1,1	
Стадия изготовления						
4	Технологичность	7	0,10	0,8	0,8	Опытные образцы
5	Точность	5	0,08	1,0	1,0	
Стадия эксплуатации						
6	Динамические характеристики	10	0,14	1,2	1,5	Лабораторные и эксплуатационные испытания
7	Эксплуатационная прочность	10	0,14	1,4	1,6	
8	Надежность эксплуатации	9	0,13	1,2	1,2	
	$\sum R_i$	70				

Уровень качества базовой конструкции сборного чашечного резца равен:

$$y_{\text{чаш}} = \sum_{i=1}^n K_i \cdot B_i = 1,2 \cdot 0,14 + 1,2 \cdot 0,14 + 1,1 \cdot 0,13 + 0,8 \cdot 0,1 + 0,08 \cdot 1 + 1,2 \cdot 0,14 +$$

$$+ 1,4 \cdot 0,14 + 1,2 \cdot 0,13 = 1,159.$$

Определим уровень качества эксплуатации усовершенствованной конструкции сборного чашечного резца:

$$y_{2\text{чаш}} = \sum_1^n K_i \cdot B_i = 1,2 \cdot 0,14 + 1,6 \cdot 0,14 + 1,1 \cdot 0,13 + 0,8 \cdot 0,1 + 0,08 \cdot 1 + 1,5 \cdot 0,14 + 1,6 \cdot 0,14 + 1,2 \cdot 0,13 = 1,285.$$

Таблица 3

Результаты оценки рангов и оценки весомостей свойств, составляющих качество сборных резцов с тангенциальным креплением пластин для обработки колесных пар

Номер свойства	Наименование свойств	Ранг R_i	Весомость B_i	Оценка $K_i = \frac{P_i}{P_i^{\text{баз}}}$		Основание
				Резец 1 (баз.)	Резец 2 (усов.)	
Стадия проектирования						
1	Прочность конструкции	10	0,14	1,2	1,2	Экспертная оценка
2	Жесткость конструкции	10	0,14	1,3	1,7	
3	Надежность конструкции	9	0,13	1,1	1,1	
Стадия изготовления						
4	Технологичность	7	0,10	0,8	0,8	Опытные образцы
5	Точность	5	0,08	1,0	1,0	
Стадия эксплуатации						
6	Динамические характеристики	10	0,14	1,3	1,8	Лабораторные и эксплуатационные испытания
7	Эксплуатационная прочность	10	0,14	1,5	1,8	
8	Надежность эксплуатации	9	0,13	1,2	1,2	
	$\sum R_i$	70				

Определим уровень качества эксплуатации базовой конструкции сборного резца с тангенциальным креплением пластины:

$$y_{1\text{ман}} = \sum_1^n K_i \cdot B_i = 1,2 \cdot 0,14 + 1,2 \cdot 0,14 + 1,1 \cdot 0,13 + 0,8 \cdot 0,1 + 0,08 \cdot 1 + 1,3 \cdot 0,14 + 1,5 \cdot 0,14 + 1,2 \cdot 0,13 = 1,187.$$

Далее определим уровень качества эксплуатации усовершенствованной конструкции сборного чашечного резца:

$$y_{2\text{ман}} = \sum_1^n K_i \cdot B_i = 1,2 \cdot 0,14 + 1,7 \cdot 0,14 + 1,1 \cdot 0,13 + 0,8 \cdot 0,1 + 0,08 \cdot 1 + 1,8 \cdot 0,14 + 1,8 \cdot 0,14 + 1,2 \cdot 0,13 = 2,089.$$

Выводы

Квалиметрический подход к количественной оценке качества конструкций сборных резцов для обработки колесных пар позволил определить уровень качества Y_i конструкции на основании экспертных оценок и результатов экспериментальных исследований.

Таким образом, $Y_{2чаш} \succ Y_{1чаш}$, $Y_{2тан} \succ Y_{1тан}$. Следовательно, расчетами подтверждено, что уровень качества усовершенствованных конструкций сборного чашечного резца и сборного резца с тангенциальным креплением пластины выше уровня качества базовых конструкций в 1,2 и 1,7 раза соответственно.

Перечень источников литературы: 1. Хагт Г.Л. Прочность режущего инструмента. / Г.Л. Хагт – М. : Машиностроение, 1975. – 168 с. 2. Клименко Г.П. / Определение уровня качества эксплуатации режущего инструмента. // Вісник НТУУ «КПІ». Серія: машинобудування. Зб. наук. Праць. – Вип. 40. – Київ: НТУУ «КПІ», 2001, с. 337-346. 3. Клименко Г.П. Основы рациональной эксплуатации режущего инструмента. / Учебное пособие. – Краматорск: ДГМА, 2006. – 200 с. 4. Kovalov V. Research of the construction parameters in elements of fastening of tip on the durability of split cup-tip tool / V. Kovalov, V. Guzenko, I. Polupan // 9th International Quality Conference: Conference manual. – Kraguevac, Serbia : Center for Quality, Faculty of Engineering, University of Kraguevac, 2015. – Scientific Focus 1. – P. 94-98. – ISBN 978-86-6335-015-1. 5. Полупан И.И. / Г.П. Клименко, В.С. Гузенко, И.И. Полупан // Исследование влияния усилий закрепления режущей пластины по цилиндрическому отверстию на динамические характеристики сборного резца. // Вісник Національного технічного університету «ХПІ». Серія: технології в машинобудуванні. Зб. наук. праць, №4(1113). Харків: НТУ «ХПІ», 2015, с. 101-103.

Рецензент: **Ковальов В. Д.**, д.т.н., проф. ДДМА

ВИЗНАЧЕННЯ ЯКОСТІ КОНСТРУКЦІЙ ЗБІРНИХ РІЗЦІВ ДЛЯ ВІДНОВЛЕННЯ
ПРОФІЛЮ КОЛІСНИХ ПАР
Клименко Г.П., Полупан І.І.

В даній роботі на основі кваліметричного підходу до оцінювання якості конструкції і процесу експлуатації збірних різців для відновлення профілю колісних пар, розроблена ієрархічна система властивостей, що складають їх якість, а також розрахована кількісна оцінка рівня якості конструкції та процесу експлуатації збірних різців для відновлення профілю колісних пар.

ОПРЕДЕЛЕНИЕ КАЧЕСТВА КОНСТРУКЦИЙ СБОРНЫХ РЕЗЦОВ ДЛЯ ВОССТАНОВЛЕНИЯ
ПРОФИЛЯ КОЛЕСНЫХ ПАР
Клименко Г.П., Полупан И.И.

В данной работе на основании кваліметрического подхода к оценке качества конструкции и процесса эксплуатации сборных резцов для восстановления профиля колесных пар, разработана иєрархическая система свойств, составляющих их качество, а также рассчитана количественная оценка уровня качества конструкции и процесса эксплуатации сборных резцов для восстановления профиля колесных пар.

DEFINITION OF CONSTRUCTIONS OF MODULAR CUTTING TOOLS FOR WHEELPAIRS
CONTOUR RENEWAL QUALITY
Klymenko G.P., Polupan I.I.

In this paper ground on qualimetry approach to an estimation of quality of a construction and process of maintenance of cup-tip tool for wheel-pairs contour renewal, the hierarchical system of the properties making their quality is developed, and also the quantitative estimation of quality of a construction and process of maintenance of cup-tip tool for wheel-pairs contour renewal is calculated.

Ключові слова: кваліметрія, збірний різець, якість, ієрархічна система властивостей, експлуатація

Ключевые слова: кваліметрія, сборный резец, качество, иєрархическая система свойств, експлуатація

Keywords: qualimetry, a modular cutting tool, quality, hierarchical system of properties, maintenance

Дата подання статті до редакції: 7 травня 2016 р.

УДК 621.881

Луців І.В., Стахурський О.О.
ТНТУ ім. Івана Пулюя, м. Тернопіль, Україна

ФОРМУВАННЯ І ПОДРІБНЕННЯ СТРУЖКИ ПРИ БАГАТОЛЕЗОВІЙ ОБРОБЦІ З КОЛИВАННЯМИ РІЗАЛЬНИХ ЕЛЕМЕНТІВ

Постановка проблеми. Обробка з використанням багатолезового оснащення дозволяє не лише забезпечити високоякісні характеристики обробки, а й підвищити ефективність подрібнення стружки в процесі точіння, зокрема, на основі керування кінематикою обробки.

При такій багатолезовій обробці можна керувати параметрами процесу дроблення стружки, а саме – часом циклу утворення елементів стружки і відповідною її довжиною. При цьому слід забезпечувати лише раціональні параметри налагодження як самого верстатно-інструментального оснащення (ВІО), так і технологічного процесу.

Аналіз останніх досліджень і публікацій. При багатолезовій обробці можуть утворюватись як стружки сколювання і надлому, так і зливна стружка. Різання пластичних матеріалів з великими швидкостями призводить до утворення саме зливної стружки, яка є найбільш небезпечною для функціонування обладнання [1]. Застосування багатолезового оснащення із керованою кінематикою дозволяє ефективно подрібнювати стружку в процесі обробки [2]. Така обробка передбачає звільнення лез від жорсткого зв'язку і надання рухомості в осьовому напрямку, вирівнювання складових сил різання, що діють на різальні елементи, виключення впливу на деформації тих факторів, що визначають точність і якість обробки [3].

Мета роботи. Метою даної роботи є доведення ефективності використання багатолезового оснащення адаптивного типу із коливання на формоутворення стружки та загального позитивного впливу на технологічні параметри різання.

Постановка задачі і результати досліджень. Для вирішення поставленої мети порівнюємо як змінюються кінематичні кути різальних лез інструментів при використанні багатолезового оснащення враховуючи, що при такій обробці, яка супроводжується коливаннями, діє ряд чинників, які суттєво впливають на стружкоутворення. При цьому, аналіз стружкоутворення при багатолезовій обробці із керованою кінематикою враховує, що елементи стружки можуть утворюватись як в процесі неперервного різання, так і за рахунок дроблення стружки під час обробки [4].

В першому випадку утворення елементів стружки визначається самою фізикою процесу різання та її особливостями для лезової обробки. Проте, внаслідок керованих коливань рухів різальних елементів очевидно змінюються суттєво умови різання на кожному із них. При цьому має місце певна нерівномірність процесу стружкоутворення. Ступінь цієї нерівномірності залежить від величин параметрів ВІО, його налагодження, режимів обробки та умов різання. Тоді, коли при однакових умовах при звичному різанні отримують неперервну, міцну стружку зливної форми, то при обробці із коливаннями може утворюватись стружка подрібненої форми. Адаже, з одного боку застосування керованих коливань суттєво впливає на зміну геометрії різання, може полегшувати процес руйнування матеріалу, при цьому можуть змінюватись і кут дії, і кут сколювання (зсуву). З іншого боку, внаслідок коливань рухів різальних елементів суттєво змінюється товщина і ширина стружки. При значних коливаннях площі поперечного перерізу стружки міцність її по слабкому січенні (зокрема по впадині) може виявитись недостатньою і стружка зламається. Таким чином, утворюються елементи стружки у вигляді окремих спіральок, кілець чи завитків. При обриві елементів стружки посилюється нерівномірність процесу стружкоутворення, що сприяє подальшому подрібненню. Довжина елементів стружки зменшується із збільшенням нерівномірності умов різання на різальних елементах.

Найбільш суттєвим для формування стружки є товщина зрізаного шару, значення переднього кута інструменту та швидкості різання [2, 4]. Подача при багатолезовому різанні із коливаннями (для будь-яких видів обробки) поділяється між різальними елементами і є величиною змінною. Таким чином, змінною є і товщина зрізаного шару кожним різцем, змінюються і кінематичні передні кути різальних елементів. Величина товщини зрізаного шару є пропорційною величині подачі: $a_{zp} = s \sin \varphi$. Очевидно, що при багатолезовій обробці із коливаннями товщина зрізу є величиною змінною: $a_{zp} = s/n[1 + \Delta s_n(t)/s] \times \sin \varphi$, де $\Delta s_n(t)$ - різниця у значеннях миттєвих подач двох сусідніх із n різальних елементів відповідно до їх слідів.

Ця формула показує, що при багатолезовій обробці стружка виявляється тоншою, ніж при однорізцевій обробці, але змінної товщини. Це створює умови для переходу, при певних умовах, зливної стружки в елементну.

Значення переднього і заднього кутів інструменту, поряд із товщиною зрізаного шару та швидкістю різання, є суттєвим фактором при формуванні стружки [5, 6]. Зокрема, при дворізцевому точінні за методом поділу подачі різці знаходяться в одному січенні зрізу і поділяють зрізуваний шар між собою в процесі узгоджених взаємних переміщень різців один відносно іншого. Тому змінною є і товщина зрізаного шару кожним різцем. Відповідно змінюються і кінематичні передні кути різальних елементів. Так, при традиційному однолезовому різанні, для визначення кінематичного переднього кута γ_k в процесі обробки можна скористатися рівнянням [7]:

$$\sin \gamma_k = \sin \varphi \sqrt{1 - \sin^2 \gamma \cos^2 \lambda_k} + \sin \gamma \times \cos \eta \times \cos \lambda_k, \quad (1)$$

де η - кут підйому гвинтової траєкторії вершини різця, γ - геометричний передній кут різця, γ_k - кінематичний кут нахилу головного різального леза, який дорівнює нулю, якщо це лезо лежить на висоті осі обертання заготовки.

Зважаючи на те, що $\sin \lambda_k = \cos \varphi \times \sin \eta$ і, відповідно, $\cos^2 \lambda_k = 1 - \cos^2 \varphi \times \sin^2 \eta$, отримаємо:

$$\sin \gamma_k = \sin \eta \times \sin \varphi \times \sin \gamma \sqrt{1 + \tan^2 \gamma \times \cos^2 \varphi \times \sin^2 \eta} + \sin \gamma \times \cos \eta \times \cos \lambda_k.$$

Враховуючи, що при $|z| < 1$, $\sqrt{1+z} \approx 1 + (1/2)z$, після перетворень наближено:

$$\begin{aligned} \sin \gamma_k &= \sin \eta \times \sin \varphi \times \cos \gamma + \cos \eta \times \sin \gamma + \\ &+ 1/2 \sin \gamma \times \cos^2 \varphi \times \sin^2 \eta (\tan \gamma \times \sin \varphi \times \sin \eta - \cos \eta). \end{aligned} \quad (2)$$

При точінні різцем з прямим головним кутом в плані ($\varphi = 90^\circ$) ця формула матиме спрощений вигляд:

$$\sin \gamma_k = \sin \eta \times \cos \gamma + \cos \eta \times \sin \gamma, \text{ або } \sin \gamma_k = \sin(\eta + \gamma),$$

звідки робимо висновок, що при $\varphi = 90^\circ$ кінематичний передній кут різця збільшується на величину кута підйому гвинтової траєкторії: $\gamma_k / \varphi=90^\circ = \eta + \gamma$.

Через те, що при багатолезовій обробці з коливаннями подача є змінною величиною, можна говорити про змінне (кінематичне) значення кута нахилу гвинтової лінії:

$$\eta_{k \text{ var}} = \arctg [s_{\text{var}} / (\pi d)].$$

Значення s_{var} стосується миттєвої подачі саме різця, а не супорта (при точінні). Тоді матимемо змінне в процесі обробки значення кінематичного переднього кута $\gamma_{k \text{ var}}$, викликане змінним значенням $\eta_{k \text{ var}}$.

Для однорізевої обробки при $\varphi = 90^\circ$ $tg \eta = s / (\pi d)$, де s - подача суппорта. Для багатолезової обробки із коливаннями матимемо $tg \eta_{k \text{ var}} = [s_y + s_3(t)] / (\pi d / n)$, де s_y - усталене значення подачі різця, а $s_3(t)$ - змінна складова подачі різця в часі. Таким чином,

$$\text{при цьому: } tg \eta_{k \text{ var}} = \frac{s_y}{\pi d / n} [1 + s_3(t) / s_y].$$

Зрозуміло, що $s_y = s / n$, тому $tg \eta = s / (\pi d) = s_y / (\pi d / n)$ і $tg \eta_{k \text{ var}} = tg \eta [1 + s_3(t) / s_y]$.

Для діапазону реальних значень з максимальною похибкою до 4% можна вважати, що $tg \eta_{k \text{ var}} = \eta [1 + s_3(t) / s_y]$. Тоді для $\varphi = 90^\circ$, отримаємо:

$$\gamma_{k \text{ var} / \varphi=90^\circ} = \gamma + \eta [1 + s_3(t) / s_y].$$

В загальному вважаючи, що $\gamma \approx tg \gamma \approx \sin \gamma$ і $\eta \approx tg \eta \approx \sin \eta$, та нехтуючи величинами 3-го порядку малості, формулу (2) можна представити у вигляді:

$$\gamma_k \approx \gamma + \sin \varphi \times \eta - 1/2 \cos^2 \varphi \times \eta^2.$$

Відповідно, для багатолезової обробки із коливаннями отримаємо:

$$\gamma_{k \text{ var}} \approx \gamma + \sin \varphi \times \eta [1 + ns_3(t) / s] - \frac{1}{2} \gamma \cos^2 \varphi \times \eta^2 [1 + ns_3(t) / s]^2. \quad (3)$$

Аналіз цієї залежності показує, що у всіх випадках обробки різальними елементами із коливаннями при зростанні миттєвої подачі ($s_3(t) > 0$) зростає і кінематичний передній кут різального елемента.

Відомо, також, що в процесі різання кінематичний задній кут обчислюється за формулою: $\alpha_k = \alpha - \eta$ [7]. Отже, при застосуванні пропонованої обробки миттєве значення кінематичного заднього кута:

$$\alpha_{k \text{ var}} = \alpha - \eta_{k \text{ var}} \text{ або } \alpha_{k \text{ var}} = \alpha - \eta [1 + s_3(t) / s].$$

Кінематичне зростання переднього кута зі збільшенням миттєвої подачі (товщини зрізу) здійснює позитивний вплив на технологічні параметри різання і стружкоутворення. При максимальній товщині зрізу (при $s_3(t) \rightarrow \max$) більший передній кут зменшує динамічну силу різання. При зменшенні товщини зрізу ($s_3(t) < 0$) передній кут також зменшується, а задній, навпаки, збільшується і досягає максимальної величини при $s_3 \rightarrow \min$. В результаті спостерігається зниження реальної сили різання, зменшується тертя задньої поверхні різця і досягається більш низька кінематична шорсткість обробленої поверхні.

Таким чином, в результаті використання коливань різальних елементів отримуємо ефект кінематичного загострення різальних лез різців, що беруть участь у коливаннях.

На основі портретів розгорток обробленої поверхні з траєкторіями руху різальних лез (рис. 1, 2) отримані співвідношення між подачами різальних елементів на відповідних етапах утворення стружки при використанні технологічного оснащення з коливаннями.

При усталеній дволезовій обробці траєкторії двох сусідніх лез є паралельними лініями. За один оберт усталена подача кожного різця становить $s_y = s / 2$. Траєкторія різця 1 позначена суцільною прямою, а траєкторія різця 2 – штриховою лінією. Арабські цифри стосуються різців, а верхні індекси, що позначені римськими цифрами - відповідних проходів.

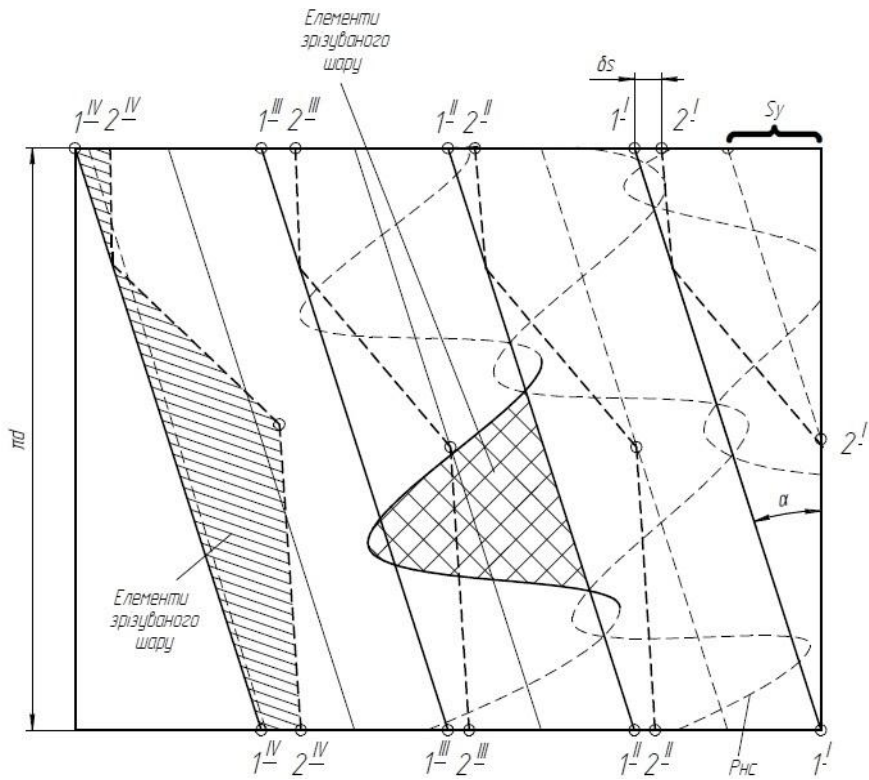


Рисунок 1 – Траєкторії руху різальних лез при усталеній дволезовій обробці, коли один різець жорсткий, а інший коливається

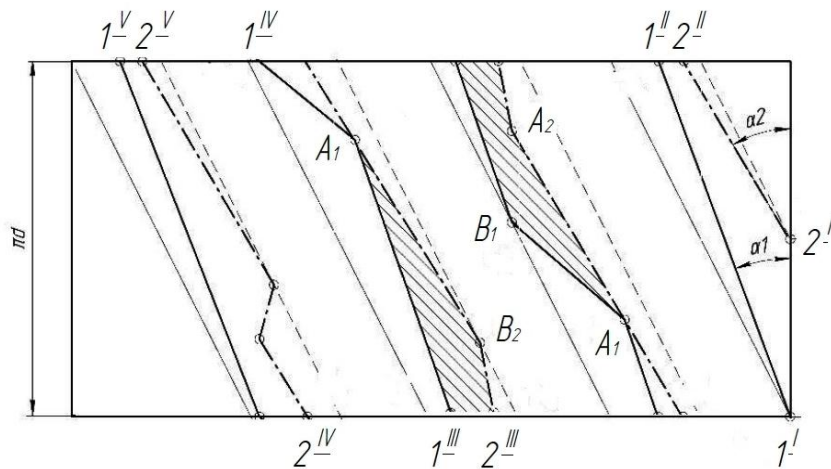


Рисунок 2 – Типова розгортка траєкторій руху різальних лез при нерівномірній дволезовій обробці

Уявімо тепер, що при дволезовій обробці один різець закріплений жорстко, а інший коливається (рис. 1). При більшій подачі різця 2 порівняно з різцем 1 їхні сліди з часом перетнуться, утвориться елемент стружки, а потім різець 2 повертається в початкове відносне положення (його траєкторія позначена штриховою ламаною лінією). Якщо різець змусити коливатись за синусоїдою, то різальні елементи можуть навіть виходити із контакту із заготовкою. У випадку дволезової обробки із коливаннями умови різання на різальних лезах 1 і 2 можуть виявитись різними. При цьому траєкторії руху (прямі лінії) будуть мати різні кути нахилу.

Через певний час від початку обробки сліди від різальних лез 1 і 2 перетнуться. Цьому моменту відповідатиме т. A_1 (для різального елемента 1) і т. A_2 (для різального елемента 2). Таким чином, через те, що різальний елемент 2 змушений знімати весь припуск самостійно, він зупиниться (горизонтальний фрагмент штрихової траєкторії), а різальний елемент 1

рухається з подачею s початкового відносного положення. На рисунку 2 показана характерна розгортка для чотирьох обертів деталі.

Одним із варіантів багаторізевої системи із коливаннями може бути випадок (рис. 3), коли один із різців закріплений жорстко (тобто є відносно пасивним), а інший – підпружинений (він є відносно активним). Активний супорт має відносні осьові переміщення (коливання A) в межах подачі пасивного. Він закріплений на корпусі пристрою і направляється по напрямних колонках, що забезпечує відповідну точність механізму. Налаштування на розмір здійснюється за контрольними шаблонами. Пасивний супорт 2 має постійну подачу s_2 і пов'язаний з активним підпружиненим супортом 1, який отримує відповідний коливний рух. При цьому $s_1 = \text{var}$, $s_2 = \text{const}$, $t_1 = t_2$, $\varphi_1 \neq \varphi_2$. Подрібнення стружки забезпечується коливаннями подачі s_1 з амплітудою A .

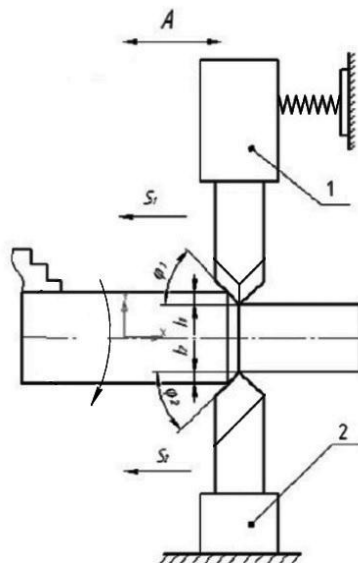


Рисунок 3 – Схема установки для подрібнення стружки з пружним зв'язком

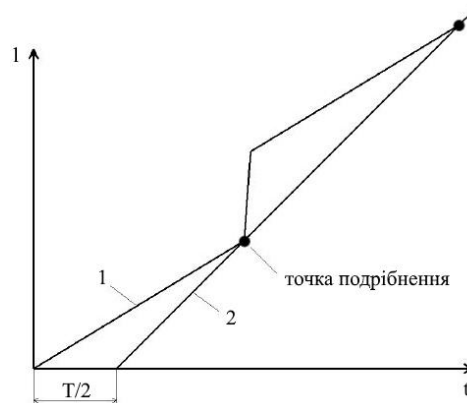


Рисунок 4 – Циклограма процесу стружкоподрібнення при дволезовій обробці з підпружиненим різцем

Циклограма процесу подрібнення представлена на рисунку 4. Внаслідок відносного відставання руху активного підпружиненого різального елемента 1 від пасивного елемента 2 (вони зміщені на півоберта заготовки $T/2$) сліди їх на деталі за певний час перетнуться у точці подрібнення. Таким чином відбувається кінематичне відділення елементів стружки, тобто її гарантоване дроблення.

При стружкоподрібненні із такою обробкою утворюються елементи стружки різних розмірів (рис. 5). При різних режимах і геометрії різальних лез досягається стабільне подрібнення. Для вивчення процесу подрібнення стружки оброблялась деталь із сталі 40ХН.

Ситовий аналіз дозволив розділити стружку на фракції різної довжини. При цьому було помічено, що майже 80 % вмісту фракцій стружки для самоналагоджувального інструменту відповідали очікуваному діапазону 4–6 мм, який був попередньо розрахований відповідно до режимів обробки, тоді як для жорсткого інструмента ця величина майже ніколи не досягає 50 % і в загальному є випадковою.



Рисунок 5 – Фотографія фрагментів подрібненої стружки

Порівнюючи отримані результати переконуємось, що формування певного розміру стружки, який є найбільш прийнятним до транспортування і одночасно не заважає протіканню процесу різання є здебільшого на 20 % стабільнішим, ніж при обробці жорстким інструментом, коли впливати на процес утворення стружки майже неможливо.

Висновки

1. Визначено, що кінематичні кути інструментів при багатолезовій обробці є фактором, що безпосередньо впливає на формування стружки. Проведено порівняння значень кінематичних кутів при багатолезовій обробці із коливаннями відносно традиційної однолезової обробки. Проаналізовано залежності зміни кінематичних значень кутів різальних елементів від зміни миттєвих подач різця.

2. Випробування зразків верстатно-інструментального оснащення із коливаннями підтвердили гарантоване дроблення стружки в процесі різання, а також можливість керувати процесом дроблення зливної стружки із в'язких сталей при багатолезовій обробці в широкому діапазоні параметрів. В ході випробувань було досягнуто ефект кінематичного загострення різальних елементів, які під час обробки беруть участь у коливаннях.

Перелік джерел літератури: 1. Лавров Н.К., Завивание и дробление стружки в процессе резания. М.: Машиностроение, 1970. – 214 с. 2. Луцив І.В. Ефективні способи дроблення сливної стружки/ Луцив І.В., Нагорняк С.Г.// Технологія і організація виробництва. – 1990. – №4. – С.30-32. 3. Луцив І.В., Кінематичні особливості багатолезової адаптивної обробки. Вісник Тернопільського державного технічного університету, 1998, т.3, №4. с. 107-111. 4. Технологічне оснащення для високоефективної обробки деталей на токарних верстатах: Монографія/ [Кузнецов Ю.М., Луцив І.В., Шевченко О.В., Волошин В.Н.]. – К.:– Тернопіль: Терно-граф, 2011. – 692 с. 5. Максаров В.В. Теория и методы моделирования и управление процессом стружкообразования при лезвийной механической обработке; Дис. ... доктора техн. наук: 05.03.01/ Максаров В.В. – СПб, 1999. – 340 с. 6. Mohavhedy M. R., ALE simulation of chip formation in orthogonal metal cutting process.– PhD dissertation, the University of British Columbia (Canada), 2000. – 181 p. 7. Грановский Г.И., Грановский В.Г., Резание металлов. М.: Высш. шк., 1985. – 304 с.

Рецензент: **Мироненко Є.В.**, д.т.н., проф. ДДМА

ФОРМУВАННЯ І ПОДРІБНЕННЯ СТРУЖКИ ПРИ БАГАТОЛЕЗОВІЙ ОБРОБЦІ
З КОЛИВАННЯМИ РІЗАЛЬНИХ ЕЛЕМЕНТІВ
Луців І.В., Стахурський О.О.

У статті розглянуто принципи подрібнення стружки при багатолезовій обробці з коливаннями різальних елементів. Визначено, що кінематичний кут інструменту при багатолезовій обробці є фактором, що безпосередньо впливає на формування стружки. Проведено порівняння значень кінематичних кутів при багатолезовій обробці із коливаннями відносно традиційної однолезової обробки. Проаналізовано залежності зміни кінематичних значень кутів різальних елементів від зміни миттєвих подач різця. Доведено, що функціонування верстатно-інструментального оснащення із коливаннями має позитивний вплив на технологічні параметри різання і стружкоутворення та дає можливість отримання ефекту кінематичного загострення різальних лез різців, які беруть участь у коливаннях.

ФОРМИРОВАНИЕ И ИЗМЕЛЬЧЕНИЯ СТРУЖКИ ПРИ МНОГОЛЕЗВИЙНОЙ ОБРАБОТКЕ
С КОЛЕБАНИЯМИ РЕЖУЩИХ ЭЛЕМЕНТОВ
Луцив И.В., Стахурский А.А.

В статье рассмотрено принципы измельчения стружки при многолезвийной обработке с колебаниями режущих элементов. Определено, что кинематический угол инструмента при многолезвийной обработке является фактором, непосредственно влияющим на формирование стружки. Проведено сравнение значений кинематических углов при многолезвийной обработке с колебаниями относительно традиционной однолезвийной обработки. Проанализированы зависимости изменения кинематических значений углов режущих элементов от изменения мгновенных подач резца. Доказано, что функционирование станко-инструментальной оснастки с колебаниями положительно влияет на технологические параметры резки и стружкообразования и дает возможность получения эффекта кинематического обострения режущих лезвий резцов, которые участвуют в колебаниях.

CHIP CUTTING AND FORMING IN THE PROCESS OF MULTI EDGE MACHINING
WITH CUTTING ELEMENTS OSCILLATIONS
Lutsiv I., Stakhurskiy O.

The scientific paper deals with the chips formatting and chip cutting control in the process of multi edge machining followed by tools' edges oscillation. The multi edge machining is an actual factor of the direct influence on the metal chip formation. The tool kinematic angular values of multi edge machining with oscillations are compared with the single tool variant. The tools elements angular' kinematic values dependants on the tool instantaneous feed change are analyzed. It is testified that the machine and tool equipment operation followed by the oscillations affects the positive influence on the cutting process manufacture parameters and chip cutting forming. Thus this tool factor makes it possible to impact on the kinematic sharpening of the tools cutting edges parting in the oscillations.

Ключові слова: багатолезова обробка, подрібнення стружки, кінематичний кут, коливання різальних елементів

Ключевые слова: многолезвийная обработка, измельчение стружки, кинематический угол, колебания режущих элементов

Key words: multi edge machining, chip cutting, kinematic angle, oscillations of cutting elements

Дата подання статті до редакції: 20 травня 2016 р.

УДК 658.52.011.56

¹Литвинов В.М., ²Мироненко Е.В., ³Шелковой А.Н., ³Гасанов М.И., ³Клочко А.А.

¹Краматорский ООО «НИИПТмаш – Опытный завод», г. Краматорск, Украина

²ДГМА, г. Краматорск, Украина

³НТУ «ХПИ», г. Харьков, Украина

ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ ОСОБЕННОСТИ СПРЕЕРНОЙ ЗАКАЛКИ КРУПНОГАБАРИТНЫХ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС В ТЯЖЕЛОМ МАШИНОСТРОЕНИИ

Введение

Важнейшей проблемой тяжелого машиностроения на современном этапе является повышение качества выпускаемой продукции, в том числе поверхностной закалке крупногабаритных зубчатых колес (рис. 1).

Технологические факторы, влияющие на глубину и степени упрочнения поверхностного слоя в значительной степени зависит от многих технологических факторов и в первую очередь от способов закалки.



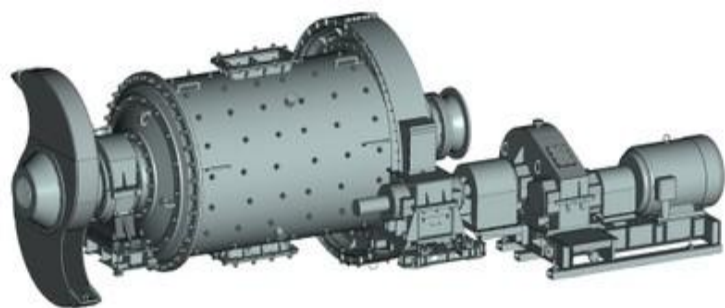
а)



б)



в)



г)

Рисунок 1 – Крупногабаритные редуктора с цилиндрическими крупномодульными закаленными зубчатыми колесами:

а – рудоразмольная мельница ($m=24-65\text{мм}$); б – редуктор шлаковоза ($m=20-46\text{мм}$);
в – редуктор ЦДН-630 ($m=18-36\text{мм}$); г – рудоразмольная шаровая мельница ($m=20-50\text{мм}$)

Основная часть

Современные требования по увеличению твердости рабочих поверхностей зубьев зубчатых колес является одним из наиболее эффективных и актуальных направлений повышения нагрузочной способности и долговечности зубчатых передач и редукторов при

одновременном снижении их размеров [1, 2, 3].

В процессе работы зубчатых колес одновременно происходит трение качения и трение скольжения, вызывающие износ и разрушение рабочих поверхностей зубьев. Это сопровождается нарушением правильности зацепления, ростом шума, падением к.п.д., возникновением динамической нагрузки и т. д.

При сверхдопустимом износе зубьев зубчатых венцов ($m > 26$) и колес барабанов ($m > 20$) не допускается оставлять их в механизмах. Величина износа не должна превышать нормативную более чем на $0,17m$.

Предельный износ зубьев зубчатых колес составляет $(0,1 - 0,24)m$, где m – нормальный модуль. Для зубчатых колес с закаленными зубьями предельный износ составляет $0,8$ толщины цементированного слоя.

При выкрашивании рабочей поверхности зуба и других нарушениях профиля сверх допустимых норм, колеса и шестерни подлежат замене.

Вместе с тем существенное повышение твердости зубчатых колес резко увеличивает трудоемкость их изготовления: повышаются требования к жесткости зуборезного оборудования, стойкости инструмента, появляется потребность в дорогостоящих, но малопроизводительных зубошлифовальных станках. Если для зубчатых колес мелкого и среднего модуля можно сравнительно устойчиво получить требуемые характеристики зацепления путем химико-термической обработки и зубошлифования, то для крупномодульных колес ($m = 12 \div 65$ мм), особенно косозубых с углом наклона зубьев свыше $\beta_d = 25^\circ \div 30^\circ$ и длиной зуба более $b_k = 400 \div 1200$ мм, выполнение технологических операций химико-термической обработки и зубошлифования многократно усложняется и не всегда обеспечивается достижение поставленных целей по причине значительных термических деформаций зубьев ($0,8 \div 2,5$ мм) и высокой (более 200 станко-часов) трудоемкости операций зубошлифования.

Выполнение технологической операции зубошлифования на зубьях крупного модуля в условиях съема увеличенного припуска ($1,0 \div 2,5$ мм) приводит к появлению таких дефектов поверхностного слоя, как «прижоги» и микротрещины, а в самом слое появляются растягивающие напряжения, что, в конечном счете, снижает нагрузочную способность и долговечность тяжело нагруженных цилиндрических зубчатых передач.

Наряду с существующими способами поверхностной закалки зубьев разработан современный метод спреерной закалки зубьев зубчатых колес. Эта технология известна давно, однако считалось, что для закалки массивных деталей можно использовать только ацетилен, и «благодаря» повсеместному вытеснению ацетилена газами – заменителями на предприятиях спрос на закалочные горелки постепенно снижался.

Предложен метод поверхностной закалки зубьев крупногабаритных колес с применением горелок, работающих на природном газе, или пропан – бутановых смесях. По сравнению с ацетиленокислородными закалочными горелками, благодаря специальной конструкции, эти горелки значительно сокращают стоимость работ, упрощают процесс закалки и повышают его безопасность. Горелки при этом более производительны и более экономичны за счет более низкой цены природного газа по сравнению с ацетиленом. Особенная конструкция головки позволяет выравнивать температуру фронта пламени по ширине закаливаемой поверхности, а специальные сопла для подачи воды на нагретую поверхность обеспечивают получение закаленной поверхности однородной твердости.

Разработан типоразмерный ряд закалочных горелок различного назначения, таблица 1. Создана методика расчета горелок, что позволяет быстро разрабатывать и изготавливать любую горелку по исходным данным заказчика в кратчайшие сроки.

Технические данные некоторых горелок приведены в табл. 1. Расшифровывается названия горелки так: «ГЗУ» – газы, заменители ацетилена; «б» – группа горелок для поверхностной закалки; «КМ» – крупный модуль зубьев; «20», «25», «50» – значение модуля.

Таблица 1

Технические характеристики типоразмерного ряда закалочных горелок

Параметры		Горелки ГЗУ6		
		КМ20	КМ25	КМ50
Расход, м ³ /ч:	кислорода	3,2-4,2	3,2-4,2	6,4-8,4
	природного газа	2,45-3,2	2,45-3,2	4,9-6,4 2760–4270
	воды	1,2-2,4		
Давление на входе в горелку, МПа	кислорода	0,2-0,4 2-4		
	природного газа	0,05-0,1		
	воды	0,2-0,4		

Характеристика горелки, (график зависимости разрежения на входном газовом штуцере горелки от давления подогревающего кислорода), для зуба с модулем 50 приведена на рис.2.

Кривая 1 на графике рис. 2 отображает зависимость величины разрежения в газовых каналах горелки от давления подогревающего кислорода в ее снаряженном состоянии; кривая 2 отображает эту зависимость в горелке без головки. Из графика видно, что в диапазоне рабочих давлений подогревающего кислорода (0,2 ÷ 0,6 МПа) имеет место устойчивый рост инжекции с увеличением давления подогревающего кислорода. Растет также значение падения инжекции, ($P_2 - P_1$) по координате «у», т.е. при увеличении давления подогревающего кислорода увеличивается также подпор газовой смеси перед выходными каналами. Это говорит о том, что горелка работает стабильно в интервале рабочих давлений, без хлопков и обратных ударов.

В табл. 2 приведены характеристики основных закалочных горелок с указанием некоторых соотношений их расчетных параметров. ($F_{\text{вых}}$ – суммарное поперечное сечение выходных каналов в мм²; $F_{\text{ск}}$ – поперечное сечение канала смесительной камеры в мм²; $F_{\text{инж}}$ – поперечное сечение каналов инжектора в мм²; t – расстояние между двумя соседними выходными каналами в мм).

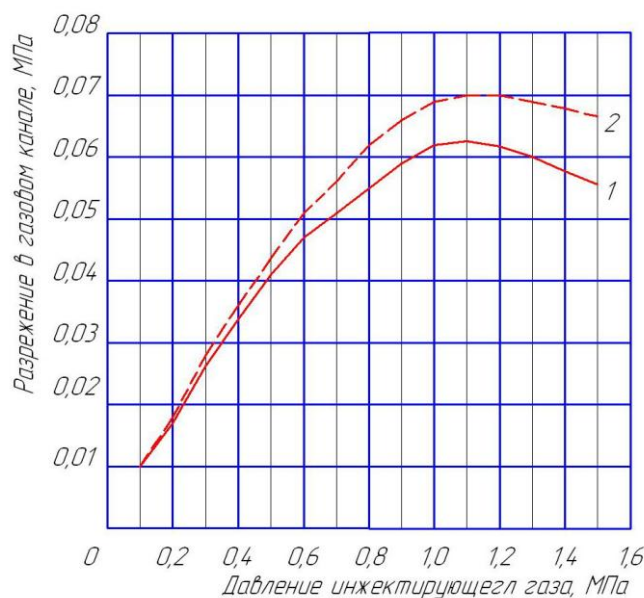


Рисунок 2 – Зависимость величины разрежения в газовых каналах горелки от давления подогревающего кислорода

Таблица 2

Технические характеристики основных закалочных горелок с указанием соотношений их расчетных параметров. ($F_{\text{вых}}$ – суммарное поперечное сечение выходных каналов в мм²; $F_{\text{ск}}$ – поперечное сечение канала смесительной камеры в мм²; $F_{\text{инж}}$ – поперечное сечение каналов инжектора в мм²; t – расстояние между двумя соседними выходными каналами в мм)

Марка горелки ГЗУ	Модуль шестерен, диаметр валков и роликов	$F_{\text{вых}}/F_{\text{ск}}$	$F_{\text{ск}}/F_{\text{инж}}$	Шаг, t
6-КМ (зубья шестерен)	10, 12, 14,16,18,20, 22,24,30,32,36,50	1,38	8,04	3,0
6-ШЛ (шлицевой вал)	-	1,25	10,1	3,0
6-В-180 (валки)	180	1,31	8,33	3,0
6-100 (валы)	100	1,39	8,33	3,5
6-ШВ (шейки валов)	-	1,36	10,1	3,5
6-В-400 (валки)	400	1,44		3,0
6-П (пальцы)	-	1,29		3,5
6-125-400 (ролики)	400	1,20	9,76	3,0
6-125-500 (ролики)	500			
6-125-600 (ролики)	600			
6-ХК (ходовые колеса)	-	1,20	9,76	3,0
6-ХК (ходовые колеса)	-	1,4	8,33	3,5
6-РП (распорные плиты)	-	1,47	8,33	3,0
6-РБ (ручей блока)	-	1,30	8,33	3,0

Технология закалки с использованием горелок проста: деталь располагают таким образом, чтобы закалку можно было производить снизу-вверх. К нижней кромке заготовки подводят зажженную горелку с включенной водой таким образом, чтобы водяные струи не попадали на нагреваемую поверхность. Когда линейный фронт нагрева примет соломенный цвет (950...1050°C), горелку резко поднимают вверх таким образом, чтобы водяные струи попали на нагретую поверхность. И так участок за участком, совершая небольшие колебательные движения в вертикальной плоскости.

На валках, роликах и других телах вращения закалку лучше производить с помощью неподвижной линейной горелки, вращая деталь вдоль продольной оси. По этой схеме легко механизировать процесс, однако необходимо строго синхронизировать линейную скорость вращения и скорость нагрева поверхности детали.

Методика расчета горелок для поверхностной газокислородной закалки.

Экспериментальным путем было выбрано оптимальное для поверхностной закалки линейное пятно нагрева. Его обеспечивает ряд выходных отверстий $\phi 1$ мм с шагом 3 мм в случае использования природного газа и ряд выходных отверстий $\phi 1$ мм с шагом 3,5 мм в случае использования пропанобутановых смесей. При этом, глубина закаленного слоя колеблется от 0,5 мм до 1,5 мм в зависимости от марки стали и скорости закалки. Исходя из того, какую ширину поверхности (b) необходимо закалить за один проход, можно определить количество выходных отверстий в головке горелки (n).

$$n = (b : t) + 1 \quad (1)$$

Зная количество выходных отверстий, можно определить их суммарное поперечное сечение.

$$F_{\text{вых}} = 0,785 n \quad (2)$$

Между суммарными поперечными сечениями выходных каналов головки, канала смесительной камеры и канала инжектора в горелках ГЗУ-6 имеются определенные зависимости, полученные теоретически и проверенные на практике.

$$F_{\text{вых}} : F_{\text{ск}} = (1,2 \div 1,35) \quad (3)$$

$$F_{\text{ск}} : F_{\text{инж}} = (8,0 \div 10,0) \quad (4)$$

Площадь поперечного сечения отверстия смесительной камеры определяется по формуле 3, а площадь поперечного сечения инжектора – по (4).

Остальные параметры горелки можно выбирать конструктивно. Но необходимо следить, чтобы на пути газовой смеси от смесительной камеры до выходных отверстий головки не было «карманов» (резкого увеличения поперечного сечения канала).

Горелки для ручной поверхностной закалки. Для закалки зубьев шестерен с модулем 10 внешнего зацепления используется горелка ГЗУ-6-КМ10, рис. 3.

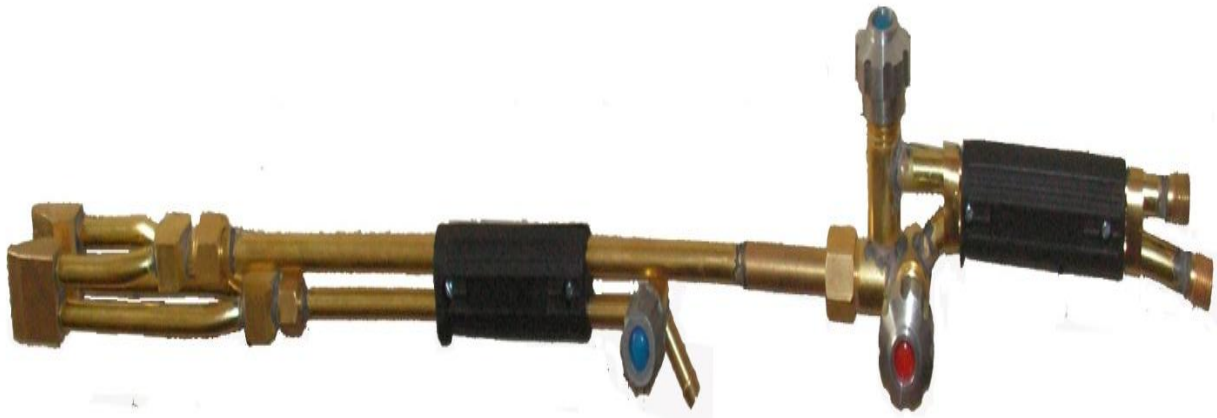


Рисунок 3 – Горелка для поверхностной закалки зубьев шестерен внешнего зацепления ГЗУ-6-КМ10. Модуль 10

Для закалки зубьев шестерен с модулем 12 внутреннего зацепления используется горелка ГЗУ-6-КМ12, рис. 4.



Рисунок 4 – Закалочная горелка ГЗУ6-КМ12 для зуба $m=10$ внутреннего зацепления

На рис. 5 показана технологическая последовательность поверхностной закалки зубьев $m=50$.

Вверху: слева - ввод горелки на зуб, справа – начало закалки. Внизу: слева – процесс закалки, справа – окончание.

Кроме горелок для закалки крупномодульных шестерен были созданы и эксплуатируются горелки для закалки поверхностей направляющих механообрабатывающих станков, валков и роликов любых размеров, шеек валков, ходовых колес, ручьев блоков и многих других деталей.

Ниже на рис. 6 и рис 7. показаны некоторые из этих горелок.



Рисунок 5 – Закалка зуба $m = 50$ горелкой ГЗУ-6-КМ50.

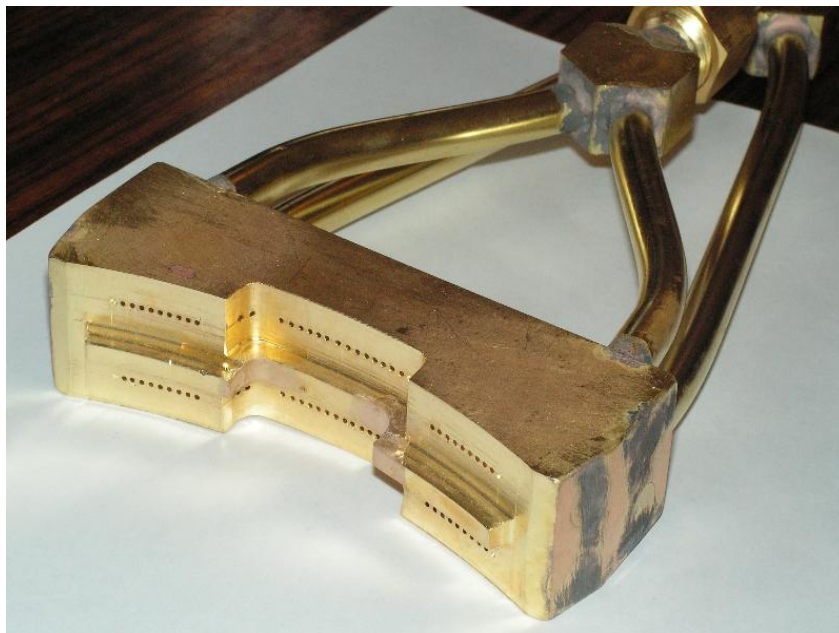


Рисунок 6 – Головка горелки для закалки поверхности крупногабаритных валшестерен



Рисунок 7 – Горелка для термообработки шеек крупногабаритных валшестерен

На рис 9 представлены станок для поверхностной газокислородной закалки (вверху слева), процесс закалки (вверху справа) и два момента отработки режимов (внизу).

Станок включает в себя планшайбу с вертикальной осью вращения и электроприводом, на которой размещают закаливаемую шестерню; суппорт, установленный на тележке с электроприводом, и механизм вертикального перемещения закалочной горелки с возможностью регулировки скорости.



Рисунок 9 – Машинная закалка зубьев шестерни $m = 25$

Последовательность операций при закалке на станке следующая: с помощью привода поворота планшайбы ось закаливаемого зуба приводится в одну плоскость с осью горелки, затем с помощью привода тележки осуществляется ввод головки горелки на зуб, и, после нагрева нижней кромки зуба до температуры закалки, включают привод вертикального перемещения горелки. После этого происходит настройка на следующий зуб и описанный цикл повторяют.

С помощью усовершенствованной технологии поверхностной газокислородной закалки, основанного на применении газов – заменителей ацетилена, решаются многие вопросы увеличения твердости на поверхности деталей без капитальных затрат на осуществление этой технологии.

Выводы

Перспективным направлением спреерной закалки крупногабаритных зубчатых колес является использование технологий с помощью горелок для поверхностной закалки, работающих на природном газе, или пропан-бутановых смесях. По сравнению с ацетиленокислородными закалочными горелками, благодаря специальной конструкции, эти горелки значительно сокращают стоимость работ, упрощают процесс закалки и повышают его безопасность. Горелки при этом более производительны и более экономичны за счет более низкой цены природного газа по сравнению с ацетиленом. Особенная конструкция головки позволяет выравнивать температуру фронта пламени по ширине закаливаемой поверхности, а специальные сопла для подачи воды методом распыления на нагретую поверхность и обеспечением закаленной поверхности однородной твердости.

Перечень источников литературы: 1. Клочко А.А. Технологическое основы обеспечения процесса зубообработки закаленных крупномодульных зубчатых колес [Текст] / А.А. Клочко, А.Н. Кравцов; Донбасская государственная машиностроительная академия; Закрытое акционерное об-во "ОНИКС" - Краматорск: ДГМА; Ирбит: ОНИКС, 2014 – 299 с.: ил., табл.; - (Серия: «Проектирование и применение режущего инструмента в машиностроении» / Общ. ред. Ю.М. Соломенцев). ISBN 978-5-906703-02-6. 2. Шелковой А.Н. Критерии формирования структур и параметров систем обработки, обеспечивающих заданные эксплуатационные свойства закаленных крупномодульных зубчатых колес / А.Н. Шелковой, Е.В. Мироненко, А.А. Клочко // Вісник Національного технічного університету «Харківський політехнічний інститут»: зб. наук. пр. Тематичний випуск : Сучасні технології в машинобудуванні. – Харків : НТУ ХПІ, 2013. – Вип. 8. – С. 185–200. – Укр., рос., англ. мовами.

Рецензент: **Клименко Г.П.**, д.т.н., проф., ДГМА

ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ ОСОБЕННОСТИ СПРЕЕРНОЙ ЗАКАЛКИ КРУПНОГАБАРИТНЫХ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС В ТЯЖЕЛОМ МАШИНОСТРОЕНИИ

Литвинов В.М., Мироненко Е.В., Шелковой А.Н., Гасанов М.И., Ключко А.А.

Поверхностный слой в процессе скоростного зубофрезерования претерпевает неоднократное пластическое деформирование и приводит, в свою очередь, к изменению физико-механических свойств и структуры металла. Перспективным направлением спреерной закалки крупногабаритных зубчатых колес является использование технологий с помощью горелок для поверхностной закалки, работающих на природном газе, или пропан – бутановых смесях. По сравнению с ацетиленокислородными закалочными горелками, благодаря специальной конструкции, эти горелки значительно сокращают стоимость работ, упрощают процесс закалки и повышают его безопасность. Горелки при этом более производительны и более экономичны за счет более низкой цены природного газа по сравнению с ацетиленом. Особенная конструкция головки позволяет выравнивать температуру фронта пламени по ширине закаливаемой поверхности, а специальные сопла для подачи воды методом распыления на нагретую поверхность и обеспечением закаленной поверхности однородной твердости.

ТЕХНОЛОГІЧНІ ОСОБЛИВОСТІ СПРЕЕРНОГО ГАРТУ ВЕЛИКОГАБАРИТНИХ ЗУБЧАСТИХ КОЛІС У ВАЖКОМУ МАШИНОБУДУВАННІ

Літвінов В.М., Мироненко Є.В., Шелковий О.М., Гасанов М.І., Ключко О.О.

Поверхневий шар в процесі швидкісного зубофрезерування зазнає неодноразове пластичне деформування і призводить, в свою чергу, до зміни фізико-механічних властивостей і структури металу. Перспективним напрямком спреерної гарту великогабаритних зубчастих коліс є використання технологій за допомогою пальників для поверхневого гартування, що працюють на природному газі, або пропан - бутанових сумішах. У порівнянні з ацетиленокислородними гартівними пальниками, завдяки спеціальній конструкції, ці пальники значно скорочують вартість робіт, спрощують процес гарту і підвищують його безпеку. Пальника при цьому більш продуктивні і більш економічні за рахунок більш низької ціни природного газу в порівнянні з ацетиленом. Особлива конструкція головки дозволяє вирівнювати температуру фронту полум'я по ширині гартує поверхні, а спеціальні сопла для подачі води методом розпилення на нагріту поверхню і забезпеченням загартованої поверхні однорідної твердості.

TECHNOLOGICAL FEATURES SPREERNOY HARDENING LARGE COGWHEELS IN HEAVY ENGINEERING

Litvinov VM, Mironenko EV, Shilkovoy A.N., Gasanov M.I., Klochko A.A

The surface layer during high-speed repeated hobbing undergoes plastic deformation and leads in turn to a change of physico-mechanical properties and structure of the metal. A promising direction spreerney hardening of large gears is the use of technology with the help of burners for surface hardening, natural gas or propane - butane mixture. Compared to oxyacetylene burners quenching, due to the special design, these burners considerably reduce the cost of the work, simplify the hardening process and improve its safety. Burners with more productive and more economical due to lower natural gas prices compared with acetylene. The special design allows the head to align the temperature of the flame front across the width hardenable surface and special nozzles for feeding water by spraying onto a heated surface and providing a uniform surface hardness hardened.

Ключевые слова: поверхностный слой, спреерная закалка, крупногабаритные зубчатые колеса, поверхностная закалка, однородная твердость, природный газ

Ключові слова: поверхневий шар, спресне загартування, великогабаритні зубчасті колеса, поверхнєве загартування, однорідна твердість, природний газ

Keywords: the surface layer, hardening spreernaya, oversized gears, surface hardening, uniform hardness, natural gas

Дата подання статті до редакції: 20 травня 2016 р.

УДК 621. 992. 04

¹Воробйов С.П., ¹Равська Н.С., ²Клочко О.О.¹НТУУ «КПІ», м. Київ, Україна²НТУ «ХПІ», м. Харків, Українаvorobyov_sp@ukr.net

РАДІУС КРИВИЗНИ ЗУБА ЦИЛІНДРИЧНОГО АРОЧНОГО ЗУБЧАСТОГО КОЛЕСА

Актуальність досліджень

Арочні циліндричні зубчасті колеса в порівнянні з іншими мають ряд функціональних переваг над ними. Вони здатні витримувати більші навантаження. Так, при відсутності концентрації навантаження на торцях зубів вигинаюча міцність арочних зубів більша міцності прямих на 25%. При збільшенні концентрації навантажень, еквівалентної перекосам осей на 0,5-1,3°, збільшення вигинаючої та контактної міцності може досягати 70-90%. Крім того, спрощується керування повздовжньою локалізацією плями контакту, тим самим зменшуючи концентрацію навантаження на торцях колеса. Це досягається при виготовленні колеса як встановленням інструменту, так і підбором його розміру або підбором обох факторів одночасно [1].

При проектуванні циліндричних арочних зубчастих коліс в залежності від радіуса різцевої головки, її установки та способу нарізання можна отримати різні за характеристиками зубчасті колеса. Зі збільшенням радіуса різцевої головки зменшується відмінність арочного колеса від прямозубого. При зменшенні радіуса – арочне колесо наближається до косозубого. В прямозубому зачепленні навантаження з двох пари зубів на одну пару або з однієї на дві пари передається миттєво, що супроводжується ударами та шумом і спостерігається однопарне зачеплення. В той же час в косозубих передачах зуби навантажуються поступово по мірі заходу їх у поле зачеплення, а в зачепленні завжди знаходяться мінімум дві пари зубів. Це знижує шум та додаткові динамічні навантаження. Недоліком косозубих коліс є наявність осьових зусиль, які додатково навантажують опори валів. Цього недоліку позбавлені шевронні зубчасті колеса [2]. Проте в порівнянні з арочними вони є нетехнологічними, крім того арочні колеса можуть самовстановлюватись під навантаженням, якщо одному з коліс надати осьове переміщення.

Однак, перераховані переваги циліндричних арочних зубчастих коліс в повній мірі не досліджені, так як на них впливатиме радіус кривизни арочного зуба, межі вибору якого на даний час не встановлені. Тому аналіз проблем, які виникають при виборі радіуса кривизни арочного зуба є актуальною задачею, що має практичну цінність.

Попередні дослідження

Загалом, вибір радіуса кривизни арочного зуба залежить від радіуса інструмента та обраного способу нарізання. Так, у роботах [1, 3, 4] при нарізанні циліндричних арочних зубчастих коліс радіус різцевої головки вибирається в залежності від необхідної точності зубчастих коліс та передачі, оскільки він впливає на точність профілю зуба, напрямку лінії зуба, підрізання ножки зуба у торцях колеса, інтерференцію. Теоретично точне зубчасте колесо нарізається лише в середньому (вихідному) перерізі, а по мірі віддалення до торців похибка його нарізання збільшується. Тому тут вибір кривизни арочного зуба впливає на його точність і відповідно значення радіуса інструмента знаходиться в певних межах. Зазвичай радіус інструмента (встановлення різців) приймається за залежністю (1) [5]

$$R = \frac{b}{\psi_R}, \quad (1)$$

де b – ширина зубчастого вінця, мм;

ψ_R – коефіцієнт кривизни арки зуба, $\psi_R = 1,1 \dots 1,3$

Проте, при таких значеннях радіуса кривизни арки, циліндричне арочне зубчасте колесо за своїми характеристиками майже не відрізняється від прямозубого, оскільки кут нахилу лінії зуба має невеликі значення.

Однак, з розширенням досліджень, з'явилися способи нарізання арочних зубчастих коліс [6-9], в яких радіус різцевої головки не впливає на точність зубчастого колеса, по мірі віддалення від середнього перерізу. Тому при таких способах нарізання радіус арки зуба колеса може бути довільним. У роботах [8, 9] радіус різцевої головки вибирається в залежності від необхідного радіуса кривизни арки зуба колеса, а межі вибору цього радіуса взагалі не розглядаються. В той же час у роботі [6, 7] мінімальна величина радіуса інструментальної головки обмежена діаметром кола виступів нарізуваного зубчастого колеса, оскільки при нарізуванні методом обкату необхідно забезпечити запас ходу різцевої головки при її тангенційній подачі для уникнення врізання різців, що знаходяться поза зачепленням з нарізуваним зубчастим колесом. Також у роботі зазначається, що для отримання максимальної несучої здатності арочної передачі за опором втомі, оптимальний вибір радіуса знаходиться в межах (2)

$$0,7b \leq R \leq 0,8b. \quad (2)$$

Змінюючи величину радіуса кривизни арки для одного й того ж зубчастого колеса можна збільшити парність зачеплення передачі, підвищити плавність роботи та зменшити шум при роботі передачі. Тому визначення мінімального радіуса кривизни арки зубчастого колеса та його вплив на зубчасту передачу є актуальною задачею.

Метою роботи є визначення мінімального діапазону радіуса нарізання арки циліндричного арочного зубчастого колеса та властивості такого зубчастого колеса, парність зачеплення, конструктивні особливості.

Вибір радіуса кривизни арки зуба при проектуванні циліндричних арочних зубчастих коліс

Вибір радіуса нарізання арочного колеса напряму впливає на параметри зубчастого колеса та передачі. При збільшенні кривизни арки зуба до нескінченності арочне зубчасте колесо за своїми властивостями не буде відрізнятися від прямозубого, тому в данному випадку величина радіуса обмежується технологічними властивостями верстата (максимальний радіус різцевої головки) і може виконуватись будь-яким з вищезгадуваних способів формоутворення. Однак, при зменшенні радіуса нарізання виникають проблеми з проектуванням та виготовленням інструменту. Перш за все розглянемо мінімально можливий радіус кривизни арки зуба (рис. 1).

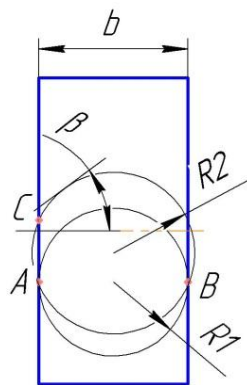


Рисунок 1 - Радіус нарізання арочного зуба

З рис. 1 видно, що при рівності ширини зубчастого колеса та діаметра нарізання або $R1=0,5b$, у точках А і В різання не буде, оскільки торці зубчастого колеса будуть дотичними до кола радіуса $R1$. При збільшенні радіуса до $R2>0,5b$, слід забезпечити зазор, щоб різець головки міг вільно проходити вздовж торцевої площини заготовки. Тому мінімальна величина радіуса нарізання визначається за формулою (3):

$$R_{\min} = 0,5B + S + 2n, \quad (2)$$

де S – товщина різця, мм;

n – технологічний зазор, вибирається за конструктивними міркуваннями, мм.

Окрім того, при зменшенні радіуса у точці С будемо спостерігати утонення стінки між западиною зуба і торцем колеса ввігнутої частини зуба. Тому цю частину зуба необхідно перевіряти на міцність під дією навантаження.

Розподілення навантаження на аروحний зуб колеса в залежності від радіуса його кривизни

Відомо, що навантаження в циліндричних евольвентних зубчастих колесах передається по нормалі до профілю зуба (евольвенти). Для циліндричних аروحних зубчастих коліс схема розподілення сил зображена на рис. 2, яка також характерна для шевронних зубчастих коліс [2].

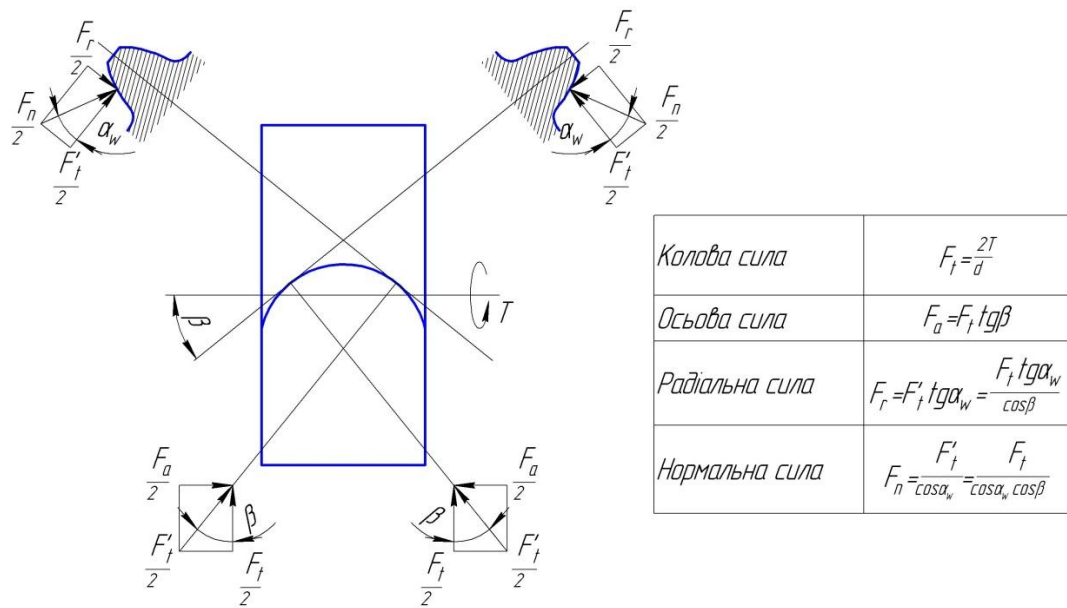


Рисунок 2 - Схема навантаження на аروحний зуб

Оскільки кут нахилу лінії зуба є змінним в різних торцевих перерізах, то відповідно і дія сил, розподілених вздовж лінії контакту також буде нерівномірною (рис. 3).

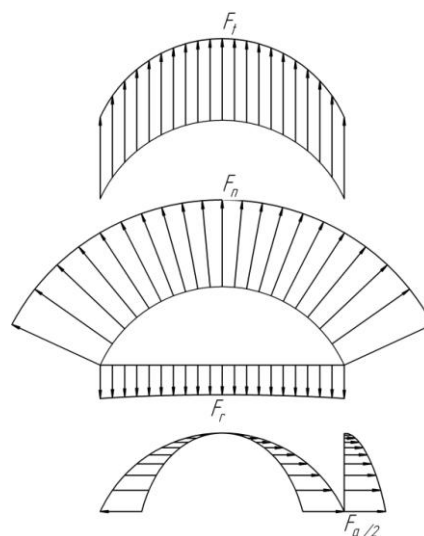


Рисунок 3 - Розподілення сил вздовж лінії зуба

Відповідно, як і в шевронних зубчастих колесах сумарна осьова сила F_a буде дорівнювати нулю, оскільки її складові будуть протилежними за напрямками і рівними за модулем. Однак, за схемою розподілення навантажень (рис. 3) дія осевої сили на зуб є нерівномірною і збільшується по мірі віддалення від середнього перерізу.

Під дією нормальної складової навантаження циліндричне абочне зубчасте колесо може самовстановлюватись, якщо йому надати можливості осевого переміщення.

Як зазначалось, з ввігнутої сторони зуба відбувається його заострення біля торця, при чому тут розподілене навантаження від осевої сили буде максимальним і відповідно виникають напруження в цій частині зуба, що можуть перевищувати допустимі та призвести до поломки зуба або його деформування.

Для перевірки стійкості зуба у торця необхідно перевірити його міцність під дією розподіленого навантаження. Виділивши небезпечну частину зуба, еквівалентну силу від дії розподіленого навантаження визначимо за формулою (4).

$$Q_a = \int_{x_1}^{x_2} q_a(x) dx, \quad (3)$$

де x_1, x_2 – точки лінії контакту.

Визначивши еквівалентну силу, можна визначити напруження, що виникають в ділянці зуба у торця, розглянувши його як балку перемінного перерізу з затисненим кінцем.

У випадку, якщо напруження будуть перевищувати допустимі, то для уникнення поломки зуба необхідно, щоб в таких перерізах був відсутній контакт зубів, що можливо досягти фланкуванням у торця або виконувати зуб з повздовжньою модифікацією.

Вплив радіуса кривизни арки зуба на парність зачеплення передачі

Коефіцієнт перекриття зубчастих коліс характеризує плавність зачеплення і показує кількість пар зубів, які одночасно знаходяться в зачепленні. При збільшенні коефіцієнта перекриття передача працює більш плавно, зменшуються шум та момент, що згинає зуб при вході точки контакту в зону однопарного зачеплення (якщо ступінь точності досить висока, не нижче сьомої) [1].

Коефіцієнт перекриття ε складається з коефіцієнту торцевого перекриття ε_a та коефіцієнту осевого перекриття ε_β .

Для циліндричних абочних зубчастих коліс коефіцієнт торцевого перекриття [1] розраховується як і для прямозубих за відомою формулою (5) [1]

$$\varepsilon_a = \frac{z_1(\tan \alpha_{a1} - \tan \alpha_w) \pm z_2(\tan \alpha_{a2} - \tan \alpha_w)}{2\pi}, \quad (4)$$

де z_1, z_2 – кількість зубів шестерні та колеса;

α_{a1}, α_{a2} – точки, що лежать на колах вершин колеса та шестерні;

α_w – кут зачеплення.

Коефіцієнт осевого перекриття, який є хакактерним для косозубих, шевронних та ін. зубчастих коліс, що мають кут нахилу лінії зуба, визначається за формулою (6) [10].

$$\varepsilon_\beta = \frac{\varphi_\beta}{\tau}, \quad (5)$$

де φ_β – кут осевого перекриття, що представляє собою кут повороту зубчастого колеса передачі, при якому спільна точка контакту зубів, розташована на одному з торців колеса, переміститься по лінії зуба на інший торець.

τ – кутовий крок зубів.

$$\tau = \frac{2\pi}{z}. \quad (6)$$

Визначення кута осевого перекриття абочних зубчастих коліс зображено на рис. 4. При формоутворенні абочних зубчастих коліс зуборізна рейка радіуса R переміститься на величину h вздовж тангенційної площини I-I, що є дотичною до ділильного кола зубчастого колеса r . При цьому зубчасте колесо відповідно повернеться навколо своєї осі на кут φ_β , тому довжина дуги A_0A_1 дорівнюватиме h .

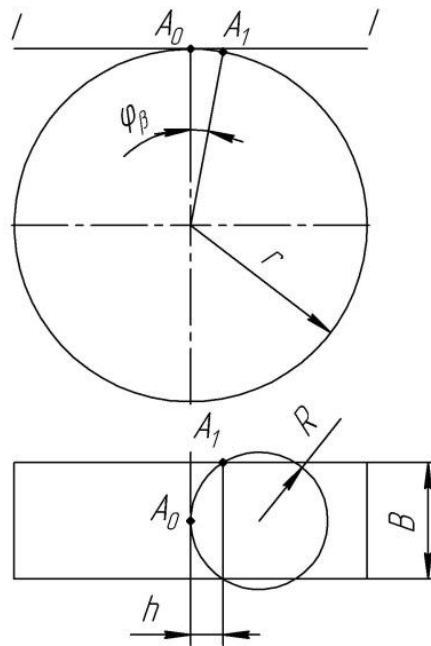


Рисунок 4 - Кут осевого перекриття арочного колеса

В свою чергу:

$$h = R - \sqrt{R^2 - \frac{B^2}{4}}. \quad (7)$$

Отже:

$$\varphi_{\beta} = \frac{R - \sqrt{R^2 - \frac{B^2}{4}}}{r}. \quad (8)$$

Тому остаточно коефіцієнт осевого перекриття дорівнюватиме (10)

$$\varepsilon_{\beta} = \frac{z \left(R - \sqrt{R^2 - \frac{B^2}{4}} \right)}{2\pi r} = \frac{\left(R - \sqrt{R^2 - \frac{B^2}{4}} \right)}{\pi m} \quad (9)$$

Як видно, з формули (10), коефіцієнт осевого перекриття циліндричного арочного зубчастого колеса залежатиме від модуля, ширини зубчастого колеса та радіуса нарізання арки зуба. Розрахунок коефіцієнта перекриття для різних радіусів нарізання арочних зубчастих коліс при інших постійних параметрах наведено у табл. 1.

Таблиця 1

Коефіцієнт осевого перекриття в залежності від радіуса нарізання (при $m = 5$ мм)

Ширина зубчастого колеса, B , мм	Радіус нарізання, R , мм	Коефіцієнт осевого перекриття, ε_{β}
20	0,55B	0,41
20	0,7B	0,27
20	B	0,17

Отже, при зменшенні радіуса нарізання арочного колеса, збільшується прямопропорційно коефіцієнт осевого перекриття. Тому зменшення радіуса нарізання циліндричного зубчастого колеса сприятиме підвищенню плавності роботи зубчастої передачі та зменшенню шуму.

Висновки

В статті розглянуто граничні діапазони радіуса нарізання циліндричного арочного зубчастого колеса та його вплив на експлуатаційні характеристики передачі. При збільшенні радіуса нарізання до нескінченності, арочне зубчасте колесо не буде відрізнятися від прямозубого. При його зменшенні до значення $R > 0,5B$, для виконання умов різання, підвищується коефіцієнт осевого перекриття, який збільшує сумарну довжину ліній контакту, а отже зменшує шум, підвищує плавність роботи передачі. Проте слід враховувати, зменшення товщини зуба у торця колеса та перевіряти її на стійкість під дією навантаження. У випадку, якщо напруження перевищують допустимі, слід виконувати фланкування або повздожню модифікацію в небезпечних перерізах.

Перелік джерел літератури: **1.** Справочник по геометрическому расчету эвольвентных зубчатых и червячных передач / [И.А. Болотовский, В.И. Безруков, О.Ф. Васильева та ін.]. – 2-е изд., перераб. и доп. – М.: Машиностроение, 1986. – 448 с. **2.** Иванов М.Н. Детали машин: Учеб. для студ. вузов / Под ред. В.А. Финогенова. - 6-изд., перераб. – М.: Высш. шк., 2000. – 383 с. **3.** Воробйов С.П., Карпенко А.В., Равська Н.С. Особливості нарізання арочних зубчастих коліс методом копіювання. // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Збір. наук. пр.. – 2015. – №36. – С. 102–109. **4.** Полевой В. И. Разработка инструмента для нарезания цилиндрических колес с арочными зубьями: дис. на соиск. уч. ст. канд. тех. наук: 05.03.01 «Процессы механической обработки, станки и инструмент» / В.И. Полевой. – К., 1991. – 195с. **5.** Решетов Д. Н. Детали машин / Д. Н. Решетов. – 4-е изд., перераб. и доп. – М.: Машиностроение, 1989. – 496 с. **6.** Беляев А.И., Сирицын А.И., Сирицын Д.А. Особенности изготовления и применения высокоточных арочных тяговых зубчатых передач / Вестник машиностроения. – 1997. – №1. – С. 3 – 6. **7.** Беляев А.И. Геометрический расчет и технология нарезания колес с арочными зубьями / А.И. Беляев, А.И. Сирицын. // Вестник машиностроения. – 1999. – №1. – С. 3–8. **8.** Пат. 2404030 Российская Федерация, МПК В23F9/00. Способ изготовления цилиндрических колес с арочными зубьями / Плахтин В.Д., Панков И.Г., Давыдов А.П., Марголит Р.Б., Паршин А.Н., Липатов С.И.; патентообладатель ООО Научно-производ. объедин."Зубчатые трансмиссии", ОАО "Станкон". - № 2009114308/02; заяв. 16.04.2009; опубл. 20.11.2010, Бюл. № 32 - 10с. **9.** Пат. 103983 Україна, МПК В23F 21/22 (2006.01), В23F 9/00 Різцева головка для нарізання циліндричних зубчастих коліс з криволінійними по довжині зубцями / Польовий В.І.; власник Польовий В.І. - № а 2013 02762; заяв. 05.03.2013; опубл. 25.06.2013, Бюл.№ 12 – 8с. **10.** Зубчатые передачи: Справочник / [Е.Г. Гинзбург, Н.Ф. Голованов, Н.Б. Фирун та ін.]. – 2-е изд., перераб. и доп. – Л.: Машиностроение, 1980. – 416 с.

Рецензент: **Ковальов В. Д.**, д.т.н., проф. ДДМА

РАДИУС КРИВИЗНИ ЗУБА ЦИЛІНДРИЧНОГО АРОЧНОГО ЗУБЧАСТОГО КОЛЕСА

Воробйов С.П., Равська Н.С., Клочко О.О.

В статті розглянуто вибір радіусів нарізання арочних зубчастих коліс. Представлені діапазони значень радіусів кривизни арки зуба для різних умов роботи зубчастих коліс та методів їх формоутворення. Також показано вплив радіуса нарізання арочного колеса на розподілення навантажень вздовж лінії контакту та його вплив на коефіцієнт перекриття, який в свою чергу впливає на плавність роботи передачі. Встановлена залежність для визначення мінімально можливого радіуса різцевої головки при нарізанні циліндричного зубчастого колеса.

РАДИУС КРИВИЗНЫ ЗУБА ЦИЛИНДРИЧЕСКОГО АРОЧНОГО ЗУБЧАТОГО КОЛЕСА

Воробьев С.П., Равская Н.С., Клочко А.А.

В статье рассмотрен выбор радиусов нарезания арочных зубчатых колес. Представлены диапазоны значений радиусов кривизны арки зуба для различных условий работы зубчатых колес и методов их формообразования. Также показано влияние радиуса нарезания арочного колеса на распределение нагрузок вдоль линии контакта и его влияние на коэффициент перекрытия, который в свою очередь влияет на плавность работы передачи. Установлена зависимость для определения минимально возможного радиуса резцовой головки при нарезании цилиндрического зубчатого колеса.

RADIUS OF CURVATURE TOOTH OF THE ARCHED CYLINDRICAL GEARWHEEL

Vorob'jov S.P., Ravskaja N.S., Klochko A.A.

The article considers range of radii cutting the arched gears. The ranges of values radii of curvature of the tooth arch for different operating conditions gears and methods for their morphogenesis were presents. Also shown is the influence of the radius cutting wheel arch on the load distribution along the contact line and its effect on the coefficient overlapping, which in turn affects the for smooth operation transmission. Dependence to determine the minimum possible radius of the tool head during the cutting a cylindrical gear was established.

Ключові слова: циліндричний, арочний, радіус кривизни, діапазон, навантаження, коефіцієнт перекриття

Ключевые слова: цилиндрический, арочный, радиус кривизны, диапазон, нагрузка, коэффициент перекрытия

Keywords: cylindrical, arched, radius of curvature, range, load, coefficient overlapping

Дата подання статті до редакції: 18 травня 2016р.

УДК 621.9.02

Клименко С.А., Клименко С.Ан., Манохин А.С.
ІНМ ім. В.М. Бакуля НАН України, м. Київ, Україна
atmu@meta.ua

ПІДВИЩЕННЯ ПРАЦЕЗДАТНОСТІ РІЗАЛЬНОГО ІНСТРУМЕНТА, ОСНАЩЕНОГО ПНТМ НА ОСНОВІ КНБ

Вступ

Аналіз сучасного промислового попиту показує, що найбільш ефективними різальними інструментами, що забезпечують обробку виробів з загартованих сталей (45–60 HRC) при швидкостях різання до 3,0 м/с із заданою якістю обробленої поверхні є інструменти, оснащені полікристалічними надтвердими матеріалами (ПНТМ) на основі кубічного нітриду бору (ПКНБ) [1, 2].

Процес різання такими інструментами характеризується високими температурами та супроводжується протіканням складних механо-хімічних процесів на контактній поверхнях, що істотно впливає на якість обробленої поверхні, продуктивність обробки та стійкість різального інструменту.

Збільшення в промисловості долі використання важкооброблюваних сталей та сплавів, а також вартості інструментів, обумовлює актуальність проведення досліджень, направлених на підвищення стійкості та продуктивності обробки інструментами із ПКНБ.

Одним з найбільш ефективних методів зменшення температури та інтенсивності протікання хімічних реакцій взаємодії між матеріалами інструменту та оброблюваного виробу в зоні різання є нанесення покриттів на робочі поверхні інструменту. Наявність на поверхні різальних інструментів покриття з відмінними властивостями ніж у матеріалу основи, дає можливість кардинально змінити механізми контактної взаємодії між в зоні різання, збільшити опір контактних ділянок інструменту макро- та мікроруйнуванню.

У більшості випадків виробники різальних інструментів рекомендують застосовувати для інструментів із ПКНБ покриття такі ж як і для твердосплавних та керамічних інструментів, але при цьому не враховується інший характер контактування із оброблюваним матеріалом, механізм зношування інструментального композиту та можливості по зменшенню внутрішніх напружень, які виникають в покритті.

Вище зазначене обумовлює перспективність проведення досліджень по вивченню контактної взаємодії, теплових явищ та умов протікання хімічних реакцій, які мають місце в контактній зоні, розробці нових підходів до властивостей покриттів, досліджень їх впливу на параметри процесу різання для підвищення стійкості інструментів при високошвидкісному точінні загартованих сталей.

Метою цієї роботи є підвищення стійкості різальних інструментів із ПКНБ при точінні загартованої сталі за рахунок застосування на робочих ділянках інструменту покриття, яке зменшує температуру в зоні контакту.

Методика досліджень

Дослідження закономірностей процесу різання проводилось при точінні загартованої сталі ШХ15 (60–62 HRC) прохідним різцем CRDPR25×25M07 з механічним кріпленням різальних пластин RNMN 070300T (ТУ2-037-636-89) на токарно-гвинторізному верстаті мод. ФТ-11. Інструменти оснащувалися різальними пластинами із ПКНБ марки «борсиніт» виробництва ІНМ ім. В.М. Бакуля НАН України (36–40 ГПа) без покриття та із покриттям.

Покриття для проведення досліджень наносилися в Харківському національному університеті ім. В.Н. Каразіна способом вакуум-дугового осадження на установці з двома магнетронами та автономним джерелом живлення системи. Осадження виконувалося при

тиску аргону $P_{Ar} = 2 \cdot 10^{-1}$ Па, струмі 2,0 А, напруга в розряді 500 В, час осадження – 35 хв. Товщина сформованого покриття ~ 6,0 мкм.

Твердість та модуль Юнга покриття визначалися методом алмазного індентування. Коефіцієнт теплопровідності та теплоємності покриття визначалися методом диференційної сканувальної калометрії на комплексі приладів TA Instruments DSC Q2000 в Інституті хімії високомолекулярних сполук НАН України. Оцінка фрикційних властивостей покриття проводилася з використанням інформаційно-випробувальної системи «Friction Wear Test System» в Національному авіаційному університеті шляхом моделювання тертя контрзразка по нерухомій різальній пластині. В якості контрзразка використовувався ролик із загартованої сталі ШХ15 товщиною 3 мм і діаметром 30 мм. Швидкість обертання контрзразка підтримувалась постійною і дорівнювала швидкості різання (0,1–1,5 м/с). За характеристику зносу прийнята середня глибина доріжки тертя на поверхні різальної пластини. Параметри зношеної поверхні вимірювалися лазерним скануючим профілографом-профілометром «ЛСПП».

Мікроскопічні дослідження контактних ділянок інструменту виконувались за допомогою скануючого електронного мікроскопа ZEISS EVO 50XVP виробництва фірми ZEISS з енергодисперсійним аналізатором рентгенівських спектрів INCA450 з детектором INCAPentaFETx3 та системою HKL CHANNEL-5 для дифракції відбитих електронів та оптичного мікроскопу Neophot-21.

Дослідження топографії зношених ділянок інструментів було проведено за допомогою атомно-силового мікроскопу мод. NT-206 в Черкаському державному технологічному університеті. Поле сканування – $20 \times 20 \times 3$ мкм; крок сканування – 20 нм; зонд – чіп розміром $3,4 \times 1,6 \times 0,4$ мм.

Складові сили різання вимірювались універсальним динамометром УДМ-600, температура різання визначалася на основі експериментально-розрахункового підходу, рішенням зворотної задачі теплопровідності з використанням різця, державка якого оснащена двома штучними хромель-алюмелевими термопарами.

Концепція підвищення працездатності інструменту

Дослідженнями, проведеними в ІНМ НАН України [1], встановлено, що зношування різальних інструментів із ПКНБ при обробці загартованих сталей при високих швидкостях різання пов'язано із протіканням хімічних реакцій взаємодії між інструментальним та оброблюваними матеріалами з утворенням рідкої фази із продуктів взаємодії. Модельні результати показали, що протікання хімічних реакцій взаємодії в системі cBN-(Fe-Ni-Cr) проходить у два етапи. На першому етапі при температурі 1380 °C відбуваються хімічні реакції з утворення боридів типу $(Fe, Ni, Cr)_x B_y$, на другому – утворення евтектик типу Fe-Fe₂B та рідкої фази в результаті контактного плавлення при температурі 1177 °C.

Можливість першого нагріву пов'язана з виникненням температурних спалахів при деформуванні матеріалу виробу на вершинах мікронерівностей та при руйнуванні мостиків схоплювання матеріалів інструменту та виробу на контактних ділянках.

Період існування температурних спалахів малий і визначається фактичними розмірами контактних зон, фізико-механічними характеристиками матеріалів контактної пари та швидкістю різання. Розмір, координати розміщення та час появи температурних спалахів має випадковий характер, що утруднює їх експериментальну оцінку.

Враховуючи наведене, одна з можливостей підвищення стійкості інструменту із ПКНБ пов'язана зі створенням умов при яких зменшується тепловиділення на фактичних п'ятнах контакту, що обумовлює зменшення інтенсивності утворення сполук $(Fe, Ni, Cr)_x B_y$ та формування на їх основі легкоплавких евтектик.

Ефективним методом, що дозволяє зменшити температуру в зоні контакту та інтенсивність протікання хімічних реакцій взаємодії є нанесення на робочі поверхні

інструменту покриття. Найчастіше, в якості покриттів використовують нітриди, оксиди та карбіди тугоплавких металів, які в більшості випадків мають вищі фізико-механічні властивості (твердість, модуль Юнга) в порівнянні із інструментальною основою. В поверхневому шарі покриття з таких матеріалів мають місце значні внутрішні напруження внаслідок різниці коефіцієнтів температурного розширення та високої неоднорідності полікристалічних покриттів у приграничній із основою зоні, що в процесі роботи інструменту призводить до появи тріщин та руйнування покриття.

З огляду на вищесказане, покриття для інструментів із ПКНБ, повинне характеризуватися рядом властивостей: – меншим значенням твердості в порівнянні із інструментальною основою, що забезпечить зниження рівня внутрішніх залишкових напружень та крихкості покриття; – меншим значенням модуля Юнга, що дозволить підвищити пружні властивості покриття та підвищить стійкість робочих поверхонь інструменту до абразивного стирання; – низьким коефіцієнтом тертя для зменшення термобаричного навантаження робочих ділянок інструменту.

Зниження внутрішніх напружень термічного характеру в покритті досягається за рахунок використання матеріалу, який близький за своїм хімічним складом до інструментальної основи, що дозволяє зменшити різницю коефіцієнтів температурного розширення. Відомо, що матеріали в аморфному стані мають більшу структурну однорідність в порівнянні із полікристалічними, тому для зменшення внутрішніх напружень структурного характеру пропонується матеріал покриття в аморфному стані.

На основі аналізу складу, властивостей та досвіду використання покриттів із оксидів, нітридів, карбідів різноманітних тугоплавких металів, нано-, полікристалічної структури зроблено висновок, що найбільш повно вище вказаним вимогам відповідає покриття із нітриду бору з аморфною структурою ($BN_{ам}$).

Фізико-механічні властивості отриманого покриття: твердість – 15 ГПа; модуль Юнга – 200–220 ГПа; коефіцієнти Пуассона – 0,2, теплопровідності – 70 Вт/м²К, теплоємності – 800 Дж/кг²К; щільність – 1,73 г/см³.

Коефіцієнт тертя у покриття (0,3) в 1,5 рази нижче в порівнянні із ПКНБ.

Отримані результати

Величина температури спалахів в контактній зоні інструменту зі стружкою визначалася розрахунковим методом з використанням залежності, запропонованої [3]. Розрахунок величини температурних спалахів базується на експериментальних даних щодо розмірів пластичної та пружної зон контакту стружки із передньою поверхнею, величині навантажень в контактній зоні та топографії контактних ділянок інструментів.

Зменшення загальної довжини контакту при зміні швидкості різання (рис. 1), відбувається за рахунок зменшення пружної ділянки контакту ($L_{пр}$), а розміри пластичної ділянки контакту ($L_{пл}$) практично не змінюються. Відношення довжини пластичної ділянки контакту до загальної довжини, в діапазоні швидкостей різання 1,0–2,5 м/с, складає від 0,32 до 0,46 з тенденцією до росту із збільшенням швидкості різання (рис. 2).

Для інструмента із покриттям характерно зменшення загальної довжини контакту із стружкою. Відношення довжини пластичної ділянки до загальної довжини контакту в дослідженому діапазоні швидкостей різання при застосуванні покриття становить від 0,34 до 0,5.

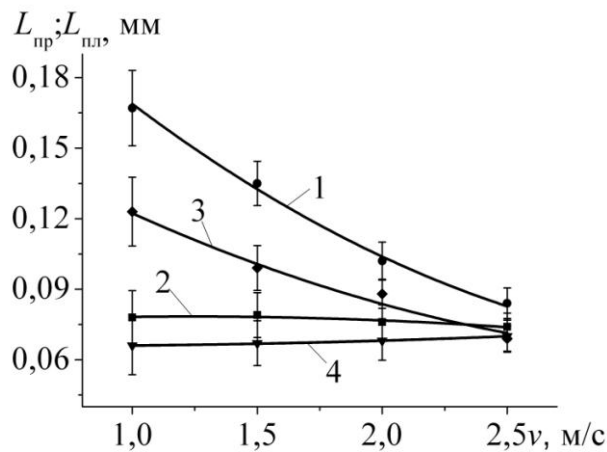


Рисунок 1 – Зміна розмірів пружної (1, 3) та пластичної (2, 4) ділянок контакту інструменту в залежності від швидкості різання: 1, 2 – інструмент без покриття; 3, 4 – інструмент із покриттям

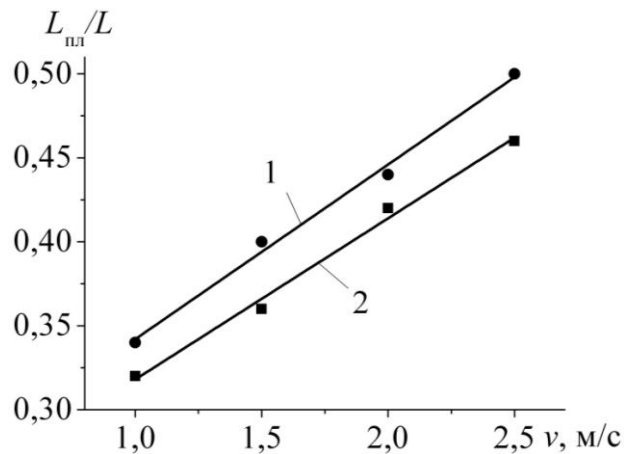


Рисунок 2 – Зміна відношення довжини пластичної ділянки до загальної довжини контакту в залежності від швидкості різання: 1 – інструмент із покриттям; 2 – інструмент без покриття

Величина складових сили різання є однією з головних показників процесу різання, яка характеризує фрикційні процеси, які протікають в зоні контакту стружки із інструментом. Експериментальні дослідження складових сили різання (P_y , P_z) для інструменту із покриттям $BN_{ам}$ показали, що використання покриття дозволяє знизити головні складові сили різання при збільшенні швидкості різання та подачі. А саме, при точінні загартованої сталі ШХ15 збільшення швидкості різання ($v = 0,33\text{--}3,00$ м/с; $S = 0,14$ мм/об; $t = 0,2$ мм) веде до зменшення головних складових сили різання та становить для інструменту без покриття – P_y від 346 до 102 Н, а при використанні інструменту із покриттям $BN_{ам}$ – від 280 до 83 Н, тангенціальна сила P_z для інструменту без покриття – від 158 до 65 Н, відповідно для інструменту із покриттям – від 144 до 59 Н. Збільшення подачі ($S = 0,1\text{--}0,29$ мм/об; $v = 2,0$ м/с; $t = 0,2$ мм) веде до зростання головних складових сили різання та становить для інструменту без покриття – P_y від 115 до 240 Н із покриттям – від 88 до 205 Н, P_z – від 67 до 206 Н для інструменту без покриття та від 43 до 171 Н для інструменту із покриттям. Зниження складових сили різання при застосуванні покриття $BN_{ам}$, пояснюється меншим значенням коефіцієнту тертя для інструменту із покриттям, що приводить до зниження ступеня деформації оброблюваного матеріалу в зоні різання, внаслідок чого, для зняття припуску потрібно затратити меншу кількість механічної енергії.

З врахуванням визначених величин розмірів зони контакту та складових сили різання було розраховано рівень максимальних контактних напружень, що діють на передній поверхні інструменту для умов точіння сталі ШХ15. Аналіз результатів розрахунку напруженого стану різальних інструментів показує, що зменшення розмірів зони контакту та сили різання, при використанні покриття, приводить до перерозподілу та зменшенню напружень – нормальні та дотичні напруження на передній поверхні інструмента зніжуються на 10–15 %.

Для визначення фактичної площі контакту та висоти мікронерівностей на контактній поверхні було проведено топографічні дослідження зношених ділянок інструменту за допомогою електронного та атомно-силового мікроскопу. Отримані результати показали, що збільшення швидкості різання в діапазоні від 0,5 до 3,0 м/с призводить до росту висоти мікронерівностей в зоні контакту внаслідок протікання механо-хімічних процесів зношування робочих поверхонь інструменту. Застосування покриття у дослідженому діапазоні швидкостей різання дозволяє зменшити висоту мікронерівностей.

На основі отриманих даних був виконаний розрахунок величини температурних спалахів із врахуванням розподілу сил та площі контакту на пластичні і пружні складові(1).

$$T_c = \frac{\sqrt{2} + 1}{2\sqrt{2}} \cdot \frac{\sqrt{\lambda_1 c_1 \rho_1}}{\sqrt{\lambda_1 c_1 \rho_1} + \sqrt{\lambda_2 c_2 \rho_2}} \cdot \frac{\mu \cdot P \cdot v_c \cdot d}{2 \cdot A_r \cdot \lambda_2}, \quad (1)$$

де λ , c , μ – коефіцієнти теплопровідності, теплоємності та тертя відповідно;
 ρ – густина; d , A_r – діаметр плями та фактична площа контакту відповідно;
 P – навантаження на одиничний виступ; v_c – швидкість сходу стружки;
індекс 2 – матеріал з більшою твердістю.

Результати розрахунків для інструментів із ПКНБ показали, що зміна величини температурних спалахів має екстремальний характер з максимумом 2036°C на пластичній (рис. 3, а) та 1044 °C на пружній ділянках контакту (рис. 3, б). Наявність екстремуму пов'язана з тим, що зі збільшенням швидкостей різання в діапазоні від 0,5 до 2,0 м/с висота мікронерівностей на робочих поверхнях інструменту зростає більш інтенсивно, чим знижується навантаження в зоні контакту. Подальше збільшення швидкості різання до 3,0 м/с приводить до незначного збільшення висоти мікронерівностей на робочих поверхнях інструменту при одночасному зниженні навантаження, внаслідок чого рівень температурних спалахів падає.

Аналіз результатів термодинамічних досліджень [1] показав, що з урахуванням напруженого стану інструменту та оброблюваного матеріалу, який відповідає тиску 5 ГПа, температура початку протікання хімічних реакцій взаємодії складає 1700 °C. На основі результатів термодинамічних досліджень та розрахунку рівня температурних спалахів можна зробити висновок, що достатній рівень температури для початку протікання хімічних реакцій взаємодії та утворення рідкої фази є тільки на пластичній ділянці контакту. На пружній ділянці контакту протікання хімічних реакцій взаємодії не відбувається через недостатній рівень контактних температур.

Проведені розрахунки для інструменту із аморфним покриттям показали, що його застосування дозволяє знизити величину температурних спалахів, як на пластичній (1770 °C) так і на пружній (893 °C) ділянках контакту, але її рівень на пластичній ділянці залишається все ще достатнім для початку хімічних реакцій взаємодії, хоча її інтенсивності суттєво зменшується. Зменшення температури спалахів пояснюється високими трибологічними властивостями покриття, в першу чергу низьким коефіцієнтом тертя, що веде до зниження сил в контактній зоні різання та зменшення висоти мікронерівностей в зоні контакту стружки із передньою поверхнею інструменту.

Зміна умов контактування, зниження баричного навантаження та температури на локальних ділянках контактної зони при використанні покриття із VN_{ам} приводить до

зниження температури різання. Низький коефіцієнт тертя та модуль Юнга покриття дають можливість припустити, що покриття виконує роль твердої змазки в зонах контакту, змінюючи теплове навантаження на контактних ділянках інструменту. Температурні дослідження показали, що застосування покриття $BN_{ам}$ дозволяє зменшити температуру різання на 15% при зміні швидкості різання (рис. 4, а) та подачі (рис. 4, б) за рахунок зменшення сили різання та довжини контакту стружки із передньою поверхнею інструменту.

Розподіл температури різання в різальному клині, показує, що в тіло інструменту із покриттям потрапляє менша кількість тепла, чим в інструмент без покриття, що пов'язано із зменшенням довжини контакту стружки із передньою поверхнею інструменту.

Зміна термобаричного навантаження на контактних ділянках інструменту із покриттям приводить до зниження інтенсивності його зношування. Використання інструментів, оснащених ПКНБ із покриттям $BN_{ам}$, дозволяє при безударній токарній обробці загартованої сталі ШХ15 підвищити стійкість на 25% в порівнянні із аналогічним інструментом без покриття (рис. 5).

Ефективність використання захисного покриття із $BN_{ам}$ на різальному інструменті зростає із збільшенням швидкості різання.

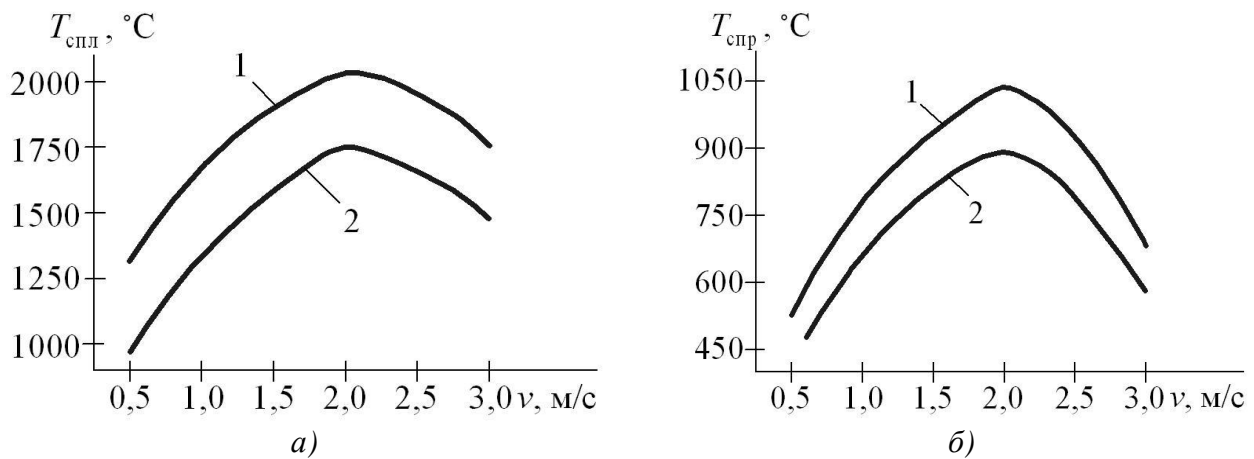


Рисунок 3 – Зміна величини температурних спалахів на пластичній (а) та на пружній ділянках контакту (б) в залежності від швидкості різання ($S = 0,14$ мм/об; $t = 0,2$ мм; $h_3 = 0,3$ мм): 1 – інструмент без покриття; 2 – інструмент із покриттям

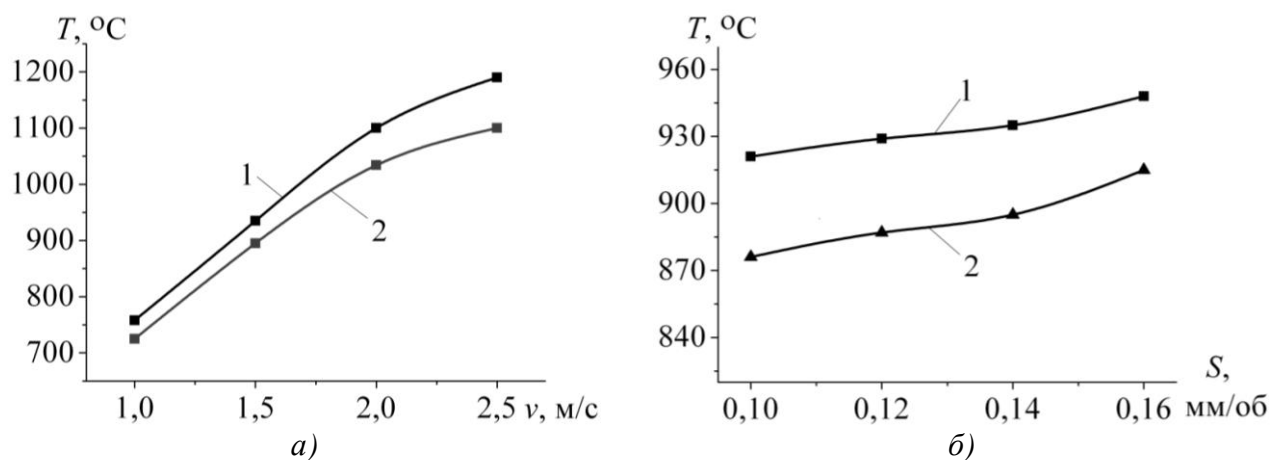


Рисунок 4 – Зміна температури різання від швидкості різання ($S = 0,14$ мм/об; $t = 0,2$ мм) (а) та подачі ($v = 1,5$ м/с; $t = 0,2$ мм) (б): 1 – інструмент без покриття; 2 – інструмент із покриттям

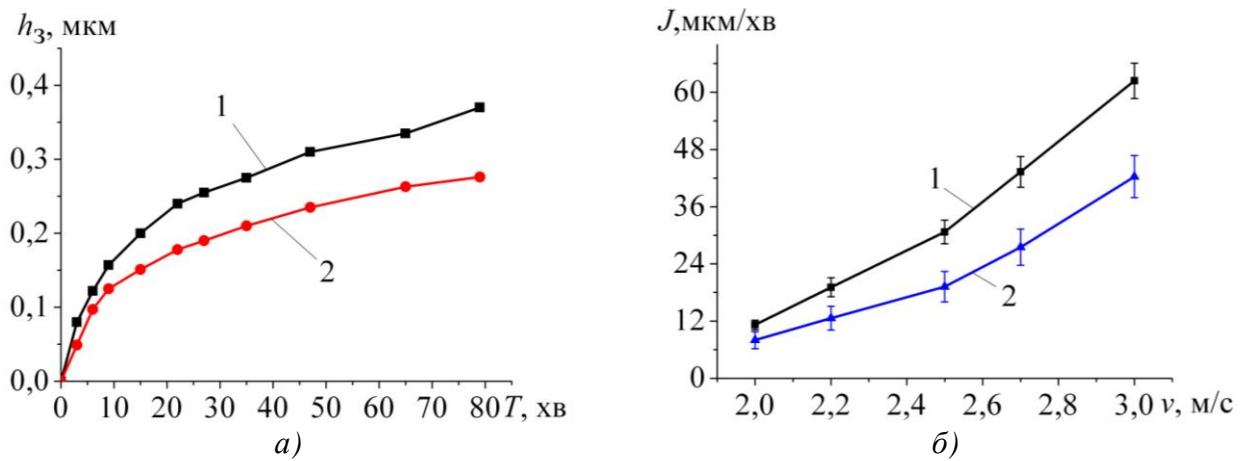


Рисунок 5 – Залежність зносу по задній поверхні від часу різання (а) ($v = 2,0$ м/с; $S = 0,14$ мм/об; $t = 0,2$ мм) та швидкості зношування від швидкості різання (б) ($S = 0,14$ мм/об; $t = 0,2$ мм): 1 – інструмент без покриття; 2 – інструмент із покриттям

Висновки

В результаті виконаних досліджень розроблено концепцію підвищення стійкості різального інструменту із ПКНБ при точінні загартованих сталей, яка основана на зменшенні температури в зоні різання та реалізується застосуванням на робочих ділянках інструменту покриття, яке забезпечує зниження коефіцієнта тертя та характеризується меншими значеннями твердості та модуля Юнга в порівнянні із інструментальною основою, та показано, що найбільш повно вказаним вимогам відповідає покриття із нітриду бора в аморфному стані.

На основі експериментальних даних щодо розмірів зони контакту, величин навантажень та топографії контактних ділянок інструменту проведено розрахунок рівня температурних спалахів, який показав, що зміна величини температурних спалахів зі збільшенням швидкості різання має екстремальний характер із максимумом 2036 °С на пластичній та 1044 °С на пружній ділянках контакту і при цьому виявлено, що достатній рівень температури для протікання хімічних реакцій взаємодії між інструментальним та оброблюваним матеріалами реалізується лише на пластичній ділянці контакту. Застосування покриття із $\text{BN}_{\text{ам}}$ зменшує рівень температурних спалахів до 1770 °С на пластичній та до 893 °С на пружній ділянках контакту, що обумовлює зниження інтенсивності протікання хімічних реакції взаємодії на пластичній ділянці контакту.

Покриття із $\text{BN}_{\text{ам}}$, характеризуючись більш низьким коефіцієнтом тертя та модулем Юнга в порівнянні із інструментальною основою, виконує роль твердої змазки в зоні контакту стружки із передньою поверхнею інструменту, знижуючи рівень температури різання на 15% за рахунок зменшення довжини контакту із стружкою та сили різання, що дає можливість підвищити стійкість та надійність інструменту, особливо на етапі припрацювання.

Застосування покриття із $\text{BN}_{\text{ам}}$ дозволяє, за рахунок зміни термобаричних умов навантаження робочих поверхонь, підвищити стійкість інструменту на 25% при токарній обробці загартованої сталі (60–62 HRC) в порівнянні із інструментом без покриття.

Перелік джерел літератури: 1. Сверхтвердые материалы. Получение и примененин: в 6-и т. / Под общей ред.. Н. В. Новикова. – К.: ИСМ им В. Н. Бакуля, ИПЦ «АЛКОН» НАНУ, 2006; Т. 5: Обработка материалов лезвийным инструментом / Под ред. С.А. Клименко. – 2006. – 316 с. 2. Инструменты из сверхтвердых материалов / Под ред. Н.В. Новикова, С.А. Клименко. – М.: Машиностроение, 2014. – 608 с.; 3. Крагельский И.В., Добычин М.Н., Комбалов В.С. Основы расчетов на трении и износ. – М.: Машиностроение. – 1977. – 528 с.

Рецензент: **Гузенко В.С.**, к.т.н., проф. ДДМА

ПІДВИЩЕННЯ ПРАЦЕЗДАТНОСТІ РІЗАЛЬНОГО ІНСТРУМЕНТА,
ОСНАЩЕНОГО ПНТМ НА ОСНОВІ КНБ
Клименко С.А., Клименко С.Ан., Манохин А.С.

Запропоновано концепцію підвищення працездатності різального інструмента із ПКНБ при точінні загартованої сталі, яка базується на зменшенні температури в зоні різання та реалізується застосуванням на робочих поверхнях покриття із нітриду бору в аморфному стани. Використання інструмента із ПКНБ із покриттям $BN_{ам}$ дозволяє підвищити стійкість інструменту при обробці загартованої сталі на 25% в порівнянні із аналогічним інструментом без покриття.

ПОВЫШЕНИЕ РАБОТОСПОСОБНОСТИ РЕЖУЩЕГО ИНСТРУМЕНТА,
ОСНАЩЕННОГО ПСТМ НА ОСНОВЕ КНБ
Клименко С.А., Клименко С.Ан., Манохин А.С.

Разработана концепция повышения работоспособности режущего инструмента из ПКНБ при точении закаленной стали, которая базируется на уменьшении температуры в зоне резания и реализуется применением на рабочих участках инструмента покрытия из нитрида бора в аморфном состоянии. Применение покрытия $BN_{ам}$ позволяет повысить стойкость инструмента на 25% за счет изменения термобарических условий нагрузки рабочих поверхностей инструмента при токарной обработке закаленной стали по сравнению с аналогичными инструментами без покрытия.

IMPROVING PERFORMANCE OF THE PCBN CUTTING TOOL
Klimenko S.A., Klimenko S.An., Manokhin A.S.

A concept of improving performance of the PCBN cutting tool for turning of hardened steel, which is based on reducing the temperature in the cutting zone is realized using the tool in work areas boron nitride coating in amorphous state. Application $BN_{ам}$ -coating can improve tool life by 25% due to changes in load conditions of temperature and pressure of working surfaces of the tool during turning of hardened steel compared with the same uncoated tools.

Ключеві слова: різальні інструменти, ПКНБ покриття, температура в зоні різання, стійкість інструменту, точіння

Ключевые слова: режущие инструменты, ПКНБ покрытие, температура в зоне резания, стойкость инструмента, точение

Keywords: cutting tools, PCBN coating, the temperature in the cutting zone, tool life, turning

Дата подання статті до редакції: 18 травня 2016р.

УДК 621.9

Ковалев В.Д., Мельник М.С., Васильченко Я.В.

ДГМА, г. Краматорск, Украина

МЕТОДИКА ПРОЕКТИРОВАНИЯ МЕХАТРОННЫХ СТАНКОВ И МЕХАТРОННЫХ СТАНОЧНЫХ УЗЛОВ

Анализ проблемы

Мехатроника как техническая специальность и как научное направление возникла в 70-х...80-х годах XX века. Предпосылкой для ее возникновения стало бурное развитие электроники, кибернетики и вычислительной техники в 60-х...70-х годах и осознание новых возможностей, которые открывало применение этих научных разработок в технике [1]. По сути изменился принцип построения сложных машин, в частности металлорежущих станков. Все сложные внутренние кинематические связи теперь реализуются программным путем. Благодаря возможности оперативного изменения параметров программного обеспечения появилась возможность гибко управлять параметрами и структурой внутренних кинематических связей, а также создавать такие передаточные функции, которые механическим способом реализовать либо крайне сложно, либо невозможно. Это позволило предельно упростить механическую часть машин. Кроме того стало возможным улучшить характеристики и расширить возможности машин за счет применения принципов автоматического и адаптивного управления. Практические результаты применения мехатронного подхода в машиностроении можно видеть на примере технологического прорыва за последние 20-30 лет в таких областях как робототехника, станкостроение, автомобильная промышленность, авиакосмическая отрасль, военная техника, медицина, легкая промышленность и т. д.. Естественно, что при таком подходе возникла необходимость в специалистах механической направленности, которые бы при этом на достаточном уровне ориентировались в таких науках как электротехника, электроника, вычислительная техника, программирование и теория управления.

Не смотря на выдающиеся успехи в этом направлении таких стран как Япония («родина мехатроники»), Германия, США и ряд других, в нашей стране в этом направлении делается крайне мало. В отношении станкостроения применение мехатроники по сути исчерпывается созданием универсальных станков с ЧПУ и станков-автоматов, которые также реализуются с применением систем ЧПУ или в крайнем случае унифицированных программируемых контроллеров. Актуальность этой проблемы состоит в том, что в настоящее время на рынке имеется спрос на оборудование для крупносерийного и массового производства, а это в первую очередь специализированные и специальные станки автоматы. Примерами таких машин могут служить станки для обработки колесных пар подвижного железнодорожного состава (колесотокарные, колесофрезерные, осетокарные), станки для обработки зубчатых колес, станки для обработки метизных изделий, ряд станков заготовительного производства (бесцентрово-токарные, фрезерно-центровальные, трубоподрезные и т. п.). В настоящее время на подавляющем большинстве моделей перечисленного оборудования как отечественного, так и зарубежного производства в качестве систем управления применяются универсальные системы ЧПУ. При этом возможности этих систем ЧПУ на таких станках используются на несколько процентов, что с учетом их стоимости и сложности обслуживания является крайне нерациональным. А промышленные программируемые логические контроллеры при их сравнительно низкой стоимости в подавляющем большинстве случаев ориентированы на решение задач цикловой автоматизации и не позволяют решать задачи управления параметрами движения и интерполяции, что необходимо в большинстве металлорежущих станков.

Вторая проблема, вызванная унификацией систем управления, состоит в том, что рядом авторов разработаны и разрабатываются различного рода методы и средства адаптивного управления [*наши статьи*], призванные улучшить определенные показатели

станков, такие как точность, производительность, надежность, себестоимость и т. д.. Однако применить эти разработки в промышленных условиях в большинстве случаев не представляется возможным, поскольку универсальные системы ЧПУ, как правило, не рассчитаны на расширение возможностей, и не позволяют вмешиваться в процесс управления, как того требуют указанные разработки. Поэтому для их внедрения требуется разработка специальных электронных и электромеханических средств.

Главные трудности с решением рассмотренных проблем заключаются в отсутствии специалистов-мехатроников. Привлечение к решению таких задач одновременно механика, электрика, электроника и программиста даже высокой квалификации зачастую не дает желаемого результата. Причина в том, что механик, работа которого непосредственно относится к цели проектирования и который по определению должен быть ведущим специалистом проекта, зачастую не имеет даже общего представления о возможностях современной электроники и микропроцессорной техники и не в состоянии адекватно сформулировать техническое задание для остальных специалистов. А они в свою очередь часто не в состоянии понять суть проблемы, поскольку имеют недостаточные знания в той области механики и техники, к которой относится проектируемая машина.

Постановка задачи

Целью данной работы является разработка методик проектирования мехатронных систем, которая даст общий алгоритм действий, упростит постановку задач для смежных специалистов, и укажет те недостающие области знаний, к которым необходимо обратиться для успешного и эффективного решения поставленных задач.

Основная часть

В основу разрабатываемой методики положен восьмилетний опыт организации и выполнения экспериментальных учебных и научных проектов по созданию мехатронных станочных узлов с участием студентов специальности «Металлорежущие станки и системы». Предлагаемая методика состоит из шестнадцати этапов. В виде блок-схемы она представлена на рис.1.

1. Техническое задание на машину. Этот этап подразумевает формулирование функционального назначения и основных эксплуатационных параметров проектируемой машины и выполняется заказчиком, но активное участие в этом процессе специалистов которые будут проектировать эту машину всегда уместно и часто позволяет сформулировать техническое задание оптимальным образом.

2. Выбор метода формообразования, разработка технологии обработки изделия на проектируемом станке, эскизов технологических наладок и цикла работы станка. Данный этап ничем не отличается от аналогичного этапа традиционной методики проектирования [4] и не требует от механика дополнительных знаний, однако с учетом возможностей мехатронных систем набор приемлемых методов формообразования, как правило, расширяется и выбор может быть более рациональным. На последующих этапах проектирования возможен пересмотр выбранного метода.

3. Разработка кинематики движений рабочих органов станка. Этот этап присутствует и в традиционной методике проектирования, но для мехатронных систем имеет особенность. Если технология обработки изделия требует сложных движений рабочих органов станка, то в традиционной методике это достигалось введением внутренних кинематических связей, причем передаточная функция этих связей могла быть только линейной. Создание нелинейных передач ограничивалось гармоническими функциями, реализуемыми с помощью кривошипных механизмов, а также некоторым объемом произвольных функций, реализуемых с помощью кулачковых механизмов, которые, впрочем, имеют известный ряд существенных ограничений, как по приемлемой величине хода, так и по предельным соотношениям скоростей согласуемых движений.

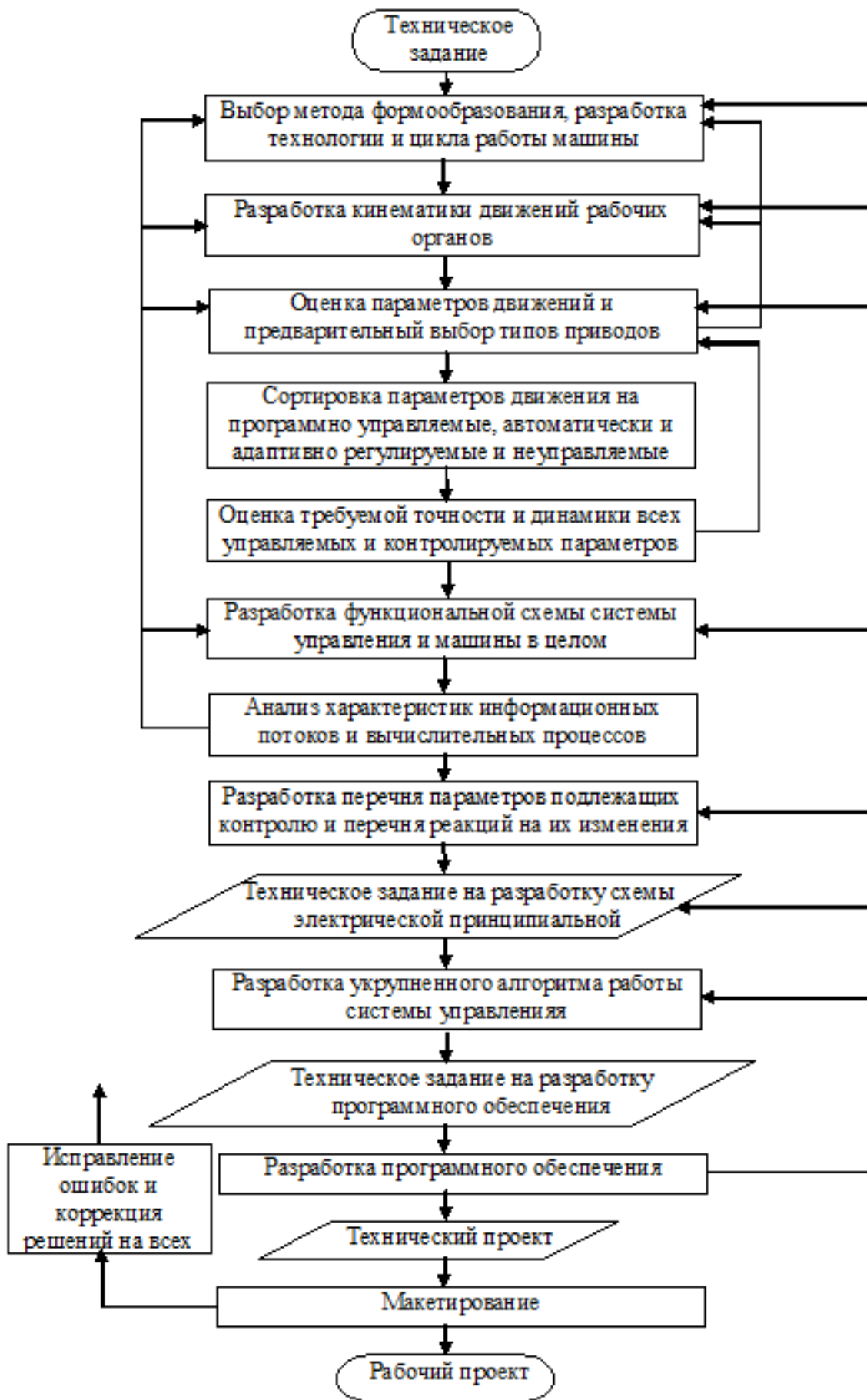


Рисунок 1 – Методика проектирования мехатронных систем

При новом подходе необходимо руководствоваться принципом: на каждое простое движение необходим собственный привод, а все согласования этих движений следует реализовывать электронными и программными средствами. Кроме того, конструктор должен иметь в виду, что применение программных средств позволяет реализовать практически любые линейные и нелинейные передаточные функции, а также функции заданные табличным и алгоритмическим способом. Причем параметры этих функций и сами функции могут оперативно изменяться, как оператором при наладке станка, так и в процессе работы станка по различным сигналам адаптивного управления, если это требуется. При разработке передаточные функции внутренних кинематических связей должны быть сформулированы соответственно в виде уравнений, таблиц, алгоритмов или их комбинаций. В дальнейшем проектировании они будут представлять собой важную часть исходных данных для разработки электронной части машины и программного обеспечения.

4. Оценка параметров движений и предварительный выбор типов приводов. Под оценкой параметров движения понимается анализ значений и пределов изменения для каждого простого движения в отдельности таких параметров, как сила или крутящий момент, пределы перемещения, скорость, ускорение, наличие реверса, требуемая точность и дискретность, и сопоставление этих параметров с соответствующими параметрами доступных типов приводов. На данном этапе конструктору потребуются расширенные знания в области электро-, гидро- и пневмопривода, и здесь целесообразно привлечение специалистов в соответствующих областях.

5. Сортировка параметров движения на программно управляемые, автоматически или адаптивно регулируемые и не требующие регулирования. Под программным управлением понимается изменение значения параметра по заранее введенной программе. Автоматическое регулирование – это изменение значения параметра по определенному закону в зависимости от значений других параметров. А если при автоматическом регулировании определенные параметры влияют еще и на закон регулирования, то получаем адаптивное управление. Аналогичные действия выполнялись и в традиционной методике проектирования, однако автоматическое и адаптивное управление при этом практически не применялось ввиду значительной сложности или невозможности реализации такого управления механическими или электромеханическими средствами.

Применение же электронных и вычислительных средств открывает широкие возможности для применения этих принципов управления. Примерами таких применений могут служить системы управления давлением в гидростатических направляющих в зависимости от толщины рабочего зазора или от приложенной нагрузки, управление скоростью или усилием подачи в зависимости от сил резания, управление скоростью резания в зависимости от температуры режущего инструмента, управление сменой инструмента на основании диагностики его состояния по силам резания и т. п. [2], [3]. Здесь также следует упомянуть и повсеместно применяемый случай автоматического управления. Любой привод подачи станка с ЧПУ (кроме шагового) обязательно содержит два или три контура автоматического регулирования: по положению, по скорости и по току.

Данная сортировка требуется, во первых, для выявления возможности и/или необходимости применения контуров автоматического регулирования и закладки в конструкцию системы требуемого их количества, а во вторых для составления технического задания на разработку устройства программного управления.

Что касается адаптивного управления, то оно с одной стороны в подавляющем большинстве случаев может быть реализовано только посредством мехатронных систем, а с другой стороны эта возможность является одним из преимуществ мехатронных систем. Сам же принцип адаптивного управления применительно к металлообрабатывающему оборудованию открывает ряд новых возможностей, в первую очередь в плане повышения качества продукции, стабильности ее параметров в серийном производстве и повышения надежности металлорежущего оборудования.

6. Следующим этапом, присущим только для проектирования мехатронных систем, является оценка требуемой точности и динамики изменения всех управляемых и контролируемых параметров, а также предварительный выбор способа их представления и передачи. Не смотря на явное отношение этого вопроса к специалистам в области электроники и вычислительной техники, данную задачу должен решать главным образом механик, поскольку большинство из рассматриваемых параметров являются параметрами движений, и только специалист в области станкостроения может адекватно их учесть и оценить. Но сказанное никоим образом не исключает участия в этом процессе вышеупомянутых специалистов.

Результатом данного этапа должен быть список управляемых параметров с указанием способа представления (дискретный, цифровой, аналоговый), необходимой точности для аналоговых или разрядности для цифровых способов представления, диапазона возможных значений каждого параметра и максимально возможной скорости их изменения. По этим данным на этом же этапе уже может быть выполнен предварительный выбор типов датчиков для измерения контролируемых параметров для обратных связей и для диагностики.

7. Разработка функциональной схемы системы управления и машины в целом. Под функциональной схемой понимается упрощенное представление кинематики станка с изображением всех приводов, датчиков, узлов системы управления с детализацией, достаточной для подробной передачи принципа ее действия, и всех информационных связей с указанием типа сигнала и направлением его передачи. Этот этап можно считать наиболее ответственным и сложным. От продуманности функциональной схемы зависит эффективность и трудоемкость разработки электронной и программной части машины, ее конечная сложность, стоимость и надежность. Если проанализировать состав областей знаний, необходимых для выполнения этого этапа, то оказывается, что его выполнение не под силу ни одному из специалистов классической подготовки вышеупомянутых направлений без помощи специалистов смежных областей, и здесь совместная творческая работа специалистов трех направлений просто необходима. Но большей эффективности можно ожидать, если все тот же механик владеет хотя бы общими знаниями в смежных областях. При этом, что касается программной части, то только теоретических знаний здесь недостаточно. Необходим практический опыт разработки алгоритмов, поскольку это та область знаний, которую крайне сложно формализовать.

8. Анализ характеристик информационных потоков и вычислительных процессов. Данный этап выполняется специалистами в области электротехники, электроники, программирования и если необходимо других направлений, без обязательного участия механика. Цель его выполнения – на основании результатов ранее выполненных этапов оценить возможность и эффективность реализации машины согласно разработанной функциональной схеме, и в случае обнаружения ошибок и нерациональных решений вернуться к предыдущим этапам с соответствующими коррективами. В определенных случаях имеет смысл провести сравнительный анализ нескольких вариантов проекта.

При выполнении данного этапа необходимо дать ответы на следующие вопросы.

- Рационально ли выбраны типы двигателей?
- Рационально ли выбраны типы датчиков?
- Какова экономическая целесообразность применения именно этих типов и возможны ли другие варианты?
- Какова будет сложность алгоритма работы системы управления и программного обеспечения в соответствии с разработанной технологией, кинематикой, математическими моделями кинематических связей и требованиями по точности и быстродействию?
- Какие аппаратные средства понадобятся для реализации системы управления?
- Каким должен быть интерфейс оператора?
- Какова экономическая целесообразность применения таких аппаратных средств, и какие возможны изменения в проекте с целью снижения стоимости и повышения

надежности электромеханической и аппаратной части без ущерба для остальных характеристик?

- Какие возможны изменения в проекте с целью упрощения программной части, снижения трудоемкости ее разработки, снижения вероятности сбоев без ущерба для остальных характеристик?

9. Разработка перечня параметров подлежащих контролю и перечня реакций на изменения этих параметров. Мехатронный станок в подавляющем большинстве случаев проектируется под автоматический или полуавтоматический режим работы. Для надежной работы в этих режимах, исключения несчастных случаев и повреждений оборудования станок обязательно должен иметь систему блокировок и самодиагностики. Собственно сама эта система разрабатывается электронщиками и программистами. Задача механика на этом этапе – сформировать исчерпывающий перечень контрольных параметров и их комбинаций, а также перечень реакций системы на их изменения, что позволит с максимально возможной надежностью избежать аварийных и опасных для персонала ситуаций.

10. Техническое задание на разработку схемы электрической принципиальной. Это формальный этап, на котором из информации, полученной на предыдущих этапах, выбираются исходные данные для разработки электрической и электронной частей станка. К ним относятся: Функциональная схема, типы двигателей и их основные характеристики, типы датчиков и их основные характеристики, требования по точности и динамике ко всем сигналам (управляемым параметрам), задействованным в электрической части, требования к интерфейсу оператора. После проработки технического задания соответствующим специалистом возможно очередное внесение корректив в результаты предыдущих этапов.

11. Разработка укрупненного алгоритма работы системы управления. Укрупненный или упрощенный алгоритм работы системы управления является основой технического задания на разработку программного обеспечения. Его разработку рекомендуется выполнять в несколько этапов. За основу берется ранее разработанная технология обработки изделия, цикл работы станка и кинематика рабочих движений. Они изображаются в виде блок-схемы алгоритма. Затем эта блок-схема постепенно детализируется с учетом принципов работы отдельных подсистем узлов и элементов. Для эффективного выполнения этого этапа первые приближения должен выполнять механик, и для этого ему необходимо достаточно отчетливо представлять принципы работы и возможности тех микропроцессорных средств, на базе которых предполагается строить систему управления, а также ориентироваться в электрической и электронной частях станка. При отсутствии этих знаний данный этап должен выполняться в тандеме с программистом и электронщиком, но основу алгоритма так или иначе должен дать механик.

12. Техническое задание на разработку программного обеспечения составляется из разработанной блок-схема алгоритма работы системы управления, количественных характеристик всех параметров, задействованных в программной части станка, а также требований к интерфейсу оператора и, если необходимо, требований к внешним каналам связи.

13. Уточнение параметров и структуры машины после разработки программного обеспечения. В процессе разработки программного обеспечения некоторые задачи, заложенные в алгоритме, могут оказаться нереализуемыми на выбранных аппаратных средствах, что потребует пересмотра предыдущих технических решений или выбору других аппаратных средств. Либо наоборот, программист может выявить более рациональные программно-аппаратные решения, что опять таки потребует пересмотра предыдущих технических решений.

14. Разработка технического проекта является формальным этапом разработки и представляет собой оформительскую работу по результатам предыдущих этапов. Состав технического проекта ничем не отличается от традиционного подхода и в описании не нуждается.

15. Макетирование машины и системы управления. Этот этап является обязательным при конструировании машин высокой сложности, а для машин средней сложности – весьма желательным. Кроме того, для электронной и электрической частей макетирование желательно даже для машин низкой сложности, а для сложных – обязательно. Цель макетирования – при минимальных затратах обеспечить полноценную проверку работоспособности и отсутствия ошибок в электронной части, а также возможность отладки программного обеспечения на «живом» объекте управления. Как показывает практический опыт подавляющего большинства программистов, даже несложные программы практически всегда требуют поиска ошибок и отладки, и в особенности это относится к программному обеспечению для микроконтроллеров. Не смотря на наличие большого разнообразия программных симуляторов для микропроцессорных средств, только наличие действующего макета системы управления в совокупности со средствами внутрисхемной отладки дает полноценные возможности для проверки и отладки программного обеспечения. Следует отметить, что необходимость точного макетирования механической части возникает крайне редко, и в основном для сложных машин. Кроме того, затраты на макетирование механической части, как правило на порядок превышают затраты на макет системы управления. В большинстве случаев достаточно создания упрощенного макета механики, который бы выполнял все движения проектируемой машины и давал возможность получить все требуемые сигналы обратных связей. При этом, в целях снижения затрат на макетирование, многие дискретные исполнительные органы, такие как гидроцилиндры, нерегулируемые электродвигатели и т. п., не воздействующие на датчики обратной связи могут быть заменены световыми индикаторами без ущерба для эффективности отладки программного обеспечения и проверки работоспособности машины.

16. Разработка рабочего проекта машины, как и разработка технического проекта, полностью совпадает с традиционным подходом и выполняется в соответствии с требованиями и стандартами предприятия-изготовителя.

Выводы

В работе было показано, что применение мехатронных узлов и систем в станкостроении позволяет существенно улучшить ряд важных показателей станочного оборудования и это подтверждается практическим опытом ряда фирм-производителей металлорежущих станков. При этом, однако, некоторые вопросы остаются недостаточно разработанными до уровня, достаточного для применения в инженерной практике. В первую очередь это касается систем адаптивного управления, в связи с чем, этот вопрос можно обозначить как перспективное направление исследований в рамках темы мехатронных станочных узлов и систем.

Предложенная методика проектирования дает общий алгоритм действий, позволяющий согласовать работу специалистов различных направлений при разработке мехатронных машин и узлов. Однако анализ некоторых этапов этой методики показывает, что ее применение не исключает необходимости проведения дополнительных научных исследований, преимущественно на стыках нескольких научных направлений.

Перечень источников литературы: 1. Мехатроника: Пер. с япон. / Исии Т., Симояма И., Иноуэ Х. и др. М: Мир, 1988 – 318 с. 2. Ковалев В.Д., Мельник М.С. Повышение жесткости гидростатических опор за счет применения системы автоматического регулирования с двумя дифференцирующими звеньями. / В.Д. Ковалев, М.С. Мельник. – Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Зб. наук. праць. – Краматорськ, вип. №32, 2013. – С.131-137 3. Ковалев В.Д., Мельник М.С., Березовская И.К. Разработка методики управления режимами обработки на тяжелом токарном станке с помощью PLC модулей. / В.Д. Ковалев, М.С. Мельник, И.К. Березовська. – Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Зб. наук. праць. – Краматорськ, вип. № 35, 2014. 4. Проектирование металлорежущих станков и станочных систем : Справочник-учебник в 3-х т. Т. 1: Проектирование станков / А.С. Проников, О.И. Аверьянов, Ю.С. Аполлонов и др.; под общ. ред. А. С. Проникова. – М. : Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана: Машиностроение, 1994. – 444с.

Рецензент: **Мироненко Е.В.**, д.т.н., проф. ДДМА

МЕТОДИКА ПРОЕКТИРОВАНИЯ МЕХАТРОННЫХ СТАНКОВ
И МЕХАТРОННЫХ СТАНОЧНЫХ УЗЛОВ

Ковалев В.Д., Мельник М.С.

Рассмотрены проблемы применения мехатронных систем в современном станкостроении и эффективность их применения. Предложена методика проектирования мехатронных систем для специалистов-механиков в области станкостроения.

МЕТОДИКА ПРОЕКТУВАННЯ МЕХАТРОННИХ ВЕРСТАТІВ
ТА МЕХАТРОННИХ ВЕРСТАТНИХ ВУЗЛІВ

Розглянуто проблеми застосування мехатронних систем у сучасному верстатобудуванні та ефективність їх застосування. Запропонована методика проектування мехатронних систем для фахівців-механіків у галузі верстатобудування.

METHODOLOGY FOR DESIGNING MECHATRONIC MACHINES
AND MECHATRONIC MACHINE TOOL UNITS

The problems of the using mechatronic systems in modern machine-tool construction and efficiency of their using are considered. The methods of the designing mechatronic systems for mechanical engineer in the field of machine-tool construction is offered.

Ключевые слова: методика, мехатронные системы, станок, станочный узел, алгоритм, станкостроение

Ключові слова: методика, мехатронні системи, верстат, верстатний вузол, алгоритм, верстатобудування

Keywords: methodology, mechatronic systems, machine-tool, machine-tool unit, algorithm, machine-tool construction

Дата подання статті до редакції: 19 травня 2016 р.

УДК 621.923.1:66/68

Калафатова Л.П., Тупкина М.В.
ДонНТУ, г. Красноармейск, Украина
lpk04nov@mail.ru

СПОСОБЫ ПОВЫШЕНИЯ ЭФФЕКТИВНОСТИ ОБРАБОТКИ ФАСОННЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ В ИЗДЕЛИЯХ ИЗ ХРУПКИХ НЕМЕТАЛЛИЧЕСКИХ МАТЕРИАЛОВ

Развитие современного машиностроения связано с разработкой и внедрением новых материалов и прогрессивных технологических процессов их обработки. Это особо актуально при производстве изделий, к которым предъявляются повышенные требования по термо- и износостойкости, коррозионной стойкости, стойкости к воздействию химикатов, что характерно для таких областей промышленности, как электромашиностроение, приборостроение, ядерная энергетика, ракетно-и самолетостроение, и, в последнее время, общее машиностроение. Для этих целей все более широко применяются хрупкие неметаллические материалы (ХНМ): технические стекла, ситаллы, а также различные виды технической керамики. Они характеризуются высокими показателями твердости и хрупкости, что существенно осложняет их механическую обработку. В настоящее время в мире наблюдается тенденция расширения производства изделий из ХНМ. Так, к концу предыдущего столетия производство неметаллов превысило по объему производство черных металлов, что связано с более низкой себестоимостью продукции, изготовленной из неметаллических материалов, при одновременном повышении надежности при эксплуатации и экологической чистоте [1-3]. Особое место среди неметаллических материалов занимает техническая керамика - класс твердых поликристаллических материалов, полученных спеканием тонкодисперсных порошков [3]. На рис.1 приведены примеры конструкций изделий из технической керамики.



Рисунок 1 – Примеры конструкций изделий из технической керамики

Особенности структуры и физико-механических свойств ХНМ являются причиной возможности их механической обработки только алмазно-абразивным инструментом при формировании наружных и внутренних поверхностей деталей. Примером этого являются технологические процессы обработки конструкций из ситаллов - антенных обтекателей, используемых в ракетной и авиационной технике, контейнеров для гидрологических приборов, представляющих собой тонкостенные крупногабаритные оболочки [1, 2]. Однако в ряде случаев детали из ХНМ (см. рис.1) предполагают необходимость получения фасонных

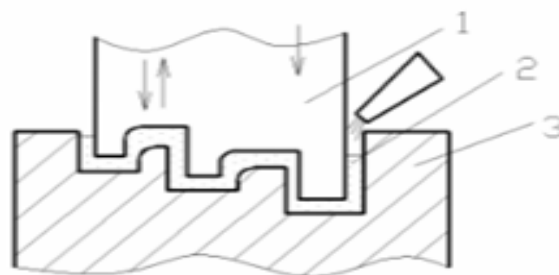
поверхностей типа отверстий разных размеров, пазов и т.д., что не всегда может быть реализовано на стадии заготовительных операций. В существующих производствах отверстия в большинстве случаев формируются сверлением, которое в зависимости от характеристик обрабатываемого материала, размеров отверстия выполняется твердосплавными перовыми или кольцевыми алмазными сверлами. В обоих случаях операция является трудоемкой, энергозатратной и может сопровождаться браком практически уже готовой детали из-за возникновения дефектного, нарушенного обработкой слоя, что вызвано осложненными условиями работы инструмента. Поэтому повышение эффективности обработки изделий из ХНМ на стадии формирования сложных фасонных поверхностей является актуальной задачей.

Целью настоящей работы является обоснование выбора варианта эффективного технологического способа формирования качественных фасонных поверхностей, прежде всего, отверстий, в изделиях из труднообрабатываемых ХНМ.

Анализ существующих способов фасонной обработки изделий из ХНМ показал следующее. Наиболее распространенными способами являются обработка алмазосодержащими вращающимся инструментами (кольцевыми алмазными сверлами) и ультразвуковая обработка [4 - 6]. Способ алмазного сверления характеризуется высокой энергоемкостью (затратами электрической энергии на сьем единицы объема обрабатываемого материала), которая при сверлении отверстий диаметром до 25 мм достигает 2000 Дж/мм^3 и реализуется с производительностью не более 0,5 мм/мин при значительном износе инструмента. Изготовление алмазных кольцевых сверл диаметром более 25 мм затруднительно и промышленно не оправдано.

Прогрессивным способом обработки ХНМ считается ультразвуковая обработка (УЗО). Физическая сущность всех разновидностей УЗО основана на использовании ультразвуковых колебаний материальных сред, совершаемых с частотами выше порога слышимости ($> 16 \text{ кГц}$). Получение ультразвуковых колебаний основано на явлении магнитострикции, при котором происходит удлинение или укорочение некоторых материалов под действием внешнего магнитного поля, или, в современном ультразвуковом оборудовании, за счет использования пьезоэлектрических преобразователей.

Достаточно распространен метод размерной ультразвуковой обработки хрупких материалов несвязанным абразивом, зерна которого получают энергию от инструмента, совершающего колебательные движения (рис. 2).



1 – инструмент; 2 – деталь; 3 – абразивная суспензия.

Рисунок 2 – Схема реализации размерной УЗО [6]

Разрушение обрабатываемого материала происходит главным образом за счет ударного действия инструмента на частицы абразива, подающиеся в составе суспензии, в зону контакта инструмента и детали. Колеблющийся инструмент, ударяя с ультразвуковой частотой по абразивным зернам, сообщает им энергию, за счет которой они, в свою очередь, ударяя по заготовке, откалывают небольшие частицы ее материала. Структура суспензии: в

качестве абразива обычно применяют карбиды бора или кремния, в качестве жидкости - воду. Относительно высокая производительность ультразвуковой обработки, несмотря на ничтожно малую производительность каждого единичного удара, обусловлена высокой частотой колебаний инструмента и большим числом зерен, одновременно движущихся с ускорением (20000-100000 зерен на см^2) [4, 5]. Съём материала происходит, в основном, с площадок, расположенных перпендикулярно к направлению колебания инструмента. С течением времени на изделии остается отпечаток, зеркально повторяющий изображение торца инструмента. Таким образом можно производить ультразвуковую резку в виде прямой линии или по контуру, а также прошивку отверстий различной формы и даже объемное копирование. Кавитация и потоки абразива суспензии усиливают циркуляцию абразивных зерен, способствуя замене отработанных зерен на новые и выносу частиц разрушенного материала [4 - 6].

Обобщая сказанное можно заключить, что размерная УЗО базируется на двух основных процессах: ударном внедрении абразивных зерен, вызывающих выкалывание частиц обрабатываемого материала; циркуляции и смене абразива в рабочей зоне за счет явления кавитации. Обязательным условием высокопроизводительной УЗО материалов является интенсивное протекание этих двух процессов. Производительность УЗО зависит от физико-механических характеристик обрабатываемого материала, амплитуды и частоты колебаний рабочего инструмента, зернистости и твердости абразива, размера зерна абразива и концентрации его в суспензии, силы подачи инструмента на изделие (нагрузки на инструмент) и глубины обработки.

Установлено [4-6], что наибольшее влияние на производительность ультразвуковой обработки оказывает амплитуда механических колебаний (АМК) инструмента. С ее увеличением скорость обработки увеличивается примерно по квадратичному закону. Увеличение АМК достигается за счет использования более мощных УЗ генераторов электрических колебаний при условии соблюдения повышенных требований к прочности инструмента и системы преобразования электрических колебаний в механические. При этом энергоёмкость процесса прошивки отверстий в ХНМ уменьшается от 10 до 40 раз по сравнению с алмазным сверлением. Так при обработке в стекле отверстий диаметром до 60 мм при номинальной мощности УЗ генератора порядка 250 Вт производительность процесса составляет не менее 2 мм/мин. Обычно средний уровень амплитуд колебаний рабочего инструмента составляет 10 - 100 мкм, увеличиваясь с увеличением твердости обрабатываемого материала. Силу подачи инструмента на обрабатываемую поверхность регулируют и поддерживают в процессе обработки, обеспечивая давление на заготовку в пределах 3-5 МПа с тенденцией к увеличению при обработке более прочных и твердых материалов.

Совершенствования процесса УЗ обработки можно добиться, используя колебательные системы для стационарной размерной обработки, обеспечивающие дополнительное вращение рабочего инструмента. Эта технология позволяет существенно интенсифицировать процесс размерной УЗО за счет совмещения долбления обрабатываемого материала рабочим инструментом при помощи УЗ колебаний и абразивной суспензии с одновременным вращением самого инструмента. Также одним из вариантов совершенствования УЗО является использование принудительно направленных УЗ колебаний как средства воздействия на обычный процесс механической обработки режущим инструментом. Экспериментальные исследования, выполненные при обработке отверстий диаметром от 2,5 до 6 мм в ХНМ на глубину до 400 мм с использованием алмазного инструмента (кольцевого сверла), вращающегося с частотой от 600 до 2500 об/мин и колеблющегося на УЗ частоте с амплитудой 10-11 мкм, позволили обеспечить качественную и производительную обработку отверстий [4, 5].

При изучении процессов диспергирования ХНМ при размерной УЗО основное внимание исследователей обращено на повышение их производительности при соблюдении требований точности, достигаемое преимущественно за счет интенсификации динамического

воздействия колеблющихся элементов технологической системы на обрабатываемый материал. Практически это реализуется путем увеличения: мощности излучаемых импульсов, амплитуды механических колебаний, их частоты, давления со стороны инструмента через абразивные зерна на обрабатываемую поверхность. При этом практически не изученным является вопрос особенностей формирования приповерхностного дефектного слоя в изделиях, вызванного обработкой, который отрицательно влияет на их эксплуатационные характеристики. Наличие в поверхностном слое отверстий и пазов дефектов, превышающих размеры исходных дефектов обрабатываемого материала, может отрицательно сказаться на прочности изделия [1, 2]. Исходя из сказанного, дополнительных исследований требует вопрос определения параметров дефектного слоя формируемой поверхности, распространяющегося в тело детали вдоль их глубины, а для глухих отверстий и относительно их дна, и возможностей управлять ими с целью минимизации отрицательного влияния дефектности на работоспособность обработанных изделий.

Теоретически установлено и экспериментально подтверждено [1, 7, 8], что доминирующее влияние на механизм разрушения объема материала припуска при абразивной обработке ХНМ и сопровождающие его явления оказывает силовой фактор процесса обработки, который связан с микротвердостью обрабатываемого материала, размерами зерен абразива и их прочностными характеристиками. Так при шлифовании ситаллов увеличение зернистости инструмента и применение более прочных абразивных зерен приводит к значительному повышению дефектности обработанной поверхности [1, 8]. Колебания зерен в зоне микрорезания создают ударные воздействия на формируемую поверхность, генерирующие ударные волны, распространяющиеся в заготовке. Их интенсивность пропорциональна амплитуде и частоте биений инструмента, зависит от фазы взаимных колебаний инструмента и заготовки.

Установлено [9, 10], что вибрационное воздействие инструмента на формируемую поверхность, учитывая особенности ХНМ, а именно их повышенную хрупкость, с одной стороны, повышает производительность процесса диспергирования материала (за счет внесения дополнительной энергии), с другой стороны – приводит к развитию трещиноватого дефектного слоя, ухудшению качества поверхности и, как следствие, снижению уровня таких эксплуатационных характеристик изделий как прочность, радиопрозрачность, аэродинамические качества.

Зависимость максимальной величины напряжения при резании, возникающего в ОМ и приводящего к его разрушению, от амплитуды колебаний A , силы прижима F и радиуса округления абразивных зерен R , согласно [9], имеет вид

$$\sigma_{\max} = 2,9n^{0,3}\eta^{0,3}A^{0,45}F^{0,7}R^{0,35}, \quad (1)$$

где n - число зерен абразива, приходящихся на единицу площади торца инструмента; η - постоянная, зависящая от свойств абразива и материала детали, прежде всего от соотношения их прочностных характеристик.

Обработка менее твердых материалов предполагает уменьшение уровня силового воздействия на формируемую поверхность и, как следствие, снижение ее дефектности. В зависимости от условий взаимодействия ХНМ с режущими абразивными зёрнами в зоне контакта можно получить различные виды деформаций от упругой с пластическим перемещением материала до хрупкого разрушения. Интенсивность диспергирования и структура получаемой поверхности определяются тем, какой из процессов разрушения преобладает, так как в общем виде процесс абразивного диспергирования происходит при наличии одновременно и хрупких и упругопластических деформаций материала.

Совокупность элементарных сил, возникающих при резании на площадках фактического контакта зерен и обрабатываемого материала, может быть представлена в виде результирующих нормальной P_N и тангенциальной P_T составляющих силы резания. При этом P_N определяет степень сближения между инструментом и деталью и направлена в

формируемый поверхностный слой, P_τ - развивается при относительном перемещении контактных поверхностей. Обе эти силы должны рассчитываться с позиций теории трещинообразования. P_τ , характеризующая энергоёмкость разрушения припуска, может быть определена в условиях реализации схемы свободного прямоугольного резания и может быть выражена уравнением:

$$P_\tau = E\gamma ab / L[\sigma_p] \sin \beta_1, \quad (2)$$

где E - модуль упругости первого рода обрабатываемого материала; γ - удельная свободная поверхностная энергия твердого тела; a , b - соответственно толщина и ширина срезаемого слоя; L - длина сечения скола; $[\sigma_p]$ - опасное напряжение, нормальное к плоскости трещины; для хрупких материалов совпадает с пределом прочности при растяжении.

Значение нормальной составляющей (сжимающей) силы резания на зерне, достаточной для разрушения материала, определится как:

$$P_N = A_1[\gamma]^3 R^2, \quad (3)$$

где A_1 - постоянный коэффициент, равный $1,77^3 \pi^5 / 6(k_1+k_2)$, в свою очередь k_1 и k_2 - константы, определяемые упругими характеристиками обрабатываемого материала и зерна; R - радиус зерна-индентора в зоне контакта.

Анализ механизма отделения объема материала при резании хрупких материалов позволяет описать его следующим образом [11, 12]. В начальный момент контакта передней поверхности зерна с обрабатываемым образцом прилегающий к режущей кромке объем материала подвергается деформациям сдвига. Увеличение нагрузки в сочетании с неоднородностями сдвигообразования, вызванными наличием микродефектов в структуре материала, приводят к резким локальным концентрациям напряжений и зарождению магистральной трещины разрушения. Дальнейшее увеличение нагрузки сопровождается ростом трещины и при достижении ею критической величины происходит скол элемента объема твердого тела путем хрупкого отрыва под действием растягивающих напряжений, нормальных поверхности трещины. Скол элемента стружки сопровождается резким падением напряжений в материале. Затем цикл повторяется. Время цикла составляет 10^{-3} - 10^{-5} с.

Таким образом, при взаимодействии зерна с обрабатываемой поверхностью образуются царапины, сопровождаемые трещинами, которые частично проникают на значительную глубину, а частично, выходя к поверхности и пересекаясь друг с другом, образуют на ней углубления, в сочетании с системой выколок и раковин, формируя рельефный слой h_p . Продолжающиеся в глубь материала под рельефным слоем части трещин остаются при этом в виде так называемого трещиноватого слоя h_m и совокупности этих двух слоев образуют разрушенный слой H_p , глубина и структура которого определяется уровнем силового воздействия на поверхностный слой изделия и, прежде всего, величиной силы P_N .

Как следует из уравнений (2) и (3), величины составляющих силы резания, а, следовательно, энергоёмкость процесса резания зависят от значения удельной свободной поверхностной энергии γ обрабатываемого материала при образовании новых поверхностей. Введение в зону диспергирования твердых тел поверхностно-активных технологических сред приводит к снижению их γ за счет адсорбционных взаимодействий атомов среды и деформируемого тела, происходящих на формируемой поверхности, то есть, к соответствующему изменению его прочностных свойств, в частности, к пропорциональному уменьшению микротвердости HV , что особенно ярко проявляется при обработке ХНМ на основе стекла (например, технических стекол и ситаллов). Описанные явления связаны с проявлением адсорбционного эффекта понижения прочности твердых тел.

Учитывая сказанное, процесс формообразования фасонных поверхностей в деталях из ХНМ при размерной УЗО может быть интенсифицирован за счет использования в качестве жидкой фазы абразивной суспензии водных растворов ПАВ, например, водных растворов

синтетических моющих средств, являющихся активными ПАВ по отношению ко многим ХНМ, что обеспечивает их повышенное воздействие на материал удаляемого припуска, разупрочня его, снижает энергоемкость процесса резания, улучшает качество обработки при этом сохраняя функциональные свойства самой абразивной суспензии. Экспериментально установлено [12], что использование поверхностно-активных технологических сред при абразивной обработке ХНМ позволяет по сравнению с водой снизить энергоемкость процесса резания до 40%, благоприятно изменив глубину и структуру возникающего в результате обработки дефектного слоя. Общая глубина проникновения дефектов (обработка технических стекол и ситаллов) уменьшается практически вдвое при снижении средних размеров единичных дефектов в 1,6 - 2,2 раза.

Выводы

Одним из прогрессивных способов механической обработки сложных профильных поверхностей типа пазов и отверстий в деталях из труднообрабатываемых ХНМ является размерная ультразвуковая обработка. Основное внимание исследователей при совершенствовании процессов УЗО обращено на повышение их производительности, достигаемого преимущественно за счет интенсификации динамического и силового воздействий колеблющихся элементов технологической системы, реализуемых через абразивные зерна, на обрабатываемый материал. Учитывая повышенную хрупкость обрабатываемых материалов, этот процесс может сопровождаться повышенной дефектностью сформированной поверхности изделий, что отрицательно скажется на их эксплуатационных свойствах.

Однако вопрос определения параметров дефектного слоя и возможностей управления ими при реализации схем размерной УЗО практически не исследован. Изучение механизмов диспергирования ХНМ при абразивной обработке позволило сделать вывод о возможности уменьшения энергоемкости этого процесса и добиться интенсификации процесса резания без ущерба качеству формируемой поверхности за счет снижения величины удельной поверхностной энергии обрабатываемого материала при введении в зону обработки поверхностно-активных технологических сред. В условиях размерной УЗО практически этот принцип может быть реализован за счет использования в качестве жидкой фазы абразивной суспензии водных растворов ПАВ.

Перечень источников литературы: 1. Гусев В.В. Технологическое обеспечение качества обработки изделий из технической керамики / В.В. Гусев, Л.П. Калафатова. – Донецк: «ДонНТУ», 2012. – 250 с. 2. Балыков А.В. Эффективная обработка хрупких неметаллических материалов / А.В. Балыков, А.Б. Липатова // Вестник МГТУ «Станкин». – 2008. – №2. – С. 14-19. 3. Суздальцев Е.И. Радиопрозрачные, высокотермостойкие материалы XXI века / Е.И. Суздальцев // Огнеупоры и техническая керамика. – 2002. – №3. – С. 42-48. 4. Хмелев В.Н. Ультразвуковая размерная обработка материалов / В.Н. Хмелев, А.Н. Сливин, Р.В. Барсуков, С.Н. Цыганок. – Барнаул: АлтГТУ, 1999. – 123 с. 5. Хмелев В.Н. Применение ультразвука высокой интенсивности в промышленности / В.Н. Хмелев, А.Н. Сливин, Р.В. Барсуков и др. – Бийск: Изд-во Алт. гос. техн. ун-та, 2010. – 203 с. 6. Марков А.И. Ультразвуковая обработка материалов / А.И. Марков, А.Д. Дальский. – М.: Машиностроение, 1980. – 237 с. 7. Sleng-yi L.I. Relationship between subsurface damage and surface roughness of ground optical materials / L.I. Sleng-yi, WANG Zhuo, WU Yu-lie // I. Cent. South Univ. Technol. – 2007. – No 14(4). – P. 546-551. 8. Kalafatova L. Influence of conditions of grinding by diamond wheels on pyroceramics products defectiveness / L. Kalafatova // Arhiwum Technologii Maszyn I Automatyzacji. – Poznan: Komisij budowy maszyn PAN. – 2004. – V. 24/ Nr. 2 spec. – P. 115- 123. 9. Глебов В.В. Управление колебательным поведением инструмента при шлифовании хрупких неметаллических материалов / В.В. Глебов, Д.А. Игнатьев, М.Е. Егоров // Труды нижегородского технического университета им. Р.Е. Алексеева. – 2010 - №4(83). – С. 85-92. 10. Huang Han High speed grinding of Silicon Nitride / Han Huang, Ling Yin // SIM Tech Technical Report (PT/01/018/ PM). – 2001. – 9 p. 11. Калафатова Л.П. Особливості механічної обробки виробів із крихких неметалевих матеріалів / Л.П. Калафатова // Процеси механічної обробки в машинобудуванні. Зб. наук. праць. – Житомир: ЖДТУ, 2007. – Вип. 5: к 2-х ч. – Ч. 1. – С. 72-87. 12. Калафатова Л.П. Технологічні основи підвищення ефективності обробки забезпечення якості виробів із технічних стекол і ситалів: дис. докт. техн.. наук: 05.02.08 / Калафатова Людмила Павлівна; Харк. нац.. техн. ун-т «ХП». – Х., 2001. – 515 с.

Рецензент: **Матюха П.Г.**, д.т.н, проф. ДонНТУ

СПОСОБИ ПІДВИЩЕННЯ ЕФЕКТИВНОСТІ ОБРОБКИ ФАСОННИХ ПОВЕРХОНЬ
У ДЕТАЛЯХ З КРИХКИХ НЕМЕТАЛЕВИХ МАТЕРІАЛІВ

Калафатова Л.П., Тупікіна М.В.

В даній роботі розглянуті варіанти обробки фасонних поверхонь типа отворів і пазів у деталях з крихких неметалевих матеріалів (КНМ). Розглянуті особливості розмірної ультразвукової обробки КНМ і засоби її інтенсифікації. Показана необхідність вивчення питань виникнення і розвитку дефектного поверхневого шару деталей, викликаного обробкою. Запропоновано шлях зниження дефектності обробленої поверхні за рахунок використання водних розчинів поверхнево-активних речовин як рідкої фази абразивної суспензії при ультразвуковій обробці.

СПОСОБЫ ПОВЫШЕНИЯ ЭФФЕКТИВНОСТИ ОБРАБОТКИ ФАСОННЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ
В ДЕТАЛЯХ ИЗ ХРУПКИХ НЕМЕТАЛЛИЧЕСКИХ МАТЕРИАЛОВ

Калафатова Л.П., Тупикина М.В.

В данной работе рассмотрены варианты обработки фасонных поверхностей типа отверстий и пазов в деталях из хрупких неметаллических материалов. Рассмотрены особенности размерной ультразвуковой обработки ХНМ и способы ее интенсификации. Показана необходимость изучения вопросов образования и развития дефектного поверхностного слоя деталей, вызванного обработкой. Предложен путь снижения дефектности обработанной поверхности за счет использования водных растворов поверхностно-активных веществ как жидкой фазы абразивной суспензии при ультразвуковой обработке.

METHODS OF EFFICIENCY INCREASING MACHINING OF SHAPED SURFACES IN DETAIL
OF BRITTLE NONMETALLIC MATERIALS

Kalafatova LP, Tupikina M.V.

This paper discusses options for processing shaped surfaces such as holes and slots in the details of brittle non-metallic materials (BNMM). The features of the dimensional ultrasonic treatment of BNMM and ways of its intensification were considered. The necessity of studying the questions of origin and development of a defective surface layer of parts caused by the treatment were shown. The way to reduce surface defects which were obtained after treatment by the use of aqueous solutions of surface-active substances such as abrasive slurry liquid phase by ultrasonic treatment was proposed.

Ключевые слова: хрупкие неметаллические материалы, фасонные поверхности, ультразвуковая обработка, снижение дефектности, поверхностно-активные среды

Ключові слова: крихкі неметалеві матеріали, фасонні поверхні, ультразвукова обробка, зниження дефектності, поверхнево-активні середовища

Key words: brittle non-metallic materials, shaped surface, ultrasonic treatment, reduction of defects, surface-active substances

Дата подання статті до редакції: 20 травня 2016 р.

УДК 666+539.4+620.1

¹Родічев Ю.М., ¹Сорока О.Б., ²Ковальов В.Д., ²Васильченко Я.В.¹ІПМіц НАН України, м. Київ, Україна²ДДМА, м. Краматорськ, Українаrym40a@gmail.com

КОНСТРУКЦІ ТА ТЕХНОЛОГІЇ СИСТЕМ ПРОЗОРОГО ЗАХИСТУ

Конструкції на основі багат шарових прозорих блоків у комплексі з силовими елементами та деталями кріплення утворюють системи прозорого захисту різноманітних стаціонарних об'єктів та транспортних засобів. За конструкційною будовою захисні елементи являють собою багат шарові ударостійкі пластини пласкої або більш складної форми з відповідними за типами та розмірами склоелементами, адгезійними клеючими полімерними прошарками та елементами з інших матеріалів, наприклад, ударостійкими акриловими або полікарбонатними пластинами та захисними плівками [1, 2]. Для підвищення міцності краю та з'єднання з іншими конструкціями машин і споруд блоки комплектуються належними обрамленнями і деталями кріплення. Використання силікатного флюат скла забезпечує підвищену стабільність високих оптичних, механічних та експлуатаційних характеристики по відношенню до захисних пластикових пластин з полікарбонату або полімерних композитів на його основі.

У залежності від класу ударної стійкості товщина прозорих блоків може змінюватися від 15 мм до 100 мм та вище [3, 4]. Внаслідок цього маса одного квадратного метру захисного скла може становити від 30 до 300 кг, що створює значні проблеми оперативного монтажу та заміни при ураженні великорозмірних скляних захисних блоків, габарити яких можуть досягати 1,3...1,4 м. Внаслідок відсутності типових за розмірами, формою захисних прозорих елементів, високої вартості і складної технології виробництва спеціальних блоків чисельних форм та розмірів відповідно до конструкцій об'єктів захисту, а також легкої пошкоджуваності при ураженні і складності обслуговування та оперативного ремонту великорозмірних скляних блоків з монолітною будовою, обсяги застосування систем прозорого захисту обмежені і не відповідають реальним потребам захисту транспортних засобів та стаціонарних об'єктів.

Аналіз існуючих систем прозорого захисту показав, що існує дві тенденції їх розвитку. Перша передбачає забезпечення необхідного панорамного обзору за рахунок збільшення розмірів скляних блоків та вдосконалення конструкцій і технологій для зменшення товщини і маси виробів. Значною проблемою є легка пошкоджуваність захисного скла великих розмірів при дії засобів ураження.

Друга тенденція є більш практичною, за якою розвиток іде за рахунок зменшення уразливості блоків шляхом підвищення їх ударної стійкості, зменшення їх розмірів і оптимізації форми та застосування різних за ефективністю технічних рішень для зменшення вартості і розширення сфер застосування [5]. В Інституті проблем міцності НАН України розроблено концепцію створення систем захисту на основі базових прозорих ударостійких елементів, яка передбачає оптимізацію типорозмірів захисних блоків, елементів обрамлення та кріплень за критеріями ударної стійкості та техніко-економічної ефективності для масового застосування. Основою таких систем захисту, на наш погляд, мають бути типизовані за формою базові прозорі блоки обмежених розмірів з різним ступенем ударної стійкості, які дозволяють змінювати рівень захисту у залежності від технічних вимог, обставин та нагальних потреб на місцях. Для забезпечення належного обсягу практичного застосування необхідно передбачити використання виробничих потужностей підприємств вітчизняної скляної та машинобудівної промисловості.

Метою роботи є розробка технічних рішень та відпрацювання дослідно-промислових технологій систем прозорого захисту.

Створено багат шарові структури та виготовлено базові блоки з вагою до 30кг, товщиною до 100мм та рівнем стійкості до 2 класу стійкості за STANAG 4569, 6класу згідно ДСТУ4546:2006 (EN 1063:1999). При розробці структур прозорих блоків враховувались особливості основних технологій виготовлення багат шарового ударостійкого скла: автоклавної, вакуумної, полімерної заливки.

Автоклавну технологію відпрацьовано на ПАТ «Спецтехскло - А» (м. Костянтинівка), яке є провідним вітчизняним виробником авіаційного, транспортного та спеціального скління. Для зменшення товщини блоків та підвищення ударної стійкості запропоновано структури (рис.1), які містять шари скла, зміцненого методами термічної, хімічної та комбінованої обробки, що дозволило підвищити міцність на згин пластин зі скла до 12 разів.



Рисунок 1 – Електрообігрівний (з лицьової та тильної сторони) захисний склоблок виробництва ПАТ «Спецтехскло - А», випробуваний за 3 класом стійкості за ДСТУ4546:2006: *а)* загальний вид блоку після випробувань; *б)* характер руйнування при ударному навантаженні ударником 7,62мм

У співпраці з ТОВ «Альтіс-гласс» (м. Київ) розроблено різні типи зразків ударостійких блоків за вакуумною технологією (рис.2). Позитивними рисами цієї технології є ефективне співвідношення ціна-якість триплексу, можливість одночасного виготовлення плоских та гнутих ламінованих блоків, одночасного виготовлення блоків різних розмірів та структури, простота експлуатації та технічного обслуговування.



Рисунок 2 – Гнутий композитний скло-полімерний блок ТОВ «Альтіс-гласс»: *а* – у вихідному стані; *б* – випробуваний за 4 класом стійкості за ДСТУ4546:2006

За результатами розробки експериментальної технології полімерної заливки триплексу на ПАТ «Завод скловиробів» створено дослідно-промислово дільницю з

виготовлення захисного багатошарового скла до 3 класу стійкості за ДСТУ4546:2006. Запропонована технологія є доступною для малих підприємств та пересувних майстерень.

Запропоновано основні типи базових блоків для систем захисту різних об'єктів. Розміри та інші характеристики основних і додаткових типів склоблоків, що можуть застосовуватися у складі збірних систем ударостійкого захисту дано у табл. 1.

Передбачається використання чотирьох типів основних типів блоків (ОБ) для забезпечення належних оптичних і експлуатаційних властивостей збірних систем з різними рівнями міцності. Додаткові блоки ДБ1, ДБ2 і ДБ3 з тими ж трьома рівнями міцності можуть бути використані для відпрацювання технічних рішень, випробувань локальної міцності та для формування менш відповідальних конструкцій захисного скління, зменшення пошкоджуваності периферичних і крайових частин комбінованих збірних систем з блоків ОБ і ДБ та збільшення загальної світлопрозорості скління.

У залежності від вимог щодо рівня ударної міцності збірних систем товщина базових прозорих склоблоків змінюється від 18...20 мм до 65...70 мм. Орієнтовні оцінки маси основних типів блоків показують, що мінімальна маса блоків (ОБ1.1...ОБ4.1) без оправ та елементів армування може коливатися у межах 2,2...6,0 кг. Максимальна маса блоків (ОБ1.3...ОБ4.3) не перевищує 8,2...25,0 кг. Маса додаткових блоків є приблизно у 1,5...2 рази меншою ніж основних.

Таблиця 1

Характеристики основних (ОБ) і додаткових (ДБ) типів склоблоків

Типи блоків	№	Параметри блоків				
		Ширина, мм	Довжина, мм	Площа, м ²	Товщина, мм	Маса, кг
Основні типи склоблоків						
ОБ1	ОБ1.1	200 ¹	250 ¹	0,050	18...20	2,2...2,5
	ОБ1.2				35...40	4,4... 5,0
	ОБ1.3				65...70	8,2...8,8
ОБ2	ОБ2.1	250	300	0,075	18...20	3,4...3,8
	ОБ 2.2				35...40	6,6...7,5
	ОБ 2.3				65...70	12,2...13,2
ОБ3	ОБ 3.1	300	300	0,090	18...20	4,05...4,5
	ОБ 3.2				35...40	7,88...9,0
	ОБ 3.3				65...70	14,6...15,8
ОБ4	ОБ 4.1	300	400	0,120	18...20	5,4...6,0
	ОБ 4.2				35...40	10,5...12,0
	ОБ 4.3				65...70	19,5...21,0
Додаткові типи склоблоків						
ДБ1	ДБ1.1... ДБ1.3	150	150	0,0225	18...20; 35...40; 65...70	1,01...4,0
ДБ2	ДБ2.1... ДБ2.3	150	200	0,030		1,35...5,3
ДБ3	ДБ3.1... ДБ3.3	200	200	0,040		1,80...7,0
ДБ4	ДБ4.1... ДБ4.3	200	300	0,060		2,70...10,5
ДБ5	ДБ5.1... ДБ5.3	250	250	0,0625		2,82...11,0

Принципові схеми деяких типів скляних блоків показано на рис. 3.

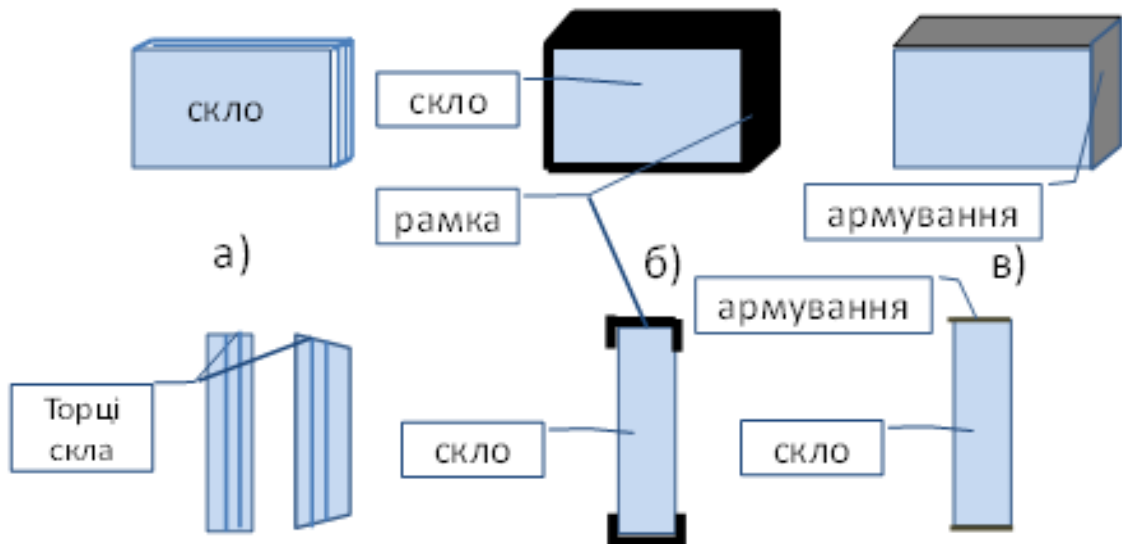


Рисунок 3 – Схеми блоків з елементами обрамлення , кріплення та армування скла

У складі збірних ударостійких систем захисту застосовуються прозорі скляні блоки з прямокутними та інших форм торцями без обрамлення, з металевим обрамленням, міцними дистанціями для підвищення міцності краю і утворення вузлів з'єднань та з елементами додаткового армування торців склоблоків або ущільнення вузлів з'єднань. Конструкція рамки може включати елементи кріплення, зварні вузли та отвори для механічного закріплення блоків у силовій структурі системи. Складання блоків з металевими рамками проводиться з використанням адгезійних матеріалів, герметиків, ущільнюючих прокладок за технологією, що враховує крихкий характер руйнування торців скла, геометрію торців скляних ламінованих пластин.

На рис.4 дано варіант системи скління віконного отвору з базовим розміром 800 x 600 мм, що включає прозору частину системи на основі блоків ОБ4, ДБ2 і ДБ4 (поз.1), зовнішнє зварене у кутах обрамлення контуру прозорої частини (поз. 3) з удароміцних Z- профільних металевих елементів, зварену або збірну силову частину (поз. 2) з елементів з'єднань відповідного профілю та деталі кріплення, наприклад металеві болти (поз. 4).

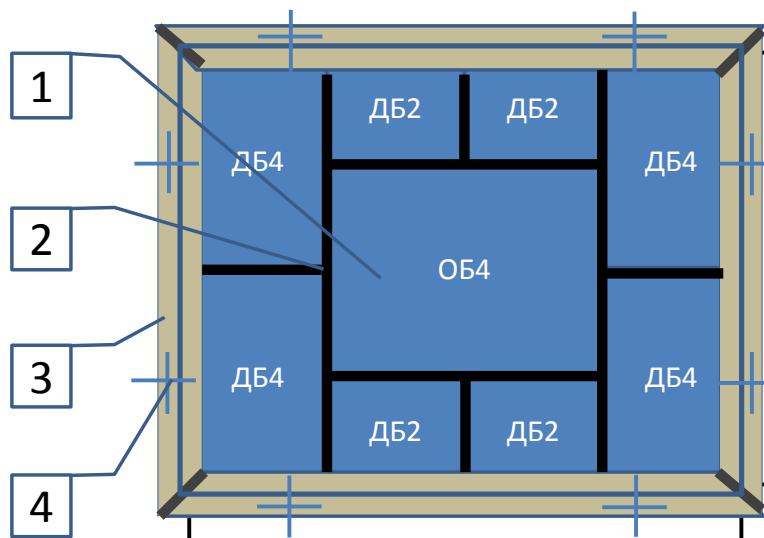


Рисунок 4 – Варіант системи скління віконного отвору

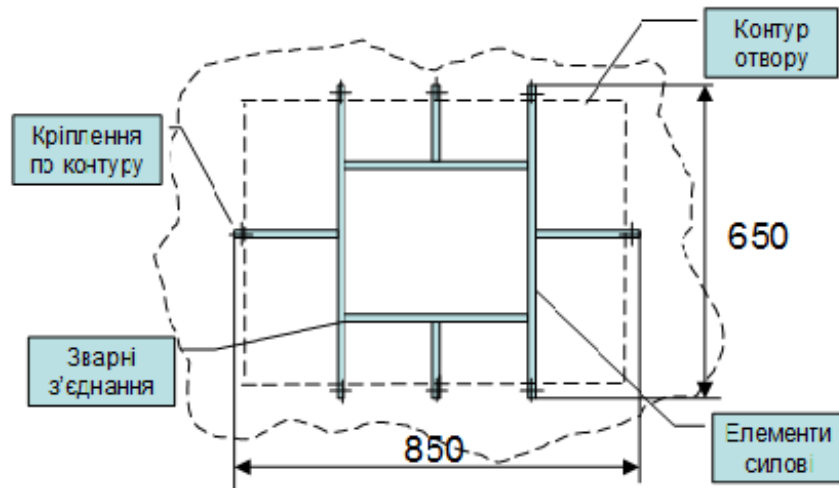


Рисунок 5 – Приклад структури силової частини з спеціальних профілів

Силове обрамлення окремих блоків та елементи кріплення блоків між собою і силовими елементами отворів пропонується виконувати з спеціальних металевих профілів, виготовлених з конструкційних та відповідних удароміцних марок сталі (з застосуванням термозміцнення).

Приклад загальної структури силової частини з спеціальних металевих профілів дано на рис.5. Передбачається, що технологія виготовлення спеціальних металевих профілів має забезпечити отримання заготовок належної довжини, виготовлення силових деталей шляхом розрізання заготовок, їх складання у силові рами конструкції з використанням зварних, роз'ємних з'єднань та закріплення рамних конструкцій на відповідному обрамленні контурів отворів об'єктів різного призначення.

Запропоновані типи експериментальних елементів з'єднань блоків, які призначені для оцінки ступеню підвищення стійкості і відпрацювання способів та технологій складання скляних ударостійких блоків різних ступенів стійкості, форми та розмірів з трьома базовими значеннями товщини: 8...20мм; 35...45мм; 65...75мм. Елементи з'єднань виготовляються з металевого прокату підвищеної ударної міцності, конструкційних сталей та відходів цих матеріалів. Передбачається виготовлення заготовок типу стрижнів відповідного профілю з довжиною не більше ніж 600мм. Розміри елементів профілю стрижнів узгоджуються з формою та товщиною базових блоків. Для експериментальних зразків систем скління зовнішнє обрамлення (поз. 3, рис. 4) виготовляється з конструкційної сталі.

Силова частина (рис. 5) збирається з спеціальних типових профілів. За основу приймаються прямокутні елементи, таврові елементи, кутові профілі. Для обрамлення контуру експериментальних зразків конструкцій скління допускається застосування конструкційної сталі, а також броньованої сталі. На рис. 6 показано схеми експериментальних профілів та способи їх застосування для силового армування стиків скляних блоків.

За окремими технічними вимогами можуть бути передбачені скляні ударостійкі пласкі та інших форм блоки, а саме - круглі для смотрових ілюмінаторів діаметром від 150 до 400 мм, багатогранної форми, з пластин гнучого скла сферичної або циліндричної форми, що відповідають формі та розмірам відповідних стиковочних місць, отворів у силовій конструкції об'єктів. За необхідності такі скляні блоки можуть бути оснащені ударостійкими оправами, фланцями, рамками складної форми, узгодженої з виробником металевих деталей і вузлів з'єднань.

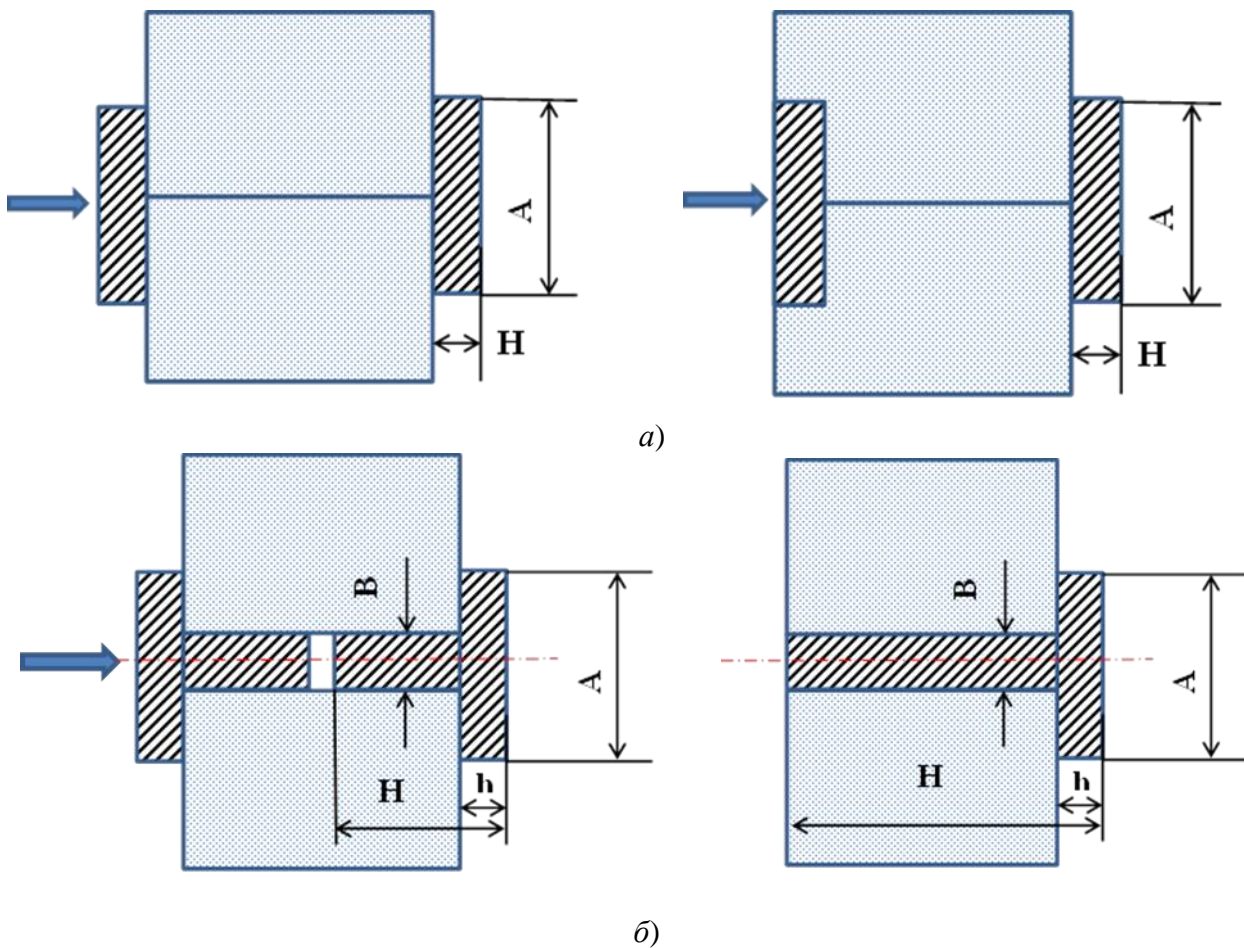


Рисунок 6 – Схеми експериментальних профілів та способи їх застосування для силового армування стиків скляних блоків (напрями удару на передню поверхню блоків показано стрілками) на основі: *a* – прямокутних профілів; *б* – Т-профілів

З урахуванням особливостей виробництва ПАО «Краматорський завод важких верстатів» (ПАО КЗВВ) розроблено креслення та відпрацьовано технологію виготовлення обрамлення пілотного зразка системи захисного скління отвору розмірами 600x600x40мм на основі прозорих базових блоків 300x300x40мм (рис.7). Конструкція блоку складається з зварної рами 1, в яку встановлюються склоблоки 3 розміром 300x300x40 мм. Склоблоки 3 фіксуються в рамі 1 за допомогою гумових прокладок 4 товщиною 4 мм. і підтискаються ззаду зварної накладкою 2 за допомогою гвинтів 5 (М8x30). Герметичність конструкції забезпечується силіконовим герметиком. Несівна частина конструкції виконана з конструкційної сталі 45. Задня накладка 2 також виконана з конструкційної сталі 45. Передня частина рами 1 виконана з броньованої сталі.

Вся конструкція блоку виконана зі смугових заготовок з метою економії матеріалу і збирається методом електрозварювання. Товщина смуг з броньованої сталі становить 10 мм. Товщина смуг з конструкційної сталі складає 15 мм. Смуги передньої частини рами 1, виконані з броньованої сталі, виконують функцію утримуючих елементів та захисту кромки склоблоків, які є слабким місцем. При попаданні в смугу з броньованої сталі навантаження розподіляється між рамою 1 і задній накладкою 2. Визначено режими обробки та зміцнення матеріалів елементів з'єднань та кріплень. З урахуванням особливостей виробництва ПАО «Краматорський завод важких верстатів» (ПАО КЗВВ) визначено обладнання для відпрацювання технології виготовлення елементів з'єднань та кріплень і складання експериментальних систем бронювання. Розроблено технологічну документацію та відпрацьовано технологію на виготовлення та складання експериментальних з'єднань блоків та кріплень пілотного зразка систем оперативного бронювання.

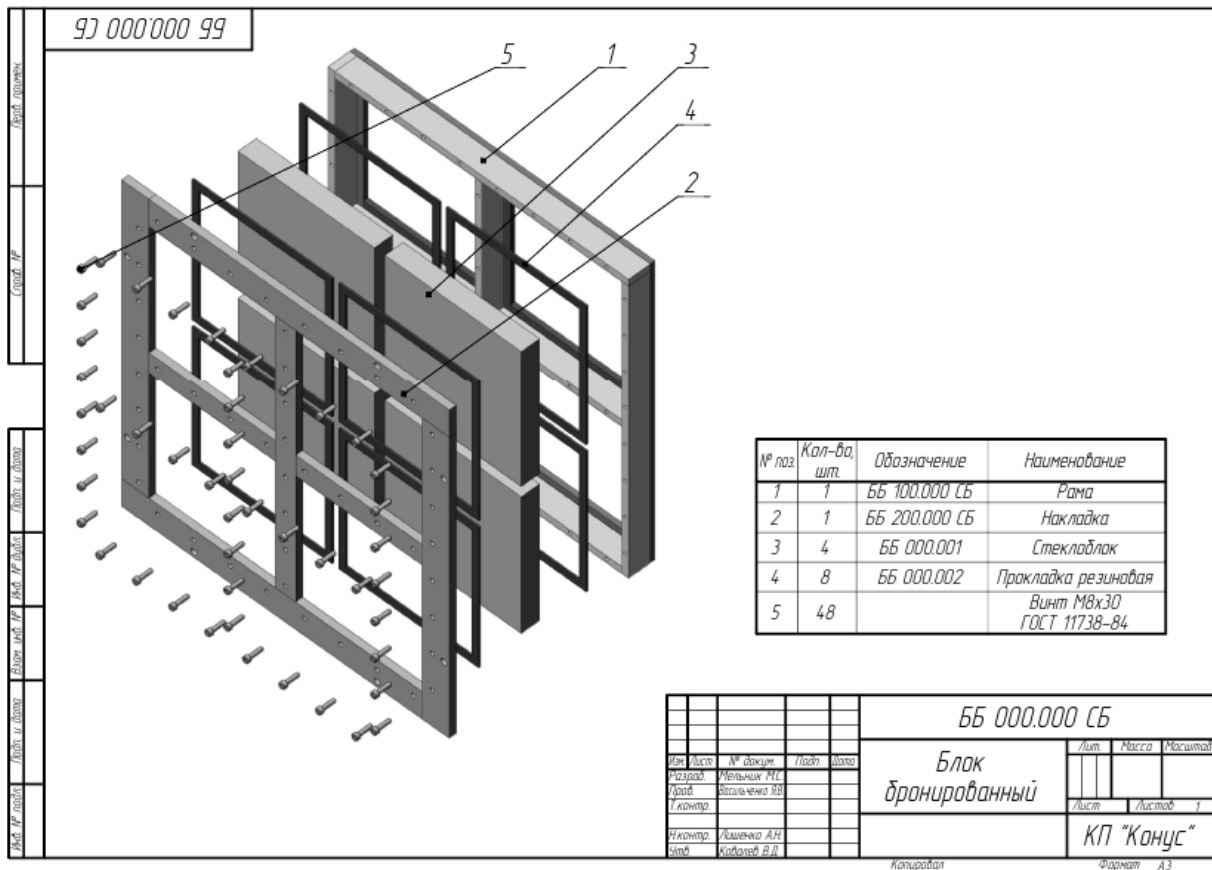


Рисунок 7 – Креслення системи захисного скління 600x600x40мм на основі базових блоків 300x300x40мм

Визначено склад верстатів та обладнання для виготовлення експериментально - дослідних зразків, на основі чого створено дослідно-промислову дільницю для виготовлення елементів кріплень та з'єднань систем броньованого захисту.

Основне устаткування дільниці наступне:

- Устаткування для плазмової різки Ні FOCUS 161 і (компанія Kjelberg), верстати з стрічковими пилами, абразивними та алмазними кругами - для заготівельних операцій.
- 7A256 – для строгання, 6M12П - для фрезерування, 2A576 - для нарізання різьби, 2A576, 2M55 – для свердління, 20 FS 40 і SZ-883 – для шлифування.
- Автомат для наплавки порошкових матеріалів АБС 1000 - для зміцнення (твердість НВ 240-280 після напавлення, HRC 50-55 після наклепу).
- ЛЗ 167 (потужність 290 кВт, робоча частота 66 кГц), ВЧИЗ-160 (потужність 280 кВт, робоча частота 66 кГц), – для загартування токами високої частоти.
- Напівавтомат для зварювання - для складання вузлів кріплень та армуючих рамок .
- Спеціальне оснащення ПАТ КЗВВ для рихтування та механічного з'єднання.

Технологічний процес складається з наступних етапів: підготовка вихідних матеріалів; відрізка заготовок; термообробка (відпал) заготовок; правка заготовок; механічна і слюсарна обробка заготовок по кресленнях; зварювання накладок зовнішнього боку рами з броньової сталі; приварка до отриманої конструкції планок з конструкційної сталі; остаточне зварювання всієї конструкції рами; зварювання задньої накладки віконного блоку; слюсарна обробка зварних швів і шлифування привалочних площин; свердління отворів спільно в задній накладці і рамі; розсвердлювання отворів в задній накладці та свердління кріпильних отворів; нарізання різьби в отворах на рамі; фарбування рами і задньої накладки; збірка віконного блоку.

Висновки

Запропоновано технічні рішення щодо конструкцій і технологій базових прозорих елементів, їх з'єднань та кріплень з урахуванням можливостей сучасних промислових технологій удароміцного скла: автоклавної технології авіаційного скління; технології вакуумного формування ударостійкого триплексу; полімерної технології заливки склоблоків.

Розроблено конструкторську та технологічну документацію експериментального металевого обрамлення для захисного скління 3 - 4 класів стійкості для укріплення спостережних отворів. На ПАТ «Краматорський завод важкого верстатобудування» відпрацьовано технологію виготовлення дослідно-промислових зразків елементів з'єднань і кріплень систем прозорого захисту.

Перелік джерел літератури **1.** J. Akermann Safety glass construction for safety motor vehicles // United State patent. US 6,565,980B1. – 2003 **2.** Improvement in ballistic impact resistance of a transparent bulletproof material laminated with strengthened soda-lime silicate glass / Shim G., Kim S., Eom H. // Composites Part B. – 2015. – 77. – P. 169 – 178 **3.** ДСТУ 4546:2006 (EN 1063:1999) «Скло в будівництві. Захисне скління. Випробування та класифікація за кулетривкістю» **4.** Standardization agreement (STANAG) 4569. Protection levels for occupants of armoured vehicles **5.** Ю.М. Родичев, Проблемные вопросы создания систем оперативной защиты военной техники на основе прозрачных блоков / Родичев Ю. М., Бисык С. П. // Науково-технічна конференція «Проблемні питання розвитку озброєння та військової техніки», ЦНДІ Озброєння та військової техніки ЗС України. – м. Київ, 15 – 18 грудня 2015р.

Рецензент: **Клименко Г.П.**, д.т.н., проф., ДДМА

КОНСТРУКЦІЇ ТА ТЕХНОЛОГІЇ СИСТЕМ ПРОЗОРОГО ЗАХИСТУ

Родічев Ю.М., Сорока О.Б., Ковальов В.Д., Васильченко Я. В.

Виходячи з концепції створення систем захисту на основі базових прозорих ударостійких елементів розроблено технічні рішення та відпрацьовано дослідно-промислові технології систем прозорого захисту. Основою таких систем є типизовані за формою базові прозорі блоки обмежених розмірів з різним ступенем ударної стійкості. Створено багат шарові структури та виготовлено базові блоки на основі основних технологій виготовлення багат шарового ударостійкого скла. З урахуванням особливостей виробництва ПАО «Краматорський завод важких верстатів» відпрацьовано технологію виготовлення дослідно-промислових зразків елементів з'єднань і кріплень систем захисту.

КОНСТРУКЦИИ И ТЕХНОЛОГИИ СИСТЕМ ПРОЗРАЧНОЙ ЗАЩИТЫ

Родичев Ю.М., Сорока Е.Б., Ковалев В.Д., Васильченко Я. В.

Исходя из концепции создания систем защиты на основе базовых прозрачных ударопрочных элементов, разработаны технические решения и отработаны опытно-промышленные технологии систем прозрачной защиты. Основой таких систем является типизованные по форме базовые прозрачные блоки ограниченных размеров с разной степенью ударной стойкости. Созданы многослойные структуры и изготовлены базовые блоки на основе основных технологий изготовления многослойного ударопрочного стекла. С учетом особенностей производства ПАО «Краматорский завод тяжелых станков» отработана технология изготовления опытно-промышленных образцов элементов соединений и креплений систем защиты.

STRUCTURE AND TECHNOLOGY OF TRANSPARENT PROTECTION

Rodichev Yu., Soroka O., Kovalov V., Vasilchenko Y.

On the assumption of the concept of protection systems based on the impact-resistant transparent elements technical solutions are developed pilot technology for systems of transparent protection are worked out. The basis of these systems is typical transparent blocks of limited size with varying degrees of impact resistance. A multi-layered structures are created and basic blocks are fabricated using the main technologies of impact-resistant glass. Considering the characteristics of "KZVV" manufacturing technology for junction pieces and clams is worked out.

Ключові слова: системи прозорого захисту, багат шарові структури, ударна стійкість, клас стійкості, типові профілі

Ключевые слова: системы прозрачной защиты, многослойные структуры, ударная стойкость, класс стойкости, типовые профили

Keywords: transparent protection, multi-layered structure, impact resistance, protection level, standard profiles

Дата подання статті до редакції: 20 травня 2016 р.

УДК 621.93

Ковальова Л.І, Майданюк С.В.
НТУ України "КПІ", м. Київ, Україна
l_kovalieva@mail.ru, may_sv@i.ua

МОДЕЛЮВАННЯ СИЛ РІЗАННЯ ПРИ РОЗРІЗАННІ АЛЮМІНІЄВИХ СПЛАВІВ

Круглі пилки широко використовуються для розрізання заготовок різноманітних форм та розмірів із різних матеріалів, в тому числі алюмінієвих сплавів. Останнім часом підвищуються вимоги до виготовлення заготовок, а саме, точності, шорсткості та розмірів задирок на торцевих поверхнях. Ці вимоги, насамперед, є найбільш актуальними при обробленні заготовок суцільних перерізів, а також товстостінних та тонкостінних профілів з алюмінієвих сплавів.

Існує багато різних конструкцій круглих пилок, кожна з яких має свої переваги та недоліки. Загалом круглі пилки мають різальні кромки, розташовані на периферії інструменту, та не мають допоміжних різальних кромок по торцях. Як правило, різальні кромки є прямими лініями, паралельними осі пилки, в результаті чого при різанні має місце процес прямокутного різання. Круглі пилки працюють у важких обмежених умовах, що пояснюється великою кількістю зубців, незадовільною формою стружкових канавок, короткою головною різальною кромкою, несприятливими умовами стружкоутворення, переривчастим характером процесу різання, змінними навантаженнями на зубці. Все це є причиною інтенсивного зношування та поломок інструменту.

В роботах [1 - 7] також відзначається, що в процесі різання круглими пилками виникають зовнішні періодичні збуджуючі сили – сили різання, внаслідок ударів зубців пилки в моменти початку та закінчення процесу різання кожним зубцем. Це призводить до виникнення вимушених коливань диска інструменту великої амплітуди з малою частотою, які, в свою чергу, істотно впливають на процес різання, стійкість інструменту та якість оброблення. Тому питання визначення та регулювання сил різання є актуальною задачею при проектуванні інструменту, зокрема, при обробленні заготовок з алюмінієвих сплавів.

В роботах [1 - 5] проводилося дослідження впливу нерівномірності кроку та геометричних параметрів різальної частини інструменту на сили різання та вібрації при відрізанні сталевих заготовок. При цьому встановлено, що найбільш небезпечними є сили різання, що виникають на перших 4-х власних частотах, а зменшення сил різання можна досягнути за рахунок нерівномірного кроку зубців інструменту.

В результаті дослідження [6, 7] впливу схем зрізання припуску круглими пилками при розрізанні заготовок встановлено, що використання прогресивних схем різання істотно зменшує сили різання та вібрації. Також відзначалося, що сили різання, які виникають при роботі даним інструментом, не призводять до виникнення небезпечних вібрацій на перших 4-х власних частотах.

Слід зазначити, що існуючі дослідження процесу різання круглими пилками стосуються лише інструментів з прямими та похилими різальними зубцями. Проте існують конструкції пилок з різнонаправленими зубцями [8 - 10], які характеризуються тим, що різальна кромка розташовується під кутом до осі інструменту та являє собою лінію загального положення. В результаті цього має місце процес косокутного різання, який, як зазначається в [11], сприяє поліпшенню процесу різання та зменшенню сил різання.

Перевага інструменту з різнонаправленими зубцями також полягає в тому, що сумарні сили різання зменшуються по відношенню до інструментів стандартної конструкції та інструментів з нерівномірним кроком зубців за рахунок зміни напрямку сил, що діють на кожен зубець пилки, який приймає участь в процесі різання в даний момент [7]. Така конструкція інструменту позитивно зарекомендувала себе при обробленні різних матеріалів,

проте процес різання таким інструментом досліджений недостатньо та відсутні рекомендації з вибору геометричних параметрів та режимів різання.

Метою роботи є визначення сил різання при відрізанні заготовок з алюмінієвого сплаву Д16 круглими пилками з різнонаправленими зубцями методом математичного моделювання.

Визначення функціональних залежностей сил різання круглими пилками з різнонаправленими зубцями від геометричних параметрів та режимів різання проводилося за допомогою методу моделювання процесу різання з використанням методу евристичної самоорганізації – методу групового врахування аргументів (МГВА) [12], який дозволяє по невеликій кількості експериментальних даних отримувати моделі, адекватні досліджуваному процесу.

На відміну від інших методів метод МГВА дозволяє отримувати моделі при невідомій структурі функціональної залежності та не вимагає складання спеціальних планів проведення експериментів, що дає можливість моделювати процеси як за результатами заздалегідь спланованих експериментів, так і за результатами статистичних даних. Експериментальна перевірка методу МГВА [5, 12] показала, що отримані методом МГВА моделі більш точно враховують конкретні умови оброблення та придатні для оптимізації цих умов.

Експериментальні дослідження сил різання проводились при відрізанні прямокутних заготовок розміром 10x15 мм із алюмінієвого сплаву Д16 за ГОСТ 4784 – 97 на універсально-фрезерному верстаті 6Б75ВФ круглими пилками з різнонаправленими зубцями діаметром 160 мм, товщиною 1,6 мм з кількістю зубців 80, виготовленими зі швидкорізальної сталі Р6М5 за ГОСТ 19265—73.

Математичне моделювання процесу різання включає наступні етапи: вибір досліджуваних факторів та меж їх змінювання, побудову плану експериментів та його реалізацію, вибір простору входних змінних, синтез моделей та перевірка їх адекватності досліджуваному процесу [12].

За досліджувані фактори приймалися геометричні параметри, що характеризують конструкцію інструменту, режими різання та є незалежними. Геометрію круглих пилок характеризують кути (рис. 1): кут нахилу передньої поверхні τ_γ до осі фрези в площині, перпендикулярній до передньої поверхні, кут нахилу задньої поверхні τ_α до осі фрези в площині, перпендикулярній до задньої поверхні. В якості режимів різання приймалися подача на зубець інструменту S_z та частота обертання пилки n , оскільки швидкість різання V є параметром, що залежить від діаметра інструменту D . Вибір даних параметрів зумовлений конструкцією верстата та технологічними особливостями виготовлення інструменту.

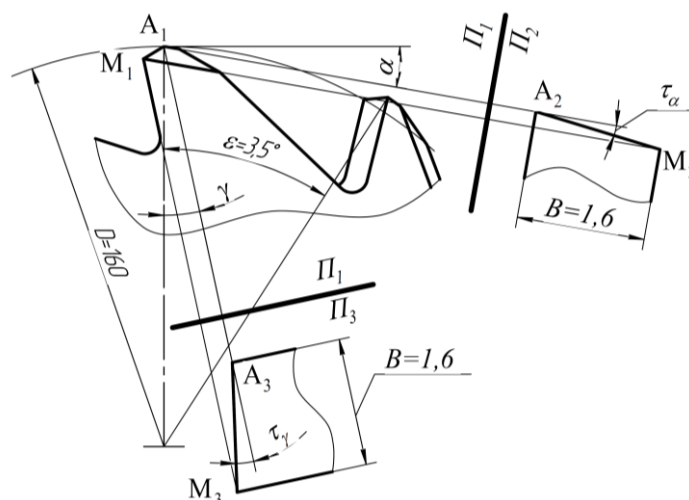


Рисунок 1 – Геометричні параметри круглої пилки з різнонаправленими зубцями

Діапазони змінювання досліджуваних факторів при моделюванні сил різання обиралися на основі обмежень за параметрами верстата, літературними джерелами, нормативними документами та наведені у таблиці 1.

Таблиця 1.

Межі змінювання вхідних факторів				
Границі зміни вхідних факторів	Вхідні фактори			
	τ_α , град	τ_γ , град	n , об/хв	S_z , мм/зуб
нижня	0	-10	16	0,013
верхня	20	10	63	0,025

В якості вихідних параметрів процесу оброблення круглими пилками прийняті складові сили різання: сила подачі P_s , що навантажує механізм подачі верстата, вертикальна сила відтискання P_n , що направлена перпендикулярно до стола верстата та бокова сила P_a , що направлена вздовж осі інструменту. Схема дії складових сили різання при обробленні заготовок круглими пилками з різнонаправленими зубцями наведена на рис. 2 [7, 11].

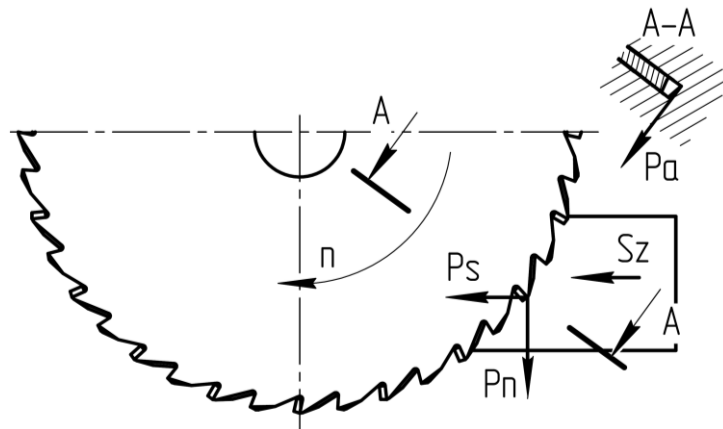


Рисунок 2 – Схема дії складових сили різання круглої пилки з різнонаправленими зубцями

Для визначення складових сил різання використовувався багатокомпонентний силовимірювальний датчик - універсальний динамометр УДМ-600 конструкції ВНДІ [13] та комп'ютеризований комплекс вимірювання сил різання [14], що дозволяє реєструвати три складові сили різання одночасно. Тарування динамометра проводилося за методикою ВНДІ [13] за допомогою зразкового динамометра ДОСМ-3-0,05 системи Н.Т. Токаря.

Інформаційна матриця експериментальних даних, отримана в результаті реалізації плану експериментів з 30 дослідів, який охоплював усю область функціонування об'єкту.

Для синтезу моделей з використанням модифікованого алгоритму МГВА необхідно обрати простір вхідних даних. Досвід використання алгоритмів МГВА для одержання моделей процесів різання та силових характеристик інструментів [12] показав, що цей простір необхідно задавати з врахуванням виду функцій, якими описується процес. Пошук моделей, що описують залежності силових характеристик процесу різання круглими пилками від досліджуваних факторів проводився в просторі $x, \frac{1}{x}, \ln x$. Сили різання, як вихідні параметри, у матрицю вхідних даних вводилися в просторі $\ln y$. Класом функцій для побудови моделей було обрано клас ступеневих поліномів.

В результаті оброблення експериментальних даних отримано залежності сил різання: сили подачі $P_s = f(\tau_\alpha, \tau_\gamma, n, S_z)$, сили відтискання $P_n = f(\tau_\alpha, \tau_\gamma, n, S_z)$ та бокової сили $P_a = f(\tau_\alpha, \tau_\gamma, n, S_z)$, (1 - 3):

$$P_S = \exp \left(\begin{array}{l} 5,41 + 0,01 \ln \alpha \ln \tau_\gamma - 0,981 \ln n + 0,031 \frac{n S_z (\ln n)^2}{\tau_\alpha \tau_\gamma V} + 6,58 \cdot 10^{-6} S_z n^2 \tau_\alpha (\ln n)^2 - \\ - 0,083 S_z \ln \alpha \ln \tau_\gamma + 7,25 \cdot 10^{-7} \cdot S_z^2 \cdot n^3 \cdot (\ln n)^4 \cdot \ln \tau_\alpha \end{array} \right) \quad (1)$$

$$P_n = \exp \left(\begin{array}{l} 4,85 - 0,11 n \ln \gamma + 0,001 n \tau_\gamma S_z \ln \gamma - \alpha^5 \left(4,66 \cdot 10^{-7} S_z + 1,01 \cdot 10^{-6} n S_z^2 \right) - \\ - 2,29 \cdot 10^{-4} \alpha^2 + 2,09 \cdot 10^{-3} n^2 \tau_\alpha \ln \gamma - 0,088 \frac{\ln \tau_\alpha}{\ln \alpha} \end{array} \right) \quad (2)$$

$$P_\alpha = \exp \left(\begin{array}{l} 3,405 - 0,27 \frac{\ln \tau_\alpha}{\gamma} + \frac{\tau_\gamma \cdot (\ln \tau_\alpha)^3}{\gamma^2} \left(\frac{1,1 \cdot 10^{-5}}{n} - 5,05 \cdot 10^{-7} \right) + \\ + 3,48 \cdot 10^{-6} \frac{n \gamma \ln S_z}{S_z} + 2,57 \cdot 10^{-5} \frac{\tau_\alpha \ln \tau_\alpha \ln n}{S_z} + 4,86 \cdot 10^{-7} \frac{\ln \gamma \ln \tau_\gamma \ln \tau_\alpha \ln n}{S_z} \end{array} \right) \quad (3)$$

Результати перевірки адекватності моделей сил різання за критерієм Фішера дозволили прийняти гіпотезу про їх адекватність. Перевірка значимості коефіцієнтів отриманого поліному проводилась за t -критерієм Ст'юдента.

Висновки

Виконано математичне моделювання та отримані аналітичні залежності сил різання при обробленні круглими пилами з різнонаправленими зубцями заготовок з алюмінієвого сплаву Д16 на основі експериментальних досліджень. Адекватність встановлених аналітичних залежностей підтверджена експериментальним шляхом та може використовуватись при оптимізації геометричних параметрів та режимів різання круглих пилок з різнонаправленими зубцями.

Перелік джерел літератури. 1. Боронко О.О. Метод розрахунку вібраційних процесів машинобудівних конструкцій: дис. докт. техн. наук: 05.02.09 / Боронко О.О. — К., 2003. — 267 с. 2. Лорох Р. Повышение работоспособности дисковых пил при отрезке круглых заготовок: дис. канд. техн. наук: 05.03.01 / Лорох Р. — К., 1998. — 231 с. 3. Равская Н.С. Экспериментальные исследования процесса отрезки дисковыми пилами с неравномерным шагом зубьев / Н.С. Равская, А.В. Семенов // Резание и инструмент в технологических системах. — 1999. — Вып. 53. — С. 144–145. 4. Равская Н.С. Проектирование прогрессивных конструкций дисковых пил с неравномерным шагом / Н.С. Равская, А.Е. Бабенко, О.А. Боронко, В.С. Парненко // Прогрессивные технологии и системы машиностроения. — 2000. — № 13. — С. 134–137. 5. Семенов А.В. Разработка дисковых пил с неравномерным шагом: Дис. канд. техн. наук: 05.03.01 / Семенов А.В. — К., 1998. — 194 с. 6. Панчук В.Г. Підвищення ефективності досліджень зусиль різання при відрізання фрезами: дис. канд. техн. наук: 05.03.01 / Панчук В.Г. — Івано-Франківськ, 1997. — 206 с. 7. Панчук В.Г. Теоретичні основи проектування відрізних фрез: дис. докт. техн. наук: 05.03.01 / Панчук Віталій Георгійович. — К, 2009. — 360 с. 8. Пат. 28445 Україна, МПК6 В 23 С 5/08 Фреза відрізна / Н.С. Равська, Р.П. Родін, Л.І. Ковальова, В.С. Карпович, О.О. Хмельов (UA), Р. Лорох (DE); заявник і власник патенту Нац. техн. унів. України "КПІ" — № 97020864 ; заявл. 27.02.1997; опубл. 16.10.2000, Бюл. № 5. 9. Пат. 28451 А Україна, МПК6 В 23 С 5/08. Фреза відрізна / Н.С. Равська, Р.П. Родін, Л.І. Ковальова, В.С. Карпович, О.О. Хмельов (UA), Р. Лорох (DE); заявник і власник патенту Нац. техн. унів. України "КПІ" — № 97031010; заявл. 06.03.1997; опубл. 16.10.2000, Бюл. № 5. 10. ДСТУ ГОСТ 20317:2008. Фрезы дисковые для резки пластмасс типа текстолит. Конструкция и размеры. [Текст]. — Веден 2008.07.01. — К.: Госстандарт Украины, 2008. 11. Васин С.А. Резание материалов. Термомеханический подход к системе взаимосвязей при резании : [учеб. для техн. вузов] / С.А. Васин, А.С. Верещака, В.С. Кушнер. — М. : Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2001. — 448 с. 12. Монолитные твердосплавные концевые фрезы / П.Р. Родин, Н.С. Равская, А.И. Касьянов. — Киев: Вища школа. Изд-ва при Киев. ун-те, 1985, 64 с. 13. Руководство к универсальному динамометру УДМ конструкции ВНИИ. / [сост. Мухин Б.И., Синельщикова Т.К.; ред. Мартынова А.Д.] — [2-е изд., перераб. и дополн.] — М.; ВНИИ, 1969. — 21с. 14. Майданюк С.В. Модуль спряження комплексу досліджень силових характеристик при різанні / С.В. Майданюк, О.А. Плівак // Тези доповідей загальноуніверситетської науково-технічної конференції молодих вчених та студентів, присвяченої дню Науки. Секція "Машинобудування". — К., 2014.

Рецензент: **Клименко Г.П.**, д.т.н., проф. ДДМА

МОДЕЛЮВАННЯ СИЛ РІЗАННЯ ПРИ РОЗРІЗАННІ АЛЮМІНІЄВИХ СПЛАВІВ

Ковальова Л.І, Майданюк С.В.

В роботі, на основі експериментальних досліджень процесу оброблення алюмінієвих сплавів круглими пилками з різнонаправленими зубцями, проведено математичне моделювання та отримані аналітичні залежності сил різання, в залежності від геометричних параметрів інструмента та режимів різання. Адекватність встановлених аналітичних залежностей підтверджена експериментальним шляхом, що свідчить про можливість їх використання при розробці практичних рекомендацій з вибору раціональних оптимальних геометричних параметрів та режимів різання круглих пилок з різнонаправленими зубцями.

МОДЕЛИРОВАНИЕ СИЛ РЕЗАНИЯ ПРИ РАЗРЕЗАНИИ АЛЮМИНИЕВЫХ СПЛАВОВ

Ковальова Л.І, Майданюк С.В.

В работе, на основе экспериментальных исследований процесса обработки алюминиевых сплавов дисковыми отрезными фрезами с разнонаправленными зубьями, проведено математическое моделирование и получены аналитические зависимости сил резания, в зависимости от геометрических параметров инструмента и режимов резания. Адекватность установленных аналитических зависимостей подтверждена экспериментальным путем, что свидетельствует о возможности их использования при разработке практических рекомендаций по выбору рациональных оптимальных геометрических параметров и режимов резания дисковых отрезных фрез с разнонаправленными зубьями.

MODELING OF CUTTING FORCES WHEN CUTTING ALUMINIUM ALLOYS

Kovalyova L., Maidaniyk S.

In the work, on the basis of experimental researches of processing of aluminum alloys with circular saws with multi-directional teeth there have been carried out mathematical modeling and analytical dependences of cutting forces have been received, depending on geometrical parameters of the tool and the modes of cutting. The adequacy of established analytical dependences is confirmed experimentally, that suggests the possibility of their use in the development of practical recommendations for the optimal choice of rational geometrical parameters and cutting conditions for circular saw with multi-directional teeth.

Ключові слова: кругла пила, різнонаправлені зубці, геометричні параметри, режими різання, зусилля різання, математичне моделювання

Ключевые слова: дисковая отрезная фреза, разнонаправленные зубья, геометрические параметры, режимы резания, силы резания, математическое моделирование

Keywords: circular saw, multi-directional teeth, geometrical parameters, modes of cutting, cutting forces, mathematical modeling

Дата подання статті до редакції: 16 травня 2016 р.

УДК 621.9.06 -233.1

Данильченко М.А.
НТУУ "КПІ", г. Киев, Украина
rudenko_m@i.ua

УЧЕТ ПРОЦЕССА РЕЗАНИЯ В ДИНАМИЧЕСКИХ МОДЕЛЯХ ШПИНДЕЛЬНЫХ УЗЛОВ МЕТАЛЛОРЕЖУЩИХ СТАНКОВ

Точность обработки на металлорежущих станках в значительной степени зависит от динамических свойств их механической системы и условий обработки, которые могут сопровождаться возникновением интенсивных вибраций. Наиболее эффективным методом выявления причин повышенной виброактивности механической системы станка является ее исследование на соответствующих математических моделях. При этом точность математической модели в значительной степени будет определяться адекватностью представления в ней фактически действующих процессов.

В общем случае динамические свойства шпиндельных узлов определяются рядом факторов, связанных с их конструкцией, комплектацией и монтажом, а именно [1]:

- шпиндельный узел, несущий инструмент или заготовку является сложной механической колебательной системой с периодически изменяющимися массово-инерционными характеристиками (оправки с различными инструментами, различные заготовки) и, соответственно, динамическими характеристиками (собственными частотами);
- шпиндельный узел является составным элементом механической части динамической системы станка, поэтому его динамические характеристики (собственные частоты) зависят и от характера механических связей с другими элементами системы (например, монтажа корпуса шпиндельного узла на станине станка).

Таким образом, при разработке динамических моделей желательно рассматривать шпиндельный узел как состоящую из нескольких подсистем механическую колебательную систему, находящуюся под силовым воздействием внешнего (от процесса резания и привода) и внутреннего (от подшипников опор) характера [1].

В большинстве известных динамических моделей шпиндельный узел представляется в виде ступенчатого осесимметричного вала с распределенной массой, установленного на упругих опорах с вязким демпфированием. То есть шпиндельный узел представляется в виде системы «шпиндель-подшипники», а динамическая модель этой системы – в виде совокупности динамических моделей шпинделя и подшипников его опор [2]. Существуют также и более сложные динамические модели, учитывающие, наличие в шпинделе закрепленного инструмента, установку шпинделя в корпус, а корпуса на основу станка [3]. Для описания динамики шпиндельного узла в вышеописанных моделях используется метод конечных элементов.

Среди других способов описания динамики шпиндельного узла следует отметить использование метода начальных параметров в матричной формулировке (метода переходных матриц) [4, 5, 6].

Согласно этому методу шпиндель станка представляется в виде ступенчатой балки, установленной на упругих опорах с вязким демпфированием. Установленные на шпинделе крупные детали (шкивы, зубчатые колеса и т.п.) представляются в виде сосредоточенных масс. В расчетной модели шпиндель разбивают на несколько участков, разграниченных скачкообразным изменением диаметров, сосредоточенной массой, опорой или внешней сосредоточенной нагрузкой. Каждый участок имеет постоянную распределенную массу и жесткость при изгибе, и описывается переходной матрицей участка. Переходная матрица шпинделя, связывающая параметры напряженно-деформированного состояния на его концах, является результатом произведения переходных матриц его участков [4].

Основным преимуществом использования этого метода является простота создания расчетной модели шпиндельного узла и достаточно высокая точность расчета, в основном зависящая только от степени детализации модели.

Что касается учёта процесса резания в вышеописанных динамических моделях, то его действие на шпиндель станка представляется в виде внешнего силового воздействия P_r , вызывающего смещение оси шпинделя q , которое, в свою очередь, приводит к изменению глубины резания, а значит и силы P_r [3]. Такой учет взаимодействия шпиндельного узла с процессом резания соответствует схеме представление замкнутой динамической модели станка [7]. Согласно этой модели взаимодействие инструмента и заготовки происходит через процесс резания. Но при этом фактический контакт инструмента с заготовкой не учитывается, и механически замкнутая упругая система инструмент-заготовка представляется в виде двух разомкнутых подсистем, нагруженных одной и той же внешней силой P_r . В итоге, при расчете по такой схеме динамических характеристик, определяются только собственные частоты отдельных подсистем упругой системы, а не замкнутой системы целиком.

Вместе с тем, в [7] отмечается, что действие нормальной составляющей силы резания в плоскости среза подобно действию сил упругого взаимодействия контактирующих твердых тел (инструмента и заготовки). Это позволяет отнести эту составляющую силы резания к «упругой» и ввести понятие «жесткости резания» [7, 8]. Величина этой жесткости k_p определяется отношением нормальной составляющей силы резания к изменению толщины среза и изменяется в соответствии с законами резания [7].

Введение понятия «жесткости резания» позволяет в динамической модели шпиндельного узла учесть процесс резания в виде дополнительной упругой связи в месте «соединения» инструмента и заготовки, и таким образом учесть фактическую замкнутость упругой системы при расчете ее динамических характеристик [8].

Целью работы является создание динамической модели шпиндельного узла с простым расчетным алгоритмом и высокой точностью расчета, позволяющей учитывать особенности конструкции, комплектации и монтажа шпиндельного узла, а также его взаимодействия с процессом резания.

В основу разрабатываемой модели шпиндельного узла положена математическая модель механической колебательной системы «шпиндельный узел» [1], состоящей из парциальных подсистем заготовки, шпинделя, и корпуса, упруго закрепленного на станине станка. Для учета механической замкнутости заготовки и инструмента в процессе резания, в разрабатываемой модели добавлена подсистема инструмента, упруго закрепленная на станине станка, и связанная с заготовкой упругой связью с жесткостью k_p (рис. 1).

Первая подсистема (заготовка, $s = 1$) рассматривается в виде балки с распределенной массой, состоящей из двух участков ($u = 2$). В сечении $1^{(1)}$ заготовка контактирует с инструментом, что учитывается упругой связью с жесткостью k_p . В сечении $2^{(1)}$ заготовка соединяется со шпинделем (сечение $0^{(2)}$ шпинделя), что учитывается упругими и демпфирующими связями с жесткостями k^r , k^a и коэффициентом демпфирования h .

Вторая подсистема (шпиндель, $s = 2$) рассматривается в виде балки с распределенной массой, состоящей из пяти участков ($u = 5$). В сечениях $1^{(2)}$, $2^{(2)}$, $3^{(2)}$ и $4^{(2)}$ шпинделя размещены подшипники опор, что учитывается упругими и демпфирующими связями шпинделя с корпусом с жесткостями k_{k1} , k_{k2} и коэффициентами демпфирования h_{k1} , h_{k2} .

Третья подсистема (корпус, $s = 3$) рассматривается в виде упруго закрепленной на станине станка балки с распределенной массой. Балка состоит из семи участков ($u = 7$). В сечениях $2^{(3)}$, $3^{(3)}$, $4^{(3)}$ и $5^{(3)}$ корпус соединен со шпинделем. В сечениях $1^{(3)}$ и $6^{(3)}$ корпус соединен со станиной, что учитывается упругими и демпфирующими связями с жесткостями k_1 , k_2 , k_3 , k_4 и коэффициентами демпфирования h_1 , h_2 , h_3 , h_4 .

Четвертая подсистема (инструмент) рассматривается в виде сосредоточенной массы m_c , упруго закрепленной на станине станка, что учитывается жесткостью k_c и коэффициентом демпфирования h_c соответственно.

Декомпозицию системы проведем с использованием метода динамических податливостей [9]. Согласно этому методу, подсистемы выделяются из системы путем замены связей между ними реакциями. Динамические модели подсистем системы «шпиндельный узел» представлены на рис. 2.

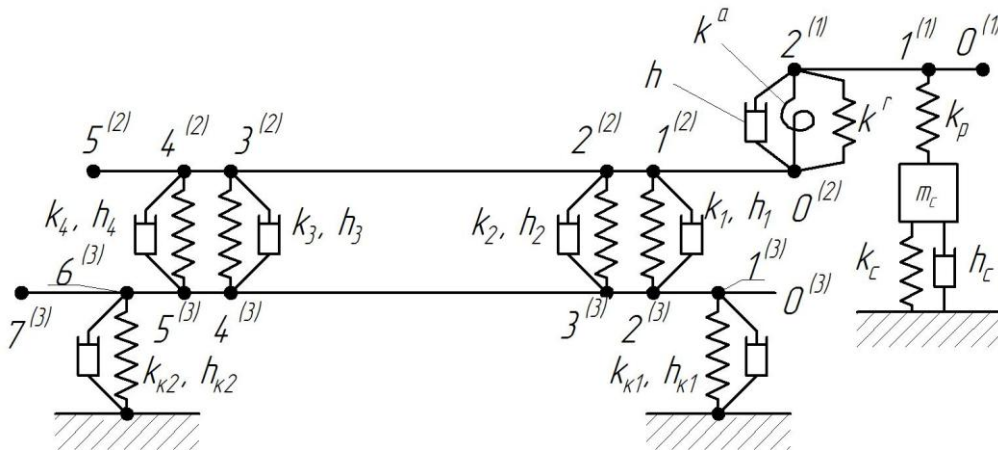


Рисунок 1 – Динамическая модель системы «шпиндельный узел»

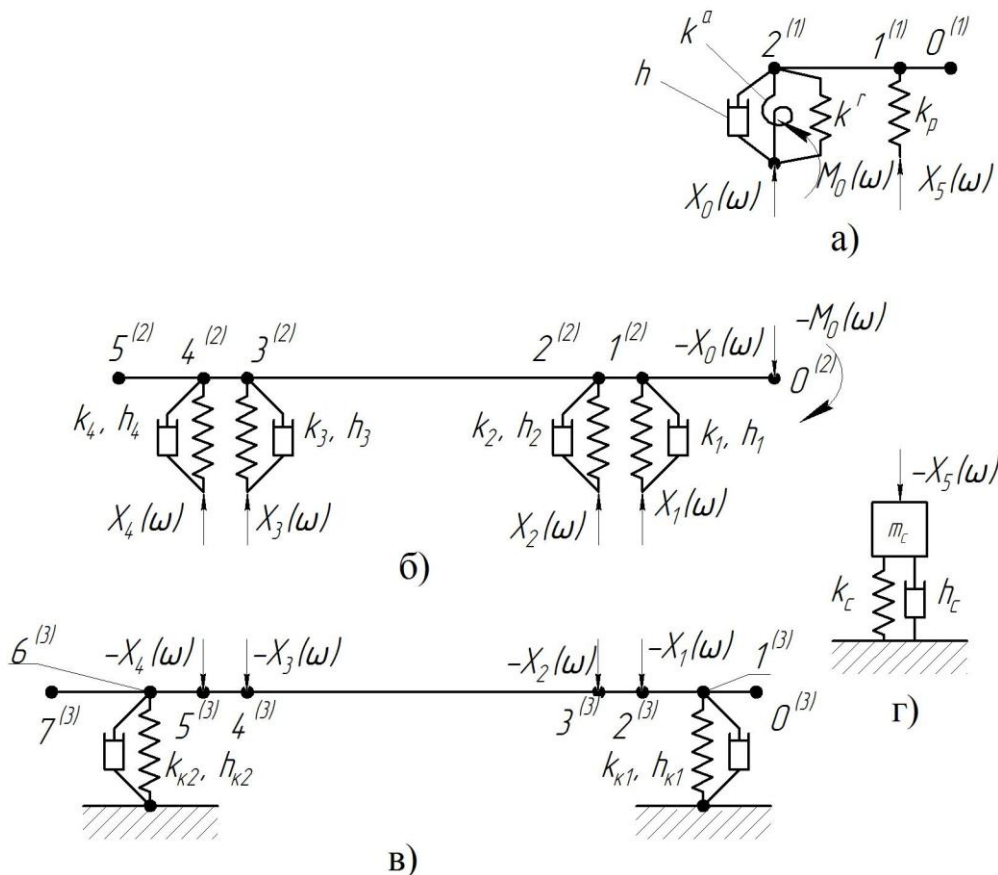


Рисунок 2 – Динамические модели подсистем системы «шпиндельный узел»: a – з аготковки (подсистема 1, индекс $s = 1$); $б$ – шпинделя (подсистема 2, индекс $s = 2$); $в$ – корпуса (подсистема 3, индекс $s = 3$); $г$ – инструмента (подсистема 4, без индекса).

Условия совместности деформаций подсистем представляются в виде условий равенства амплитуд обобщенных перемещений (линейных и угловых) в точках отделения подсистем [1, 9]:

- для подсистем 1 (рис. 2, а) и 2 (рис. 2, б):

$$\begin{cases} (\alpha_{22}^{(1)} + \frac{1}{k^r}) \cdot X_0 + \gamma_{22}^{(1)} \cdot M_0 + \alpha_{20}^{(1)} \cdot X_5 = -\alpha_{00}^{(2)} \cdot X_0 - \gamma_{00}^{(2)} \cdot M_0 + \sum_{j=1}^4 \alpha_{0j}^{(2)} \cdot X_j; \\ \beta_{22}^{(1)} \cdot X_0 + (\varphi_{22}^{(1)} + \frac{1}{k^a}) \cdot M_0 + \beta_{20}^{(1)} \cdot X_5 = -\beta_{00}^{(2)} \cdot X_0 - \varphi_{00}^{(2)} \cdot M_0 + \sum_{j=1}^4 \beta_{0j}^{(2)} \cdot X_j \end{cases}; \quad (1)$$

- для подсистем 2 (рис. 2, б) и 3 (рис. 2, в):

$$\begin{cases} -\alpha_{10}^{(2)} \cdot X_0 - \gamma_{10}^{(2)} \cdot X_0 + (\alpha_{11}^{(2)} + \frac{1}{k_1}) \cdot X_1 + \alpha_{12}^{(2)} \cdot X_2 + \alpha_{13}^{(2)} \cdot X_3 + \alpha_{14}^{(2)} \cdot X_4 = -\sum_{j=1}^4 \alpha_{2,j+1}^{(3)} \cdot X_j \\ -\alpha_{20}^{(2)} \cdot X_0 - \gamma_{20}^{(2)} \cdot X_0 + \alpha_{21}^{(2)} \cdot X_1 + (\alpha_{22}^{(2)} + \frac{1}{k_2}) \cdot X_2 + \alpha_{23}^{(2)} \cdot X_3 + \alpha_{24}^{(2)} \cdot X_4 = -\sum_{j=1}^4 \alpha_{3,j+1}^{(3)} \cdot X_j; \\ -\alpha_{30}^{(2)} \cdot X_0 - \gamma_{30}^{(2)} \cdot X_0 + \alpha_{31}^{(2)} \cdot X_1 + \alpha_{32}^{(2)} \cdot X_2 + (\alpha_{33}^{(2)} + \frac{1}{k_3}) \cdot X_3 + \alpha_{34}^{(2)} \cdot X_4 = -\sum_{j=1}^4 \alpha_{4,j+1}^{(3)} \cdot X_j \\ -\alpha_{40}^{(2)} \cdot X_0 - \gamma_{40}^{(2)} \cdot X_0 + \alpha_{41}^{(2)} \cdot X_1 + \alpha_{42}^{(2)} \cdot X_2 + \alpha_{43}^{(2)} \cdot X_3 + (\alpha_{44}^{(2)} + \frac{1}{k_4}) \cdot X_4 = -\sum_{j=1}^4 \alpha_{5,j+1}^{(3)} \cdot X_j \end{cases}; \quad (2)$$

- для подсистем 1 (рис. 2, а) и 4 (рис. 2, г):

$$(\alpha_{11}^{(1)} + \frac{1}{k_p}) \cdot X_5 + \alpha_{12}^{(1)} \cdot X_0 + \gamma_{12}^{(1)} \cdot M_0 = -\alpha_c \cdot X_5, \quad (3)$$

где X_j, M_0 - амплитуды реакций отброшенных связей, $j=0,1,2,3,4,5$; $\alpha_{ij}^{(s)}, \beta_{ij}^{(s)}, \gamma_{ij}^{(s)}, \varphi_{ij}^{(s)}$ - гармонические коэффициенты влияния подсистем s , а именно: $\alpha_{ij}^{(s)}$ и $\beta_{ij}^{(s)}$ - амплитуды перемещения и угла поворота в i -ой точке от единичной гармонической силы, приложенной в j -ой точке; $\gamma_{ij}^{(s)}, \varphi_{ij}^{(s)}$ - амплитуды перемещения и угла поворота в i -ой точке от единичного гармонического момента, приложенного в j -ой точке; α_c - гармонический коэффициент влияния подсистемы 4, $\alpha_c = \frac{1}{k_c - m_c \cdot \omega^2}$, [9].

Полная система уравнений совместности деформаций (1), (2), (3) в матричном виде будет такой:

$$\begin{bmatrix} \alpha(\omega) & \gamma(\omega) \\ \beta(\omega) & \varphi(\omega) \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \mathbf{X} \\ \mathbf{M} \end{bmatrix} = 0 \text{ или } [\mathbf{D}(\omega)] \cdot [\mathbf{F}] = 0, \quad (4)$$

где $[\mathbf{D}(\omega)]$ и $[\mathbf{F}]$ - блочные матрицы динамической податливости и амплитуд обобщенных реакций отброшенных связей в точках отделения подсистем.

Частоты собственных колебаний системы определяются из условия $\det[\mathbf{D}(\omega)] = 0$.

Из системы уравнений (4) определяются реакции отброшенных связей, а потом - амплитуды $q_i^{(s)}$ ($i=0 \div u$) поперечных перемещений характерных точек подсистем:

- подсистема 1 (рис. 2, а)

$$q_i^{(1)} = \alpha_{i1}^{(1)} \cdot X_5 + \alpha_{i2}^{(1)} \cdot X_0 + \gamma_{i2}^{(1)} \cdot M_0; \quad (5)$$

- подсистема 2 (рис. 2, б)

$$q_i^{(2)} = -\alpha_{i0}^{(2)} \cdot X_0 - \gamma_{i0}^{(2)} \cdot M_0 + \sum_{j=1}^4 \alpha_{ij}^{(2)} \cdot X_j; \quad (6)$$

- подсистема 3 (рис. 2, в)

$$q_i^{(3)} = - \sum_{j=1}^4 \alpha_{i,j+1}^{(3)} \cdot X_j. \quad (7)$$

- подсистема 4 (рис. 2, з)

$$q_c^{(4)} = -\alpha_c \cdot X_5. \quad (8)$$

Жесткость k_p в (3) представляется в виде коэффициента связи между нормальной составляющей силы резания P_r и фактической величиной глубины резания H_{real} , определяемой зависимостью:

$$H_{real} = H_{pr} - q_1^{(1)} - q_c^{(4)},$$

где H_{pr} - заданная глубина резания; $q_1^{(1)}$ и $q_c^{(4)}$ - упругие смещения заготовки и инструмента в зоне резания, определяемые зависимостями (5) и (8).

Например, при точении, с учетом общеизвестной зависимости для определения составляющей силы резания P_y : $P_r = C_p H_{real}^x S^y V^n k$, значение k_p определяется зависимостью [10]:

$$k_p = \partial P_r / \partial H_{real} = C_p x H_{real}^{x-1} S^y V^n k. \quad (9)$$

Значение H_{real} определяемой зависимостью:

$$H_{real} = H_{pr} - q_1^{(1)} - q_c^{(4)} = H_{pr} - (\alpha_{11}^{(1)} \cdot X_5 + \alpha_{12}^{(1)} \cdot X_0 + \gamma_{12}^{(1)} \cdot M_0) - \alpha_c \cdot X_5, \quad (10)$$

где H_{pr} - заданная глубина резания; $q_1^{(1)}$ и $q_c^{(4)}$ - упругие смещения заготовки и инструмента в зоне резания, определяемые зависимостями (5) и (8).

На первой итерации $H_{real0} = H_{pr}$.

Гармонические коэффициенты влияния в уравнениях совместности деформаций подсистем (1), (2), (3) рассчитываются с использованием метода переходных матриц по методике, изложенной в [1].

Для рассматриваемой системы (рис. 2), переходные матрицы $\Pi^{(s)}$ подсистем будут такими:

- подсистема 1 ($s = 1, u = 2$)

$$\Pi^{(1)} = \prod_{i=2}^0 \Pi_i^{(1)} = U_2^{(1)} \cdot U_1^{(1)} \quad (11)$$

- подсистема 2 ($s = 2, u = 5$)

$$\Pi^{(2)} = \prod_{i=5}^0 \Pi_i^{(2)} = U_5^{(2)} \cdot U_4^{(2)} \cdot U_3^{(2)} \cdot U_2^{(2)} \cdot U_1^{(2)} \quad (12)$$

- подсистема 3 ($s = 3, u = 7$)

$$\Pi^{(3)} = \prod_{i=7}^0 \Pi_i^{(3)} = U_7^{(3)} \cdot R_6^{(3)} \cdot U_6^{(3)} \cdot U_5^{(3)} \cdot U_4^{(3)} \cdot U_3^{(3)} \cdot U_2^{(3)} \cdot R_1^{(3)} \cdot U_1^{(3)} \quad (47)$$

где $U_i^{(s)}$ - переходная матрица i -го участка балки с распределенной массой подсистемы s ; $R_i^{(s)}$ - матрица упруго-диссипативной линейно-поворотной опоры i -го участка балки подсистемы s [1, 4, 5].

Выводы

1. Динамические свойства шпиндельных узлов зависит не только от их конструкции, но и от ряда факторов, связанных с их комплектацией, монтажом и эксплуатацией. Поэтому, при разработке динамических моделей необходимо рассматривать шпиндельный узел как взаимодействующую с процессом резания механическую колебательную систему,

состоящую из нескольких подсистем, например инструмента, заготовки, шпинделя и корпуса, закрепленного на станине станка.

2. Взаимодействие инструмента и заготовки происходит через процесс резания. Но в динамических моделях станков фактический контакт инструмента с заготовкой не учитывается, и механически замкнутая упругая система инструмент-заготовка станка представляется в виде двух механически разомкнутых подсистем инструмента и заготовки. В итоге, при расчете по такой схеме динамических характеристик, определяются только собственные частоты отдельных подсистем упругой системы, а не замкнутой системы целиком. Учесть фактическую замкнутость системы можно путем представления процесса резания в виде дополнительной упругой связи в месте контакта инструмента и заготовки.

3. При декомпозиции системы «шпиндельный узел» появляется возможность применения метода переходных матриц для динамического анализа системы. Использование этого метода позволяет значительно упростить трудоемкость составления динамической модели при обеспечении высокой точности расчета.

4. При комплексном использовании метода динамических податливостей для декомпозиции системы «шпиндельный узел» и метода переходных матриц для определения гармонических коэффициентов влияния подсистем, возникает возможность создания динамических моделей шпиндельных узлов с большим числом подсистем, в том числе и моделей замкнутого типа, учитывающих взаимодействия инструмента и заготовки через процесс резания.

Перечень источников литературы: 1. Данильченко Ю.М. Исследование динамических характеристик механической системы «шпиндельный узел» /Данильченко Ю.М., Дорожко А.О., Петришин А.И. // Вестник МГТУ «Станкин» № 1 (28), 2014. – С. 81-91. 2. Lin C.-W. Dynamic models and design of spindle-bearing systems of machine tools: A review /Lin C.-W., Lin Y.-K., and Chu C.-H. // International Journal of Precision Engineering and Manufacturing, Vol. 14(3), 2013 – P. 513-521. 3. Abele E. Machine Tool Spindle Units /Abele E., Altintas Y., Brecher C. // CIRP Annals-Manufacturing Technology, Vol. 59, No. 2, 2010. – P.781-802. 4. Проектирование металлорежущих станков и станочных систем: Справочник-учебник. В 3-х т. Т.2. Ч.1. / Под общ. ред. А.С.Проникина. – М.: Машиностроение, 1995. – 371 с. 5. Хомяков В.С. Исследование динамических характеристик шпиндельных узлов /Хомяков В.С., Кочинев Н.А., Сабиров Ф.С. // Вестник МГТУ «Станкин». 2008. № 4. С. 15 –22. 6. Demec Peter Simplified dynamic analysis of grinders spindle node /Demec Peter // Technological Engineering Vol. XI, no. 1/2014 – P. 11-15. 7. Кудинов В.А. Динамика станков. /Кудинов В.А.– М.: Машиностроение, 1967. – 360 с. 8. Соколовский А.П. Научные основы технологии машиностроения /Соколовский А.П. – Л.: Mashgiz, 1956. – 515 с. 9. Бидерман В.Л. Прикладная теория механических колебаний: Учеб. пособие для втузов /Бидерман В.Л. – М.: Машиностроение, 1972. – 416 с. 10. Петраков Ю.В. Теория автоматического управления технологическими системами: учебное пособие для студентов вузов. /Петраков Ю.В., Драчев О.И. – М: Машиностроение, 2008. – 336 с.

Рецензент: **Ковалев В.Д.**, д.т.н., проф. ДДМА

ВРАХУВАННЯ ПРОЦЕСУ РІЗАННЯ В ДИНАМІЧНИХ МОДЕЛЯХ
ШПИНДЕЛЬНИХ ВУЗЛІВ МЕТАЛОРІЗАЛЬНИХ ВЕРСТАТІВ

Данильченко М.А.

В роботі описано динамічну модель шпиндельного вузла як складної механічної коливальної системи з врахуванням її взаємодії з процесом різання. Алгоритм розрахунку передбачає декомпозицію системи і розв'язок системи рівнянь сумісності деформацій в точках розмикання підсистем. Отримані в результаті розрахунку реакції вилучених зв'язків використовуються для визначення пружних зміщень інструменту і заготовки та фактичної глибини різання. Гармонічні коефіцієнти впливу підсистем, що входять в рівняння рівноваги, визначаються із використанням методу перехідних матриць. Модель характеризується простим алгоритмом і високою точністю розрахунку.

УЧЕТ ПРОЦЕССА РЕЗАНИЯ В ДИНАМИЧЕСКИХ МОДЕЛЯХ
ШПИНДЕЛЬНЫХ УЗЛОВ МЕТАЛЛОРЕЖУЩИХ СТАНКОВ

Данильченко М.А.

В работе описана динамическая модель шпиндельного узла как сложной механической колебательной системы с учетом ее взаимодействия с процессом резания. Алгоритм расчета предусматривает декомпозицию системы и решение системы уравнений совместности деформаций в точках разделения подсистем. Полученные в результате расчета реакции отброшенных связей используются для определения упругих смещений инструмента и заготовки и фактической глубины резания. Входящие в уравнения равновесия гармонические коэффициенты влияния подсистем определяются с использованием метода переходных матриц. Модель характеризуется простым алгоритмом и высокой точностью расчета.

INCLUDING OF THE CUTTING PROCESS INTO DYNAMICAL MODELS
OF THE MACHINE TOOLS SPINDLE UNITS

Danylchenko M.

In this article, dynamical model of the spindle unit, as a complex mechanical vibration system with taking into account its interaction with cutting process, has been described. Calculation algorithm specifies system decomposition and solving of the equation system of the strain compatibility in the points of subsystems disconnection. Reactions of removed connections has been obtained as a result of calculation, and are being used for determination of tool and workpiece elastic displacements, as well as actual cutting depth. Influence coefficients of the subsystems, which are parts of equilibrium equation, and is determined by using transfer matrix method. Main features of the model are algorithm simplicity and high accuracy of calculation.

Ключові слова: металорізальний верстат, шпиндельний вузол, різання, динамічна модель

Ключевые слова: металлорежущий станок, шпиндельный узел, резание, динамическая модель

Keywords: machine tool, spindle unit, cutting, dynamic model

Дата подання статті до редакції: 18 травня 2016 р.

УДК 621.9

Ковалёв В.Д., Березовская И.К., Мельник М.С., Васильченко Я.В.

ДГМА, г. Краматорск, Украина

ОПТИМИЗАЦИЯ ПРОЦЕССА ТЯЖЕЛОГО ТОЧЕНИЯ С ПРИМЕНЕНИЕМ PLC МОДУЛЕЙ

Станкостроение составляет основу тяжелого машиностроения, которое является базой для развития всех основных отраслей народного хозяйства – металлургии, энергетики, железнодорожного транспорта, автомобилей судостроения, строительства портов, нефтехимических заводов, освоения и добычи полезных ископаемых и т.д. Основная группа оборудования машиностроительных предприятий Украины - это токарные станки. На тяжелых токарных станках с числовым программным управлением производится механическая обработка широкой номенклатуры деталей, таких как прокатные валки, роторы турбин, колесные пары железнодорожного и горного транспорта, корабельные гребные валы и многое другое (рис. 1).

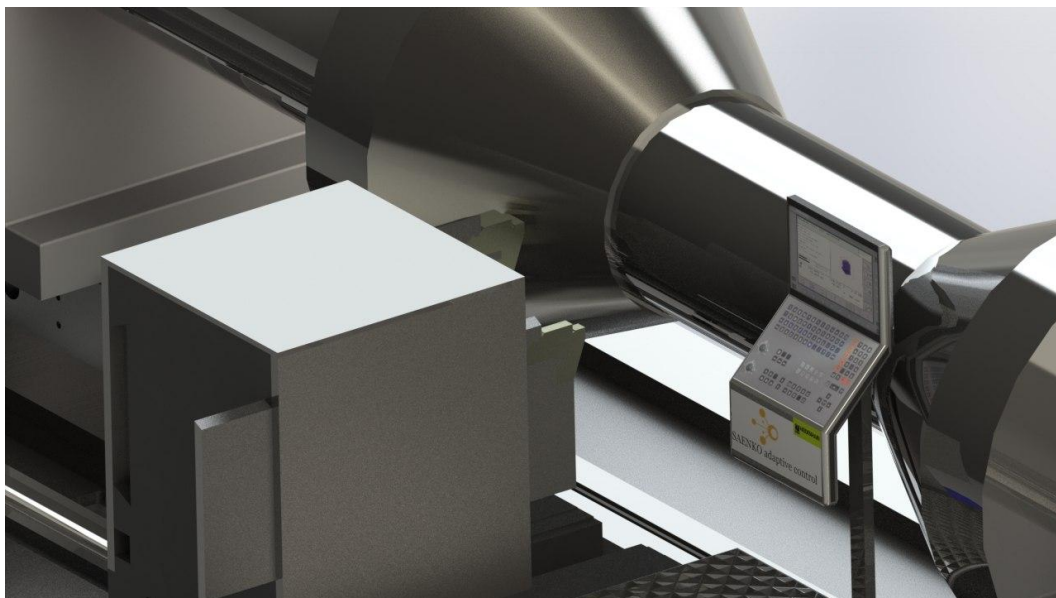


Рисунок 1 – Трехмерная модель обработки детали на тяжелом токарном станке с ЧПУ

В связи с широкой автоматизацией машиностроительного производства огромное значение приобретает задача определения оптимальных режимов работы инструмента. От этого во многом зависят производительность оборудования, себестоимость и точность обработки, расход режущего инструмента, качество поверхностного слоя и другие параметры процесса металлообработки. На производстве режимы резания назначаются в соответствии с нормативами. Однако, производственные условия, как правило, отличаются от нормативных. Здесь сказывается влияние динамического состояния станка, колебания свойств между партиями изделия, колебания свойств между партиями инструмента и т.д. и учесть их на стадии проектирования технологического процесса не представляется возможным. Влияние субъективного фактора оказывается неизбежным при учете реальных условий.

Существующие методы и системы управления и оптимизации режимов резания либо основываются на использовании эмпирических показателей процесса резания, полученных при определенных условиях эксперимента и неадекватно отражающих состояние станочной системы, либо для своей реализации требуют большого объема материальных затрат и дополнительных аппаратных средств при относительно низкой эффективности

регулювання. Потеря точності при оцінці показателів процесу різання неизбежно приводить до економічних втрат. Ці втрати визначаються простим обладнанням і робочою силою, сверхурочними роботами, порушенням ритмічності виробничого процесу, підвищеним износом режущого інструмента, що негативно впливає на якість продукції, і чревато штрафними санкціями за невыполнение контрактних зобов'язань. Економічні втрати неизбежно збільшують собівартість виробів, а нерациональне використання обладнання знижує його продуктивність.

Стремління подолати вказані недоліки привело до появи автоматизованих систем управління, які дозволяють оптимізувати процес металобробки завдяки отримуваним поточною інформації по параметрам, визначаючим умови і якість процесу різання.

Причому зміна параметрів процесу різання здійснюється в режимі реального часу, під яким розуміється режим обробки інформації, забезпечуючий взаємодію системи обробки інформації з зовнішніми по відношенню до неї процесами в темпі, співмірному зі швидкістю протікання цих процесів. Обробка різанням впливає на темп взаємодії системи обробки інформації з зовнішніми процесами, відповідний періоду стійкості режущого інструмента.

Згідно з цим завдання автоматичного управління точністю і продуктивністю обробки деталей на станках шляхом застосування адаптивних систем управління набуває особливу важливість. Способи адаптивного управління відкривають принципово нові шляхи підвищення точності і ефективності використання різного металобробочого обладнання, в тому числі станків з ЧПУ і багатоопераційних станків. Адаптивні системи забезпечують оптимізацію шляхом управління точністю і продуктивністю безпосередньо в процесі обробки деталей на станках.

Застосування адаптивних систем на станках з ЧПУ і багатоопераційних станках дозволяє створювати самонастроювані технологічні системи, забезпечуючі досягнення вимоги точності і заданої продуктивності при обробці кожної нової деталі. Ефективність, отримувана в результаті застосування адаптивних систем управління, полягає в підвищенні якості оброблюваних деталей, зменшенні часу обробки, зменшенні вартості виготовлення деталей [1].

Метою роботи є розробка і реалізація законів управління режимами обробки на важкому токарному станку, а саме управління подачею для регулювання сили різання за допомогою PLC модулів

Для управління важким токарним станком з допомогою PLC модулів використана наявна на кафедрі «Комп'ютеризовані мехатронні системи, інструмент і технології» Донбаської державної машинобудівної академії система контурного управління для токарних станків Heidenhain MANUALplus 620 з інтегрованою можливістю управління PLC (рис. 2).

Однією з проблем, що стоять перед наукою про різання металів, є розробка методів, що забезпечують автоматичну стабілізацію найбільш важливих параметрів процесу різання. В якості параметра регулювання в адаптивних системах часто використовують якийсь-небудь силовий параметр різання (крутячий момент, потужність, сили різання), теплові явища, вібрації.

Оптимальна продуктивність станочної системи визначається, в основному, такими параметрами режиму різання, як швидкість, глибина і подача. Максимально допустима подача, як правило, обмежується ефективною потужністю або крутячим моментом станка, міцністю слабого зв'язки механізму подачі станка, жорсткістю оброблюваної деталі, міцністю і жорсткістю інструмента, шорсткістю оброблюваної деталі.

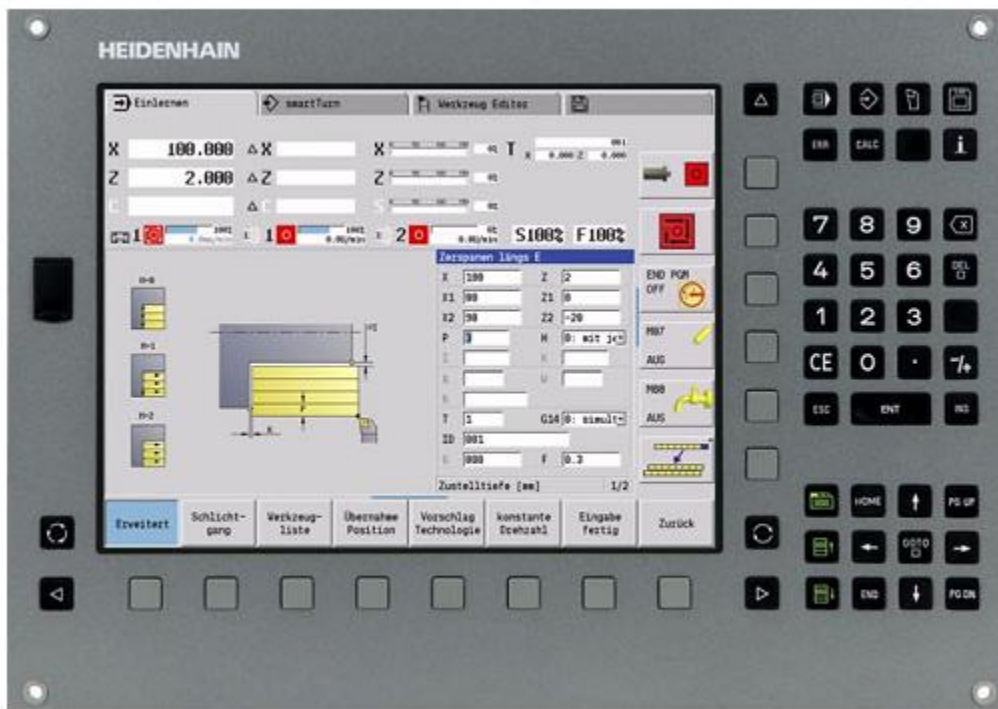


Рисунок 2 – Система управління Heidenhain MANUALplus 620

Многочисленные технологические испытания показали, что обработка деталей с использованием оптимальных температур резания позволяет значительно увеличить размерную стойкость инструмента, получить минимальные для выбранных условий силы резания, шероховатость поверхности, глубину и степень наклепа, а также наиболее стабильное и равномерное распределение остаточных напряжений в различных точках обрабатываемой поверхности. Опыты с одновременным измерением тангенциальной составляющей силы резания P_z , температуры резания θ , относительного поверхностного радиального износа $h_{o,ц}$ и высоты неровностей R_z показали, что моментам стабилизации силы резания, когда она рассматривается функцией скорости резания при постоянных значениях глубины резания и подачи, соответствуют минимумы кривых относительного износа и высоты неровностей и, следовательно, оптимальные температуры резания. Установлено, что оптимальному резанию соответствуют оптимальная температура θ_0 и минимальное или минимально-стабилизированное значение силы резания P_{zmin}

Для измерения силы резания можно воспользоваться результатами измерения силы тока на якоре двигателя главного привода или привода подач. В этом случае сила тока пропорциональна или мощности, или крутящему моменту на валу электродвигателя. Также измерение сил можно осуществлять, используя тензометрические подшипники или оправки, датчики напряжений и деформаций, а также динамометры, встроенные в резцедержатель. Во всех случаях важную роль играет место размещения датчиков. Чем ближе оно к зоне резания, тем точнее измерения и выше надежность системы контроля. Также для измерения деформаций вследствие действия сил резания можно применять магнитоупругий датчик. В волоконно-оптическом интерферометре для измерения внешних сил при силовой нагрузке в качестве чувствительного элемента используется оптоволоконный проводник. При деформации оптоволоконного проводника, через который пропускается луч когерентного монохромного излучения, происходит модуляция луча, по характеру которой можно сделать вывод о силе, действующей на проводник.

Для оптимизации обработки на тяжелом токарном станке применим закон управления продольной подачей резца в зависимости от значения силы резания (1) [2]:

$$S = \sqrt[3]{\frac{v_P \cdot P}{10 C_P \cdot t^{x_P} \cdot v^n \cdot K^P}} \quad (1)$$

Разработана схема, предназначенная для автоматического поддержания заданного значения усилия резания при продольном точении на тяжелых токарных станках с целью получения максимальной производительности обработки при исключении перегрузок режущего инструмента. Данная система состоит из следующих частей: 1- датчик угла поворота; 2 - датчик усилия резания; 3 - устройство сравнения; 4 - устройство задания номинального усилия резания; 5 – регулятор; 6 - электронный аналог инерционного элемента с управляемой постоянной времени; 7 - ограничивающее устройство; 8 - привод продольной подачи

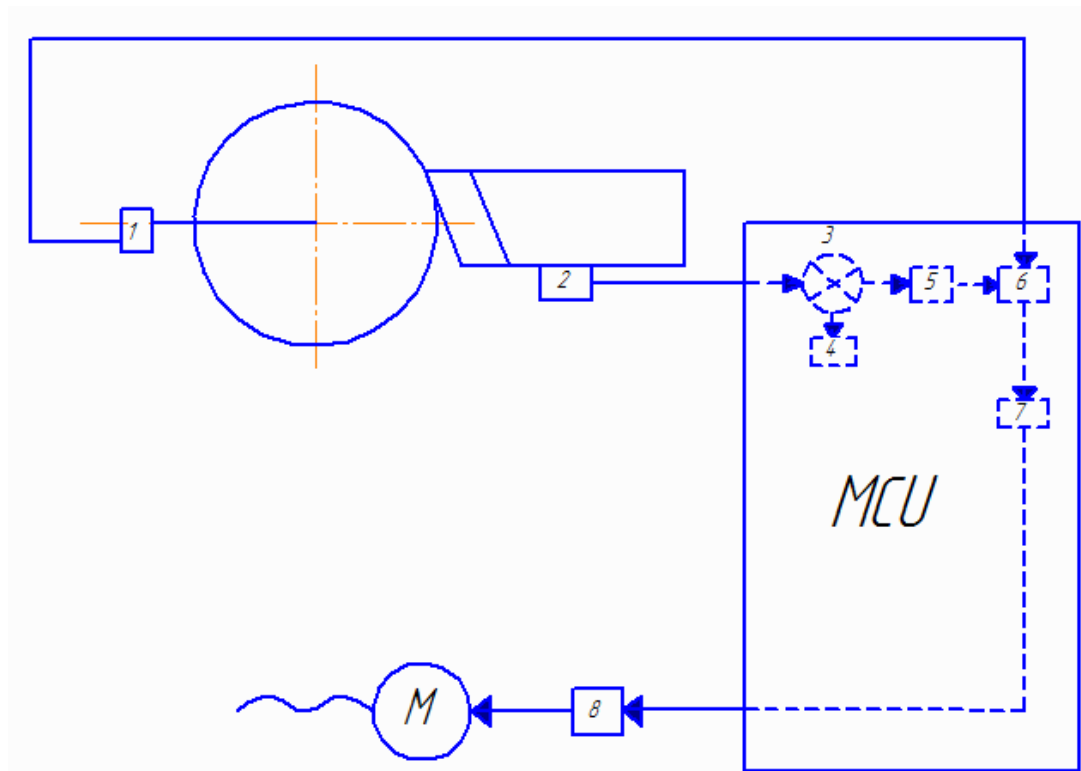


Рисунок 3 – Структурная схема системы оптимального управления скорости подачи по усилию резания

Система работает следующим образом. Датчик угла поворота 1 измеряет угол режущего инструмента. Датчик 2 измеряет текущее значение силы резания, которое сравнивается с номинальным значением выбранного инструмента. В случае отклонения текущего значения силы резания от заданного значения, регулятор 5 корректирует сигнал скорости подачи до тех пор, пока не будет получено равенство текущего и заданного значения силы резания в установившемся режиме. Адаптивный инерционный элемент 6 необходим для обеспечения устойчивости системы регулирования при различных скоростях вращения заготовки. Последовательное соединение рассмотренных элементов делает систему неустойчивой и приводит к возникновению автоколебаний скорости подачи. Устойчивость системы обеспечивается в случае, когда постоянная привода подачи равна или больше периоду вращения заготовки. Дополнительный инерционный элемент 6 обеспечивает это равенство на разных частотах вращения шпинделя, одновременно обеспечивает максимальное быстродействие системы.

Для решения задачи корректировки скорости подачи с целью поддержания оптимальной силы резания был разработан алгоритм (рис. 4).

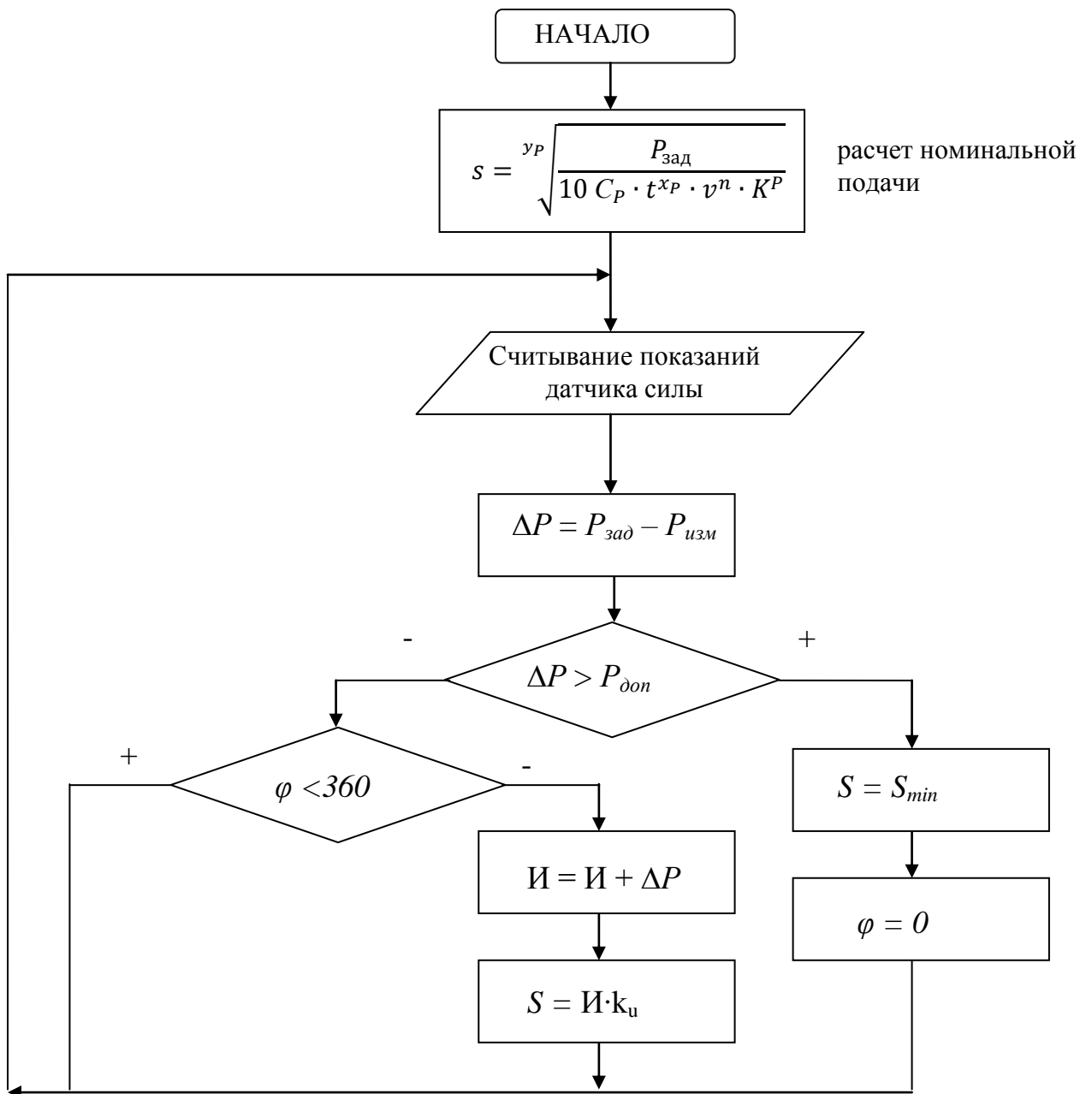


Рисунок 4 - Алгоритм работы системы автоматического регулирования скорости подачи тяжелого токарного станка

1. Процесс врезания выполняется с некоторой минимальной скоростью подачи S_{min} . Эта скорость выбирается в зависимости от конкретных условий обработки, с таким расчетом, чтобы сила резания не превысила максимально допустимую для режущего инструмента величину при максимально возможном увеличении припуска и твердости заготовки.

2. В течение одного полного оборота заготовки выполняется измерение силы резания и находится ее максимальное значение.

3. Вычисляется требуемая скорость подачи по формуле (2):

$$S = S_{min}([P_z]/P_z)I/y, \quad (2)$$

где $[P_z]$ – максимально допустимая сила резания, ограниченная прочностью режущего инструмента, P_z – максимальное измеренное за один оборот заготовки значение силы резания, y – показатель степени, характеризующий влияние подачи на силу резания для данных условий обработки.

4. Устанавливается рассчитанное значение скорости подачи и в течении следующего оборота контролируется сила резания. Если в течении оборота сила резания превысит значение $[P_z]$ более чем на установленный допуск – производится максимально быстрое снижение скорости подачи до значения S_{min} , после чего процесс повторяется с пункта 2. Если максимальное за текущий оборот значение силы резания оказалось в пределах допуска, то значение скорости подачи остается неизменным и повторяется данный пункт алгоритма. Если максимальное за текущий оборот значение силы резания оказалось меньше нижней границы поля допуска, то скорость подачи для следующего оборота корректируется по формуле (3):

$$S_{i+1} = S_i ([P_z]/ P_z)I/y, \quad (3)$$

где S_i – скорость подачи на текущем обороте заготовки, после чего снова повторяется данный пункт алгоритма [3].

Выводы

Адаптивное управление на тяжелом токарном станке с ЧПУ реализовано путем использования программируемого логического контролера PLC с заданием необходимых законов управления (по силе резания). Это позволяет корректировать разработанную программу ЧПУ в процессе обработки при изменении внешних воздействий на технологическую систему.

В представленной работе разработана блок-схема адаптивного оптимального управления процессом продольного точения путём изменения продольной подачи резца в зависимости от силы резания. Данная система производит измерения силы в зоне резания и на основании этого корректирует управляемые параметры процесса резания (подачу) для достижения оптимального значения.

В качестве устройства принятия решений, использовалось специальное программное обеспечение – стойка Heidenhain MANUALplus 620 со встроенным PLC модулем, что позволяет реализовать законы управления режимами обработки на тяжелом токарном станке.

Использование систем адаптивного оптимального управления позволит сократить затраты, повысить точность, увеличить срок службы режущего инструмента.

Перечень источников литературы: 1. Исследование динамической устойчивости технологической системы тяжелого токарного станка с адаптивной системой управления / Ковалев В.Д. Васильченко Я.В. Мельник М.С. // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Збірник наукових праць. – Краматорськ, вип. № 33, 2013. 2. Разработка методики управления режимами обработки на тяжелом токарном станке с помощью PLC модулей / Ковалев В.Д., Мельник М.С., Березовская И.К. // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Збірник наукових праць. – Краматорськ, вип. № 35, 2014 3. Управление режимами обработки на тяжелых токарных станках посредством PLC модулей / Ковалев В.Д. Васильченко Я.В. Мельник М.С. // «Высокие технологии», ИНТЕРПАРТНЕР, Харьков 2014. 4. HEIDENHAIN PLC Training Course Seminar PLC-PROG, 2008.

Рецензент: **Мироненко Е.В.**, д.т.н., проф. ДДМА

ОПТИМИЗАЦІЯ ПРОЦЕСУ ВАЖКОГО ТОЧІННЯ З ВИКОРИСТАННЯМ PLC МОДУЛІВ

Ковальов В.Д., Березовська Я.К., Мельник М.С., Васильченко Я.В.

У даній роботі показана актуальність застосування адаптивного управління при обробці деталей на важких токарних верстатах з ЧПУ. Як параметр регулювання обрано швидкість поздовжньої подачі різця. Наведено закон управління поздовжньої подачею різця в залежності від значення сили різання. Розроблено структурну схему системи оптимального управління швидкості подачі по зусиллю різання. Розроблено алгоритм роботи системи адаптивного оптимального управління процесом поздовжнього точіння шляхом зміни швидкості подачі залежно від сили різання.

ОПТИМИЗАЦИЯ ПРОЦЕССА ТЯЖЕЛОГО ТОЧЕНИЯ С ПРИМЕНЕНИЕМ PLC МОДУЛЕЙ

Ковалёв В.Д., Березовская И.К., Мельник М.С., Васильченко Я.В.

В данной работе показана актуальность применения адаптивного управления при обработке деталей на тяжелых токарных станках с ЧПУ. В качестве параметра регулирования выбрана скорость продольной подачи резца. Приведен закон управления продольной подачей резца в зависимости от значения силы резания. Разработана структурная схема системы оптимального управления скорости подачи по усилию резания. Разработан алгоритм работы системы адаптивного оптимального управления процессом продольного точения путём изменения скорости подачи в зависимости от силы резания.

OPTIMIZATION OF HEAVY TURNING USING THE PLC MODULES

Kovalev V.D., Berezovskaya I.K., Mel'nik M.S., Vasilchenko Y.V.

In this paper, the urgency of the adaptive control application for machining on heavy CNC lathes is shown. Longitudinal feed of cutter is selected as a control parameter. Control law for longitudinal feed based on the value of the cutting force is presented. The block diagram of optimal control system for feed rate depending on the value of the cutting force is developed. The algorithm of adaptive optimal control system work for the process of longitudinal turning by changing the feed rate as a function of the cutting force is developed.

Ключевые слова: адаптивное управление, PLC модули, оптимальные режимы резания, ЧПУ, алгоритм

Ключові слова: адаптивне управління, PLC модулі, оптимальні режими різання, ЧПУ, алгоритм

Key words: adaptive control, PLC modules, the optimal cutting conditions, the CNC, the algorithm

Дата подання статті до редакції: 11 травня 2016 р.

УДК 621.9

Красновид Д.О., Трухан О.О.
 НТУУ «КПІ», м. Київ, Україна
itm@kpi.ua

ВИЗНАЧЕННЯ ГЕОМЕТРИЧНИХ ПАРАМЕТРІВ ЗРІЗУ ПРИ РІЗЬБОНАРИЗАННІ МІТЧИКАМИ

Вступ

Однією з основних характеристик завантаження різальних кромки є товщина зрізуваного шару. Найчастіше у різального інструмента спостерігається нерівномірне завантаження різальної частини, що у свою чергу, призводить до нерівномірного зношування

Разом з швидкістю, схемою зрізання припуску і іншими складовими процесу різання, рівномірність завантаження різальних кромки більшою мірою залежить і від товщини зрізуваного шару. Тому, для вирішення задач по вдосконаленню конструкцій інструментів необхідно знати завантаження різних ділянок різальних кромки, зокрема - товщину зрізуваного шару.

При проектуванні інструментів визначення товщини зрізу розглядається різними авторами, найчастіше, стосовно різних видів інструменту і виведені ними формули несуть в собі інформацію про конструкцію кожного з інструментів [1,2,3,4].

Аналіз останніх досліджень

У теорії різання матеріалів багато дослідників [1,2,3,4] вважають, що товщину шару, що зрізається, необхідно вимірювати в основній площині у напрямі сходу стружки. В цьому випадку, отримані залежності несуть в собі, додатково до конструктивних особливостей інструменту, ще і інформацію про явища, супроводжуючі процес стружкоутворення.

У той же час, стандартом ДСТУ 2249-93 (ISO 2002, ГОСТ 35762-83) «Оброблення різанням. Терміни, визначення та позначення» однозначно регламентується товщина зрізуваного шару, а саме «довжина нормалі поверхні різання, проведеної через дану точку різальної кромки, обмежена перерізом зрізуваного шару».

Таким чином, стандартне визначення товщини зрізу не прив'язане як ні до видів інструменту, так і не залежить від явищ, супроводжуючих процес різання, що дозволяє визначити цей параметр в будь-якій точці різальної кромки незалежно від вигляду і конструкції інструменту. На базі цих міркувань виникає необхідність визначення кількості одночасно працюючих лез мітчика та геометричні параметри шару що зрізається ними..

Метою роботи є визначення кількості одночасно працюючих лез мітчика, що здійснюють процес різьбонарізання, довжина одночасно працюючих лез мітчика, та площа зрізу, що дозволяє прогнозувати перерозподілення припуску на оброблення на етапі проектування інструменту.

Основна частина

Визначення числа працюючих лез мітчика.

При різьбонарізанні число одночасно працюючих лез мітчика спочатку збільшується а потім, досягнувши деякого числа m , якийсь час залишається постійним після чого знову зменшується, що викликано виходом різальної частини мітчика з матеріалу заготовки. Максимальне число m одночасно працюючих лез залежить від довжини різьбового отвору деталі l_0 , кроку різьби p , висоти профілю різьби h_0 і кута різального конуса φ .

Кожне лезо мітчика при нарізуванні різьби довжиною $l_{\bar{a}}$ одержує обертання на кут Θ_0 :

$$\Theta_0 = \frac{l_{\bar{a}}}{p} \cdot 2\pi, \quad (1)$$

де зміна кутової координати Θ у межах різальної частини мітчика складає Θ_j :

$$\Theta_m = \frac{h_0 \cdot \operatorname{ctg} \varphi}{p} \cdot 2\pi, \quad (2)$$

де φ – кут в плані, кут різального конуса; h_0 – висота профіля різьби; p – кількість стружкових канавок.

Можливі два випадки. Перший, коли довжина різьбового отвору більше різальної частини мітчика, тобто коли $\Theta_d \geq \Theta_m$. Це характерно для машинних мітчиків. В цьому випадку число лез визначається за залежністю:

$$m = \frac{\Theta_m}{2\pi} \cdot Z. \quad (3)$$

Другий випадок - при $\Theta_d \leq \Theta_m$ характерний для обробки наскрізних отворів. При цьому найбільше число одночасне працюючих лез визначиться по формулі:

$$m = \frac{\Theta_d}{2\pi} \cdot Z. \quad (4)$$

Таким чином, в залежності від типу оброблюваного отвору та геометричних параметрів мітчика може бути визначена кількість його лез, що здійснюють оброблення отвору заготовки, що обумовлює геометричні характеристики зрізуваного ними шару.

Визначення геометричних параметрів зрізуваного шару.

Схема видалення припуску лезами мітчика представлена на рис.1. Різним лезам мітчика відповідає постійна товщина зрізуваного шару (крім першого та останнього лез) і ширина головної та допоміжних різальних кромок.

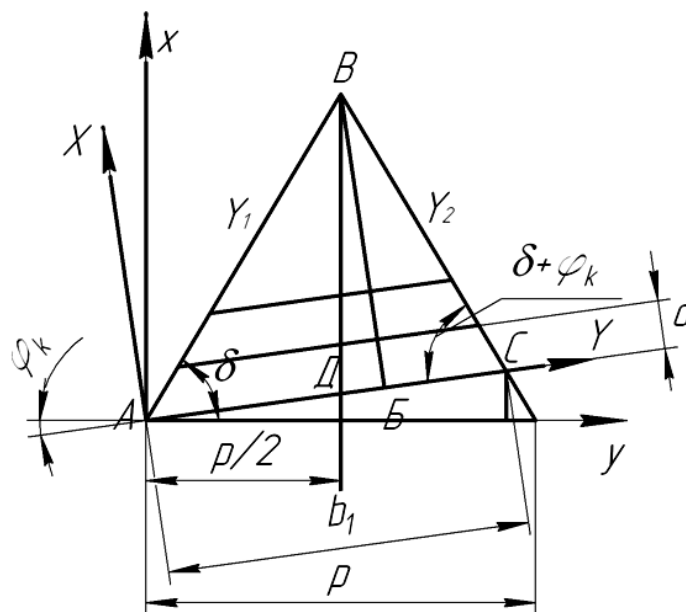


Рисунок 1 – Схема видалення припуску мітчиком.

Довжина $b_1 = AC$ головної різальної кромки першого леза відповідно до схеми може бути обчислена як сума відрізків АД, ДЕ та ЕС:

$$b_1 = \frac{p}{2 \cos \varphi_k} + a \cdot (m-1) \cdot \operatorname{tg} \varphi_k + a \cdot (m-1) \cdot \operatorname{ctg}(\varphi_k + \delta), \quad (5)$$

де p - крок різьби;

a – товщина зрізу, що визначається як: $a = \frac{p}{Z} \cdot \sin \varphi$;

φ_k – кінематичний кут в плані, кут різального конуса, може бути визначений (рис.2):
 $\sin \gamma_{ia} = \frac{l}{R_a}$, де $l = R \cdot \sin \gamma_i$; R - зовнішній радіус мітчика; γ_i - передній кут мітчика в інструментальній системі координат; R_a - радіус досліджуваної точки різальної кромки мітчика.

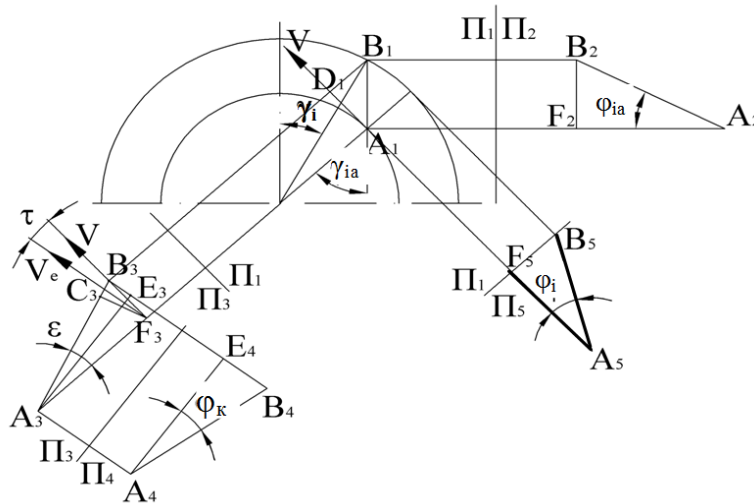


Рисунок 2 – Визначення кінематичного кута в плані φ_k .

Аналіз залежності показує, що передній кут γ_a є змінним вздовж різального конуса мітчика і залежить від радіуса розташування досліджуваної точки різальної кромки.

Положення вектора швидкості \vec{V}_e результуючого руху різання визначається переднім кутом γ_{ia} та кутом τ - кутом між кінематичною та статичною основними площинами. Проте, для мітчиків статична основна площина співпадає з інструментальною, оскільки інструментальні геометричні параметри задаються в вершинних точках головної різальної кромки в осьовому перерізі. Таким чином кут τ в точці А різальної частини мітчика становить:

$$\operatorname{tg} \tau = \frac{p}{2\pi \cdot R_a}, \quad (6)$$

де p - крок різьби; R_a - радіус досліджуваної точки різальної частини мітчика.

Кут τ проектується в натуральну величину на площину Π_3 , яка проходить паралельно площині дотичній круглого циліндра R_a в точці А.

Перпендикулярно швидкості \vec{V}_e , проводиться площина Π_4 .

Площина Π_4 паралельна основній площині P_{vk} , в якій визначається кінематичний кут в плані. За правилом заміни площин проєкцій визначається проєкція A_4B_4 різальної кромки на площину Π_4 .

Кінематичний кут в плані φ_k розташований між кінематичною площиною різання P_{nk} та робочою площиною. Кінематична площина різання проходить через проєкцію A_4B_4 різальної кромки, перпендикулярно площині Π_4 . робоча площина - це площина котра містить вектор \vec{V}_e та вектор швидкості подачі, котрий проходить паралельно вісі мітчика.

Кут в плані в досліджуваній точці А різальної частини визначається за співвідношеннями:

Позначимо розмір A_2F_2 через l :

$$\operatorname{tg} \varphi_{ia} = \frac{B_2 F_2}{l} = \frac{A_1 B_1}{l}, \quad (7)$$

$$A_1 B_1 = R \cos \gamma_i - R_a \cos \gamma_{ia}, \quad (8)$$

$$F_5 B_5 = l \cdot \operatorname{tg} \varphi_i = R - R_a = A_1 B_1, \quad (9)$$

$$\operatorname{tg} \varphi_{ia} = \frac{\operatorname{tg} \varphi_i \cdot (R \cos \gamma_i - R_a \cos \gamma_{ia})}{(R - R_a)}. \quad (10)$$

Робоча площина P_s проходить паралельно площині Π_3 та перпендикулярно площині Π_4 . Вона проектується на площину Π_4 в лінію $A_4 E_4$. Кут між прямими $A_4 B_4$ та $A_4 E_4$ буде кінематичним кутом в плані φ_k .

Досліджуючи графічні побудови, отримуємо залежності визначення кінематичного кута в плані:

$$A_2 F_2 = l, \quad (11)$$

$$A_1 B_1 = l \cdot \operatorname{tg} \varphi_{ia}, \quad (12)$$

$$B_1 D_1 = A_1 B_1 \cdot \cos \gamma_{ia} = l \cdot \operatorname{tg} \varphi_{ia} \cdot \cos \gamma_{ia}, \quad (13)$$

$$B_1 D_1 = B_4 F_4, \quad (14)$$

$$A_1 D_1 = A_1 B_1 \cdot \sin \gamma_{ia}, \quad (15)$$

$$A_3 B_3 = \sqrt{A_3 F_3^2 + F_3 B_3^2} = l \cdot \sqrt{1 + (\operatorname{tg} \varphi_{ia} \cdot \sin \gamma_{ia})^2}, \quad (16)$$

$$\operatorname{tg} \varepsilon = \frac{A_1 D_1}{A_3 F_3} = \operatorname{tg} \varphi_{ia} \cdot \sin \gamma_{ia}, \quad (17)$$

$$A_3 E_3 = A_3 B_3 \cdot \cos(\varepsilon - \tau) = l \cdot \cos(\varepsilon - \tau) \cdot \sqrt{1 + (\operatorname{tg} \varphi_{ia} \cdot \sin \gamma_{ia})^2}, \quad (18)$$

$$\operatorname{tg} \varphi_k = \frac{B_1 D_1}{A_3 E_3} = \frac{l \cdot \operatorname{tg} \varphi_{ia} \cdot \cos \gamma_i}{l \cdot \cos(\varepsilon - \tau) \cdot \sqrt{1 + (\operatorname{tg} \varphi_{ia} \cdot \sin \gamma_{ia})^2}}. \quad (19)$$

Тоді кінематичний кут в плані φ_k в досліджуваній точці різальної кромки дорівнює:

$$\operatorname{tg} \varphi_k = \frac{\operatorname{tg} \varphi_{ia} \cdot \cos \gamma_i}{\cos(\varepsilon - \tau) \cdot \sqrt{1 + (\operatorname{tg} \varphi_{ia} \cdot \sin \gamma_{ia})^2}}. \quad (20)$$

Площа перетину, що зрізується першим лезом, може бути визначена через довжину головної різальної кромки b_1 :

$$S_1 = \frac{1}{2} \cdot p \cdot b_1 \cdot \sin \varphi_k. \quad (21)$$

Довжина b_i головної кромки будь-якого наступного леза ($i = 2..m$) відповідно буде:

$$b_i = b_1 - a \cdot (i-1) \cdot (\operatorname{ctg}(\delta + \varphi_k) + \operatorname{ctg}(\delta - \varphi_k)) \quad (22)$$

Для будь-якого значення X відстань між двома сторонами профілю різьби в напрямку осі Y записується у вигляді (рис.1.): $b(X) = Y_2 - Y_1 = b_1 - X(\operatorname{ctg}(\delta + \varphi_k) + \operatorname{ctg}(\delta - \varphi_k))$.

Таким чином, сумарна площа перерізу зрізуваного шару m лезами становить:

$$\sum_{i=1}^m S_i = S_1 + \int_0^{a(m-1)} b(X) dX = \frac{1}{2} \cdot p \cdot b_1 \cdot \sin \varphi_k + b_1 \cdot a \cdot (m-1) - \frac{a^2}{2} \cdot (m-1)^2 \cdot (\operatorname{ctg}(\delta + \varphi_k) + \operatorname{ctg}(\delta - \varphi_k)) \quad (23)$$

При визначенні сумарної довжини різальних кромок, необхідно враховувати не тільки головні, але і допоміжні різальні кромки мітчика, що співпадають з профілем різьби. Кожне наступне лезо мітчика одержує збільшення довжини двох допоміжних різальних кромок, розташованих до осі Y під кутами $(\delta + \varphi_k)$ і $(\delta - \varphi_k)$, причому інша частина профілю різьби леза, відповідна раніше вилученому припуску, також бере участь у терті з обробленими поверхнями. Тому довжина допоміжних кромок кожного наступного зуба буде збільшуватися як сума арифметичної прогресії.

Загальна довжина B_i різальних кромок i -го леза буде:

$$\sum_{i=1}^m B_i = b_1 - a \cdot (i-1) \cdot \left[\operatorname{ctg}(\delta + \varphi_k) + \operatorname{ctg}(\delta - \varphi_k) + a \cdot \left(\frac{1}{\sin(\delta + \varphi_k)} + \frac{1}{\sin(\delta - \varphi_k)} \right) \right] \quad (24)$$

Таким чином, при розрахунку крутного моменту при нарізуванні різьби мітчиком слід визначити за якою схемою працює мітчик - за схемою машинного чи гайкового мітчика, визначити число лез, що беруть участь у роботі, сумарну довжину різальних кромок на всіх лезах, що беруть участь у роботі, і сумарний переріз зрізуваного шару $\sum_{i=1}^m B_i$ та $\sum_{i=1}^m S_i$. При цьому схему нарізування різьби в наскрізних отворах досить розглядати тільки при врізанні лез на частину довжини різальної частини мітчика, рівну довжині деталі l_0 остільки надалі при виході перших лез з різання крутний момент буде зменшуватися.

Висновки

В статті визначені залежності для розрахунку геометрії зрізуваного шару мітчиками. Отримано залежності для розрахунку геометричних параметрів зрізу при різьбонарізанні машинними та гайковими мітчиками, сумарна довжина різальних кромок машинних та гайкових мітчиків, площі зрізу що ними знімаються.

Перелік джерел літератури: 1. Бобров В.Ф. Основы теории резания металлов / В.Ф. Бобров - М.: Машиностроение, 1975. – 344 с. 2. Грановский Г.И. Металлорежущие инструменты / Г.И. Грановский - М.: Машгиз, 1954. – 278 с. 3. Панов А.А. Обработка металлов резанием: Справочник технолога / А.А. Панов, Н.Г. Аникин - М.: Машиностроение. 1988. – 726 с. 4. Равская Н.С. Общий метод определения геометрических параметров инструментов / Н.С. Равская, Т.П. Николаенко, Л.С. Мельничук // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Зб. наук. праць. – 2003. - Вип. №14. – С. 3-11. 5. Равская Н.С. Определение толщины срезаемого слоя режущим инструментом / Н.С. Равская, В.В. Вовк, Л.И. Ковалева // Резание и инструмент в технологических системах. – 2008. – Вып. 75. – С. 333-338.

Рецензент: **Мироненко Е.В.**, д.т.н., проф. ДДМА

ВИЗНАЧЕННЯ ГЕОМЕТРИЧНИХ ПАРАМЕТРІВ ЗРІЗУ ПРИ РІЗЬБОНАРИЗАННІ МІТЧИКАМИ

Красновид Д.О., Трухан О.О.

В статті визначені залежності для розрахунку геометрії зрізуваного шару мітчиками. Отримано залежності для розрахунку геометричних параметрів зрізу при різьбонарізанні машинними та гайковими мітчиками, сумарна довжина різальних кромки машинних та гайкових мітчиків, площі зрізу що ними знімаються.

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ГЕОМЕТРИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ СРЕЗА ПРИ РЕЗЬБОНАРЕЗАНИИ МЕТЧИКАМИ

Красновид Д.А., Трухан А.А.

В статье определены зависимости для расчета геометрии срезаемого слоя метчиками. Получены зависимости для расчета геометрических параметров среза при резьбонарезании машинными и гаечными метчиками, суммарная длина режущих кромок машинных и гаечных метчиков, площади среза которыми снимаются.

DEFINITION OF GEOMETRICAL PARAMETERS THE CUT AT THREADING BY THE TAPS

Krasnovyd D.O, Truhan A.A.

In the article the dependence for calculating the geometry of layer taps was determined. The dependences for calculating the geometric parameters of a cut at threading by machine and nut taps, the total length of the cutting edge machine and turnscREW taps, square cut that removed them.

Ключові слова: різьба, мітчик, товщина зрізу, процес різьбонарізання

Ключевые слова: резьба, метчик, толщина среза, процесс резьбонарезания

Key words: thread, tap, slice thickness, threading process

Дата подання статті до редакції: 16 травня 2016 р.

УДК 621.73.06-52

Коцюба Н. І., Глоба О.В.
 НТУУ «КПІ», м. Київ, Україна
kocubanazar1991@yandex.ru

ДОСЛІДЖЕННЯ ЯКОСТІ ЗОВНІШНЬОЇ ОБРОБКИ ДЕТАЛІ З ТИТАНОВОГО СПЛАВУ

Вступ

Можливість авіа-машинобудівних підприємств існувати в сучасних умовах у багатьох залежить від їх здатності забезпечити конкурентні переваги продукції. Точність та продуктивність технологічного обладнання визначають ефективність машинобудівного виробництва та якість продукції.

Одною із актуальних проблем визначається тим, що незмінний зріст вимог до підвищення якості продукції та ефективності виробництва приводить до необхідності постійного удосконалення технологічних процесів обробки деталей. Якість продукції у значній мірі залежить від точності виконання розмірів деталей. Так як титанові сплави, застосовують при виготовленні корпусних деталей та деталей двигунів, компресорів, які мають високі фізико-механічні властивості і відповідно низьку обробку різанням. В порівнянні з більшістю інших металів, механічна обробка титану вимагає більш високих вимог і накладає великі обмеження. Титанові сплави володіють властивостями, здатними значно впливати як на процес різання так і на різальний матеріал. Якщо інструмент і режими вибрані правильно, а також при хорошій жорсткості і надійності закріплення заготовки, процес обробки титану буде більш ефективним.

На точність обробки впливає деформація технологічної системи, яка тісно залежить від режимів різання, геометрія інструменту та жорсткість, припуск на обробку, тобто питання, які визначають економічну та продуктивну обробку деталей на металорізальних верстатах.

При обробці на верстатах з ЧПК деталей на перший план виступає пружні стискання системи СПІД. Самою податливою ланкою системи СПІД – це кінцева фреза на долю якої приходиться 95% похибок системи. Звідси вигин фрези Δ вздовж ширини фрезерування під дією вертикальної сили надає значний вплив на точність обробки (рис. 1), який негативно впливає на конструкцію виробу, що збільшить загальну його масу, підвищення точності дозволить знизити використання палива.

Метою дослідження є підвищення точності контурного фрезерування титанового сплаву на верстатах із ЧПК шляхом отримання мінімального значення Δ (величина відгинання фрези від заготовки) за рахунок різних радіусів при вершині та оптимізації режимів різання.

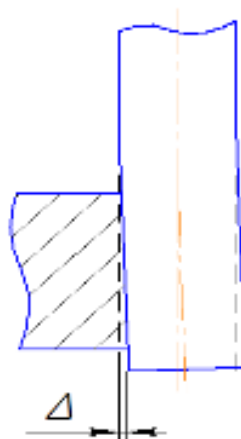


Рисунок 1 – Схема відгинання фрези

Аналіз попередніх досліджень

Процес фрезерування характерний переривчастою роботою зубів фрези. Кожен зуб фрези при її обертанні в певний момент починає зрізати шар, товщина якого в міру переміщення зуба змінюється, потім виходить з зони взаємодії з оброблюваним матеріалом і переміщається без здійснення процесу різання [1]. Одним із наслідком із даного положення являється виникнення зон нечутливості, коли змінюється припуск на обробку в певних межах не буде впливати на величину похибок обробки, визначеними пружними деформаціями технологічної системи під дією сил різання. При цьому миттєві сили на які діють в момент профілювання не будуть залежати від значення припуску на обробку.

Ще одним важливим наслідком із закону формоутворення обробленої поверхні кінцевою фрезою, є можливість визначення поздовжнього профіля реально обробленої поверхні (в перерізі площиною, яка проходить через вісь фрези перпендикулярно обробленої поверхні). При повороті циліндричної фрези з гвинтовим зубом точка профілювання переміщається вздовж утвореної лінії профілювання. При цьому міняються розміри зрізаного шару на кожній елементарній ділянці різальних зубів, відповідно загальні сили їх рівнодіючі, точки їх прикладання і значення згинаючих моментів цих сил відносно місця закріплення фрези. В результаті для кожної точки профілювання буде своя величина пружної деформації технологічної системи і повздовжній профіль реальної обробленої поверхні отримує складну форму.

Титан та його сплави відносять до складно оброблюваних матеріалів, тому вивченню процесу їх обробки присвячені роботи [2, 3], в яких на базі експериментальних випробувань досліджується процес різання та запропоновані рекомендації щодо режимів обробки.

В роботі [5] є математично модель розрахунку відгинання фрези, але без врахування радіуса при вершині.

Методика проведення дослідження

Дослідження проводилось на ПрАТ "ВКФ"АС" м. Києві, на фрезерному верстаті з ЧПК моделі "Schaublin 60 CNC" (рис. 2, 3).



Рисунок 2 – Фрезерний верстат з ЧПК моделі "Schaublin 60 CNC"

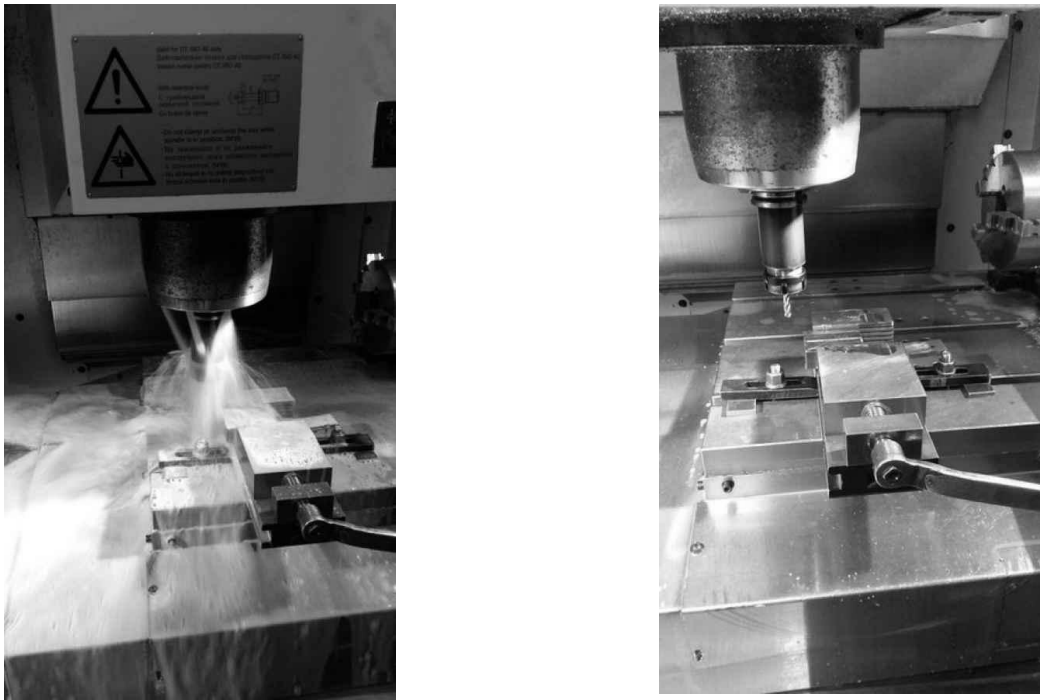


Рисунок 3 – Проведення дослідів на фрезерному верстаті з ЧПК моделі "Schaublin 60 CNC"

Так як кінцеві фрези на чистових операціях мають невеликий діаметр, то вони являються менш жорсткими. При дії сил різання виникають їх великі пружні деформації. Сила різання складається з трьох складових одна співпадає з вектором швидкості P_0 – колова сила, друга розташована в площині перпендикулярно до вектору швидкості і в площині сходу стружки, P_r – радіальна сила. Розглянемо умови роботи фрези з зустрічною подачею: на рис. 3 показано сили з якими зуб фрези діє на заготовку. Знайшовши рівнодіючу сил P_0 і P_r . Розклавши по двох напрямках P_s – сила подачі і напрямку, перпендикулярно напрямку подачі P_n – сила відгинання, отримуємо рівнодіючі сили. (силу R розкладаємо на две P_n и P_s)

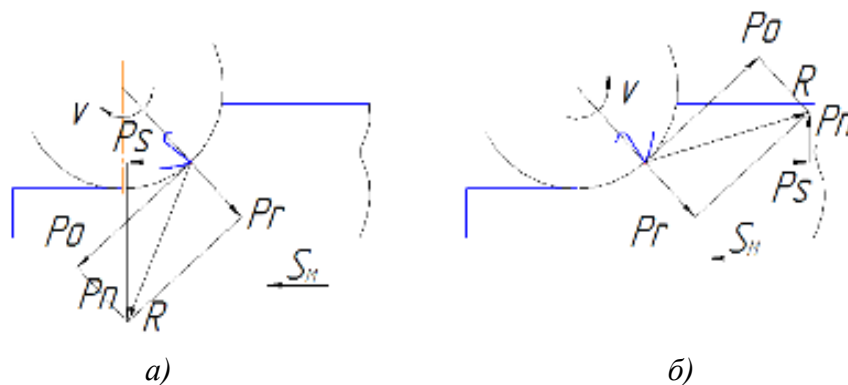


Рисунок 4 – Схеми сил різання при попутному фрезеруванні (а) та зустрічному фрезеруванні (б)

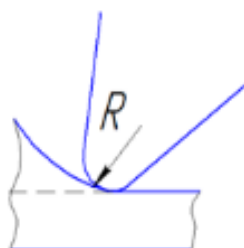


Рисунок 5 – Схема врізання зуба з нульової товщини

При попутному і зустрічному фрезеруванні змінюється сила P_n , яка діє на деталь зі сторони інструменту. При попутному фрезеруванні зуб врізається на товщину рівну подачі на зуб і виходить на контакт з деталлю при нульовій товщині стружки (рис. 4, а). При зустрічному фрезеруванні різання починається при нульовій товщині зрізу і закінчується при максимальній (рис. 4, б).

На відгинання фрези впливає сила P_n , врізання з нульової товщини рис. 5 є більш несприятливим, ріжуча кромка інструмента не являється абсолютно гострою. В момент врізання кромка не може різати, метал пластично деформується. Відповідно зростає сила різання, нагрів оброблюваної поверхні і інтенсивність нагрівання інструмента.

Для того щоб подивитись як впливає радіус, глибина і подача різання на відгинання фрези від заготовки та якість поверхні, виникла задача перевірки експериментальним методом. Було проведено дослідження, для якого вибрано чотири кінцеві фрези діаметром $D=8$ мм: r_0 – гостро заточена, інші три з різними радіусами заточки: $r_1 \approx 10-5$ мкм, $r_2 \approx 12-16$ мкм, $r_3 \approx 18-20$ мкм. Із швидкорізальної сталі Р9К5, оброблюваний матеріал титановий сплав ВТ – 5.

Нижче наведені результати відгинання фрези при подачі $t=0,5$ мм, $S_z=0,05$ мм/зуб і частотою обертання $n=400$ об/хв. З отриманих графіків видно що при таких режимах при попутному фрезеруванні найменше значення відгинання буде при фрезеруванні третьою і другою фрезою (рис. 6, а) при зустрічному найменша величину відгинання при фрезеруванні гостро заточеною фрезою (рис. 6, б).

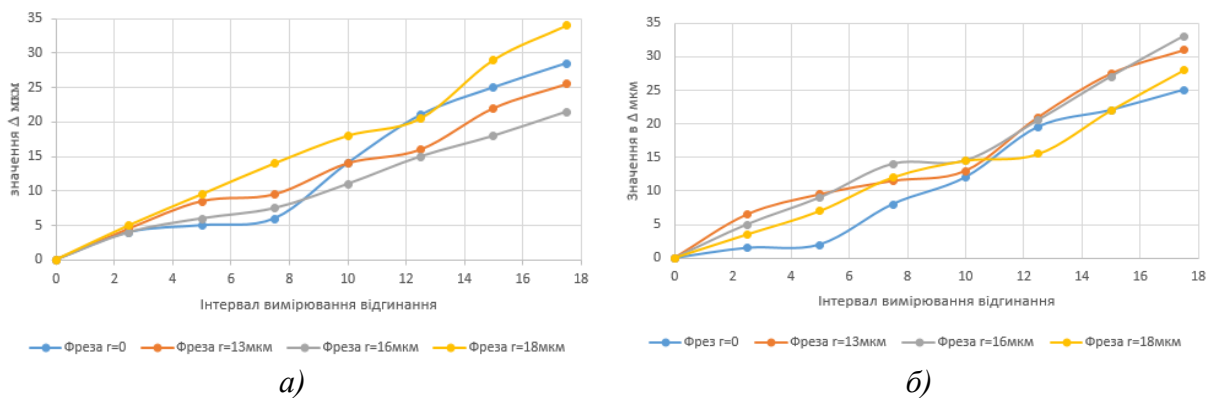


Рисунок 6 – Графік зміни величини Δ при попутному фрезеруванні (а) та при зустрічному фрезеруванні (б)

З рис. 7 на якому зображений графік середніх значень шорсткості, на якому видно, що при попутному фрезеруванні шорсткість краща. Слід відзначити як і при відгинанні кращий результат показали третя і друга фреза.

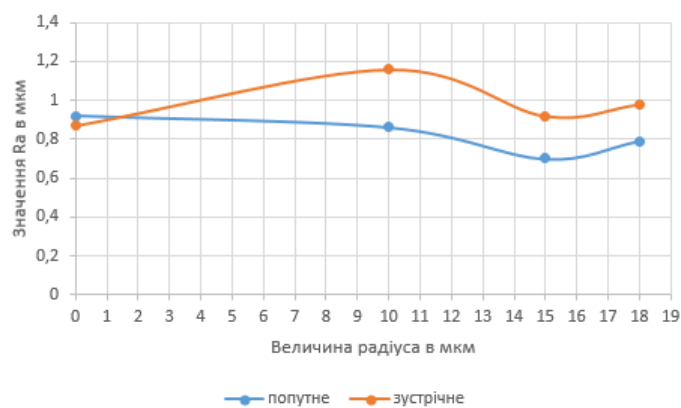


Рисунок 7 – Графік середніх значень шорсткості при зустрічному і попутному фрезеруванні

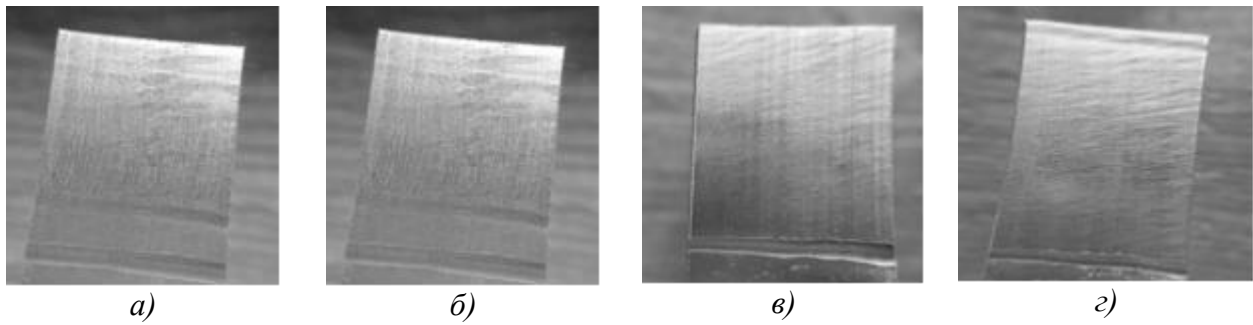


Рисунок 8 – Поверхня після попутного фрезерування:
а – гострозаточеною фрезою; б – фрезою з радіусом 10–5 мкм;
в – фрезою з радіусом 12–16 мкм; з – фрезою з радіусом 18–20 мкм

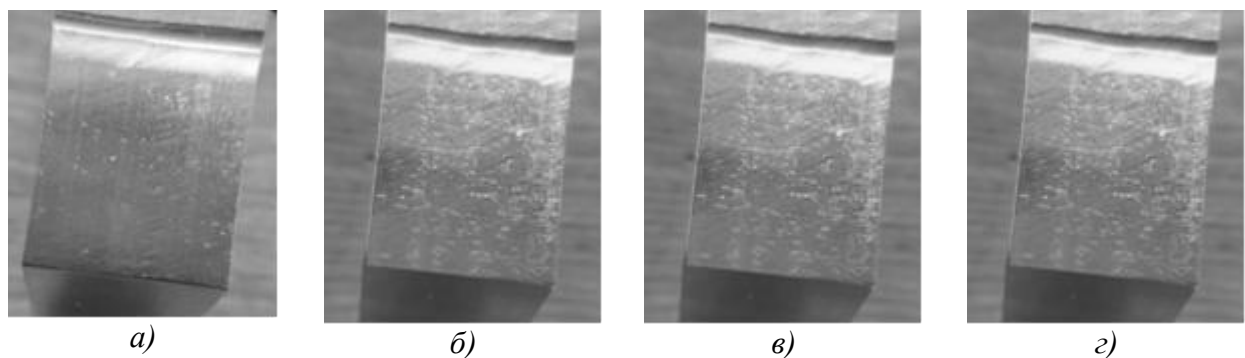


Рисунок 9 – Поверхня після зустрічного фрезерування:
а – гострозаточеною фрезою; б – фрезою з радіусом 10–5 мкм;
в – фрезою з радіусом 12–16 мкм; з – фрезою з радіусом 18–20 мкм

Висновки

Отже, можна зробити висновок, що для даних режимів можна використовувати фрези з радіусом заточки в діапазоні від 10 до 16 мкм. При малих глибинах де радіус і глибина співпадають шорсткість гірша, а при більших глибинах можливе попутне фрезерування, так як шорсткість поверхні краща. Для чистового фрезерування не рекомендується застосовувати зустрічне фрезерування так як воно супроводжується утворенням наросту рис. 10. і величина відгинання більша. Для того щоб не знизити собівартість інструмента, потрібно провести додатково дослідження на стійкість.

Перелік джерел літератури: 1. Розенберг Ю.А. Резание материалов / Ю.А. Розенберг. - Курган : Зауралье, 2007. - 294 с. 2. Кривоухов В.А. Обработка резанием титановых сплавов / В.А. Кривоухов, А.Д. Чубаров – М.: Машиностроение, 1970. – 180 с. 3. Резников Н.И. Обработка резанием жаропрочных высокопрочных и титановых сплавов / Н.И. Резников – М.: Машиностроение, 1972. – 200 с. 4. Бобров В. Ф. Основы теории резания металлов / Бобров В.Ф. – М. : Машиностроение, 1975. – 344с. 5. Глоба О. В. Дис. на соискание уч. степ. канд. тех. наук Метод комплексной оптимизации процесса концевое фрезерования / Глоба О.В – Киев, 1984. – 200 с.

Рецензент: **Клименко Г.П.**, д.т.н., проф. ДДМА

ДОСЛІДЖЕННЯ ЯКОСТІ ЗОВНІШНЬОЇ ОБРОБКИ ДЕТАЛІ З ТИТАНОВОГО СПЛАВУ

Коцюба Н. І.

При обробці матеріалів, які важко оброблюються, а саме титанових сплавів, виникають проблеми які негативно відображаються на якості поверхні. В даній роботі показано як впливають режими різання та радіус при вершині, при попутному і зустрічному фрезеруванні, на шорсткість поверхні та величину відгинання Δ фрези від заготовки. Було проведено дослідження і запропоновані оптимальні величини режимів різання і величину радіуса при вершині, при яких можна отримати вищі показники шорсткості і мінімальну величину відгинання Δ .

ИССЛЕДОВАНИЕ КАЧЕСТВА НАРУЖНОЙ ОБРАБОТКИ ДЕТАЛЕЙ ИЗ ТИТАНОВЫХ СПЛАВОВ

Коцюба Н. И.

При обработке труднообрабатываемых материалов, а именно титановых сплавов, возникают проблемы, которые негативно отражаются на качестве поверхности. В данной работе показано как влияют режимы резания и радиус при вершине, при попутном и встречном фрезеровании, на шероховатость поверхности и величину отгибания Δ фрезы от заготовки. Было проведено исследование и предложены оптимальные величины режимов резания и величину радиуса при вершине, при которых можно получить боль высокие показатели шероховатости и минимальную величину отгибания Δ .

THE RESEARCH OF QUALITY OF THE EXTERNAL PROCESSING DETAILS OF TITANIUM ALLOYS

Kotsiuba N. I.

During the processing of heavy-duty materials, such as titanium alloys, take place a problems which negatively reflected on the surface. In this work, we showed how effect of cutting conditions and the top radius, with the obiter and comer milling, the surface roughness and the bending value Δ of milling from the workpiece. We conducted the research and proposed the optimal value of the cutting modes and the value of the top radius. With this characteristic, we can get higher roughness parameters and minimum the bending value Δ .

Ключові слова: якість поверхні, шорсткість, величина відгинання, зустрічне фрезерування, попутне фрезерування, титановий сплав

Ключевые слова: качество поверхности, шероховатость, величина отгибания, встречное фрезерование, попутное фрезерование, титановый сплав

Key words: the quality of the surface roughness, the bending value, comer milling, obiter milling, titanium alloy

Дата подання статті до редакції: 18 травня 2016 р.

ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ КОМБИНИРОВАННОЙ ТЕРМОМЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ НА ФИЗИКО-МЕХАНИЧЕСКИЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ МЕТАЛЛОПОКРЫТИЯ

Восстановление деталей типа «вал» электроконтактной наплавкой является одним из перспективных направлений в повышении долговечности и эксплуатационной стойкости ремонтируемой техники и удешевления процесса ремонта [1]. Однако восстановленные наплавкой металлической лентой детали характеризуются высокой нагруженностью поверхностного слоя, что оказывает существенное влияние на их эксплуатационные характеристики, приводит к значительному снижению усталостной прочности [2]. Учитывая неоднородность структуры поверхностного слоя [3], в ходе технологического процесса реновации необходимо формировать благоприятный комплекс физико-механических характеристик металлопокрытия, отвечающих условиям эксплуатации детали. Недостаточная экспериментальная изученность резерва повышения прочности наплавленных деталей, работающих при циклическом нагружении, определила необходимость в специальном исследовании.

Цель работы – исследование влияния комбинированной технологии восстановления на физическое состояние наплавленных поверхностных слоев.

Физическое состояние поверхностных слоев оценивали по следующим критериям: твердость от поверхности вглубь наплавленного слоя и зоны термического влияния; структура; размер блоков когерентного рассеяния и микроискажения II рода, оцениваемые рентгенографически. Для исследований использовали образцы из стали 45 (ГОСТ 2284) и 40ХНМА (ТУ 14-4-95-72) диаметром 60 мм, подвергнутые комбинированной обработке (рис.1).

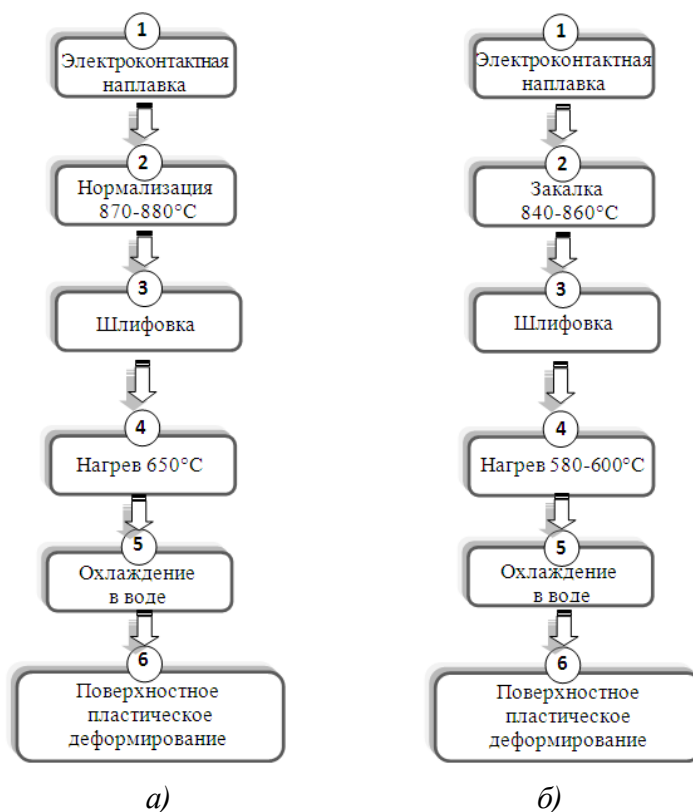


Рисунок 1 – Технологический маршрут восстановления образцов из стали 45 (а) и 40ХНМА (б)

Электроконтактную наплавку проводили стальной лентой толщиной 0,5 мм из материала, аналогичного основному металлу, на режимах, обеспечивающих качественное формирование металлопокрытия. Поскольку для деформирования шлифованных поверхностей требуются меньшие радиальные усилия в процессе поверхностного пластического деформирования [4], то наплавленные образцы подвергали шлифованию (круг 1 – 600×40×305, 14A25HСM17K26 при рабочей скорости круга 35 м/с). Поверхностное пластическое деформирование проводили на режимах, создающих сжимающие напряжения в поверхностном слое величиной не менее 30% σ_T основного металла без нарушения целостности поверхностного слоя (трещины, отколы, отслоения). Полученные данные по замерам твердости (наплавленный слой + зона термического влияния) свидетельствуют о незначительном увеличении твердости наплавленного слоя при обработке по технологической схеме, включающей операции 1–5 (среднее значение твердости по 150 замерам). Последующее поверхностное пластическое деформирование обеспечивает выравнивание твердости по всей глубине исследованного слоя с одновременным возрастанием усталостной прочности, что позволяет сделать вывод о нечувствительности твердости поверхностных слоев к упрочнению исследуемыми методами комбинированной обработки. Исследование микроструктуры поверхностного слоя и основного металла восстановленных образцов после комбинированной обработки не выявило каких-либо изменений структуры, обуславливающих увеличение усталостной прочности (рис. 2, 3). Стандартные механические свойства находятся в соответствии с микроструктурой.

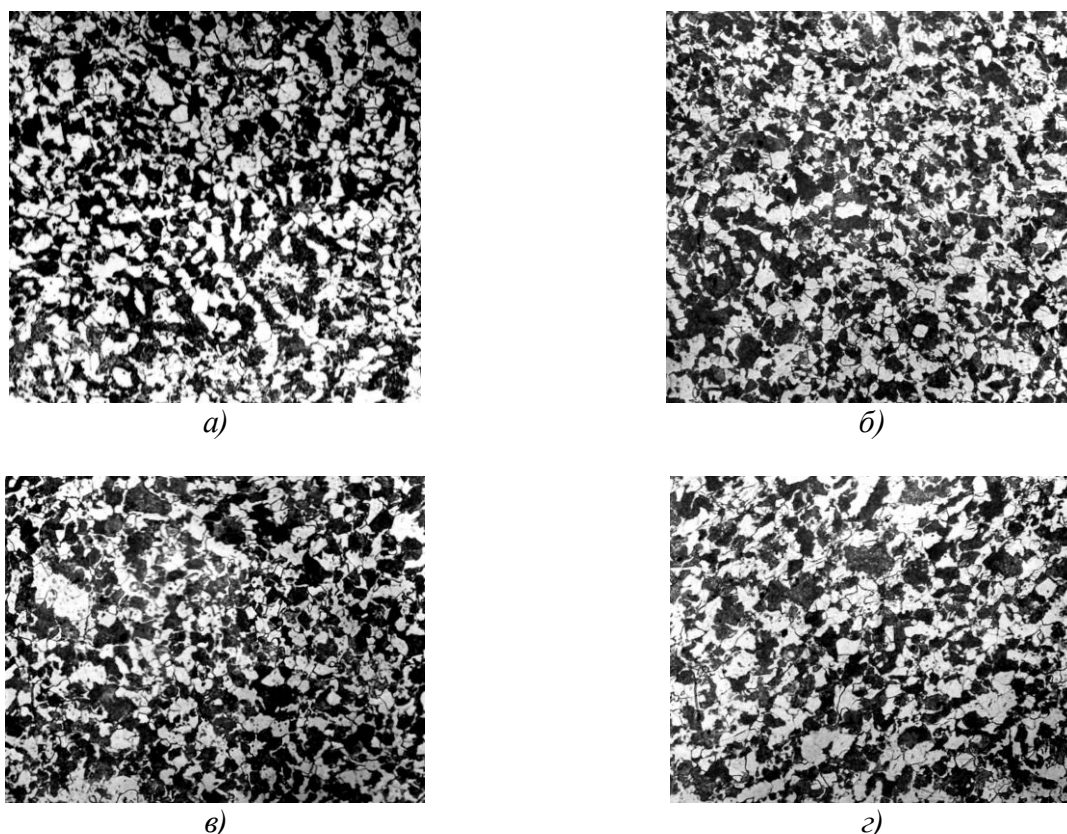


Рисунок 2 – Микроструктура наплавленных слоев (материал покрытия сталь 45) на различных этапах маршрута комбинированной технологии: 1–2 (а), 1–2 и 6 (б), 1–5 (в), 1–6 (з) ($\times 500$)

Исследование микроискажений и размеров блоков когерентного рассеивания после полного цикла комбинированной обработки осуществляли рентгенографическим методом (рентгеновский дифрактометр Дрон-6 в железном излучении). Полученные данные (микроискажения, размеры микроблоков) (табл.1) свидетельствуют о том, что исследуемые технологические приемы комбинированной обработки поверхностного слоя восстановленных валов вызывают существенные изменения в тонкой кристаллической структуре, обнаруживаемые рентгенографически.

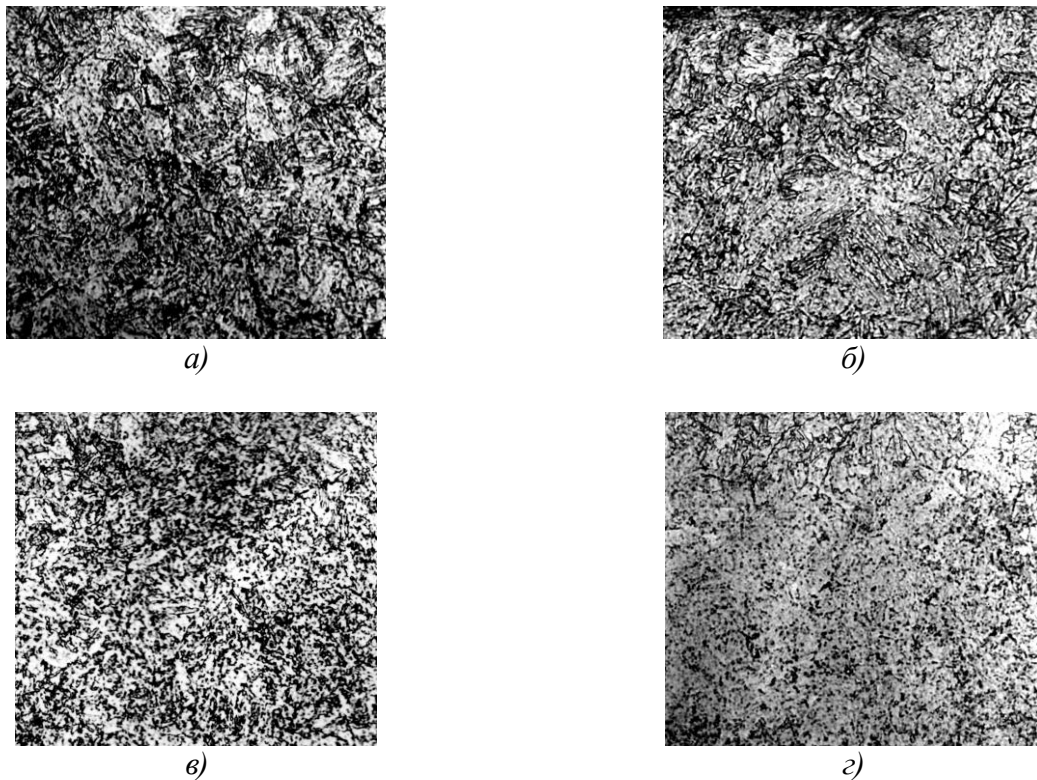


Рисунок 3 – Микроструктура поверхневих шарів (матеріал покриття сталь 40ХНМА) на різних етапах маршруту комбінованої технології: 1 – 2 (а), 1 – 2 і 6 (б), 1–5 (в), 1–6 (г) (×500)

Таблиця 1

Исследование элементов тонкой структуры вглубь наплавленных образцов

Материал покрытия: сталь 45				Материал покрытия: сталь 40ХНМА			
Размер микроблоков, мм	Микроискажения	Глубина замера, мм	Маршрут	Размер микроблоков, мм	Микроискажения	Глубина замера, мм	Маршрут
0,000132	0,000208	0,16	1 – 2	0,000234	0,000505	0,15	1 – 2
0,000132	0,000209	1,19		0,000237	0,000503	0,46	
0,000135	0,000185	1,55		0,000247	0,000482	1,17	
0,000136	0,000181	2,18		0,00025	0,00048	2,02	
0,000136	0,000183	2,9		0,000254	0,000477	2,48	
0,000134	0,000181	3,6		0,000254	0,000477	3,91	
0,000076	0,000705	0,25		0,00016	0,000678	0,22	
0,000079	0,000705	0,36	1 – 2 и 6	0,000175	0,000641	0,72	1 – 2 и 6
0,000122	0,000599	0,95		0,000197	0,000402	1,33	
0,000162	0,000454	1,46		0,000222	0,000382	2,39	
0,000164	0,000386	2,12		0,000223	0,000381	2,80	
0,000169	0,000312	2,8		0,000223	0,000381	4,15	
0,0001	0,000682	0,1	1 – 5	0,000186	0,000625	0,22	1 – 5
0,00011	0,000524	0,25		0,00019	0,00058	0,38	
0,000113	0,000327	0,83		0,00021	0,000516	1,02	
0,000122	0,000178	1,3		0,000224	0,000454	1,66	
0,000140	0,000211	1,98		0,000237	0,000402	2,87	
0,000141	0,000211	2,6		0,000237	0,000402	4,25	
0,00008	0,000745	0,2		0,000144	0,000896	0,22	
0,000105	0,000668	0,3	1 – 6	0,000156	0,00089	0,64	1 – 6
0,000125	0,000582	0,88		0,000185	0,000556	1,33	
0,000157	0,00049	1,4		0,000204	0,000287	2,15	
0,00017	0,000418	2,15		0,000223	0,000275	2,56	
0,00017	0,000418	2,77		0,000223	0,000275	3,82	
				0,000223	0,000275	3,82	

В результате совместного действия комбинированной обработки по маршруту 5 и 6 размеры блоков когерентного рассеяния остаются неизменными. После обработки наплавленного слоя из стали 45 по режиму 2 размеры блоков составляли 0,000133–0,000135 мм. Применение дополнительной операции поверхностного пластического деформирования привело к уменьшению размеров блоков на 40% (рис. 4, а). Для образцов, наплавленных легированной лентой из стали 40ХНМА, размеры блоков когерентного рассеяния по режиму 1 – 2 составили 0,000231–0,000251 мм, а после обработки по маршруту 1 – 6 – до 0,000148–0,000157 мм (рис. 4, б). Размеры микроблоков незначительно меняются вглубь наплавленного металла, однако микроискажения в результате комбинированной обработки по маршруту 1 – 6 изменяются существенно.

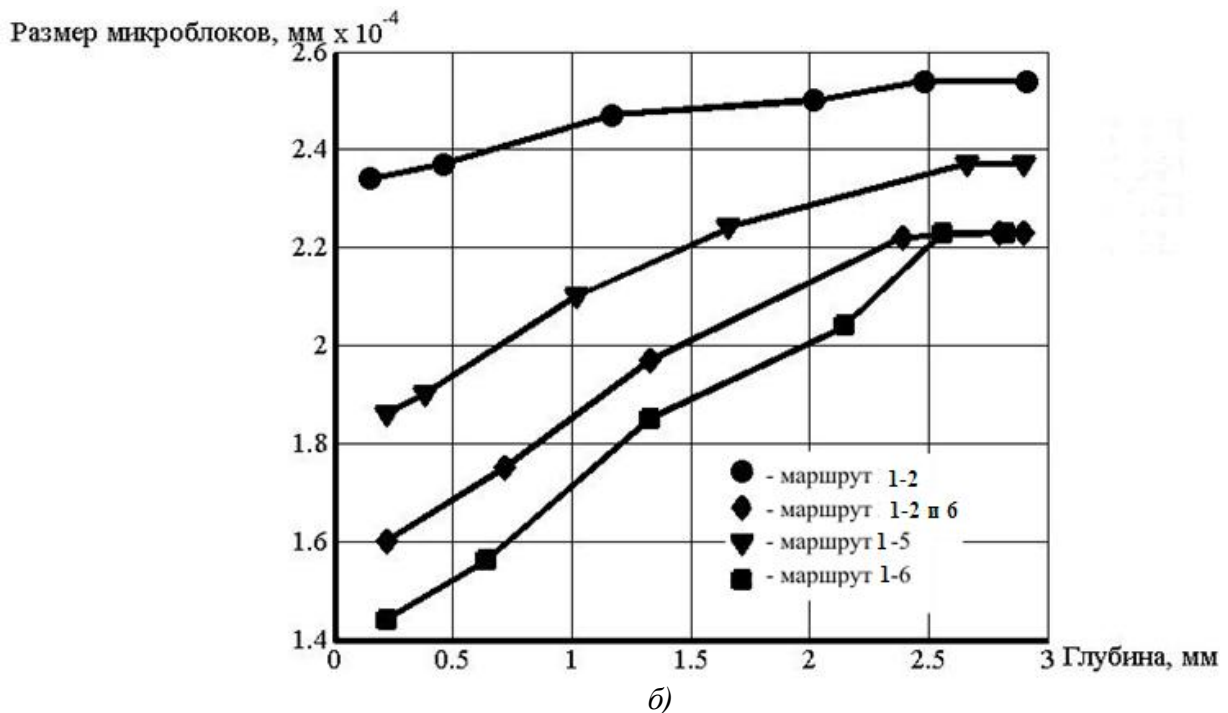
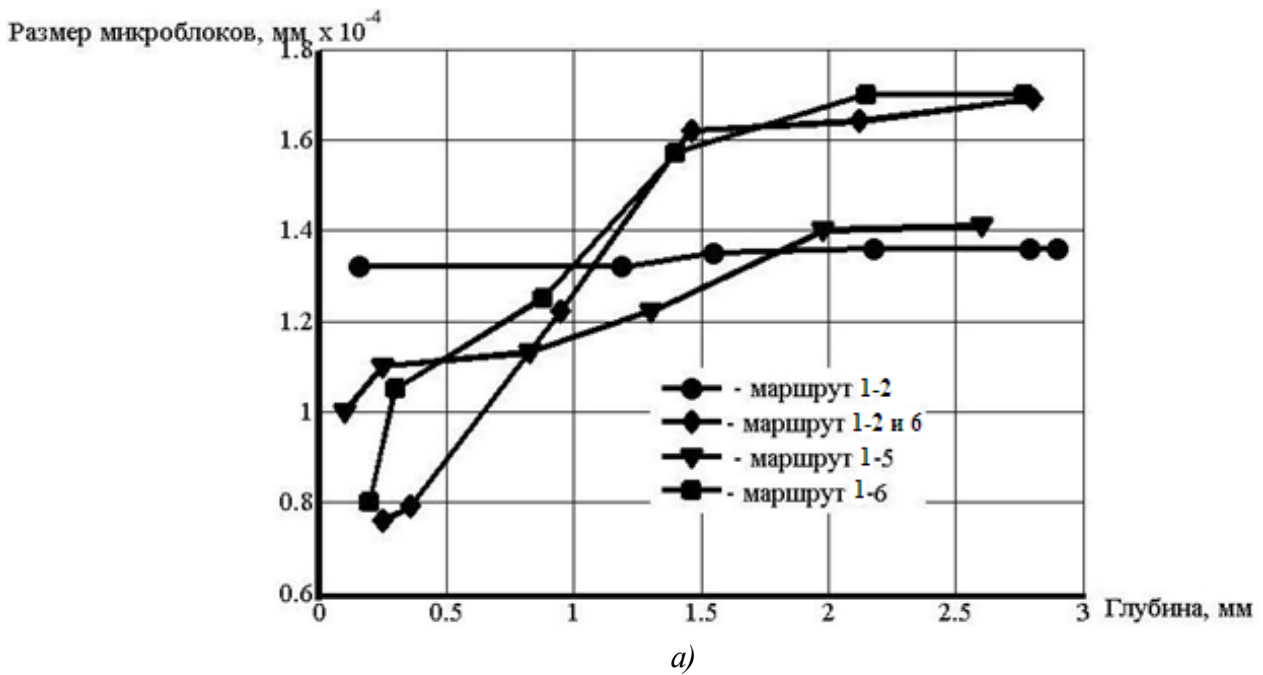


Рисунок 4 – Изменение размеров микроблоков кристаллической решетки по глубине наплавленного слоя и зоны термического влияния при исследовании образцов, восстановленных лентой из стали 45 (а) и лентой из стали 40ХНМА (б)

Размер микроискажений второго рода кристаллической решетки феррита наплавленного слоя (лента из стали 45), обработанного по маршруту 1 – 2, оценивается относительной величиной 0,00018 – 0,000207. После обработки по маршруту 1 – 6 величина микроискажений возрастает до 400% (рис. 5а). Использование в качестве наплавочного материала легированной ленты из стали 40ХНМА (маршрут 1 – 6) приводит к возрастанию микроискажений с 0,000278 до 0,000893, т.е. более чем на 300% (рис. 5б), не смотря на достаточно большую исходную величину микроискажений феррита, легированного рядом элементов.

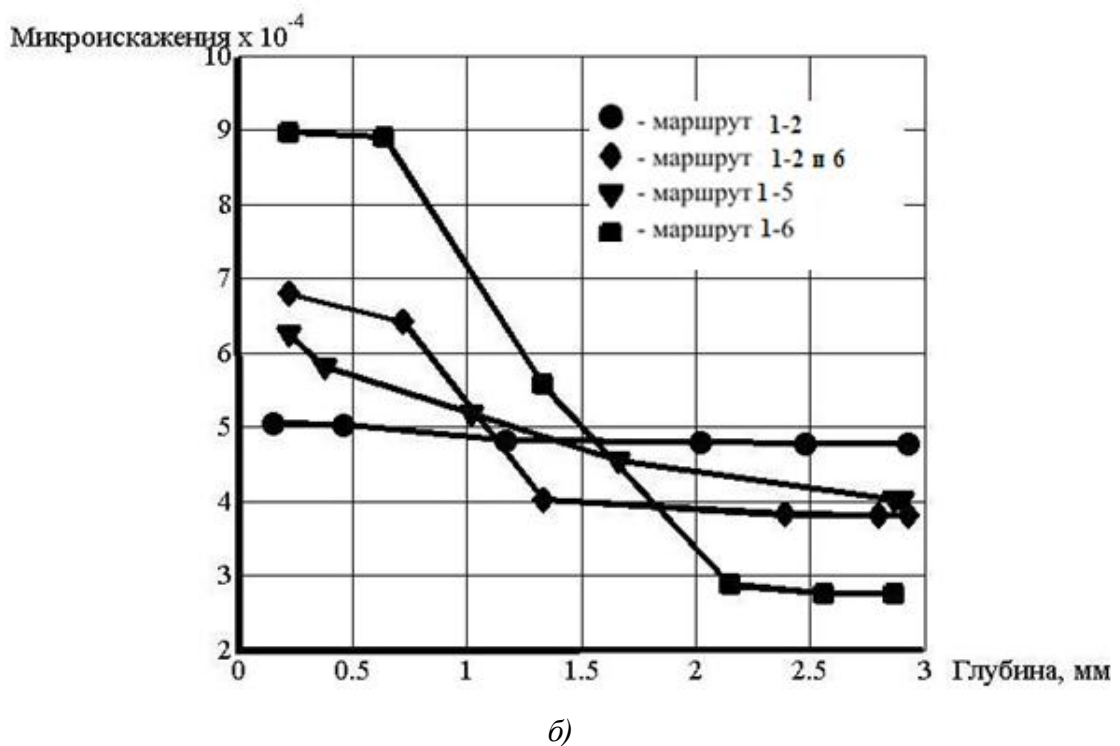
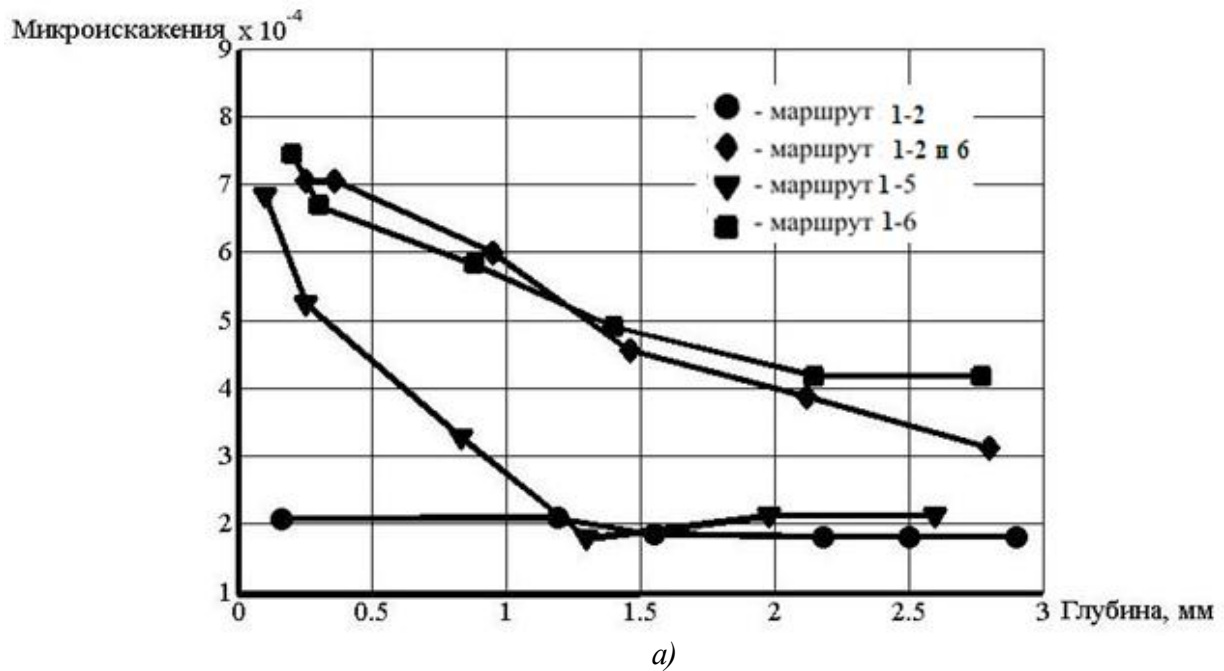


Рисунок 5 – Изменение микроискажений кристаллической решетки по глубине наплавленного слоя и зоны термического влияния при исследовании восстановленных образцов из стали 45 (а) и стали 40ХНМА (б)

Выводы

Исследованы изменения физического состояния наплавленных поверхностных слоев, а также термическая стабильность факторов упрочнения при комбинированной обработке восстановленных деталей, эксплуатируемых в условиях циклического нагружения. Наиболее сильное влияние технология комбинированной обработки восстанавливаемых образцов оказывает на микроискажения второго рода кристаллической решетки, из двух элементов тонкой структуры наиболее сильно на эффект обработки по комплексной технологии реагируют микроискажения. Результаты проведенных исследований не противоречат известным представлениям о механизме и природе процесса упрочнения. Полученные результаты позволили разработать комбинированную технологию восстановления шпинделей токарных, сверлильных, шлифовальных, фрезерных станков, а также валов токарных многорезцовых станков.

Перечень источников литературы: 1. Черноиванов В.И., Лялякин В.П. Организация и технология восстановления деталей машин. М.: ГОСНИТИ, 2003. – 488с. 2. Compensation measurments in holographic interferometry residual stresses detecting ih welding joints / S.B. Artyomenko, G.P. Pusin, A.G. Ignatiev, M.V. Shahmatov // Sci. and Metodol. Semin. of Ship Hydrodynamics. 17th Session, BSCH. – Varna, 17-22 Oct. 1988. – P. 2.67.1-6. 3. Нафиков М.З. Особенности формирования структуры металлопокрытий, нанесенных электроконтактной наплавкой проволокой из углеродистых и легированных сталей / М.З. Нафиков, И.И. Загиров, Э.Л. Левин, Р.Н. Сайфуллин // Упрочняющие технологии и покрытия. – 2008. – №6. – С. 31-37. 4. Бабей Ю.И. Поверхностное упрочнение металлов / Ю.И. Бабей, Б.И. Бугаков, В.Г. Сысоев. – К.: Наукова думка, 1995. – 256 с.

Рецензент: Гузенко В.С., к.т.н., проф. ДДМА

ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ КОМБИНИРОВАННОЙ
ТЕРМОМЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ НА ФИЗИКО-МЕХАНИЧЕСКИЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ
МЕТАЛЛОПОКРЫТИЯ

Бережная Е.В., Лапченко А.В., Турчанин М.А.

Проведено исследование физического состояния наплавленных слоев и зон термического влияния, подвергнутых обработке, состоящей в сочетании различных вариантов рациональной термической обработки и поверхностного пластического деформирования наплавленного слоя различного химического состава. Показано благоприятное влияние комбинированной термомеханической обработки на субструктурное упрочнение, ответственное за рост усталостной прочности. Полученное изменение тонкой структуры вызывает образование большой плотности дислокаций и повышенное сопротивление движению дислокаций в наплавленных слоях.

ДОСЛІДЖЕННЯ ВПЛИВУ КОМБІНОВАНОЇ ТЕРМОМЕХАНІЧНОЇ ОБРОБКИ
НА ФИЗИКО-МЕХАНІЧНІ ХАРАКТЕРИСТИКИ МЕТАЛОПОКРИТТЯ

Бережна О.В., Лапченко О.В., Турчанин М.А.

Проведено дослідження фізичного стану наплавлених шарів та зон термічного впливу, що піддавалися обробці, яка складалася у поєднанні різних варіантів раціональної термічної обробки та поверхневого пластичного деформування наплавленого шару різного хімічного складу. Показано сприятливий вплив комбінованої термомеханічної обробки на субструктурне зміцнення, що є відповідальним за зростання втомної міцності. Отримане зміння тонкої структури викликає утворення високої щільності дислокацій та підвищений опір руху дислокацій у наплавлених шарах.

INVESTIGATION OF COMBINED THERMOMECHANICAL TREATMENT EFFECT
ON THE PHYSICAL AND MECHANICAL CHARACTERISTICS OF THE METAL COATING

Berezshnaya E.V., Lapchenko A.V., Turchanin M.A.

An investigation of physical state of the deposited layers and the heat affected zones treated with technology that include different options of rational heat treatment and surface plastic deformation of the deposited layer of various chemical compositions is provided. The beneficial effect of the combined thermomechanical treatment on the substructure hardening, that is responsible for increasing of the fatigue strength, is showed. Obtained changes of the substructure causes formation of the high density of the dislocations and improved resistance to movement of the dislocations in the deposited layers.

Ключевые слова: комбинированная термомеханическая обработка, наплавленный слой, субструктурное упрочнение, пластическое деформирование, тонкая структура

Ключові слова: комбінована термомеханічна обробка, наплавлений шар, субструктурне зміцнення, пластичне деформування, тонка структура

Keywords: combined thermomechanical treatment, deposited layer, substructure hardening, plastic deformation, substructure

Дата подання статті до редакції: 18 травня 2016 р.

УДК 621.9.022

¹Петрусенко Л.А., ²Внуков Ю.Н.¹г. Киев, Украина²ЗНТУ, г. Запорожье, Украина

ВЛИЯНИЕ ПЛЁНОЧНЫХ ПОКРЫТИЙ НА ПРОЧНОСТЬ РЕЖУЩЕЙ ЧАСТИ ИНСТРУМЕНТА

Введение

Одним из самых эффективных приёмов повышения работоспособности режущего инструмента в последние десятилетия считается технология осаждения на поверхность режущей части износостойких плёночных покрытий толщиной не более 5 мкм. Многие инструментальные заводы поставляют на производство различные виды инструмента уже с нанесённым покрытием, а на крупных машиностроительных заводах организованы участки по нанесению покрытий. Во многих случаях применение такого инструмента позволяет существенно повысить стойкость инструмента либо увеличить режимы резания. Однако заводская практика применения инструмента с покрытиями показала, что такие покрытия эффективны не во всех случаях обработки. Так, в работе [1] отмечается, что на инструменте с покрытием TiN уменьшается сила стружкообразования R , процесс резания протекает энергетически более выгодно, чем без покрытия, т.е. с меньшей затратой работы, меньшим количеством тепла, выделяемого при работе. По сравнению с инструментом без покрытия, ниже величины сил резания, средних и максимальных температур в зоне контакта. В то же время, на основе анализа контактных явлений в работе делается вывод, что, несмотря на снижение сил резания, из-за более интенсивного сокращения длины контакта стружки с передней поверхностью S , при работе инструментом с покрытиями среднее контактное давление стружки на переднюю поверхность – q выше. При определённых условиях (резание труднообрабатываемых сплавов, прерывистая обработка и др.) этот фактор может стать определяющим и заметно снизить эффективность применения таких покрытий.

Основная часть

Наряду с требованием повышения износостойкости, важным фактором, определяющим работоспособность инструмента, является обеспечение прочности и прочностной надёжности его режущей части. Особенно это касается инструмента, изготовленного из твёрдых сплавов, так как эти материалы имеют более низкие показатели прочности на растяжения. Многими учёными исследовались вопросы напряжённо-деформированного состояния в процессе резания, условий обеспечения прочности и работоспособности (А.И. Бетанели, Г.Л. Хае, Т.Н. Лолодзе, В.А. Остафьев и др.). Поляризационно-оптическими исследованиями и расчётами напряжений установлено, что в режущей части максимальные растягивающие напряжения возникают в т.н. «опасной зоне» передней поверхности (на расстоянии $r = 2 - 2,5$ длины контакта S).

Для оценки влияния покрытия TiN на хрупкую прочность режущей части инструмента проведём расчёт относительного уровня напряжений, возникающих в этой зоне, (для $r = 2S$) при работе инструмента с покрытием и без него. Так как эта зона расположена за пределами зоны контакта, для расчёта напряжений, в соответствии с принципом Сен-Венана (замена реально действующих распределённых нагрузок на сосредоточенную силу, приложенную к вершине клина), хорошо известна [2] формула А.И. Бетанели

$$\sigma_1 = \frac{2P}{br} \left(\frac{\sin \frac{\beta}{2} \sin \left[v_0 - \left(\frac{\beta}{2} + \gamma \right) \right]}{\beta - \sin \beta} - \frac{\cos \frac{\beta}{2} \cos \left[v_0 - \left(\frac{\beta}{2} + \gamma \right) \right]}{\beta + \sin \beta} \right), \quad (1)$$

где P – результирующая сила резания, b – ширина среза, r – расстояние от вершины до расчётной точки передней поверхности; γ – передний угол; β – угол заострения клина; v_0 – угол приложения силы резания P (отсчёт от оси «Y»). $\operatorname{tg} v_0 = P_z / P_y$

В работе [3] было предложено преобразование формулы Бетанели к виду:

$$\sigma_1 = \frac{K_z P_z - K_y P_y}{br}, \quad (2)$$

где коэффициенты K_z и K_y определяются по формулам:

$$K_z = 2 \left[\frac{\sin \frac{\beta}{2}}{\beta - \sin \beta} \cos \left(\frac{\beta}{2} + \gamma \right) - \frac{\cos \frac{\beta}{2}}{\beta + \sin \beta} \sin \left(\frac{\beta}{2} + \gamma \right) \right], \quad K_y = 2 \left[\frac{\sin \frac{\beta}{2}}{\beta - \sin \beta} \sin \left(\frac{\beta}{2} + \gamma \right) + \frac{\cos \frac{\beta}{2}}{\beta + \sin \beta} \cos \left(\frac{\beta}{2} + \gamma \right) \right]$$

Как видно из приведенных формул, коэффициенты K_z и K_y постоянны при заданной геометрии клина. Поэтому были выполнены расчёты значений этих коэффициентов в зависимости от переднего угла (от 20° до -10°) и заднего угла (от 2° до 10°). Наличие таблицы коэффициентов упрощает расчёты возникающих в опасной зоне напряжений по формуле 2.

Исходные данные для расчёта относительного изменения уровня напряжений при применении покрытий взяты из работы [1] (рис.1):

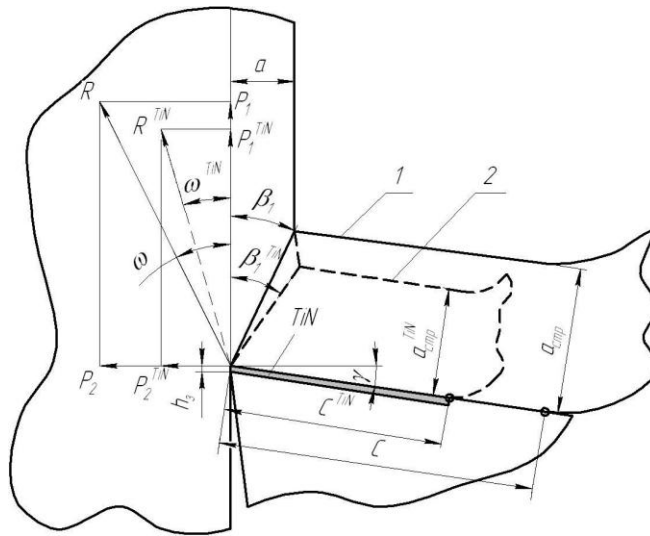


Рисунок 1 – Схема стружкообразования при точении стали 45 [1]:
1 – инструмент без покрытия, 2 – с покрытием TiN

При этом принимаем следующие допущения:

- величину P_z для инструмента без покрытия примем за 100 усл. ед. силы;
 - величину P_z с покрытиями и значения P_y для инструмента с покрытиями и без покрытия определяем в ед. сил по пересчёту (по длинам векторов сил на рис.);
 - угол действия ω рассчитываем по отношению P_y к P_z ($\text{tg } \omega = P_y/P_z$)
 - длину контакта C для инструмента без покрытия примем за 100 ед. а длину контакта с покрытием – по пересчёту (по длине отрезков на рисунке);
 - расчётный (по формуле) уровень напряжений для инструмента без покрытия примем 100 ед.
 - коэффициенты для углов клина, приведенных на рисунке ($\gamma = 10^\circ$, $a = 6^\circ$) и взяты из таблицы $K_z = 1,92$ и $K_y = 3,1$ (влияние на уровень напряжений P_y намного выше, чем P_z).
- Результаты расчётов приведены в таблице 1.

Таблица 1

Относительное изменение параметров при резании инструментом с покрытием TiN.

Показатели	P_z , ед	P_y , ед	P , ед.	P_y/P_z	угол действ. ω	C , ед.	b усл
без покрытия	100	45,51	109,8	0,455	$24,5^\circ$	100	100
с покрытием	88,4	24,6	91,6	0,277	$15,5^\circ$	71	259
относит, %	88,4	54,0	83,5	61	63	71	259

Анализ результатов расчётов, приведенных в таблице, показывает, что при применении инструмента с покрытием:

1. Величина равнодействующей силы резания P уменьшается на 16,5% (с 109,8 ед. до 91,6 ед.),

причём более интенсивно снижается составляющая P_y (46% против 11,6% для P_z).

2. Рост расчётного уровня напряжений в опасной зоне передней поверхности в 2,59 раза, несмотря на снижение величины силы резания P , происходит за счёт:

- изменения направления действия силы, т.к. числитель $(K_z P_z - K_y P_y)$ увеличивается в 1,84

раза, в основном, за счёт снижения P_y , так как коэффициент $K_z \ll K_y$;

- уменьшения длины контакта на 29%, что на столько же приближает опасную зону к вершине режущего клина.

В итоге суммарный рост напряжений в опасной зоне составляет: $1,84 / 0,71 = 2,59$.

Как видно из этого расчёта, «вклад» в повышение напряжений изменения угла действия ω (числитель) в два раза выше, чем уменьшение длины контакта (знаменатель).

3. Угол действия силы резания ω снижается на 9° (с $24,5^\circ$ до $15,5^\circ$). Это позволяет определить

изменение следующих параметров процесса резания:

3.1 Коэффициент усадки K_L .

В соответствии с принципом постоянства суммы углов действия и сдвига [4], примерно на те же 9° уменьшается величина угла сдвига (с 25° до 34°). Заметим, что значение суммы углов ($49,5^\circ$) практически совпадает с приведенным у Н.Н. Зорева [4, стр.11] – «...для углеродистых сталей с содержанием углерода св. 0,25%... сумма углов равна 50° ».

По формуле Тиме [5, стр. 111] рассчитаем коэффициент усадки:

$$K_L = \frac{\cos(\phi - \gamma)}{\sin \phi} \quad (3)$$

Для инструмента без покрытия $K_L = 2,29$, с покрытием - $K_L = 1,63$. (эти значения близки к отношениям толщин стружки на рисунке 1 к толщине среза a).

3.2 Средний коэффициент трения на передней поверхности μ_{cp}

Поскольку угол трения $\beta_{тр}$ равен сумме переднего угла γ и угла действия ω ($\beta_{тр} = \omega + \gamma$), по величинам ω и γ можно рассчитать величину среднего коэффициента трения μ_{cp} , равного тангенсу $\beta_{тр}$.

Схема расчёта: $P_y / P_z \Rightarrow \omega$ ($\text{tg } \omega = P_y / P_z$) $\Rightarrow \beta_{тр}$ ($\beta_{тр} = \omega + \gamma$) $\Rightarrow \mu_{cp}$ ($\text{tg } \beta_{тр} = \mu_{cp}$)

Без покрытия $\beta_{тр} = 34,5^\circ$, $\mu_{cp} = 0,687$, с покрытием - $\beta_{тр} = 25,5^\circ$, $\mu_{cp} = 0,48$.

3.3 Составляющие силы резания, определяющие напряжения ($F_{изг}$ и $F_{сж}$).

При работе инструментом с покрытием на те же 9° увеличивается угол между направлением действия силы резания и биссектрисой угла клина (w_p).

Это определяет величины проекций силы резания на биссектрису угла клина (составляющая $P_{сж}$) и на ось, перпендикулярную биссектрисе (составляющая $P_{изг}$). Угол между биссектрисой и осью «Z» равен $(\alpha + \frac{\beta}{2}) = 43^\circ$.

Тогда угол w_p равен: для инструмента без покрытия – $18,5^\circ$, с покрытием – $27,5^\circ$.

Расчёт «прочностных» составляющих силы резания:

1. Составляющая, действующая вдоль биссектрисы угла клина (рис. 2, а):

$$F_{сж} = P \times \cos w_p$$

Для инструмента без покрытия $F_{сж} = 104,3$ ед., с покрытием - $F_{сж} = 81,3$ ед.

2. Составляющая, действующая перпендикулярно биссектрисе (рис. 2, б):

$$F_{изг} = P \times \sin w_p$$

Для инструмента без покрытия $F_{изг} = 34,8$ ед., с покрытием - $F_{изг} = 42,3$ ед.

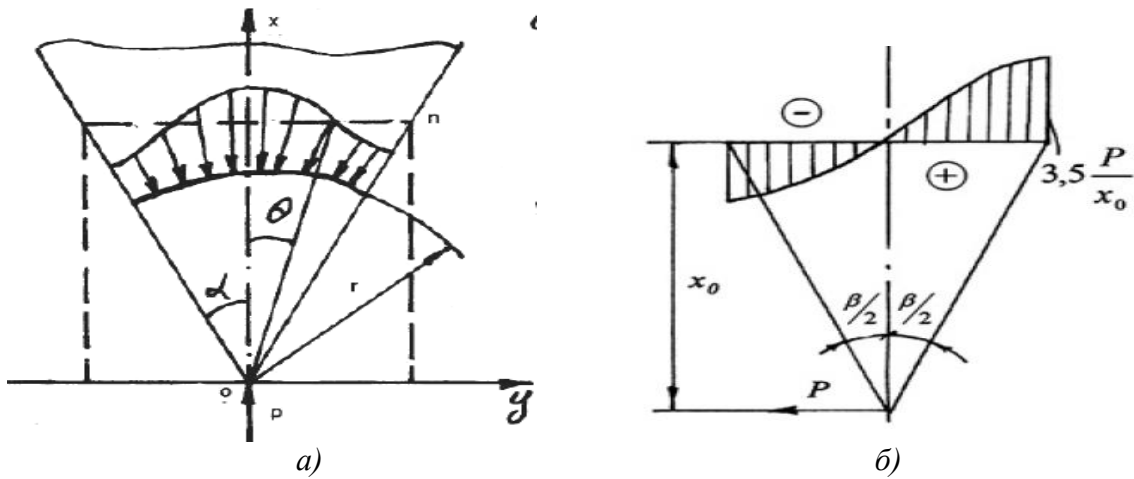


Рисунок 2 – Эпюры напряжений, вызываемых действием составляющих $F_{изг}$ и $F_{сж}$

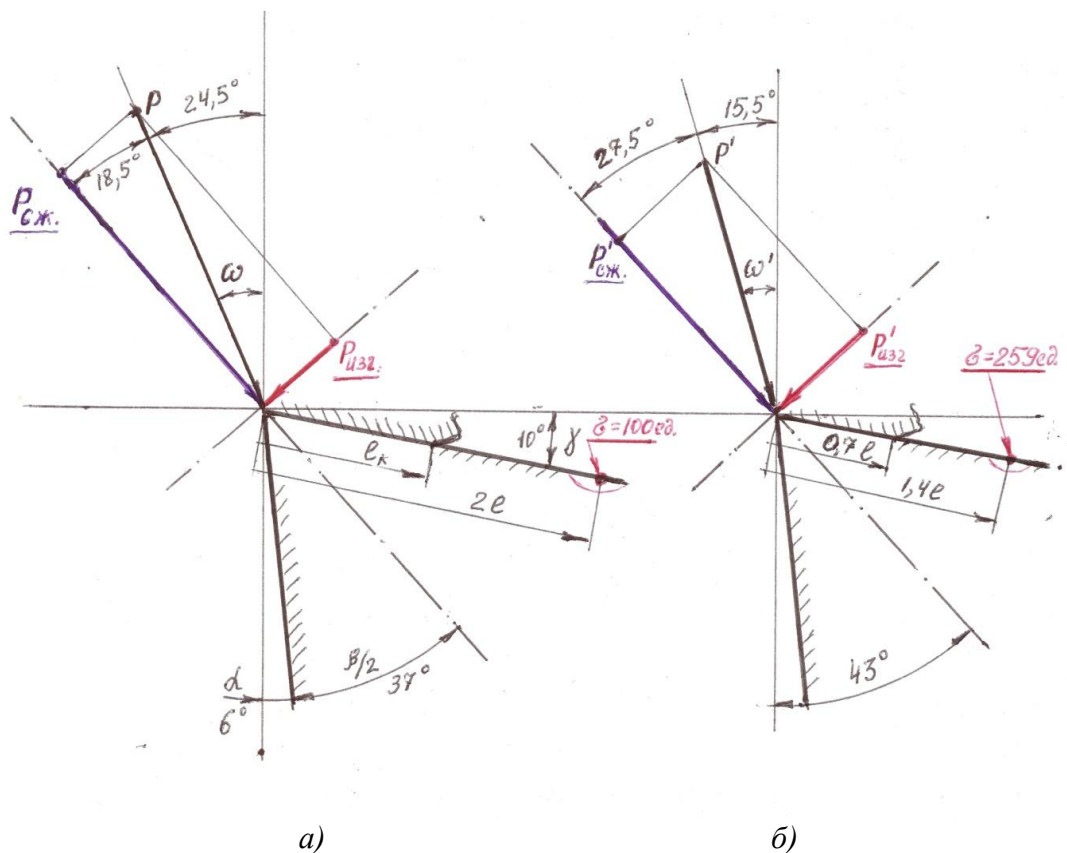


Рисунок 3 – Схема действия составляющих силы резания $F_{изг}$ и $F_{сж}$ при работе инструментом без покрытия (а) и с покрытием (б)

Такое соотношение составляющих силы резания $F_{изг}$ и $F_{сж}$ для инструмента с покрытием (42,3 ед. и 81,3 ед.), в сочетании с сокращением длины контакта, определяет уровень напряжений в опасной зоне на передней поверхности в 2,59 раза выше, чем для инструмента без покрытия, для которого $F_{изг}$ и $F_{сж}$ равны 34,8 ед. и 104,3 ед. соответственно.

Картину распределения зон растягивающих и сжимающих напряжений в режущем клине и положение нейтральной линии определяем по формулам, приведенным в работе А.И. Бетанели [2]. Для этого выполним расчёт положения луча, исходящего из вершины клина (теоретическая нейтральная линия). Угол между этим лучом и биссектрисой угла клина для инструмента без покрытия составляет $23,7^\circ$, для инструмента с покрытием – $15,7^\circ$. Соответственно, углы между нейтральной линией и передней поверхностью равны $19,3^\circ$ и $27,3^\circ$.

Поскольку модель расчёта, предложенная Бетанели, на основании принципа Сен-Венана, справедлива только за пределами контактной зоны, реальная нейтральная линия начинается в точке отрыва стружки от передней поверхности и плавно переходит на расчётный луч (теоретическая нейтральная линия).

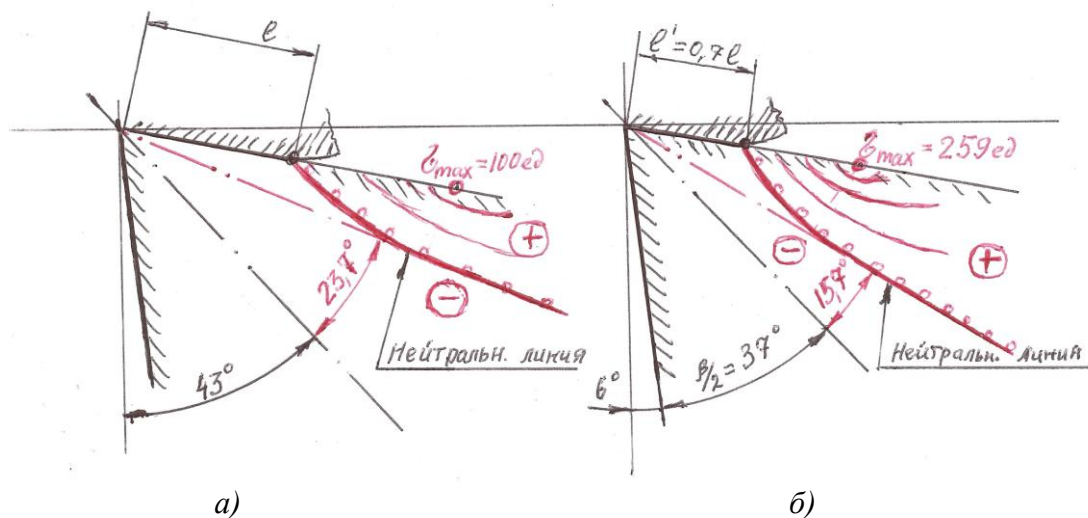


Рисунок 4 – Распределение зон напряжений и положение нейтральной линии:
а – без покрытия, б – с покрытием

Из рисунка видно, что для инструмента с покрытием нейтральная линия расположена под большим углом к передней поверхности, зона растягивающих напряжений больше и находится ближе к вершине режущего клина, что и определяет более высокий уровень напряжений.

Выводы

Таким образом, эти расчёты и рисунки показывают, что применение покрытий, оказывая положительное влияние на показатели износостойкости, существенно повышают уровень напряжений в опасной зоне и вероятность хрупкого разрушения режущего лезвия.

Несмотря на снижение сил резания, повышение напряжений определяется: направлением силы резания (меньше угол действия ω) и меньшим расстоянием от вершины до опасной зоны.

Поэтому инструменты с покрытием не могут быть достаточно эффективными для условий обработки, при которых решающим фактором обеспечения работоспособности являются повышение прочности и прочностной надёжности.

Перечень источников литературы: 1. Внуков Ю.Н. Резание инструментом с покрытиями: / Ю.Н. Внуков, Э.В. Кондратюк, Е.Б. Козлова/ - Запорожье : ЗНТУ, 2015 – 48 с. 2. Бетанели А.И. Хрупкая прочность режущей части инструмента. Тбилиси: Грузинский политехнический институт, 1969. 149 с. 3. Ильченко Н.Я., Ковтуненко В.Е., Петрусенко Л.А. Об особенностях напряжённого состояния режущей части инструмента при прерывистом резании //Резание и инструмент. Харьков, 1979. - №22 – С.72-77. 4. Зорев Н.Н. Расчёт проекций силы резания М. Машгиз, 1958 – 56 с.

Рецензент: **Мироненко Е.В.**, д.т.н., проф. ДДМА

ВЛИЯНИЕ ПЛЁНОЧНЫХ ПОКРЫТИЙ НА ПРОЧНОСТЬ РЕЖУЩЕЙ ЧАСТИ ИНСТРУМЕНТА

Петрусенко Л.А., Внуков Ю.Н.

Проведены расчёты относительного изменения уровня напряжений на режущей части инструмента в процессе резания с применением покрытия и без него. Установлено, что применение покрытий оказывает положительное влияние на показатели износостойкости, существенно повышают уровень напряжений в опасной зоне и вероятность хрупкого разрушения режущего лезвия.

ВПЛИВ ПЛІВКОВИХ ПОКРИТТІВ НА МІЦНІСТЬ РІЗАЛЬНОЇ ЧАСТИНИ ІНСТРУМЕНТУ

Петрусенко Л.А., Внуков Ю.Н.

Проведені розрахунки відносної зміни рівня напружень на ріжучій частині інструменту в процесі різання із застосуванням покриття і без нього. Встановлено, що застосування покриттів позитивно впливає на показники зносостійкості, істотно підвищує рівень напружень в небезпечній зоні і ймовірність крихкого руйнування ріжучого леза.

INFLUENCE FILM COATINGS ON THE STRENGTH OF TOOL CUTTING PART

Petrusenko L.A., Vnukov Y.N.

Calculations of relative variation of the stress level on the tool cutting part in the cutting process using the coating and without it were performed. Determined that application of coating has a positive effect on wear resistance indexes; it greatly increases the stress level in the danger zone and the probability of brittle fracture of the cutting edge.

Ключевые слова: уровень напряжений, покрытие, прочность, износостойкость, режущая часть инструмента, хрупкое разрушение

Ключові слова: рівень напружень, покриття, міцність, зносостійкість, ріжуча частина інструменту, крихке руйнування

Key words: stress level, coating, strength, wear resistance, tool cutting part, brittle fracture

Дата подання статті до редакції: 20 травня 2016 р.

УДК 621.9

Мельник М.С.
ДГМА, г. Краматорск, Украина

ОПТИМИЗАЦИЯ КОНСТРУКТИВНЫХ ПАРАМЕТРОВ ГИДРАВЛИЧЕСКИХ ВИБРОГАСИТЕЛЕЙ ДЛЯ РАСТОЧНЫХ РЕЗЦОВ И ОПРАВОК

Проблема возникновения автоколебаний при резании длинным нежестким инструментом является весьма актуальной, поскольку расточные операции составляют значительную долю от всех операций механической обработки и выполняются, как правило, на поверхностях с высокими требованиями к точности обработки. Возникновение автоколебаний инструмента на таких операциях в большинстве случаев делает невозможным обеспечение заданной точности и качества поверхности, а также приводят к ускоренному износу и выкрашиванию или поломке инструмента, что также является серьезной проблемой для автоматизированных производств.

Причина возникновения автоколебаний при непрерывном резании заключается в следующем. С точки зрения теории автоматического управления технологическая система представляет собой колебательное звено, образованное в простейшем приближении массой инструмента и жесткостью узлов, несущих этот инструмент. Процесс стружкообразования может быть представлен как инерционное звено в плане зависимости силы резания от положения режущей кромки в направлениях рабочей подачи и скорости резания. При отсутствии потерь энергии такая система является принципиально неустойчивой. Устойчивость обеспечивается только силами трения инструмента о изделие и стружку и затратами энергии на деформирование и разрушение обрабатываемого материала. Если потери энергии за период колебаний меньше чем приток энергии в колебательную систему вследствие непостоянства сил резания, тогда возникают автоколебания.

Для длинного нежесткого инструмента, каким являются расточные резцы и оправки, энергия колебаний в силу значительной колеблющейся массы часто может превышать потери энергии за период колебаний, которые уменьшаются вследствие низкой жесткости инструмента, а значит низкой частоты колебаний и низкой колебательной скорости. Кроме того, значительные упругие деформации нежесткого инструмента создают значительную переменную составляющую сил резания близкую по фазе с колебательной скоростью инструмента. В результате эти факторы приводят к низкой устойчивости или колебательному характеру процесса резания.

Проблеме автоколебаний при резании посвящено большое количество работ различных авторов [1], [2], [3], [4]. Результаты этих работ можно условно сгруппировать по разработанным способам борьбы с автоколебаниями.

1. Установка виброгасителей, создающих дополнительные потери энергии колебаний. Разработано два основных типа виброгасителей: ударного действия и гидравлические вязкого трения. Первый тип прост по конструкции, эффективен и надежен в эксплуатации, однако не применим для расточного инструмента в силу неприемлемой конструктивной формы и габаритов, т. к. просто не входит в растачиваемое отверстие. Второй тип конструктивно сложнее, поскольку требует наличия вязкой жидкости и обеспечения герметичности конструкции, но с точки зрения конструктивной интеграции с инструментом гораздо универсальнее.

2. Повышение жесткости технологической наладки, что влечет за собой повышение частоты автоколебаний и, как следствие, повышение колебательной скорости и потерь энергии колебаний. Этот путь весьма эффективен, например, для наружного точения и наиболее широко используется на практике, но к сожалению неприменим для расточного инструмента, который в силу своего функционального назначения и особенностей конструкции не может быть достаточно жестким.

3. Изменение геометрии режущей кромки с целью повышения потерь на трение. С этой целью автор метода рекомендует выполнять на задней поверхности лезвия небольшую отрицательную фаску (0,5...1,5мм) под углом 7...10°. Этот метод позволяет существенно повысить устойчивость процесса резания, но при этом существенно увеличивает тепловыделение в зоне резания, что ухудшает условия работы инструмента и требует снижения скорости резания. В результате падает производительность обработки. Кроме того для такого метода требуется доработка серийных неперетачиваемых режущих пластин, что для пластин с покрытием вообще неприемлемо. В силу указанных недостатков этот метод нельзя считать целесообразным для современного машиностроения.

Таким образом, единственным эффективным путем повышения устойчивости процесса резания при работе нежесткими резцами и оправками может быть применение гидравлических виброгасителей. Эффективность этого решения подтверждается практическим опытом. Например, фирма Sandvik Coromant выпускает специальную серию инструмента со встроенными гидравлическими виброгасителями под названием Silent tools, которые демонстрируют высокую устойчивость процесса резания при низкой жесткости инструмента [6].

Однако поиск автором методики расчета таких виброгасителей не увенчался успехом. Возможно, если такая методика существует, то она является know how фирмы Sandvik Coromant и не публикуется. Либо параметры виброгасителя определяются фирмой производителем экспериментально и методика расчета не разрабатывалась.

Целью данной работы является разработка математической модели, позволяющей определить оптимальные конструктивные параметры виброгасителя исходя из ограниченных размеров, диктуемых конструкцией инструмента. Пример конструкции расточного резца со встроенным гидравлическим виброгасителем показан на рис. 1.

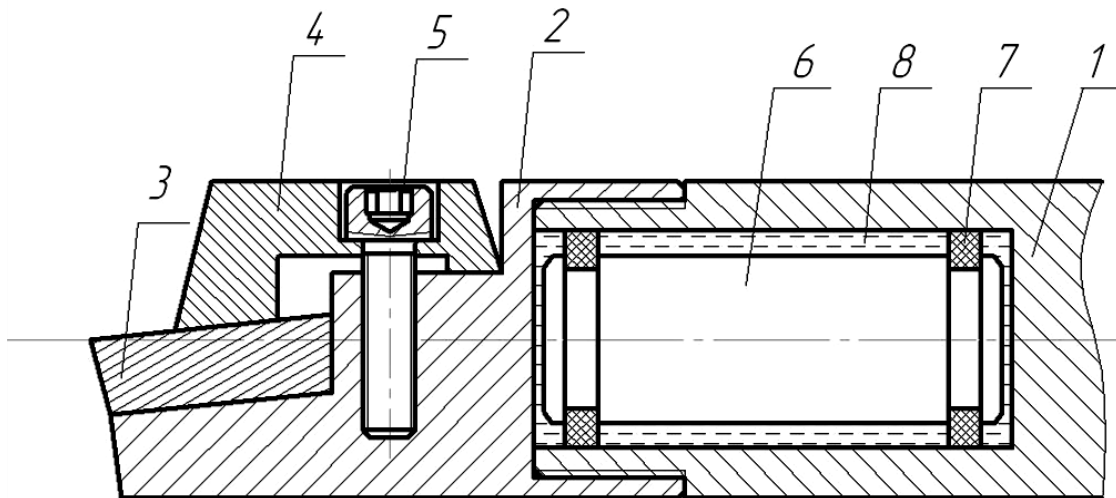


Рисунок 1 – Расточной резец со встроенным виброгасителем

На рисунке позициями обозначены: 1 – хвостовик державки, 2 – державка, 3 – режущая пластина, 4 – прихват, 5 – винт, 6 – рабочее тело виброгасителя, 7 – резиновое кольцо подвеса рабочего тела, 8 – рабочая жидкость.

Оптимальными параметрами виброгасителя будем считать такие, при которых обеспечивается максимальное поглощение мощности вынужденных колебаний на собственной частоте оправки при фиксированном значении амплитуды колебаний. Мгновенное значение поглощаемой мощности:

$$N = F \cdot V, \quad (1)$$

где F – сила сопротивления перемещению оправки, создаваемая виброгасителем; V – скорость перемещения оправки относительно тела виброгасителя.

Для рассматриваемой конструкции виброгасителя сила F является силой вязкого трения и описывается выражением:

$$F = \beta \cdot V, \quad (2)$$

где β – коэффициент вязкого сопротивления.

Тогда:

$$N = \beta \cdot V^2 \quad (3)$$

или

$$N = \beta \left[\frac{dh_o}{dt} - \frac{dh_B}{dt} \right]^2, \quad (4)$$

где h_o – координата колеблющегося конца оправки в направлении колебаний; h_B – координата центра тяжести тела виброгасителя в направлении колебаний.

В случае автоколебаний на чистовых режимах обработки, когда амплитуда силы упругости оправки существенно превышает переменную составляющую силы резания, закон колебаний незначительно отличается от гармонического, и может быть описан известным выражением:

$$h_o = A_o \sin(\omega t), \quad (5)$$

где A_o – амплитуда колебаний оправки; ω – угловая частота колебаний; t – время.

Тело виброгасителя в совокупности с упругим подвесом и вязким наполнителем также представляют собой колебательную систему, связанную с оправкой через упругость подвеса.

Из [1] известно, что при несовпадении собственных частот оправки и колебательной системы виброгасителя такая система будет совершать вынужденные колебания по гармоническому закону, с той же частотой, но с другой амплитудой и фазой, т. е.:

$$h_B = A_B \sin(\omega t + \varphi), \quad (6)$$

где A_B – амплитуда колебаний тела виброгасителя; φ – фазовый сдвиг между колебаниями оправки и виброгасителя.

Тогда искомая поглощаемая мощность:

$$N = \beta \left[\frac{d}{dt} A_o \sin(\omega t) - \frac{d}{dt} A_B \sin(\omega t + \varphi) \right]^2. \quad (7)$$

После дифференцирования получим:

$$N = \beta [\omega A_o \cos(\omega t) - \omega A_B \cos(\omega t + \varphi)]^2 \quad (8)$$

Из решения дифференциального уравнения вынужденных колебаний пружинного маятника известно, что амплитуда этих колебаний определяется выражением:

$$A_B = \frac{F_0}{m \sqrt{\left(\frac{c}{m} - \omega^2\right)^2 + \omega^2 \frac{\beta^2}{m^2}}} \quad (9)$$

где F_0 – вынуждающая сила; m – масса тела виброгасителя; c – жесткость подвеса.

Фазовый сдвиг φ в соответствии с :

$$\operatorname{tg}(\varphi) = \frac{\beta \omega}{m \omega^2 - c} \quad (10)$$

Вынуждающая сила для тела виброгасителя складывается из силы упругости подвеса и силы вязкого сопротивления и описывается правой частью дифференциального уравнения вынужденных колебаний:

$$F_0 = \beta \frac{dh_o}{dt} + c h_o = \beta \omega A_o \cos(\omega t) + c A_o \sin(\omega t) \quad (11)$$

Подставив выражения (9), (10), (11) в (8) получим:

$$N = \beta \left[\omega A_o \cos(\omega t) - \omega \frac{\beta \omega A_o \cos(\omega t) + c A_o \sin(\omega t)}{m \sqrt{\left(\frac{c}{m} - \omega^2\right)^2 + \left(\frac{\omega \beta}{m}\right)^2}} \cos\left(\omega t + \arctg\left(\frac{\beta \omega}{m \omega^2 - c}\right) - \frac{\pi}{2}\right) \right]^2 \quad (12)$$

Данное выражение описывает мгновенное значение поглощаемой мощности. Для целей оптимизации нас интересует амплитудное значение мощности, причем при фиксированном, например, единичном значении амплитуды колебаний оправки. Поэтому преобразуем выражение (12) для случая, когда ωt кратно 2π , что соответствует пикам колебаний, а $A_o = 1$:

$$N_a = \beta \left[\omega - \frac{\beta \omega^2}{m \sqrt{\left(\frac{c}{m} - \omega^2\right)^2 + \left(\frac{\omega \beta}{m}\right)^2}} \cos \left(\arctg \left(\frac{\beta \omega}{m \omega^2 - c} \right) - \frac{\pi}{2} \right) \right]^2;$$

или

$$N_a = \beta \left[\omega - \frac{\beta^2 \omega^3}{m \sqrt{\left(\left(\frac{c}{m} - \omega^2\right)^2 + \left(\frac{\omega \beta}{m}\right)^2\right) (\beta^2 \omega^2 + (m \omega^2 - c)^2)}} \right]^2.$$

После преобразований и упрощений получим:

$$N_a = \beta \left[\omega - \frac{\beta^2 \omega^3}{\beta^2 \omega^2 + c^2 + \omega^4 m^2 - 2m \omega^2 c} \right]^2 \quad (13)$$

или

$$N_a = \beta \left[\omega - \frac{\beta^2 \omega^3}{\beta^2 \omega^2 + k} \right]^2, \quad (14),$$

где $k = c^2 + \omega^4 m^2 - 2m \omega^2 c$.

График полученной функции имеет вид, представленный на рис. 2. На приведенном графике имеется один ярко выраженный максимум поглощаемой мощности, то есть существует оптимальное значение коэффициента демпфирования β , при котором поглощение мощности колебаний максимально. Для отыскания этого оптимального значения продифференцируем выражение (14) и приравняем его к нулю. После дифференцирования получим:

$$N_a' = \frac{k^3 \omega^2 - 3k^2 \omega^4 \beta^2}{(\beta^2 \omega^2 + k)^3} \quad (15)$$

Для полученного выражения N_a' будет равно нулю если числитель выражения равен нулю, то есть:

$$k^3 \omega^2 - 3k^2 \omega^4 \beta^2 = 0 \quad (16)$$

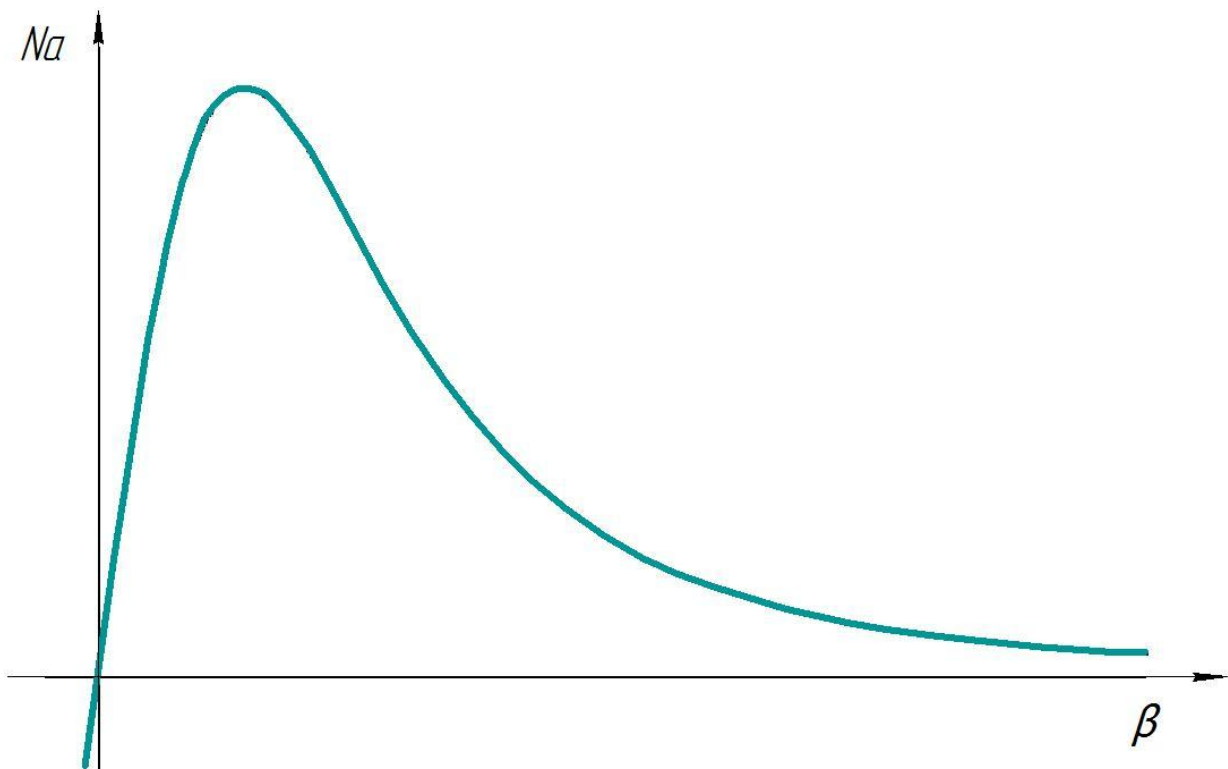


Рисунок 2 – График зависимости поглощаемой мощности N_a от коэффициента демпфирования β

Решив это уравнение и отбросив отрицательный вариант решения как не имеющий физического смысла получим:

$$\beta = \sqrt{\frac{1}{3} \cdot \frac{m\omega^2 - c}{\omega}} \quad (17)$$

Далее необходимо определить связь между коэффициентом демпфирования β и конструктивными параметрами виброгасителя, такими как длина и радиус тела виброгасителя, рабочий зазор и величина вязкости рабочей жидкости. Расчетная схема представлена на рис. 3.

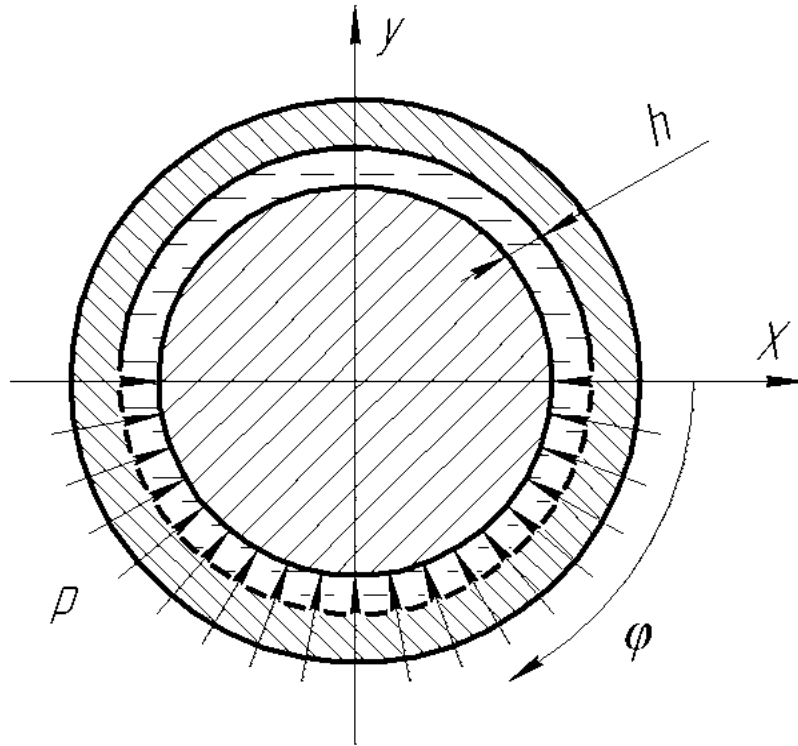


Рисунок 3 – Расчетная схема виброгасителя

Коэффициент демпфирования β представляет собой отношение силы вязкого сопротивления виброгасителя к скорости перемещения, вызвавшей эту силу:

$$\beta = \frac{F}{\dot{y}} = \frac{F \cdot dt}{dy} \quad (18)$$

Силу гидродинамического сопротивления F можно определить как интеграл давления по половине площади периферийной поверхности цилиндрического рабочего тела виброгасителя с учетом ее кривизны:

$$F = 2 \int_0^l \int_0^{\pi/2} p(\varphi) \cdot \sin(\varphi) \cdot r \cdot d\varphi \cdot dl = 2 \int_0^{\pi/2} p(\varphi) \cdot \sin(\varphi) \cdot r \cdot l \cdot d\varphi, \quad (19)$$

где $p(\varphi)$ – распределение давления в зависимости от угловой координаты; l – продольная координата (вдоль оси цилиндра рабочего тела виброгасителя); r – радиус рабочего тела виброгасителя.

Для определения зависимости $p(\varphi)$ рассмотрим рабочий зазор h виброгасителя в направлении угловой координаты φ как цепь последовательно соединенных дросселей с сопротивлением dR и элементарных переменных объемов $l \cdot h \cdot r \cdot d\varphi$. Тогда абсолютное давление в рассматриваемой координате φ будет равно сумме падений давлений на этих элементарных дросселях от 0 до φ . А падение давления на дросселе в свою очередь определяется выражением:

$$\Delta p = Q(\varphi) \cdot dR, \quad (20)$$

где $Q(\varphi)$ – расход жидкости через дроссель.

Для определения сопротивления элементарного дросселя dR воспользуемся известным выражением для щелевого цилиндрического дросселя [5]:

$$R = \frac{12\pi r \mu}{lh^3}, \quad (21)$$

где μ – динамическая вязкость рабочей жидкости; h – величина рабочего зазора. Данное выражение справедливо для $\varphi = 2\pi$, тогда:

$$dR = \frac{6r\mu}{lh^3} d\varphi, \quad (22)$$

а давление в рассматриваемой точке:

$$p(\varphi) = \int_0^{\varphi} Q(\varphi) \frac{6r\mu}{lh^3} d\varphi. \quad (23)$$

Расход через рабочий зазор $Q(\varphi)$ для рассматриваемой угловой координаты φ в осевом сечении виброгасителя на основании принципа неразрывности потока и с учетом того, что при смещении рабочего тела Δy изменение рабочего зазора $\Delta h(\varphi)$ в зависимости от угловой координаты φ подчиняется закону синуса, определяется выражением:

$$Q(\varphi) = \int_{\pi/2}^{\varphi} \frac{dy}{dt} lr \cdot \sin(\varphi) d\varphi. \quad (24)$$

После интегрирования получим:

$$Q = \frac{dy}{dt} lr \cdot \cos(\varphi) \quad (25)$$

Тогда распределение давления:

$$p(\varphi) = \frac{dy}{dt} \cdot \frac{6r\mu}{lh^3} \cdot l \cdot r \int_0^{\varphi} \cos(\varphi) d\varphi = \frac{dy}{dt} \cdot \frac{6r^2\mu}{h^3} \cdot \sin(\varphi) \quad (26)$$

При этом сила гидродинамического сопротивления согласно выражениям (19) и (26):

$$F = 12 \frac{dy}{dt} \cdot \frac{r^3 l \mu}{h^3} \int_0^{\pi/2} \sin^2(\varphi) d\varphi \quad (27)$$

После интегрирования этого выражения получим:

$$F = 3 \frac{\pi l r^3 \mu}{h^3} \cdot \frac{dy}{dt} \quad (28)$$

Соответственно искомый коэффициент демпфирования:

$$\beta = 3 \frac{\pi l r^3 \mu}{h^3} \quad (29)$$

Сложив это выражение с выражением (17) получим искомое уравнение для отыскания оптимального сочетания конструктивных параметров виброгасителя:

$$\sqrt{\frac{1}{3}} \cdot \frac{m\omega^2 - c}{\omega} = 3 \frac{\pi l r^3 \mu}{h^3} \quad (30)$$

Выводы

Полученное уравнение справедливо для случая, когда тело виброгасителя расположено строго по центру полости и амплитуда колебаний существенно меньше величины рабочего зазора h , что в большинстве случаев соответствует практическому режиму эксплуатации инструмента. При увеличении амплитуды колебаний до значений, соизмеримых с величиной рабочего зазора виброгасителя, что скорее соответствует аварийным режимам работы, зависимость силы гидродинамического сопротивления от мгновенной скорости оправки становится нелинейной вследствие существенного изменения величины зазора h в такт с колебаниями. Это приводит к некоторому увеличению коэффициента демпфирования и уходу его от оптимального значения. Этот факт следует учитывать при проектировании инструмента, работающего при больших амплитудах колебаний, например в условиях прерывистого резания или при обработке медных гомогенных сплавов, для которых в силу особенностей механических свойств, процесс резания даже при жестком инструменте носит колебательный характер.

Целью дальнейших исследований является создание опытного образца инструмента и экспериментальная проверка разработанной математической модели.

Перечень источников литературы: 1. Грановский Г. И., Грановский В. Г. Резание металлов. / Г. И. Грановский, В. Г. Грановский. – М.: Высшая школа, 1985. 304 с. 2. Жарков И.Г. Вибрации при обработке лезвийным инструментом. Л.: Машиностроение, 1987. 184 с. 3. Дослідження вібрацій при різанні незагартованої сталі комбінованим інструментом, оснащеним НТМ [Текст] / Г.М. Виговський [и др.] // Вісник Сумського державного університету. Серія, Технічні науки : науковий журнал. – 2008. – N 2. – С. 82-87 ISSN 1817-9215. 4. Пашинин А.В., Чернышев Е.А. Теоретическое обнаружение неоднозначности сил резания в колебательном движении при точении // А.В. Пашинин, Е.А. Чернышев. Сб. трудов межд. науч.-тех. конф. в г. Севастополе 12 – 17 сентября 2011 г. В 3-х т. – Донецк: ДнНТУ, 2011, Т.3. 5. Ковалев В. Д., Бабин О. Ф. Опоры и передачи жидкостного трения станочного оборудования. / В. Д. Ковалев, О. Ф. Бабин. : Учебное пособие. – Краматорск: ДГМА, 2005. – 188 с. ISBN 5-7763-1125-X 6. www.sandvik.coromant.com/silenttool

Рецензент: **Ковалев В.Д.**, д.т.н., проф., ДГМА

ОПТИМИЗАЦИЯ КОНСТРУКТИВНЫХ ПАРАМЕТРОВ ГИДРАВЛИЧЕСКИХ ВИБРОГАСИТЕЛЕЙ
ДЛЯ РАСТОЧНЫХ РЕЗЦОВ И ОПРАВОК
Мельник М.С.

Рассмотрены проблемы устойчивости процесса резания при работе нежесткими резцами. Разработана математическая модель для определения оптимальных конструктивных параметров встроенного гидравлического виброгасителя.

ОПТИМІЗАЦІЯ КОНСТРУКТИВНИХ ПАРАМЕТРІВ ГІДРАВЛІЧНИХ ДЕМПФЕРІВ
ДЛЯ РОЗТОЧУВАЛЬНИХ РІЗЦІВ ТА ОПРАВОК
Мельник М.С.

Розглянуто проблеми усталеності процесу різання при роботі нежорсткими різцями. Розроблена математична модель для визначення оптимальних конструктивних параметрів вбудованого гідравлічного демпфера.

OPTIMIZATION OF DESIGN PARAMETERS OF HYDRAULIC VIBRATION DAMPERS
FOR THE BORING CUTTERS AND MANDRELS
Melnyk M.S.

The problems of stability of the cutting process during the work of retractable cutters are considered. The mathematical model for determination the optimum design parameters of built-in hydraulic damper is designed.

Ключевые слова: процесс резания, нежесткий резец, математическая модель, конструктивные параметры

Ключові слова: процес різання, нежорсткий різець, математическая модель, конструктивні параметри

Key word: cutting process, retractable cutter, mathematical model, design parameters

Дата подання статті до редакції: 19 травня 2016 р.

УДК 621.91:678.5

Максименко М.В., Глоба О.В.
НТУУ «КПІ», м. Київ, Україна
max999b@gmail.com

ДОСЛІДЖЕННЯ ОБРОБКИ ВУГЛЕПЛАСТИКУ КІЛЬЦЕВИМ СВЕРДЛОМ

Вступ

В сучасному виробництві одне з основних місць займає використання композиційних матеріалів. Навіть при досить високій ціні відбувається збільшення сфери застосування, що дозволяє, з однієї сторони, покращити техніко-економічні показники машин, такі як зменшення маси, а з іншої – суттєво зменшити використання чорних та кольорових металів.

Серед багатьох їх видів особливе місце займають високоміцні полімерні композиційні матеріали (ВПКМ). Дані матеріали при підвищеній міцності мають абразивною властивістю, що викликає суттєві ускладнення при їх механічному обробленні.

Основною операцією обробки композиційних матеріалів є оброблення отворів [2, 3]. Для обробки в основному використовують свердла, але за рахунок високої осьової сили при обробці виникають наступні дефекти: розшарування, ворсистість, сколювання [1-3]. Одним з варіантів зниження негативного впливу осьової сили є розробка нової конструкції свердел з покращеною геометрією.

Постановка проблеми

Проблемою обробки отворів в композиційних матеріалах являється виникнення наступних дефектів:

- розшарування - найбільш небезпечний дефект між граничними шарами армування вздовж його напрямку, при свердлінні полімерних композитів;
- спучування це явище підриву верхнього шару матеріалу, утворюється в наслідок неправильної геометрії, яке виникає підчас врізання;
- відшарування виникає в момент коли свердло на відстані декількох шарів від виходу з отвору, і відриває шари які знаходяться перед ним;
- бахрома - незрізані частинки армуючого волокна,;
- сколювання явище відриву невеликих частинок шару матеріалу, може виникати як на вході так і на виході матеріалу.

Багато статей присвячено дослідженню процесу обробки отворів в композитах [2-7]. Основна мета даних статей є розроблення методів уникнення дефектів під час оброблення отворів (врізання і вихід інструменту). Для цього в них застосовуються такі методи: зменшення подачі, свердління в підкладну плиту, вібраційне свердління [6], що призводить до зменшення осьової сили.

Характерним для авторів, є дослідження оброблення різними конструкціями свердел, але недоліком є те, що не вносяться пропозиції щодо розробки нових конструкцій в перспективних напрямках, таких як кільцеві свердла.

Тільки в декількох джерелах [8-10] були знайдені порівняння оброблення кільцевими лезвійними свердлами з стандартними конструкціями спіральних свердел, всі інші роблять порівняння з абразивними алмазними коронками, що є недоліком так як процес абразивної і лезової обробки має свої відмінності.

В статті [11] було визначено, що вплив осьової сили має пряму залежність на величину фактору розшарування.

Розшарування являється серйозною проблемою для надійності конструкцій в авіабудуванні, машинобудуванні та інших областях промисловості при виконанні механічної обробки як отворів, так і при розрізанні композиційних матеріалів. Отвори в конструкціях в основному застосовуються для виконання болтових і клепоквих з'єднань. Вимоги до якості їх виконання з кожним роком збільшуються. Розшарування зменшує не тільки загальну

міцність деталі, але й час її експлуатації, збільшує вірогідність росту тріщин під час розтягуючих навантажень, призводить до спучування слоїв.

Метою роботи являється дослідження якості обробки отворів в композиційних матеріалах, а саме вуглепластиках з використанням кільцевого свердла Р6М5 $\varnothing 10$ мм [12].

Розроблений інструмент представлений на рис.1 має дві основні частини: робочу частину та хвостовик. Робоча частина свердла складається з 6-ти різальних кромки на торці, утворених перетином передніх та задніх поверхонь. Торцеві різальні кромки в шахматному порядку мають взаємно протилежний кут в плані (утворюючи зуби пили), для ділення припуску. На периферії розміщено 3 стружко відвідні канавки та виточки. Стружковідвідні канавки мають стрічки які калібрують отвір, так як вуглепластик має значний коефіцієнт усадки. Для ділення стружки та покращення процесу обробки торцеві різальні кромки мають взаємно протилежний кут нахилу.

Для порівняння було взято спіральне свердло $\varnothing 10$ мм рис.2 з швидкорізальної сталі та вибрано геометрію ріжучої частини згідно з рекомендаціями наведеними в [13] а саме: передній кут $\gamma=10^\circ$, задній кут $\alpha=15^\circ$, $2\phi=100^\circ$.



Рисунок 1 – Кільцеве свердло для обробки вуглепластику



Рисунок 2 – Спіральне свердло для обробки вуглепластику

Експеримент проводився на свердлильному верстаті з ручною подачею при різних швидкостях різання: рекомендованою [13] $0,2$ м/с, та збільшеною в 2-ва рази $0,4$ м/с. Ручна подача була вибрана з міркувань наближення процесу до реального виробництва, і була в межах $0,01$ мм/об. В ході експерименту було виконано оброблення отворів на даних режимах різання кільцевими свердлами з переднім кутом на стрічці 8° та 0° , а також спіральним з

рекомендованою геометрією, результати наведені в табл. 1. На наведених фото видно спучення на вході і відшарування на виході з отвору при свердлінні спіральним свердлом, також присутня ворсистість як на вході так і на виході. Також можна побачити, що при збільшенні швидкості різання збільшується бахрома і спучування на вході в отвір, також при цьому спостерігалось підвищення температури свердла.

Як видно з табл.1 свердління кільцевим свердлом дає кращий результат. В отворах оброблених ним відсутня бахрома також спучування на вході в отвір. На виході з отвору було виявлено незначне відшарування, це пояснюється тим, що внутрішня поверхня свердла спричиняє стопоріння «таблетки» яка утворюється під час свердління, що призводить до зриву матеріалу та підвищення осьової сили.

Також як і при свердлінні спіральним свердлом збільшення швидкості різання призводить до сильнішого нагріву інструменту через більше тертя внутрішньої поверхні яка має велику площу.

Для визначення чисельних значень розшарування користуючись роботою[11] було розраховано одновимірний критерій F_{dam} (фактор розшарування) на виході з отвору, який визначається відношенням максимального діаметру руйнування D_{dam} до нормального діаметра отвору- D_{hole} (рис.3):

$$F_d = \frac{D_{dam}}{D_{hole}} \quad (1)$$

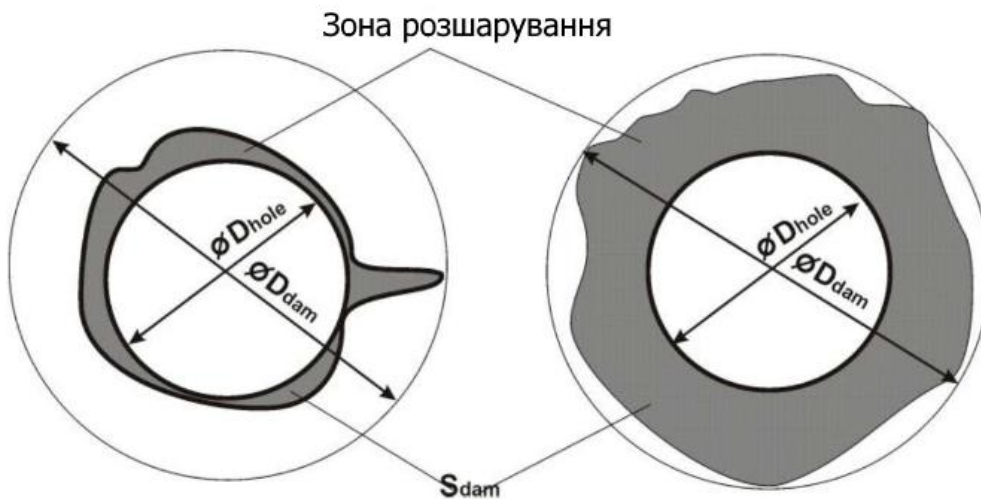
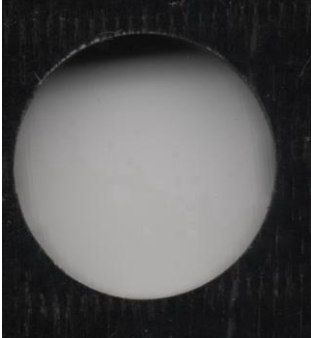
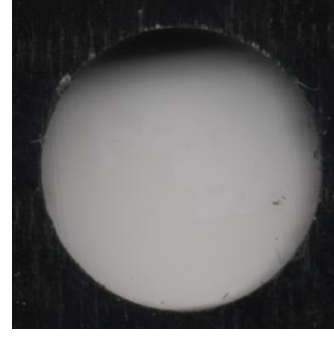


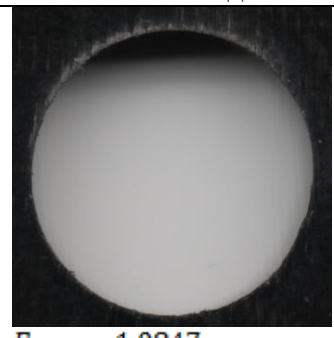
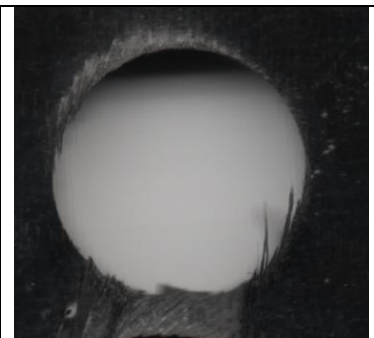
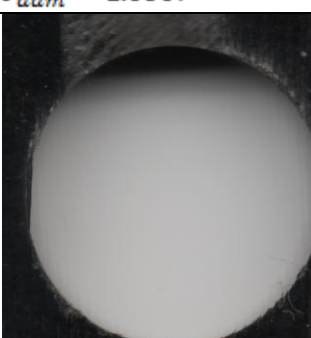




Рисунок 3 – Розшарування композиту при свердлінні [11]

Таблиця 1

Якість отворів		Кільцеве свердло		Спіральне свердло
Швидкість різання	0	8		
	0,2 м/с			

Закінчення таблиці 1

0,4м/с			
	Вихід		
0,2 м/с	 $F_{dam} = 1.0307$	 $F_{dam} = 1.0847$	 $F_{dam} = 1.22845$
0,4м/с	 $F_{dam} = 1.1116$	 $F_{dam} = 1.1217$	 $F_{dam} = 1.25588$

Для визначення характеру зносу різальної кромки, матеріалом різальної частини було вибрано Р6М5, який володіє достатніми різальними властивостями, і дозволяє виготовити дослідний зразок з меншими затратами.

В ході дослідів був проведений аналіз зносу різальних кромки кільцевого свердла, та виявлено значний знос по задній поверхні свердла з позитивним кутом нахилу різальної кромки, при вершині основних зубів. Це пояснюється тим, що зона зносу є максимально навантажена при даній конструкції і сама перша вступає в процес різання.

Зменшити знос можна за рахунок негативного кута нахилу різальної кромки. Так як видно з оброблених отворів кільцевим свердлом з 0-м кутом, їх якість залишається на тому ж рівні, що й отворів з позитивним кутом. І в випадку з 0-м кутом нахилу різальної кромки знос вершини зуба значно менший, так як розподіл навантаження по кромці стає рівномірним.

Висновки

За результатами експерименту можна зробити висновки, що кільцеве свердло оброблює отвори з більш високою якістю ніж спіральні свердла. Також сам процес свердління є більш плавним і потребує меншого зусилля так як знімається тільки кільцевий зріз.

В процесі було складено перспективи подальшого дослідження обробки вуглепластику даним інструментом. Вона полягає в тому щоб зменшити тертя «таблетки» по внутрішній частині кільцевого свердла, а також збільшення твердості різальної частини свердла за рахунок нанесення зносостійких покриттів, або виконання з іншого матеріалу.

Перелік джерел літератури: **1.** An optimise drilling process for an aircraft composite structure using design of experiments [Text] / M. K. A. Mohd Ariffin, M. I. Mohd Ali, S. M. Sapuan, N. Ismail // Journal of Scientific Research and Essay, 2009. – V.4, N 10. – P. 1109-1116. **2.** Durão P. M. L. Machining of hybrid composites [Text] // Thesis, FEUP, Porto, 2005. – 245 **3.** Delamination analysis of carbon/epoxy plates after drilling / P. M. L. Durão, A. G. Magalhães, J. M.R. S. Tavares, A. Torres Marques // http://paginas.fe.up.pt/~tavares/downloads/publications/artigos/IJMPT08_Durao_et_al.pdf. **4.** Iliescu D. Approches expérimentale et numérique de l'usinage a sec des composites carbon/ epoxy / Thèse, Arts et Métiers Paris Tech, Paris, 2008. **5.** Hocheng H. Comprehensive analysis of delamination in drilling of composite materials with various drill bits [Text] / H. Hocheng, C.C. Tsao // Journal of Materials Processing Technology, 2003. – Vol. 140. – P. 335-339 **6.** Tsao C. C., Thrust force and delamination of core-saw drill during drilling of carbon fiber reinforced plastics (CFRP) [Text] // International Journal Advanced Manufacturing Technology, 2008.– Vol.37.– P.23-28. **7.** Tsao C. C. The effect of chisel length and associated pilot hole on delamination when drilling composite materials [Text] / C.C. Tsao, H. Hocheng // International Journal of Machine Tools & Manufacture, 2003.– Vol.43.– P.1087-1092 **8.** Tyagi, Rajnesh Processing Techniques And Tribological Behavior Of Composite Materials **9.** P. K. Rakesh, V. Sharma, I. Singh, D. Kumar Delamination in Fiber Reinforced Plastics: A Finite Element Approach 2011 **10.** A. M. Abrao, P. E. Faria, J. C. C. Rubio, P. Reis, J. P. Davim, “Drilling of Fiber Reinforced Plastics: A Review,” Journal of Materials Processing Technology, Vol. 186, No. 1-3, 2007, pp. 1-7. **11.** Plusys E., Mativenga P.T. Reducing Delamination in Micro Drilling of Carbon Composite Materials **12.** Максименко М.В. Глоба О.В. Тези доповідей загально університетської науково-технічної конференції молодих вчених та студентів, присвяченої дню Науки секція „Машинобудування” підсекція “Інтегровані технології машинобудування” Київ, НТУУ „КПІ”, 2014, с.. 56-58 **13.** Степанов А. А. Обработка резанием высокопрочных композиционных полимерных материалов. Л.: Машиностроение, Ленингр. отд-ние, 1987. -176 с.

Рецензент: **Клименко Г.П.**, д.т.н., проф. ДДМА

ДОСЛІДЖЕННЯ ОБРОБКИ ВУГЛЕПЛАСТИКУ КІЛЬЦЕВИМ СВЕРДЛОМ

Максименко М.В., Глоба О.В.

В роботі представлені експериментальні дані по обробці отворів в вуглепластику виконані кільцевим свердлом, з порівняння з спіральним з рекомендованою заточкою. Виконуються дослідження якості оброблених отворів з визначенням фактору розшарування. Проаналізований знос інструменту, наведені шляхи його зменшення. Розроблені раціональні шляхи усунення дефектів при свердлінні отворів в вуглепластику. Запропоновані шляхи підвищення стійкості кільцевого свердла.

ИССЛЕДОВАНИЕ ОБРАБОТКИ УГЛЕПЛАСТИКА КОЛЬЦЕВИМ СВЕРЛОМ

Максименко М.В., Глоба А.В.

В работе представлены экспериментальные данные по обработке отверстий в углепластике выполнены кольцевым сверлом, из сравнением с спиральным с рекомендованной заточкой. Выполняются исследования качества обработанных отверстий с определением фактора расслоения. Проанализирован износ инструмента, приведены пути его уменьшения. Разработаны рациональные пути устранения дефектов при сверлении отверстий в углепластике. Предложены пути повышения устойчивости кольцевого сверла.

RESEARCH OF PROCESSING OF THE CARBON COMPOSITES RING DRILL

Maksymenko M. V., Globa A.V.

In work presents experimental data on processing of openings in a coal carbon composites are executed by a ring drill, from comparison with spiral drill with the recommended sharpening. Researches of quality of the processed openings with definition of a factor of stratification. Wear of the tool is analysed, ways of his reduction are given. Rational ways of elimination of defects when drilling openings in a coal carbon composites are developed. Ways of increase of stability of a ring drill are offered.

Ключові слова: кільцеве свердло, вуглепластик, обробка отворів, дефекти, якість отворів

Ключевые слова: кольцевое сверло, углепластик, отделка отверстий, дефекты, качество отверстий

Keywords: ring drill, carbon composites, finishing of openings, defect, quality of openings

Дата подання статті до редакції: 16 травня 2016 р.

УДК 621.923.4

Рябченко С.В.

ИСМ им. В.Н. Бакуля НАН Украины, г. Киев, Украина

s.riabchenko@yandex.ru**ШЛИФОВАНИЕ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС ТАРЕЛЬЧАТЫМИ КРУГАМИ**

Зубошлифование является одним из основных способов финишной обработки закаленных зубчатых колес. Оно предназначено для устранения деформаций, возникающих при химико-термической обработке. Шлифованием обеспечивается 3–6 степень точности зубчатых колес и шероховатость поверхности Ra 0,20–1,2 [1].

Шлифование зубчатых колес производится по методу обката с непрерывным или периодическим делением и по методу копирования с периодическим делением [5].

Шлифование прецизионных и высокоточных зубчатых колес с внешними прямыми и косыми зубьями производится по методу обката на зубошлифовальных станках, работающих двумя абразивными кругами. Схема шлифования цилиндрических зубчатых колес приведена на рис. 1. Шлифовальные круги 9 и 10 совершают вращательное движение резания I и подачу на глубину резания II. Каретка 7 вместе с заготовкой 8 и барабаном 5 перемещается в поперечном направлении IV и обкатывается по лентам 4, образуя движение обката III заготовки 8. Стол вместе со стойкой 3 совершает возвратно-поступательное движение подачи V по направляющим станины 1. Поворот шлифуемого колеса на следующий зуб осуществляется механизмом деления 6. Шлифовальные круги могут занимать различные положения относительно обрабатываемого колеса: параллельно между собой и под различными углами, как правило, 0° , 15° или 20° .

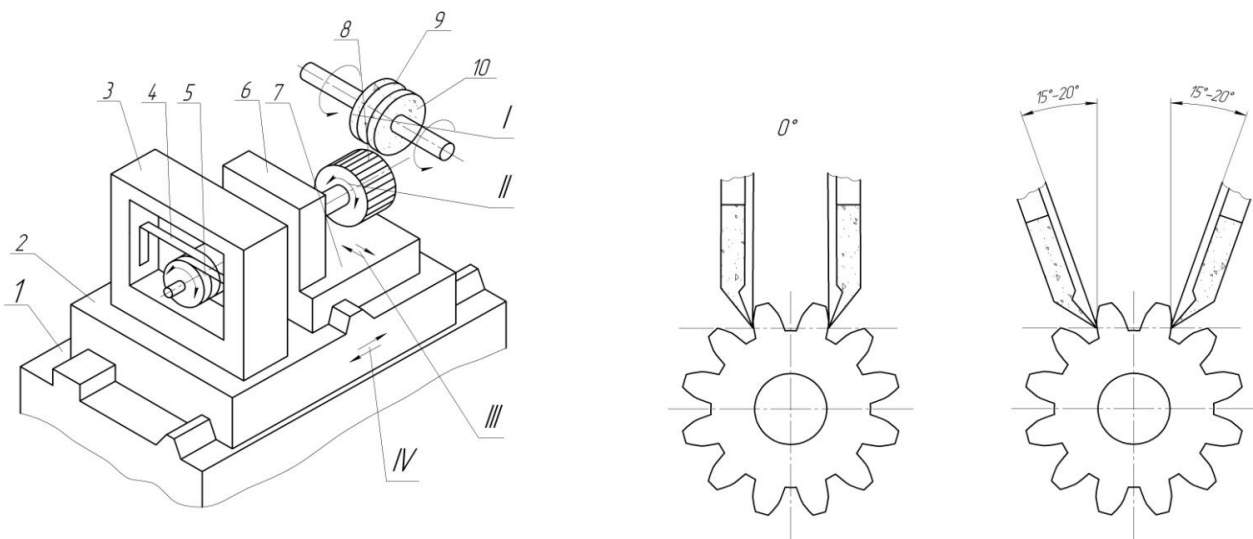


Рисунок 1 – Метод зубошлифования зубчатых колес непрерывной обкаткой двумя тарельчатыми кругами

Зубошлифование двумя тарельчатыми кругами позволяет получать зубчатые колеса 3–4-й степени точности с шероховатостью поверхности Ra 1,0–0,2 [1].

Шлифовальные круги тарельчатой формы, работая узкой кромкой, имеют малую поверхность контакта с поверхностью шлифуемого зуба, что при сочетании обкатного движения и продольной подачи колеса приводит к быстрой смене мест контакта края круга со шлифованной поверхностью; в силу этого зуб лишь незначительно нагревается и круг почти не засаливается. Поэтому шлифование тарельчатыми кругами не требует охлаждения.

Преимуществом 0° метода является отсутствие на шлифованных профилях зубьев «сетки», характерной для станков "MAAG" и высокая степень частоты их поверхности.

Существенными недостатками шлифования тарельчатыми кругами является низкая производительность и высокая стоимость технологической оснастки. Повышение производительности зубошлифования при сохранении достаточно высокой точности – основной путь совершенствования этого метода. В связи с этим были созданы круги для зубошлифования из сверхтвердых материалов [3].

Целью наших исследований было изучение работоспособности тарельчатых кругов и разработка на их основе технологии финишного шлифования зубчатых колес.

Исследование осуществляли на специальном стенде, созданном на базе зубошлифовального станка модели 5891 [6]. Зубошлифовальный станок настраивали на нулевой метод шлифования зубчатых колес. Скорость шлифовального круга – $v_k = 27$ м/с, глубина шлифования – $t = 0,01-0,1$ мм.

Шлифовались зубчатые колеса из стали ХВГ (59–61 HRC) с модулем $m = 6$ мм, числом зубьев $z = 21$ зуб, шириной венца $B = 20$ мм.

Работоспособность тарельчатых кругов оценивали следующими показателями: мощностью шлифования (N), шероховатостью обработанной поверхности (Ra), точностью эвольвентного профиля зуба (f_f) и величинами износа круга. Износ круга определяли по двум параметрам: износом по торцу – h и по диаметру – l .

Для исследования износа круга при зубошлифовании, первоначально устанавливалась площадь контакта круга с эвольвентным профилем зубчатого колеса. Экспериментально, определение площади контакта предусматривало введение инструмента в зацепление с колесом и измерение полученного следа. Во всех известных случаях, контурная площадь представлялась как сегмент с максимальной толщиной в центре, размеры которого значительно превосходят реальную площадь контакта. Это обусловлено тем, что не учитывалось наличие переходного участка (зоны резания) и обработанной ранее поверхности (рис. 2 и 3).

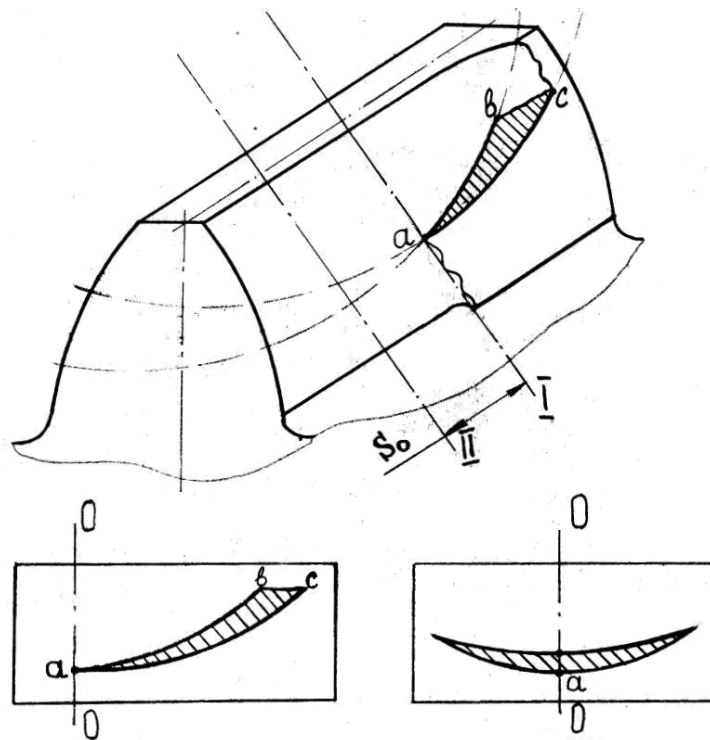


Рисунок 2 – Контурная площадь контакта шлифовального круга и зубчатого колеса

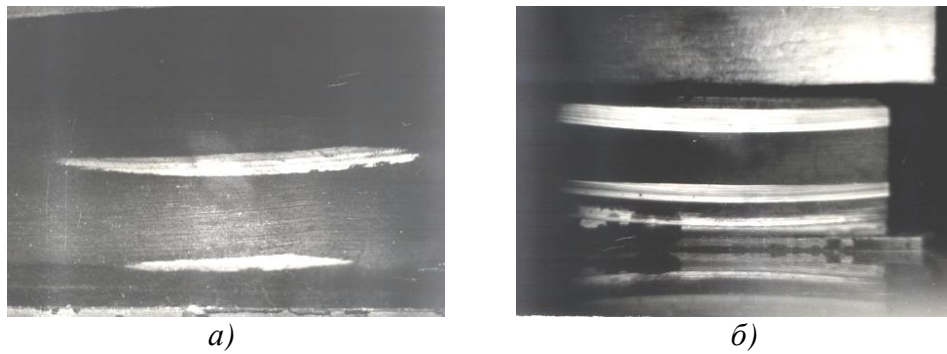


Рисунок 3 – Фотографії слідів контакту:
 а – шлифование на станке МААГ; б – шлифование на станке 5891

Для того чтобы учесть эти особенности процесса формообразования, зубчатое колесо предварительно обрабатывалась на часть ширины его зубчатого венца, соответствующей исследуемой фазе зацепления инструмента с колесом, затем инструмент выводился из зацепления и смешался в направлении рабочей подачи на величину пути обката. Шлифовальный круг оставлял след на обрабатываемом зубчатом колесе и в дальнейшем происходил замер величины контурной площади.

Исследования работоспособности тарельчатых кругов из белого электрокорунда и кубического нитрида бора (КНБ) при зубошлифовании на керамических, металлических и органических связках производили без охлаждения и при интенсивном охлаждении зоны шлифования. Предварительные испытания показали, что при работе без охлаждения на поверхности зубчатого колеса образуются "прижоги", а шлифовальные круги быстро теряют режущую способность. Сравнение зависимостей мощности шлифования зубчатого колеса кругами из электрокорунда и КНБ показало, что охлаждение снижает мощность шлифования в 1,5–2 раза при использовании кругов из КНБ. При использовании кругов из электрокорунда охлаждение уменьшает мощность шлифования всего на 20–40%. На всех исследуемых режимах обработки мощность шлифования кругами из КНБ меньше, чем кругами из электрокорунда на 20–30%.

Анализ результатов показал, что мощность шлифования кругами из КНБ на керамической связке на 30–40% выше по сравнению со шлифованием кругами из КНБ на органических связках. Шлифование зубчатых колес кругами из КНБ на керамической связке обеспечивало высокую точность ($f_{fr} = 4\text{--}5$ мкм) эвольвентного профиля зуба по сравнению с исходным профилем ($f_{fr} = 8\text{--}14$ мкм).

Исследование работоспособности тарельчатых кругов из КНБ на металлической связке производили с использованием правки круга электроэрозионным методом. Установлено, что мощность шлифования кругами из КНБ на металлической связке на 15–20 % выше по сравнению со шлифованием кругами из КНБ на органических связках. Шероховатость поверхности зубчатого колеса при всех исследуемых режимах соответствовала $Ra\ 0,7\text{--}0,75$. Глубина резания на шероховатость не оказывала существенного влияния. Шлифование зубчатых колес кругами из КНБ на металлической связке обеспечивает высокую точность эвольвентного профиля зуба ($f = 5\text{--}6$ мкм) по сравнению с исходным профилем ($f = 11\text{--}12$ мкм).

Исследование износа тарельчатых кругов и его влияние на точность эвольвентного профиля зубчатого колеса производилось при черновом (с глубиной $t = 0,05$ мм) и чистовом (с глубиной $t = 0,02$ мм) зубошлифовании. Установлено, что после ускоренного износа круга в течение первого прохода величина интенсивности износа в дальнейшем стабилизируется (рис. 4 и 5). Шлифовальный круг работает равномерно без наступления критического износа. Это характерно как для черного, так и чистового зубошлифования. В то же время характер изменения погрешности профиля и мощности шлифования говорит о том, что правка круга на чистовых режимах не требуется.

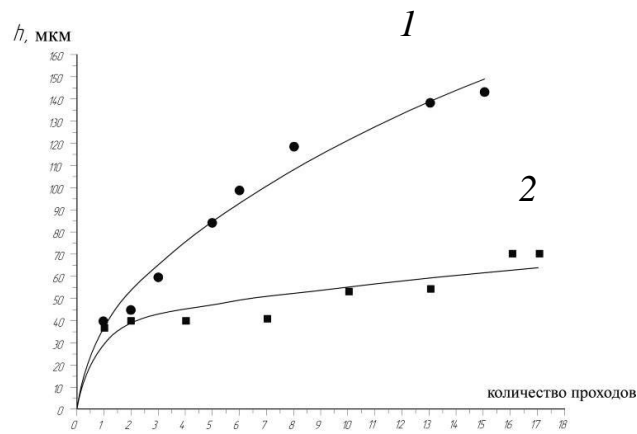


Рисунок 4 – Зависимость износа круга по торцу h от количества проходов (1 – при $t = 0,05$ мм, 2 – при $t = 0,02$ мм)

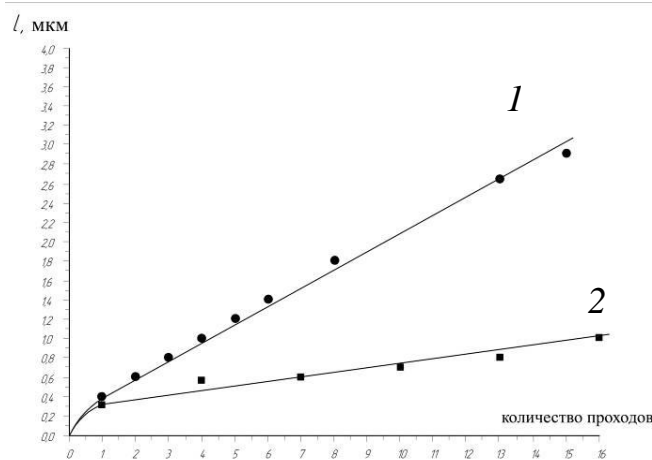


Рисунок 5 – Зависимость износа круга по диаметру l от количества проходов (1 – при $t = 0,05$ мм, 2 – при $t = 0,02$ мм)

Анализ проведенных экспериментов показал, что лимитирующим параметром точности обработки зубчатого колеса является размерный износ тарельчатого круга, который пропорционален количеству обработанных зубьев без правки. Величина износа круга определяет точность обрабатываемого зубчатого колеса. Изменение износа показывает, что после ускоренного периода приработки круга в течение первого прохода величина его в дальнейшем стабилизируется. В течение всей обработки мощность резания практически остается на одном уровне. Не изменяется и фактический съем материала, находясь в пределах 0,61–0,50.

Проведенные исследования моделирования процесса зубошлифования на станке мод. 5891 показали высокую эффективность обработки зубчатых колес тарельчатыми кругами из сверхтвердых материалов.

Для отработки технологического процесса шлифования зубчатых колес была проведена опытная обработка. Обрабатывались зубчатые колеса из цементированной и закаленной стали 14ХГСН2МА-Ш (56–62 HRC) (модуль $m = 4$ мм, число зубьев $z = 41$, ширина венца 55 мм, угол профиля $\alpha = 28^\circ$). Для шлифования использовали тарельчатые круги (Т12) диаметром 275 мм из кубического нитрида бора, зернистостью 125/100 на керамической связке. Обработку производили на специальном зубошлифовальном станке с охлаждением маслом.

Зона обработки зубчатого колеса приведена на рис. 6. Производили два цикла шлифования каждого зубчатого колеса. После каждого шлифования производили измерение точности зубчатого колеса и контроль качества его поверхности.

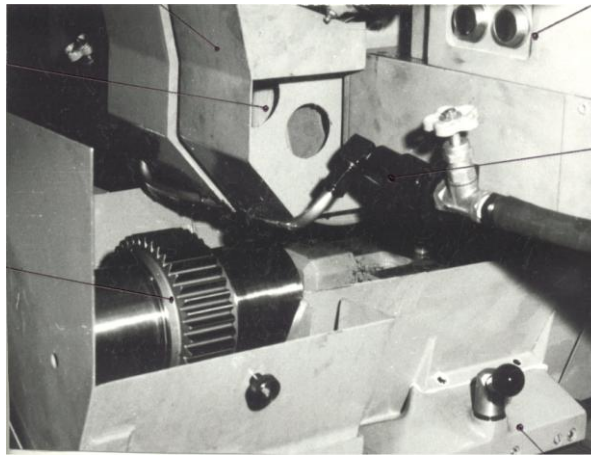


Рисунок 6 – Зона обработки зубчатого колеса

Шлифование производили на следующих режимах обработки:

- скорость стола на черновых режимах – 600 мм/мин;
- скорость стола на чистовых режимах – 170 мм/мин;
- подача на врезание на черновых проходах, мм:
5 проходов – 0,04; 2 прохода – 0,03; 1 проход – 0,02; 1 проход – 0,01;
- 1 проход – выхаживание без подачи;
- на чистовых проходах, мм:
2 прохода – 0,005; 1 проход – выхаживание без подачи;
- частота правки круга – через 40 зубьев при черновых проходах;
- без правки – при чистовых проходах;
- время шлифования – 4 ч.

Результаты шлифования:

- разность шагов – 2,2 мкм;
- накопленная погрешность шага – 7 мкм;
- погрешность профиля зуба – 3 мкм;
- погрешность направления зуба – 4 мкм;
- шероховатость поверхности – 0,63 мкм.

Анализ результатов испытаний показал, что при шлифовании тарельчатыми кругами из КНБ на специальном станке получены зубчатые колеса, полностью удовлетворяющие требованиям заказчика по точности и качеству обработки. Производительность шлифования возрастает в 1,5–2 раза по сравнению с принятой. Шероховатость поверхности зубчатого колеса $Ra\ 0,63$, превосходит требуемую заказчиком шероховатость ($Ra\ 0,7–0,75$).

С целью расширения испытания алмазного и абразивного инструмента, нами был проведен комплекс работ по подбору номенклатуры абразивного инструмента. Определены формы и характеристики шлифовальных кругов, режимы обработки, даны рекомендации по применению кругов для шлифования зубчатых колес.

Для осуществления шлифования зубчатых колес на станках "MAAG" был проведен подбор характеристик абразивных кругов. Для проведения испытаний в производственных условиях выбраны круги из рубин-корунда А98 различной зернистостью, твердостью и структурой. Выбрана форма тарельчатых кругов CSN T586-заправленные размером 280/145×33/17/3×155/110/90.

Испытания кругов проводились на зубошлифовальном станке фирмы "MAAG" SD-32X при шлифовании закаленных зубчатых колес модуля $m = 5$ мм, $z = 15$ и модуля $m = 6$, $z = 16$. Было проведено шлифование 4 зубчатых колес одним комплектом кругов (2 штуки). Правка кругов производилось через 5 зубьев. Результаты испытаний показали высокую эффективность шлифования зубчатых колес тарельчатыми кругами из рубин-корунда. На

основании проведенных испытаний были рекомендованы заказчику использовать на операции зубошлифования тарельчатые круги из рубин-корунда А98 диаметрами 280 мм зернистостью F60, твердостью Н и структурой 10.

Выводы

Важнейшим принципом при разработке новых конструкций абразивных инструментов для зубошлифования принадлежит выбору надлежащих абразивных материалов и связки, а так же созданию нужной структуры шлифовального круга. Применяя особые рецептуры и специальные технологические методы производства кругов, мы создаем инструменты с особыми характеристиками, необходимыми для выполнения операций зубошлифования для различных отраслей машиностроения.

Перечень источников литературы: 1. Гулида Э.Н. Технология отделочных операций зубообработки цилиндрических колес. – Львов, Издательское объединение "Вища школа", 1977, 168 с. 2. Гинзбург Е.Г., Халевский Н.Т. Производство зубчатых колес. - Л.: Машиностроение, 1978, - 136 с. 3. Мишнаевский Л. Л. Износ шлифовальных кругов. – Киев: Наук. думка, 1982, -192 с. 4. Производство зубчатых колес: Справочник/С.Н.Калашников, А.С.Калашников, Г.И.Коган и др.; Под общ. ред. Б.А.Тайца.- 3-е изд. переработанное. и дополненное. – М.Машиностроение, 1990. - 464 с. 5. Сильвестров Б.Н. Зубошлифовальные работы . - М.: Высшая школа. 1985. - 272 с. 6. Рябченко С.В. Разработка технологи шлифования зубчатих колес тарельчатими кругами из СТМ. С. 161–168 // Сучасні процеси механічної обробки інструментами з НТМ та якість поверхні деталей машин: Зб. наук. праць (Серія Г «Процеси механічної обробки, верстати та інструменти»)/НАН України. ІНМ ім. В.М. Бакуля. – Київ, 2006. – 240 с.

Рецензент: **Мироненко Е.В.**, д.т.н., проф. ДДМА

ШЛІФУВАННЯ ЗУБЧАСТИХ КОЛІС ТАРИЛЬЧАСТИМИ КРУГАМИ

Рябченко С.В.

Розглядаються питання підвищення якості шліфування високоточних зубчастих коліс 3–4 ступеня точності, заснованої на використанні інструмента з КНБ.

ШЛИФОВАНИЕ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС ТАРЕЛЬЧАТЫМИ КРУГАМИ

Рябченко С.В.

Рассматриваются вопросы повышения качества шлифования высокоточных зубчатых колес 3–4 степени точности, основанной на использовании инструмента из КНБ.

GEAR GRINDING DISH WHEELS

Riabchenko S. V.

The problems of increasing the quality of grinding highly precision gearwheels of the 3–4 degree of precision using cBN tools are discussed.

Ключеві слова: шліфування, зубчасті колеса, тарільчастий круг з КНБ

Ключевые слова: шлифование, зубчатые колеса, тарельчатый круг из КНБ

Keywords: grinding, gears, CBN dish wheels

Дата подання статті до редакції: 18 травня 2016р.

УДК 621.9

Клименко Г.П., Пойда А.А.
ДГМА, г. Краматорск, Украина

АВТОМАТИЗАЦИЯ СИСТЕМЫ КОНТРОЛЯ ЗАГРУЗКИ МЕТАЛЛОРЕЖУЩЕГО ОБОРУДОВАНИЯ

Введение

Автоматизация процесса сбора данных о работе металлорежущего оборудования связана с применением современных информационных систем. Информационные системы можно рассматривать как человеко-машинную систему с автоматизированной технологией получения результатной информации, необходимой для информационного обслуживания. С помощью информационных систем обеспечивается многовариантность расчетов, принимаются рациональные управленческие решения, в том числе в режиме реального времени, организуется комплексный учет, достигаются достоверность и оперативность получаемой и используемой в управлении информации.

Одной из таких систем является информационный банк данных о работе тяжелых станков [1], созданный для сбора и обработки информации, необходимой для конструкторских и технологических разработок технологической системы.

Однако, для создания автоматизированной системы управления механообработкой на конкретном предприятии необходима система контроля загрузки металлорежущего оборудования, разработанная на базе использования современной компьютерной техники.

Целью работы является повышение эффективности работы металлорежущего оборудования путем автоматизации контроля его загрузки.

Основная часть

Для создания программного обеспечения контроля загрузки металлорежущего оборудования разработана диаграмма вариантов использования. Цель построения диаграммы – это документирование функциональных требований к системе в общем виде, поэтому они должны быть предельно простые.

Вариант использования есть последовательность действий (транзакций), выполненных системой в ответ на события, которые инициируются действующим лицом. Вариант использования описывает типичное взаимодействие между пользователем и системой и отображает представления о поведении системы с точки зрения пользователя [2]. Диаграмма вариантов использования разрабатываемой системы представлена на рис. 1.

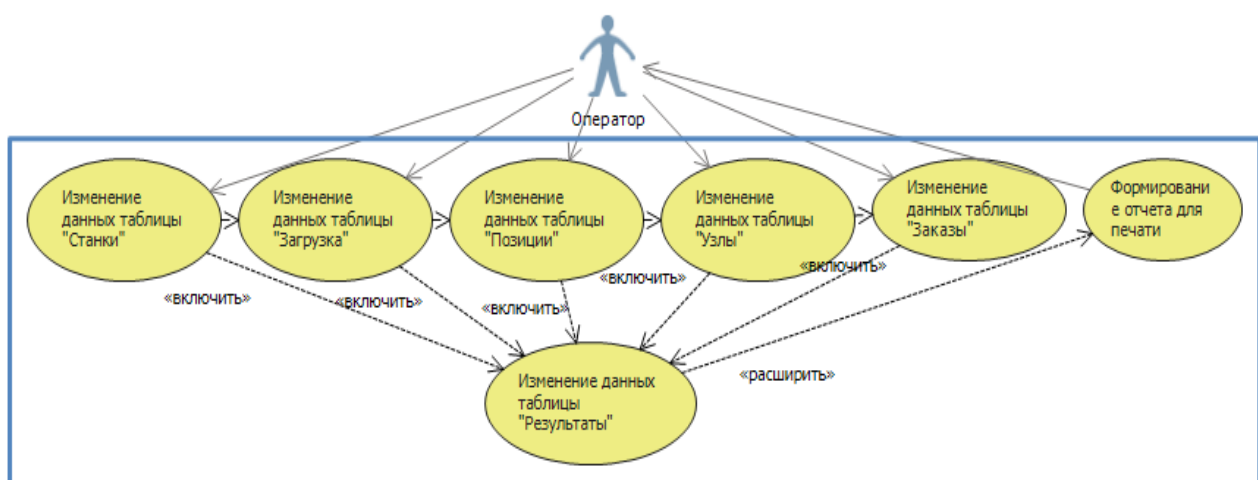


Рисунок 1 – Диаграмма прецедентов АИС контроля загрузки металлорежущего оборудования

Разработана модель базы данных (БД), где все данные о загрузке станков организованы с целью адекватного отображения и удовлетворения информационных потребностей пользователей. Под данными понимается информация, представленная в определенном виде, позволяющем автоматизировать ее сбор, хранение и дальнейшую обработку человеком или информационным средством [3].

База данных представляет собой совокупность специальным образом организованных данных, хранимых в памяти системы и отображающих состояние объектов и их взаимосвязей.

В основу разработки положена реляционная модель данных, предложенная сотрудниками фирмы IBM Эдгаром Коддом и основанная на понятии отношение [4].

Отношение представляет собой множество элементов, называемых кортежами. Наглядной формой представления отношений является привычная для человеческого восприятия двумерная таблица (рис. 2).

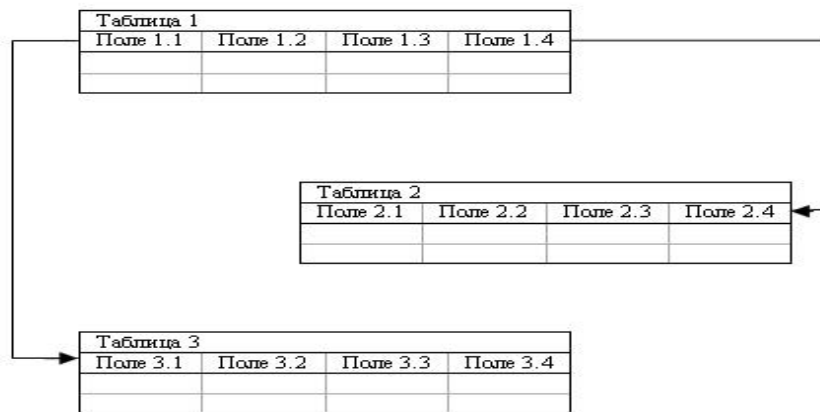


Рисунок 2 – Реляционная модель данных

Проектируемой реляционной модели данных необходима нормализация. Нормализация – это процесс, позволяющий гарантировать эффективность структур данных в реляционной базе данных. Реляционная база данных считается эффективной, если она обладает следующими характеристиками: отсутствие избыточности, минимальное использование null-значений, предотвращение потери информации.

Для работы с БД, представленной в электронном виде, существуют специальный класс программ, называемых системами управления базами данных.

Система управление базами данных (СУБД) – это программное обеспечение, с помощью которого пользователи могут определить, создавать и поддерживать базу данных, а также осуществлять к ней контролируемый доступ. В данной работе используется реляционная система управления базой данных Microsoft Office Access.

СУБД обрабатывает обращения к базе данных, поступающие от пользователей, прикладных процессов и выдает необходимые им сведения. СУБД характеризуется используемой моделью и средствами администрирования, разработкой прикладных процессов, работы в информационной сети.

Информационная система сбора и обработки данных обладает набором характеристик, которые необходимо учитывать при определении требований к системе: функциональные требования, требования к интерфейсу приложения, требования к ресурсам системы, требования к удобству использования.

Разработанный программный продукт обеспечивает возможность выполнения функций: загружать исходные данные, выполнять запросы входных данных, сохранять результаты каждый раз после вызова процедуры, генерировать выходные данные.

Для возможности выполнения запросов, поставленных к базе данных, предусматривается соединение таблиц, а также просмотр и выбор данных одной таблицы из другой, синхронизация навигации по записям схема связей между таблицами (рис. 3).



Рисунок 3 – Схема базы данных

Для реализации поставленных функций программы разработан графический интерфейс (рис. 4), в котором пользователь может выбирать команды, запускать задачи и рассматривать списки файлов, указывая на пиктограммы или пункты в списках меню, показанных на экране [5].

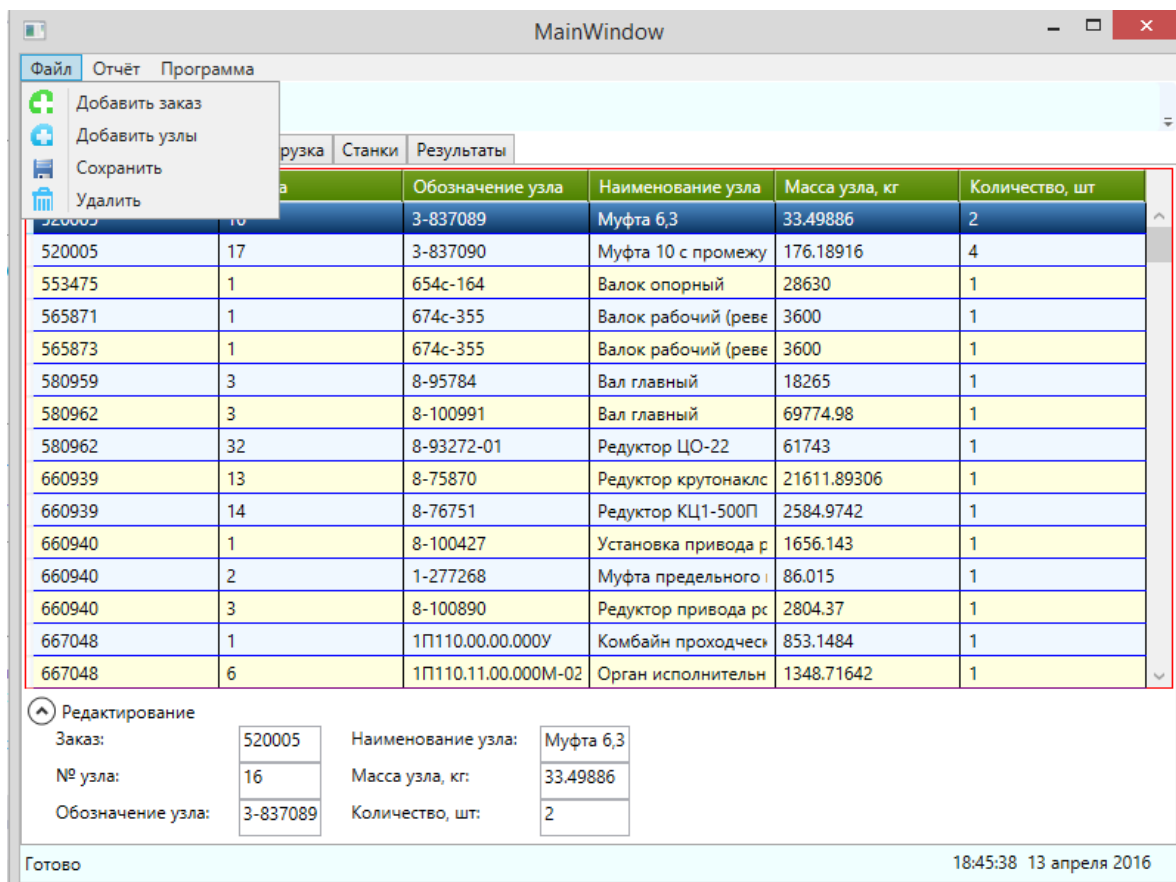


Рисунок 4 – Пример пользовательского интерфейса

Работа с компьютерной программой состоит из сценариев ввода и удаления заказа, узлов, позиций, загрузки, станков.

Выводы

Таким образом, разработаны функциональные части системы контроля загрузки металлорежущего оборудования, которая включает диаграмму вариантов использования, модель базы данных, а также программное обеспечение, разработанное с помощью Microsoft Visual Basic 2012.

Visual Basic использовался для облегчения разработки основных алгоритмов лучшей расширяемости приложения, более надежной защиты данных.

Примечание разработанной системы контроля загрузки станков позволяет повысить эффективность их эксплуатации.

Перечень источников литературы: **1.** Клименко Г.П. Анализ условий обработки деталей на тяжелых станках на основе информационного банка данных /Высокие технологии в машиностроении. – Харьков: ХГПУ, 1997. – С.51–58. **2.** Ларман К. Применение UML и шаблонов проектирования. – 2-е изд. – М.: Изд. дом «Вильямс», 2002. – 624 с. **3.** Конноли Т. Базы данных: проектирование, реализация и сопровождение. Теория и практика. / Т. Конноли, К. Бегг, А. Страчан 2-е издание.: Пер с англ. М. : Правда, 2000., 210 с. **4.** Карпова Т.С. Базы данных: модели, разработка, реализация. / Т.С. Карпова. Учебник для вузов. М. : Дело. – 290 с. **5.** Данилов О. Альтернативные интерфейсы / Компьютерное обозрение № 4 1999. – С.14–17.

Рецензент: **Ковалев В.Д.**, д.т.н., проф. ДДМА

АВТОМАТИЗАЦИЯ СИСТЕМЫ КОНТРОЛЯ ЗАГРУЗКИ МЕТАЛЛОРЕЖУЩЕГО ОБОРУДОВАНИЯ

Клименко Г.П., Пойда А.А.

Разработанная функциональная часть системы контроля загрузки металлорежущего оборудования, которая состоит из диаграмму вариантов использования, модели базы данных, а также программного обеспечения, которая разработана с помощью Microsoft Visual Basic 2012. Использование разработанной системы контроля загрузки станков позволяет повысить эффективность их эксплуатации.

АВТОМАТИЗАЦІЯ СИСТЕМИ ЗАВАНТАЖЕННЯ МЕТАЛОРІЗАЛЬНОГО ОБЛАДНАННЯ

Клименко Г.П., Пойда А.А.

Розроблена функціональна частина системи контролю завантаження металорізального обладнання, яке складається з діаграми варіантів використання, моделі бази даних, а також програмного забезпечення, яке розроблено за допомогою Microsoft Visual Basic 2012. Використання розробленої системи контролю завантаження верстатів дозволяє підвищити ефективність їх експлуатації.

AUTOMATION LOAD CONTROL SYSTEM OF METAL CUTTING EQUIPMENT

Klymenko G.P., Poyda A.A.

Designed functional part of the load control system of metal cutting equipment consists of the use case diagrams, database model, and software, which was developed by using Microsoft Visual Basic 2012. Using the tools of developed load control system let increase the efficiency of their exploitation.

Ключевые слова: контроль загрузки, станок, база данных, система управления, программа

Ключові слова: контроль завантаження, верстат, база даних, система керування, програма

Key words: control loading, machine, database, management system, program

Дата подання статті до редакції: 11 травня 2016 р.

УДК 621.9.022.2

Мирошниченко А.В.
ДонНТУ, г. Красноармейск, Україна
dntu_nich@i.ua

ОПТИМИЗАЦИЯ РЕЖИМОВ ОБРАБОТКИ ОТВЕРСТИЙ КОМБИНИРОВАННЫМ ОСЕВЫМ ИНСТРУМЕНТОМ

Повышение производительности в настоящее время обеспечивается за счёт применения многоцелевых станков, оснащённых механизмами автоматической замены инструмента. Однако следует отметить, что увеличение ёмкости инструментальных магазинов ведёт к расширению технологических возможностей станка, а, следовательно, к увеличению себестоимости продукции. На рис. 1 представлена гистограмма распределения ёмкости инструментальных магазинов современных обрабатывающих центров.

Согласно рис. 1, более 60% используемых инструментальных магазинов имеют ёмкость до 54 инструментов [1]. Что в свою очередь, согласно предварительно проведенных исследований, является недостаточным для полной обработки большинства деталей гидро- и пневмо-распределительной аппаратуры. Единственным способом обеспечить полную обработку без увеличения ёмкости магазина является применение комбинированных инструментов (КИ). На современном этапе достаточно широкое применение находят КИ типа сверло-развёртка фирмы ISCAR [2], а также КИ на основе однотипных инструментов типа сверло-сверло, зенкер-зенкер, развёртка-развёртка, изготавливаемые соответственно фирмами SARTORIUS [3], HERTEL [4] и GUHRING [5].

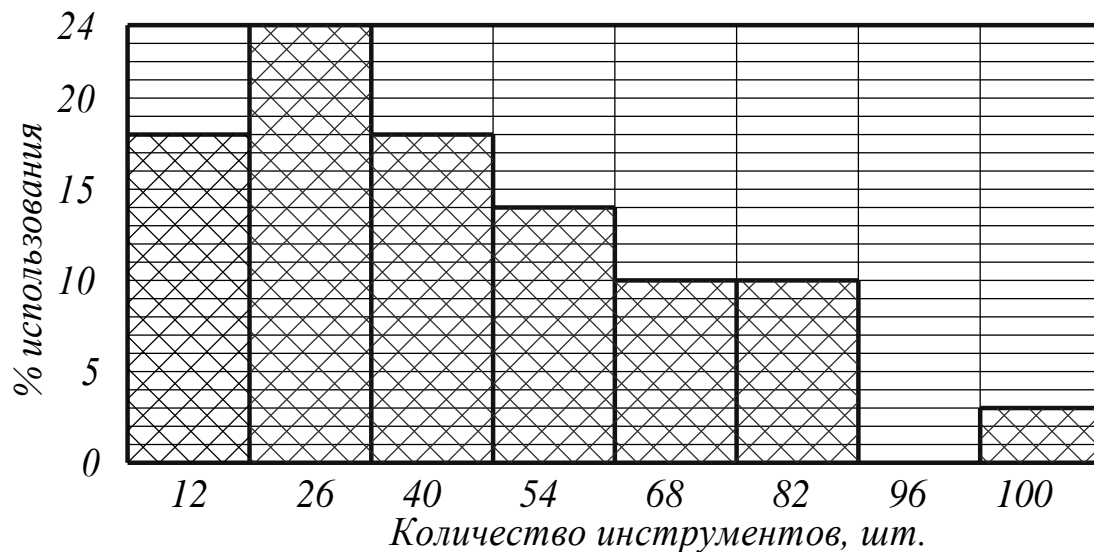


Рисунок 1 – Гистограмма распределения ёмкости магазинов [1]

Однако, следует отметить что все КИ на основе разнотипных инструментов обладают одним существенным недостатком, а именно несовместимостью режимов резания.

Целью работы является – разработка методики определения оптимальных режимов резания для комбинированного инструмента зенкер-развёртка при обработке ступенчатых отверстий с использованием методов линейного и нелинейного программирования.

Определение оптимальных режимов обработки, проводимое на основании математической модели, сводится к решению задачи геометрического программирования.

Прямую постановку задачи оптимизации режимов резания, при работе КИ по последовательной схеме обработки (при ограничении на огранку обрабатываемого отверстия), методом геометрического программирования можно представить в виде:

$$\begin{cases} C = \frac{x_{01}}{V_1 \cdot s_1} + x_{02} \cdot s_1^{\left(\frac{y_1}{m_1}-1\right)} \cdot V_1^{\left(\frac{1}{m_1}-1\right)} + \frac{x_{03}}{V_2 \cdot s_2} + x_{04} \cdot s_2^{\left(\frac{y_2}{m_2}-1\right)} \cdot V_2^{\left(\frac{1}{m_2}-1\right)}, \\ x_{05} \cdot V_1^{n_p} \cdot s_1^{y_p} \leq 1, \\ x_{06} \cdot s_2^{y_o} \cdot V_2^{n_o} \leq 1. \end{cases} \quad (1)$$

где $x_{01} = \frac{e \cdot \pi \cdot D_1 \cdot L}{1000}$; $x_{02} = (e \cdot t_{CM} + e_u) \cdot \frac{\pi \cdot D_1 \cdot L \cdot t_1^{\left(\frac{x_1}{m_1}\right)}}{1000 \cdot C_{T1} \cdot D_1^{m_1} \cdot K_{v1}^{m_1}}$; $x_{03} = \frac{e \cdot \pi \cdot D_2 \cdot l_0}{1000}$;

$$x_{04} = (e \cdot t_{CM} + e_u) \cdot \frac{\pi \cdot D_2 \cdot l_0 \cdot t_2^{\left(\frac{x_2}{m_2}\right)}}{1000 \cdot C_{T2} \cdot D_2^{m_2} \cdot K_{v2}^{m_2}}; \quad x_{05} = \frac{C_p \cdot B_o^{3en \cdot x_p}}{P_{ДОП}}; \quad x_{06} = \frac{C_{o2p}}{\Delta_{o2p}}.$$

Запишем для позиномов (1) систему, включающую условие нормировки $\sum_{i=1}^m w_i = 1$ и

условия ортогональности $\sum_{i=1}^m a_{ij} \cdot w_i = 0, \quad j = \overline{1, n}$:

$$\begin{aligned} V_1 : -w_{01} + \left(\frac{1}{m_1} - 1\right) \cdot w_{02} + n_p \cdot w_{11} &= 0; \\ s_1 : -w_{01} + \left(\frac{y_1}{m_1} - 1\right) \cdot w_{02} + y_p \cdot w_{11} &= 0; \\ V_2 : -w_{03} + \left(\frac{1}{m_2} - 1\right) w_{04} + n_o \cdot w_{21} &= 0; \\ s_2 : -w_{03} + \left(\frac{y_2}{m_2} - 1\right) w_{04} + y_o \cdot w_{21} &= 0; \\ w_{01} + w_{02} + w_{03} + w_{04} &= 1. \end{aligned} \quad (2)$$

Так как каждое ограничение в выражении (1) содержит единственный позином, то двойственная задача геометрического программирования имеет вид двойственной к позиному функции:

$$V(w) = \left(\frac{x_{01}}{w_{01}}\right)^{w_{01}} \cdot \left(\frac{x_{02}}{w_{02}}\right)^{w_{02}} \cdot \left(\frac{x_{03}}{w_{03}}\right)^{w_{03}} \cdot \left(\frac{x_{04}}{w_{04}}\right)^{w_{04}} \cdot x_{05}^{w_{11}} \cdot x_{06}^{w_{21}} \rightarrow \max. \quad (3)$$

Так как рассматриваемая задача 1-й степени трудности [6, 7] ($m=4; n=6$), то система линейных уравнений (5.12) в двойственной постановке не имеет единственного решения. Используем методику Уайльда [8] для определения двойственных весов w_i . Для этого решим систему линейных уравнений (2) относительно наименьшего позинома целевой функции, характеризующегося двойственным весом w_{\min} . Необходимым условием существования геометрического программирования является неравенство:

$$0 \leq w_{\min} \leq y, \quad (4)$$

где y - значение при котором другие двойственные веса принимают отрицательное значение.

На следующем этапе, $V(w)$ представляется как функция от w_{\min} . Используя, один из методов последовательного поиска (метод дихотомии, метод золотого сечения, метод

Фибоначчи) [9], определяется точная верхняя граница двойственной функции $V(w)$ и значение двойственного веса w_{\min} , максимизирующего целевую функцию.

На последнем этапе, решением системы уравнений (2), находятся оптимальные значения скоростей резания и подач для обеих ступеней КИ.

Наложение ограничений исключительно на величину огранки обрабатываемого отверстия является некорректным. Очевидно, что для определения значений оптимальных режимов резания, необходимо рассматривать задачу с ограничениями и на шероховатость и на значение радиальной неуравновешенной силы резания для второй ступени. Для этого необходимо в выражении (1) ограничения для второй ступени представить, в виде:

$$x_{07} \cdot s_2^{y_{Ra}} \cdot V_2^{n_{Ra}} \leq 1, \quad (5)$$

где x_{07} , y_{Ra} , n_{Ra} - коэффициент и показатели степени в эмпирической зависимости шероховатости обработанной поверхности от режимов резания,

$$x_{08} \cdot s_2^{y_p} \cdot V_2^{n_p} \leq 1, \quad (6)$$

при $x_{08} = \frac{C_p \cdot L_2^3 \cdot B_0^{pazv} \cdot x_p}{3 \cdot E \cdot I \cdot f_{\max}}$, где C_p, x_p, y_p, n_p - коэффициент и показатели степени в

эмпирической зависимости для неуравновешенной радиальной силы резания;

B_0^{pazv} - допустимая величина осевого биения режущих кромок развёртки; L_2 - длина второй

ступени инструмента; $f_{\max} = \frac{\Delta}{3}$ - максимально допустимая величина прогиба инструмента;

E - модуль продольной упругости материала корпуса инструмента; I - момент инерции шейки инструмента.

Однако в такой постановке метод ГП неприемлем, так как в строке двойственных переменных для V_2 нет перемены знака, что приводит к появлению отрицательного двойственного веса [10]. Что противоречит условию неотрицательности метода геометрического программирования: $w \geq 0$.

Для решения задачи поиска оптимальных режимов резания при ограничениях на шероховатость, огранку обрабатываемого отверстия, и радиальную неуравновешенную силу применим метод линейного программирования [11]. Математическая модель после приведения к линейному виду представляет собой совокупность линейных неравенств и целевую функцию, полученные в результате логарифмирования выражений для исходных ограничений (1, 5, 6):

$$\ln(x_{01}) - \ln(V_1) - \ln(s_1) + \ln(x_{02}) + \left(\frac{y_1}{m_1} - 1\right) \cdot \ln(s_1) + \left(\frac{1}{m_1} - 1\right) \cdot \ln(V_1) +$$

$$\ln(x_{03}) - \ln(V_2) - \ln(s_2) + \ln(x_{04}) + \left(\frac{y_2}{m_2} - 1\right) \cdot \ln(s_2) + \left(\frac{1}{m_2} - 1\right) \cdot \ln(V_2) \rightarrow \min \quad (7)$$

при ограничениях для второй ступени: по огранке:

$$y_o \cdot \ln(s_2) + n_o \cdot \ln(V_2) \leq (-\ln(x_{06})), \quad (8)$$

по шероховатости:

$$y_{Ra} \cdot \ln(s_2) + n_{Ra} \cdot \ln(V_2) \leq (-\ln(x_{07})), \quad (9)$$

по неуравновешенной радиальной силе:

$$y_p \cdot \ln(s_2) \cdot n_p \cdot (V_2) \leq (-\ln(x_{08})). \quad (10)$$

Введём в уравнениях (7 – 10) обозначения $\ln(V_1) = h_1$, $\ln(s_1) = h_2$, $\ln(V_2) = h_3$, $\ln(s_2) = h_4$.

Тогда:

$$\begin{cases} y_o \cdot h_4 + n_o \cdot h_3 \leq (-\ln(x_{06})); \\ y_{Ra} \cdot h_4 + n_{Ra} \cdot h_3 \leq (-\ln(x_{07})); \\ y_p \cdot h_4 + n_p \cdot h_3 \leq (-\ln(x_{08})); \\ \ln(x_{01}) + \ln(x_{02}) + \ln(x_{03}) + \ln(x_{04}) + h_2 \cdot \left(\frac{y_{v1}}{m_1} - 2\right) + h_1 \cdot \left(\frac{1}{m_1} - 2\right) + \\ + h_4 \cdot \left(\frac{y_{v2}}{m_2} - 2\right) + h_3 \cdot \left(\frac{1}{m_2} - 2\right) \rightarrow \min. \end{cases} \quad (11)$$

Так как оптимальные режимы резания для первой ступени можно определить методом геометрического программирования, то значения h_1 и h_2 в системе уравнений (11) известны. Таким образом, систему уравнений (11) можно будет изобразить в двойных логарифмических координатах.

Пример: Найти оптимальные режимы резания для второй ступени КИ, обеспечивающие минимум технологической себестоимости при ограничениях: $\Delta_{огр} = 4\text{мкм}$, $Ra = 1,25$, допуск на обрабатываемое отверстие $\Delta = 21\text{мкм}$. При значениях режимов резания для первой ступени $s_1 = 0,366\text{мм/об}$, $V_1 = 31,1\text{м/мин}$.

Изобразим прямыми линиями в системе двойных логарифмических координат $\ln(V_2)$ и $\ln(s_2)$ целевую функцию, и все ограничения (рис. 2).

На основании анализа рис.2, можно определить аналитические зависимости для определения оптимальных режимов резания второй ступени. Для этого решим систему уравнений (8 – 9):

$$V_2 = \exp \left[\left(\frac{\ln(x_{06}) \cdot y_{Ra} - \ln(x_{07})}{y_o} \right) \div \left(n_{Ra} - \frac{y_{Ra} \cdot n_o}{y_o} \right) \right]. \quad (12)$$

$$s_2 = \exp \left[\frac{-\ln(x_{06}) - n_o \cdot \ln(V_2)}{y_o} \right]. \quad (13)$$

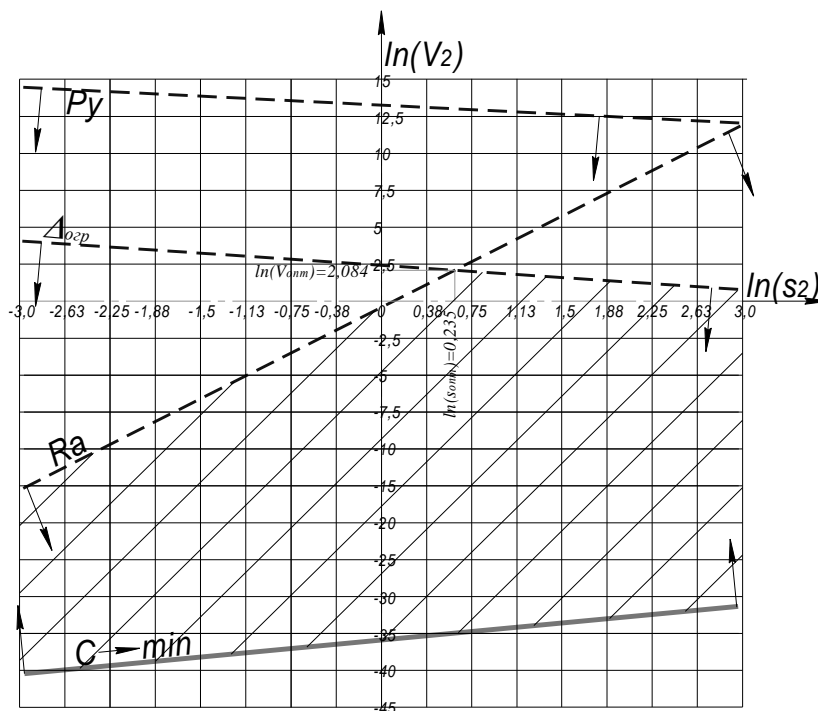


Рисунок 2 – Схема нахождения оптимальных режимов резания для второй ступени комбинированного инструмента

Выводы

Разработана методика оптимизации режимов резания методами линейного и нелинейного программирования по критерию минимальной себестоимости при обработке отверстий комбинированным инструментом зенкер-развёртка.

Разработанная методика может быть использована для любых видов обработки отверстий КИ на основе разнотипных инструментов.

Перечень источников литературы: 1. Малишко І.О. Системи інструментального забезпечення автоматизованих виробництв: навчальний посібник / І.О. Малишко, І.В. Кисельова - Донецьк: ДонНТУ, 2007. – 271 с. 2. ISCAR. Общий каталог. Printed in Israil. 10/2005. – 1166 p. 3. SARTORIUS. Общий каталог. Printed in Germany. 2008. – 572 p. 4. HERTEL. Каталог 1900 – SU. – 178 p. 5. GUHRING. Reamers and countersinks. Program 2007. Printed in Germany. 8/2008. – 172 p. 6. Zener C. Optimization of engineering problems / C. Zener, R.J. Duffin // Westinghouse Engineer. – September 1964. – №24 – P. 150–154. 7. Duffin R.J. Cost minimization problems treated by geometric means, operations research / Duffin R. J. – 1962. – 668 p. 8. Уайльд Д. Оптимальное проектирование / Уайльд Д. – М. : Мир, 1981. – 272 с. 9. Лесин В.В. Основы методов оптимизации / В.В. Лесин, Ю.П. Лисовец – М. : МАИ, 1995. – 341 с. 10. Кроль О.С. Методы объединения и двойственного геометрического программирования оптимальных режимов резания / О.С. Кроль, Г.Л. Хмеловский, В.В. Пейчева // Технология и автоматизация машиностроения: Респ. Межвед. Науч. – техн. сб. – 1990. – Вып. 46. – С. 58 – 63. 11. Муртаф Б. Современное линейное программирование / Муртаф Б., [пер. с англ.]. – М. : Мир, 1984. – 224 с.

Рецензент: **Клименко Г.П.**, д.т.н., проф. ДДМА

ОПТИМИЗАЦИЯ РЕЖИМОВ ОБРАБОТКИ ОТВЕРСТИЙ КОМБИНИРОВАННЫМ
ОСЕВЫМ ИНСТРУМЕНТОМ
Мирошниченко А.В.

В статье рассматривается вопрос определения оптимальных режимов резания при обработке сквозных отверстий осевым комбинированным инструментом зенкер-развёртка. В качестве факторов, оказывающих наибольшее влияние на выбор оптимальных режимов резания, были приняты шероховатость и разбивание отверстий. Полученные результаты позволяют определить эффективность применения комбинированных инструментов. Разработаны рекомендации по выбору оптимальных режимов резания для любых условий обработки.

ОПТИМІЗАЦІЯ РЕЖИМІВ ОБРОБЛЕННЯ ОТВОРІВ КОМБІНОВАНИМ
ОСЬОВИМ ІНСТРУМЕНТОМ
Мірошниченко О.В.

У статті розглянуто питання визначення оптимальних режимів різання при обробці наскрізних отворів осьовим комбінованим інструментом зенкер-розвертка. У якості факторів, які мають найбільший вплив на вибір оптимальних режимів різання, були прийняті шорсткість та розбивання отворів. Отримані результати дозволяють визначити ефективність застосування комбінованих інструментів. Розроблені рекомендації по вибору оптимальних режимів різання для різноманітних умов оброблення.

OPTIMIZATION OF THE MODES OF CUTTING HOLES WITH COMBINED AXIAL TOOLS
O. Miroshnychenko

The paper considers the problem of defining the optimal cutting conditions for the treatment of open-end holes using an axial combined tool – core drill-reamer. Roughness and uncircularity of holes were taken as the main factors determining the choice of the optimal cutting mode. The obtained results allow estimating the performance of axial combined tools. Recommendations on the selection of optimum cutting modes for various treatment conditions are provided.

Ключевые слова: оптимизация, себестоимость, скорость, подача, комбинированный инструмент

Ключові слова: оптимізація, собівартість, швидкість, подача, комбінований інструмент

Key-words: optimization, prime price, speed, feed, combined instrument

Дата подання статті до редакції: 20 травня 2016 р.

УДК

¹Хандожко А.В., ¹Тимошенко А.А., ²Петрусенко Л.А.¹БГТУ, г. Брянск, Россия²г. Киев, Украина

АНАЛИЗ ФАКТОРОВ, ВЫЗЫВАЮЩИХ ХРУПКОЕ РАЗРУШЕНИЕ ТВЕРДОСПЛАВНОГО РЕЖУЩЕГО ИНСТРУМЕНТА

Введение

Режущий инструмент является ключевым элементом технологической системы, непосредственно реализующим функцию удаления срезаемого слоя в процессе обработки на станках. В то же время именно режущий инструмент обладает наименьшей надёжностью в структуре технологической системы.

Для твердосплавного режущего инструмента актуальным является обеспечение прочности и прочностной надёжности. Воздействие повышенных силовых и температурных нагрузок часто приводит к т.н. «внезапным» отказам работоспособности инструмента из-за его разрушений–выкрашиваний и сколов в процессе резания. В этих условиях хрупкое разрушение в 60% и более случаев наступает задолго до достижения предельного износа [1].

Задача расчетного определения оптимальных значений параметров режущей части представляет собой актуальную проблему как для теории резания, так и для практики металлообработки. Хотя в этой области имеются многочисленные исследования (Г.С. Андреев, А.И. Бетанели, В.А. Остафьев, Г.Л. Хае и др.), многие принципиальные вопросы, особенно в части установления причин, вызывающих этот вид отказов работоспособности, не имеют достаточно убедительных объяснений. И до сих пор не потеряла своё значения фраза из известной работы Т.Н. Лоладзе [2]:

«На практике при обработке многих материалов во избежание разрушения инструмента снижают режимы резания. Поэтому повышение прочности режущей части инструмента является весьма важной для производства проблемой. Изучение механизма разрушения, установление его закономерностей, создание инженерных методов расчета прочности режущей части инструмента являются актуальными вопросами теории резания материалов».

Целью настоящей работы является анализ факторов, определяющих хрупкое разрушение твердосплавного лезвийного инструмента при различных условиях обработки резанием.

Основная часть

В классификации отказов работоспособности инструмента [3] выделены две основные группы – износ и разрушение. Разрушение, в свою очередь, принято разделять на пластическое и хрупкое, а хрупкое разрушение – на выкрашивания и сколы.

Причиной появления выкрашиваний (отделения небольших частиц в пределах зоны контакта) принято считать циклические термические и силовые напряжения в режущем клине, которые приводят к усталостному разрушению материала режущего инструмента.

Сколы - разрушение режущей части, вызванное исключительно неблагоприятной силовой нагрузкой со стороны срезаемого слоя. Характер разрушений – сколы крупных частей лезвия, развивающиеся из зоны передней поверхности, расположенной за пределами контакта инструмента со стружкой – приводит к выводу о возникновении в этой зоне критических растягивающих напряжений, превышающих предел прочности инструментального материала.

В дальнейшем основное внимание будет уделено второй группе хрупкого разрушения – сколам. Несмотря на то, что главная причина разрушения - возникновение критических растягивающих напряжения на передней поверхности общепризнанна, сколы относятся к такому виду отказов работоспособности инструмента, причина появления которых имеет принципиально противоречивые объяснения [4].

Экспериментальные исследования в этой области, в основном, велись в 2 направлениях:

-определение предельной толщины среза $a_{пр}$, при которой при данных условиях (режимы резания, обрабатываемый материал, материал инструмента и геометрия режущей части,) происходит хрупкое разрушение режущего клина. В более ранних исследованиях этот метод получил название «метод ломающей подачи»;

- изучение характера силы резания при изменении условий резания, приводящих к хрупкому разрушению. Однако, как правило, исследовалась только величина главной составляющей P_z . Например, у многих исследователей возникли версии т.н. «подскока сил» при врезании.

При анализе причин, вызывающих хрупкое разрушение лезвийного инструмента возникают вопросы, требующие более глубокого рассмотрения:

1. Что является причиной поломок инструмента в момент врезания при меньших (в 1,5 и более раза) толщинах среза $a_{пр}$, чем при установившемся резании?

2. Почему повышается прочность режущего клина при уменьшении переднего угла γ (до определённой, оптимальной величины), несмотря на рост в разы величины силы резания?

3. Установлено, что при увеличении радиуса округления до определённой величины прочность режущей части может повышаться до 1,5 - 2-х раз [5]. Это также происходит на фоне многократного роста сил резания. Но ведь в этом случае сколы возникают на расстоянии от вершины клина, в разы превышающем радиус округления кромки!

4. При уменьшении переднего угла, так и при увеличении радиуса округления кромки существуют оптимальные, для заданных условий резания, значения этих параметров, превышение которых недопустимо, так как это приводит к чрезмерному увеличению силы резания, ухудшению процессов стружкообразования, появлению вибраций и даже поломкам. Как определить оптимальные величины параметров при этих методах повышения прочности?

Для разрешения подобных вопросов, очевидно, недостаточно только оценки величины $a_{пр}$ или сил резания, возникающих при различных условиях обработки. Но ввиду отсутствия надёжных расчётных методов определения напряжений, объяснение причин влияния этих факторов либо вообще не приводится, либо носит чисто субъективный характер. Например: «...при уменьшении переднего угла γ возрастают силы резания, однако, как следует из расчётов, их рост идёт не очень интенсивно и прочность режущей части повышается» [1]. Но при этом никакие расчёты не приводятся! И таких примеров много.

Хрупкое разрушение клина в виде сколов начинается в локальной зоне, когда в инструментальном материале достигается опасное напряжённое состояние, приводящее к возникновению и распространению магистральной трещины, скальвающей лезвие. На основании результатов поляризационно-оптических исследований установлено, что область растягивающих напряжений в режущем клине начинается в точке отрыва стружки и прилегает к передней поверхности клина, а зона максимальных растягивающих напряжений («опасная зона») расположена на передней поверхности на расстоянии от вершины, в 2-2,5 раза превышающем длину контакта инструмента со стружкой [2,6].

Это позволяет для расчётов напряжений, возникающих в этой опасной зоне, применить принцип Сен-Венана - замена действующей распределённой нагрузки на сосредоточенную нагрузку, приложенную к вершине клина. Так как направление силы резания P является переменной величиной, её действие на режущий клин можно заменить на действие технологических составляющих (для свободного прямоугольного резания - P_y и P_z).

Для расчёта величины напряжений в опасной зоне передней поверхности за пределами контактной зоны (для условия свободного резания) предложена формула А.И. Бетанели [6].

$$\sigma_1 = \frac{2P}{br} \left(\frac{\sin \frac{\beta}{2} \sin [v_0 - (\frac{\beta}{2} + \gamma)]}{\beta - \sin \beta} - \frac{\cos \frac{\beta}{2} \cos [v_0 - (\frac{\beta}{2} + \gamma)]}{\beta + \sin \beta} \right), \quad (1)$$

где P – результирующая сила резания, b – ширина среза, r – расстояние от вершины до расчётной точки передней поверхности; γ – передний угол; β – угол заострения клина; v_0 – угол приложения силы резания P (отсчёт от оси «У»). $\text{tg } v_0 = P_z / P_y$

Как видно из формулы 1, на величину возникающих напряжений, кроме силы резания P , (а не только главной составляющей P_z !), влияют ещё два переменных параметра:

1 – направление силы резания P (определяется углом ν_0 или отношением P_y / P_z);

2 – расстояние от вершины клина до расчётной точки « r ».

Величины составляющих силы резания P_y и P_z определяются по формулам:

$$P_z = P \times \sin \nu_0, P_y = P \times \cos \nu_0$$

В работе [7] было предложено преобразование формулы Бетанели к виду:

$$\sigma_1 = \frac{K_z P_z - K_y P_y}{br}, \quad (2)$$

где коэффициенты K_z и K_y определяются по формулам:

$$K_z = 2 \left[\frac{\sin \frac{\beta}{2}}{\beta - \sin \beta} \cos \left(\frac{\beta}{2} + \gamma \right) - \frac{\cos \frac{\beta}{2}}{\beta + \sin \beta} \sin \left(\frac{\beta}{2} + \gamma \right) \right], K_y = 2 \left[\frac{\sin \frac{\beta}{2}}{\beta - \sin \beta} \sin \left(\frac{\beta}{2} + \gamma \right) + \frac{\cos \frac{\beta}{2}}{\beta + \sin \beta} \cos \left(\frac{\beta}{2} + \gamma \right) \right]$$

Как видно из приведенных формул, коэффициенты K_z и K_y постоянны при заданной геометрии клина. Поэтому были выполнены расчёты значений этих коэффициентов в зависимости от переднего угла (от 20° до -10°) и заднего угла (от 2° до 10°). Наличие таблицы коэффициентов существенно упрощает расчёты возникающих в опасной зоне напряжений по формуле 2, а данные по величинам составляющих P_y и P_z при разных условиях резания могут быть взяты из любых источников (результаты измерений сил резания динамометрами, эмпирические формулы, таблицы данных, графики зависимостей сил от различных факторов). Из формулы 2 видна роль величины составляющей P_y в определении уровня напряжений. При равных величинах P_z чем выше величина P_y , тем ниже величина напряжения и наоборот.

В одной из ведущих работ по проблемам динамической прочности инструмента В.А. Остафьев [1] отмечал: «Наиболее благоприятные прочностные условия создаются, когда передняя грань совпадает с нейтральной линией. Эти идеальные условия получить трудно, так как изменение геометрии режущей части связано с потерей её износостойкости, однако приблизиться к ним путём выбора соответствующих геометрических параметров можно». Приравняв числитель формулы 2 к нулю, получаем условие, при котором на передней поверхности клина за пределами контакта будут «нулевые» напряжения. Другими словами, нейтральная линия совпадает с передней поверхностью режущего клина.

$$K_z P_z - K_y P_y = 0 \text{ или } K_z P_z = K_y P_y, \text{ откуда:}$$

$$P_y / P_z = K_z / K_y \quad (3)$$

Как показано выше, коэффициенты K_z и K_y постоянны при заданных углах клина. Поэтому величина их отношения также постоянна и приведена в той же таблице для любого сочетания углов режущего клина: переднего угла - от 20° до -10° и заднего угла - от 2° до 10° .

Для обозначения фактического отношения P_y к P_z примем символ $\varepsilon(\phi)$.

Обозначив отношение K_z / K_y символом $\varepsilon(0)$, то получим следующие условия:

а) при $\varepsilon(\phi)$ меньше $\varepsilon(0)$ – в режущем клине существует зоны как растягивающих, так и сжимающих напряжений, разделённые между собой нейтральной линией;

б) при $\varepsilon(\phi)$ равно $\varepsilon(0)$ – нейтральная линия совпадает с передней поверхностью, в остальной части клина – только сжимающие напряжения;

в) при $\varepsilon(\phi)$ больше $\varepsilon(0)$ – во всём режущем клине имеются только сжимающие напряжения.

Примеры расчёта напряжений при изменении условий резания

Пример 1. Влияние условий переходного периода врезания инструмента в заготовку.

Установлено, что предельная толщина среза $a_{пр}$ при прерывистом резании в 1,5 – 2 раза ниже, чем при точении, а сколы режущей части происходят исключительно в момент врезания [5,6]. Этот факт однозначно свидетельствует о повышенном уровне напряжений в опасной точке передней поверхности, по сравнению с установившимся процессом резания. Однако объяснения причин этого явления у разных авторов принципиально противоположны.

Достаточно распространёнными были версии т.н. «подскоков» и «всплесков» сил резания. Это, в принципе, довольно просто объясняло причину повышения напряжений «больше сила – выше напряжения». Главным объектом исследований при этом был характер изменения составляющей силы резания P_z . Измерение величины силы, в основном, велось при помощи динамометров с тензометрическими датчиками, а регистрация величины сил – по осциллограммам, на которых исследователи отмечали «скачок» сигнала в момент врезания. Коэффициент динамичности (отношение величины сигнала при врезании к величине сигнала установившегося процесса) был в пределах 1,7 даже при 20-ти кратном увеличении скорости.

Однако, многие как и теоретические, так и экспериментальные исследования [4,8] опровергают наличие «подскока сил» при врезании, указывая на отсутствие физических предпосылок для таких «подскоков». А регистрируемые «всплески» электрических сигналов объясняются реакцией упругого звена динамометра на быстропротекающий неэкстремальный импульс силы, при этом ошибочно принимаемый исследователями за скачок силы резания. Г.С. Андреев в своих работах показал, что снижение скорости в момент врезания, которое многие считают «доказательством удара» [4], происходит только за счёт деформаций упругой системы станка под действием прямоугольного, без «скачков» импульса составляющей P_z .

Для разрешения противоречия между отсутствием «всплеска» P_z при врезании и сколами режущей части, происходящими в этот момент, рассмотрим особенности напряжённого состояния в опасной точке передней поверхности. В вышеупомянутой работе [7] при одновременной регистрации составляющих P_y и P_z в момент врезания установлено постоянное «отставание» периода стабилизации составляющей P_y от составляющей P_z .

Но, согласно формуле 2, при установившейся величине P_z , чем меньше величина составляющей P_y тем выше уровень возникающих напряжений. К тому же, длина контакта в момент врезания меньше, чем при установившемся резании. В результате, в период врезания действие этих двух факторов может до 2-х и более раз повысить уровень напряжений при постоянной величине P_z , равной P_z установившегося резания (без всяких «подскоков» сил!).

Такой характер изменения составляющих силы резания объясняется следующим:

- при врезании нормальные усилия на передней поверхности в зоне контакта (P_z) очень быстро (порядка 100 – 200 мксек) достигают уровня установившегося резания;
- тангенциальные усилия (P_y) определяются силами трения.

Но, в начальный момент в зоне контакта взаимодействие между передней поверхностью и срезаемым слоем проходит по закону внешнего трения и средний коэффициент трения μ_{cp} намного ниже, чем при резании. И только через определённый период (в разы превышающий время стабилизации P_z), рост температуры в зоне контакта, зарождение и развитие адгезионных связей приводят к росту тангенциальных усилий и стабилизации P_y и μ_{cp} на уровне установившегося резания;

- в этот же период происходит и увеличение длины контактной зоны, следовательно, удаление опасной точки от вершины клина, что дополнительно снижает уровень напряжений.

В работе [8, р.3] приведены результаты экспериментального исследования процесса врезания с регистрацией составляющих силы резания, замером длины контактной зоны, фотографированием корней стружков различные периоды процесса резания. Эксперименты проводились как без смазки, так и с применением твёрдых смазок (фториды бария и кальция).

Исходные данные [8, р.3]:

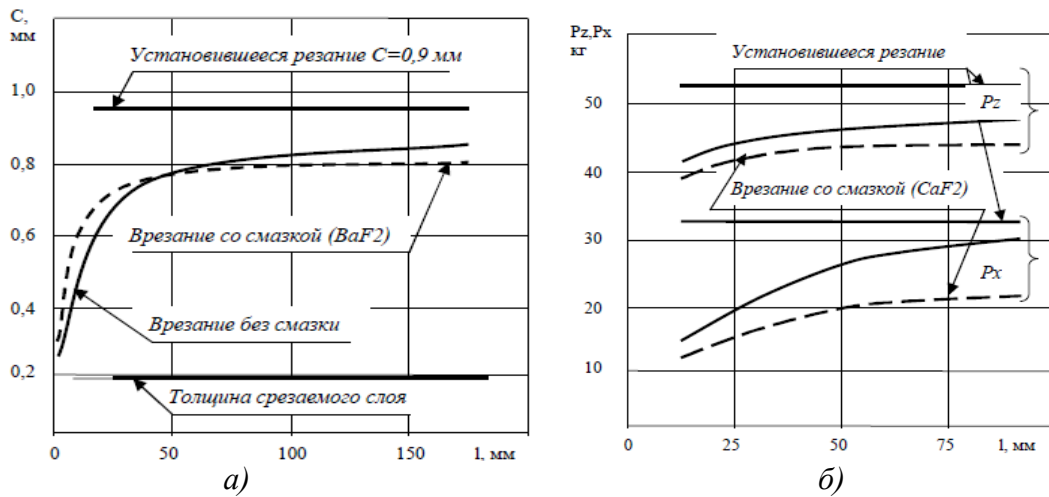


Рисунок 1 – Зависимости показателей в период врезания:
 а – длина контакта; б – величина составляющих силы резания

На основании этих исходных данных выполнены расчёты напряжений с применением предложенного преобразования формулы Бетанели (2) и таблицы коэффициентов K_z и K_y . По результатам этих расчётов построены графики напряжений (рис. 2).

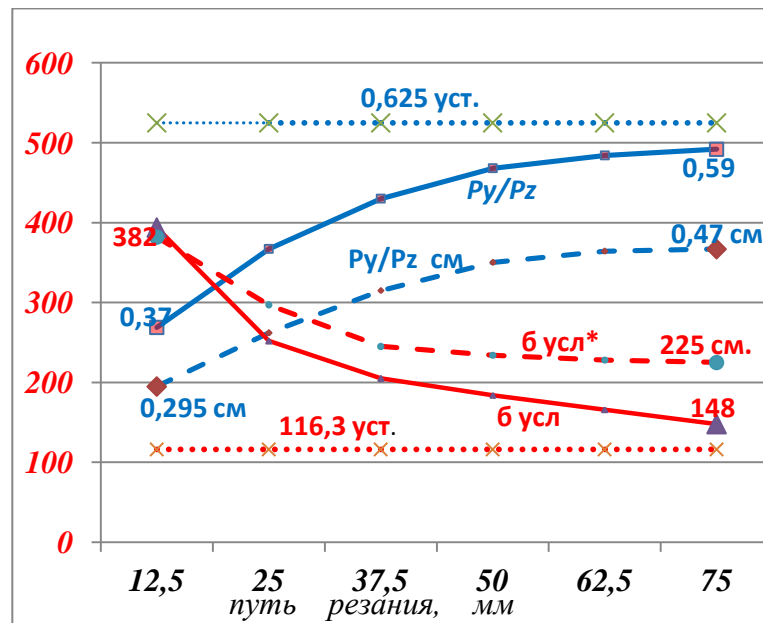


Рисунок 2 – Графики зависимости расчётных напряжений и соотношения составляющих силы резания

На рис. 3 приведены фотографии корней стружки в период врезания и при установившемся резании, взятые из [8, р.3].

Как показали расчёты, уровень напряжений, возникающих в опасной зоне, в начальный период врезания в 2,5 - 3,3 раза выше, чем при установившемся резании. При этом величины силы резания заметно ниже, особенно, составляющей P_y (в 2-2,5 раза).

Причинами возникновения такого «импульса» напряжений в момент врезания являются:

- меньшее отношение P_y/P_z , угол действия ($20,3^\circ$ против 32°).

Это обусловлено величиной коэффициента трения $\mu_{ср}$ - в начальный период - 0,37, а при установившемся резании - 0,63.

- меньшая длина контакта и, соответственно, меньшее расстояние от вершины режущего клина до опасной зоны передней поверхности (1,1 мм против 1,8 мм).

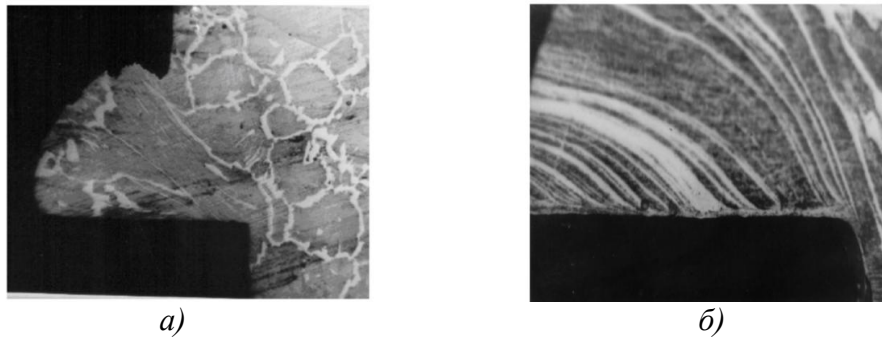


Рисунок 3 – фотографії корней стружки[8, р.3]:
a – в начальный момент врезания, *б* – установившийся процесс резания

Для подтверждения наших выводов рассмотрим рис. 4 [9]:

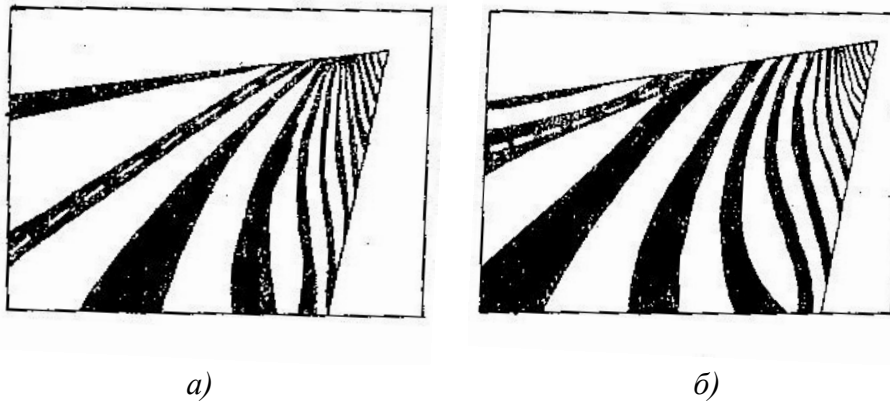


Рисунок 4 - Картина полос напряжений (изохромы) режущей части инструмента:
a – врезание; *б* – установившийся процесс. Пунктир - нейтральная линия [9].

В работе приведены результаты исследований напряжений в режущем клине, выполненных поляризационно-оптическим методом. Отмечается неэкстремальный характер роста силы резания (число полос в зоне сжатия увеличивается монотонно).

В то же время угол между передней поверхностью и нейтральной линией, разделяющей зоны сжимающих и растягивающих напряжений, при врезании заметно больше, чем при установившемся резании. А, согласно работам А.И. Бетанели, положение нейтральной линии зависит только от угла действия силы резания (соотношения P_y/P_z).

Опасная зона при врезании расположена значительно ближе к вершине, чем при установившемся процессе. В результате, при врезании величина растягивающих напряжений в критической зоне может в разы превышать уровень напряжений, которые имеют место при установившемся процессе резания.

Пример 2. Влияние величины переднего угла на уровень напряжений.

Одним из основных методов повышения прочности режущей части инструмента при черновых режимах обработки является уменьшение величины переднего угла до нуля и, в ряде случаев, до отрицательных величин (-10° - -15°). При этом, несмотря на рост силы резания, повышается прочность режущей части, что указывает на снижение напряжений в опасной зоне. Существуют оптимальные (для конкретных условий резания) значения углов, при которых дальнейшее уменьшение их величины нерационально и даже недопустимо, однако расчётные методы определения этих параметров отсутствуют.

Для объяснения причин этого выполним расчёты уровней напряжений в опасной зоне.

Рассмотрим рис. 5. На графике зависимости P_x , P_y и P_z от величины переднего угла (*a*) [3] видно, что при уменьшении γ растут величины всех составляющих, но рост P_x и P_y заметно опережает рост P_z .

По этим исходным данным выполнен расчёт напряжений в опасной зоне с применением формулы 2 и таблицы коэффициентов. Для применения формулы 2 по величинам составляющих P_x и P_y рассчитана величина составляющей P_{xy} .

Графики, выполненные по результатам этих расчётов, приведены на рис.5, б.

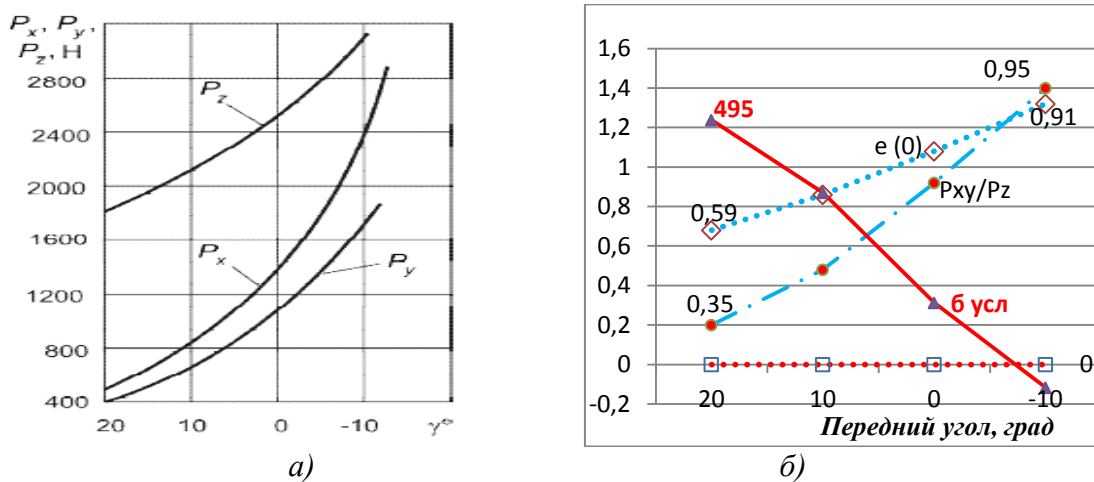


Рисунок 5 – Зависимость уровня напряжений в опасной зоне от величины переднего угла: а – исходные данные [3], б – расчётные зависимости

Полученные расчётные зависимости дают более полное представление о влиянии исследуемого параметра (угла γ) на уровень напряжений.

При изменении угла γ с 20° до -10° :

- составляющая P_z увеличивается в 1,72 раза (с 1,81 до 3,12 кН);
- составляющая P_{xy} увеличивается в 4,61 раза (с 0,64 до 2,95 кН);
- равнодействующая силы резания P растёт в 2,24 раза (с 1,92 до 4,29 кН).

Несмотря на это, величина напряжений в расчётной точке снижается с 495 до 47 ед.

Отношение P_{xy} / P_z растёт в 2,71 раза, а угол действия с $19,3^\circ$ при $\gamma=20^\circ$ до $43,4^\circ$ при $\gamma=10^\circ$.

Определена оптимальная величина угла γ , при которой напряжения равны нулю.

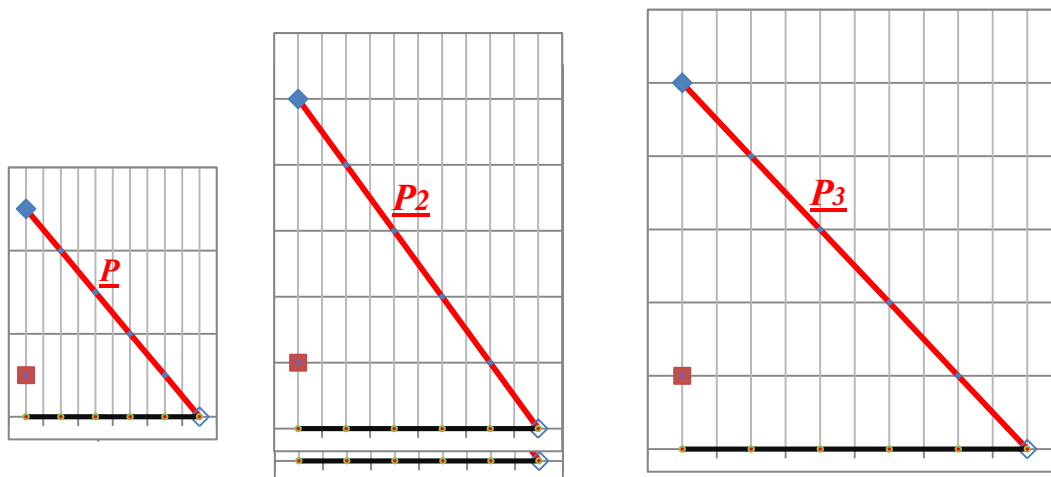


Рисунок 6 – Схема приложения равнодействующей силы резания к режущему клину:

1 – $\gamma = 20^\circ$; $P = 1920 \text{ H}$; $P_{xy}/P_z = 0,35$; $\omega = 19,3^\circ$; б усл = 495 ед.;

2 – $\gamma = 0^\circ$ $P = 3063 \text{ H}$; $P_{xy}/P_z = 0,71$; $\omega = 35,4^\circ$; б усл = 125 ед.;

3 – $\gamma = -10^\circ$; $P = 4294 \text{ H}$; $P_{xy}/P_z = 0,95$; $\omega = 43,5^\circ$; б усл = -47 ед.

На рис. 6 видно, что меньший, но неблагоприятно направленный вектор силы резания (6, 1), вызывает повышенный уровень напряжений в опасной зоне и, наоборот (6, 3), напряжения переходят в сжимающие при большей, в 2,24 раза, силе резания P .

Пример 3. Влияние радиуса округления режущей кромки.

Для повышения работоспособности часто применяются приёмы «округления кромки» или «фаски с отрицательным передним углом». Это, естественно, повышает «локальную» прочность режущей кромки и, положительно влияет на сопротивление хрупкому разрушению в контактной зоне (выкрашивания и осыпание кромки). В тоже время отмечается и повышение прочности, хотя сколы возникают на расстоянии от вершины, многократно превышающем радиус округления кромки. Так, Г.Л. Хае́т отмечал [5]: «С увеличением радиуса округления до определённой величины прочность инструмента возрастает. Время работы до разрушения увеличивается в 1,5 – 10 раз, а разрушающая подача – на 10 – 50%, а в отдельных случаях – на 100%. При определённых радиусах округления прочность инструмента становится максимальной. Дальнейшее увеличение радиуса округления снижает прочность, что может быть объяснено ростом силы резания и повышением контактных давлений. Очевидно, при больших радиусах действие этих факторов становится более сильным, чем положительных».

Для объяснения причин этого явления рассмотрим рис. 7 из работы [10] в которой рассмотрена математическая модель работы инструмента с округлённой режущей кромкой.

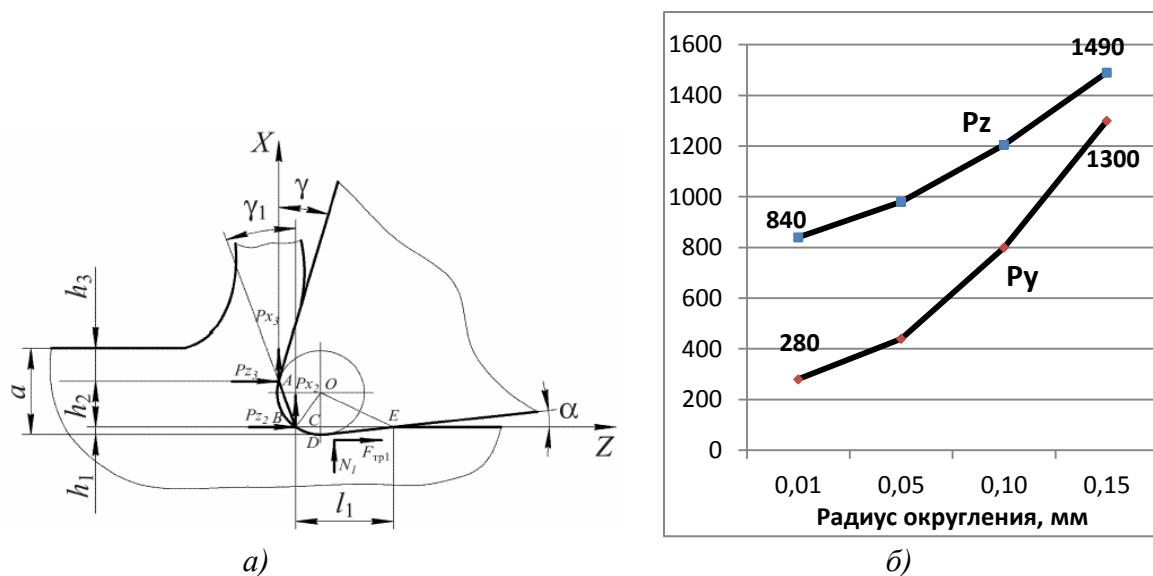


Рисунок 7 – Модель работы инструмента при округлении кромки:

a – распределение припуска, *б* – расчётные зависимости составляющих силы резания [10]

На графике (рис. 7, б) видно, что при увеличении радиуса округления скорость роста составляющей P_y опережает скорость роста P_z . При этом возникают вопросы:

- Как определить оптимальный радиус округления режущей кромки (переход напряжений в опасной зоне из растягивающих в сжимающие)?
- Каков диапазон изменения радиуса, если заданы пределы допустимого уровня напряжений?

Однако вычисление уровней напряжений под действием составляющих сил резания, приведенных на рис. 7, б, обычно становится довольно сложной и трудоёмкой задачей.

Применив формулу 2 и таблицу коэффициентов K_z и K_y , можно вычислить величины возникающих в опасной зоне напряжений.

На рис. 8, а показаны расчётные зависимости величин напряжений, полностью соответствующие значениям P_y и P_z , приведенным на рис. 7, б.

На рис. 8, б более детально рассмотрена область значений $p = 80 - 110$ мкм. Для оценки влияния величины заднего угла приведены и расчётные графики для $a = 4^\circ$ (исходный $a = 8^\circ$).

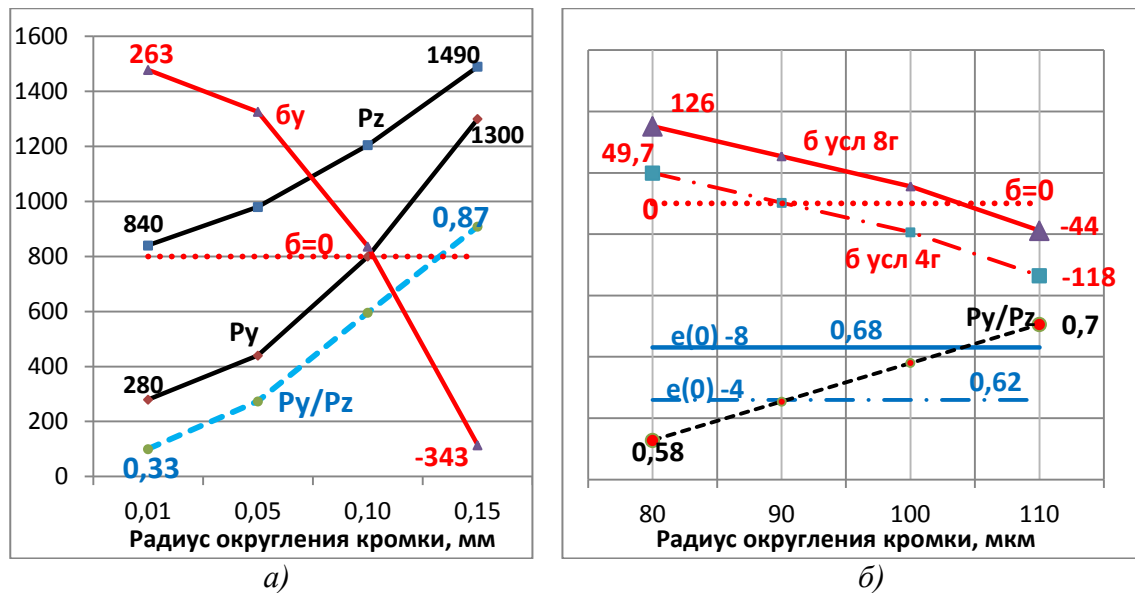


Рисунок 8 – Зависимости уровня напряжений от радиуса округления кромки:
 а – силы резания – напряжения, б – область оптимальных значений (для $a = 8^\circ$ и $a = 4^\circ$)

Выводы

Хрупкое разрушение режущей части инструмента (сколы) вызвано растягивающими напряжениями на передней поверхности и для установления причин его появления необходим расчёт величины напряжений в опасной зоне. На основании преобразованной формулы Бетанели разработана методика расчёта напряжений по величинам составляющих силы резания. Выполнены расчёты и предложены объяснения влияния различных факторов на напряжения, возникающие при изменении условий резания.

Перечень источников литературы: 1. Остафьев В.А. Расчёт динамической прочности режущего инструмента. – М. : Машиностроение. 1979. 168с. 2. Лоладзе Т. Н. Прочность и износостойкость режущего инструмента. М.: Машиностроение, 1982. — 320 с , ил. 3. Основы теории резания материалов: Учебник / Мазур Н.П., Внуков Ю.Н., Грабченко А.И. и др. ; под общ. ред. Н.П. Мазура и А.И. Грабченко. –2-е изд. –Харьков :2013. – 534 с. 4. Андреев Г.С. Удар при прерывистом резании //Вестник машиностроения.1971.№3. С.65-68. 5. Хагт Г.Л. Прочность режущего инструмента. М. Машиностроение. 1975. 167 с. 6. Бетанели А.И. Хрупкая прочность режущей части инструмента. Тбилиси: Грузинский политехнический институт, 1969. 149 с. 7. Ильченко Н.Я., Ковтуненко В.Е., Петрусенко Л.А. Об особенностях напряжённого состояния режущей части инструмента при прерывистом резании //Резание и инструмент. Харьков, 1979. - №22 – С.72-77. 8. Повышение эффективности обработки резанием. Коллективная монография. Под ред. А.В. Киричека Изд. дом «Спектр». Москва. 2012. 307 с. 9. Лоладзе Т.Н., Ткемаладзе Г.Н., Тотчиев Ф.Г. Определение напряжений в режущей части инструмента при переходных процессах//Надёжность режущего инструмента. Киев –Донецк. Вища школа, 1975. – Вып. 2. – С.82-86. 10. Трилисский В.О. , Большаков Г. С. Расчёт сил резания для инструмента с округлённой режущей кромкой. // Известия высших учебных заведений. Поволжский регион. Технические науки. 2007 г. №3 стр. 116 – 122).

Рецензент: Клименко Г.П., д.т.н., проф. ДДМА

АНАЛИЗ ФАКТОРОВ, ВЫЗЫВАЮЩИХ ХРУПКОЕ РАЗРУШЕНИЕ
ТВЕРДОСПЛАВНОГО РЕЖУЩЕГО ИНСТРУМЕНТА
Хандожко А.В., Тимошенко А.А., Петрусенко Л.А.

В данной работе рассмотрены вопросы причин хрупкого разрушения твердосплавного режущего инструмента при черновых режимах обработки и в условиях прерывистого резания. Предложен метод расчёта напряжений в опасной зоне передней поверхности инструмента. Выполнены расчёты напряжений и предложены объяснения причин хрупкого разрушения при изменении условий резания. Установлено влияние на уровень напряжений направления действия силы резания и расстояния от вершины режущего клина до опасной зоны.

АНАЛІЗ ФАКТОРІВ, ЯКІ ВИКЛИКАЮТЬ КРИХКЕ РУЙНУВАННЯ
ТВЕРДОСПЛАВНОГО РІЖУЧОГО ІНСТРУМЕНТУ
Хандожко О.В., Тимошенко О.О., Петрусенко Л.О.

У даній роботі розглянуті питання причин, які призводять до крихкого руйнування твердосплавного ріжучого інструменту при чорнових режимах обробки і в умовах переривчастого різання. Запропоновано метод розрахунку напружень в небезпечній зоні передньої поверхні інструменту. Виконано розрахунки напружень і запропоновані пояснення причин крихкого руйнування при зміні умов різання. Встановлено вплив на рівень напружень напрямку дії сили різання і відстані від вершини ріжучого клина до небезпечної зони.

ANALYSIS OF FACTORS INFLUENCING BRITTLE FRACTURE
OF CARBIDE CUTTING TOOLS
Khandozhko A.V., Timoshenko A.A., Petrusenko L.A.

In the article discusses the causes of brittle fracture of carbide cutting tools for roughing machining conditions and interrupted cuts. A method of calculation of stress in the danger zone of the front surface of the tool. Calculations of stress and suggested explanation of brittle fracture when changing cutting conditions. The effect on the level of the stress direction of the cutting force and the distance from the top of the cutting wedge to the danger zone.

Ключевые слова: хрупкое разрушение, расчёт напряжений, углы режущего инструмента, округление кромки, процесс врезания.

Ключові слова: крихке руйнування, розрахунок напружень, кути різального інструменту, округлення кромки, процес врізання

Keywords: brittle fracture, stress calculation, the angles of the cutting tool, rounded edge, plunging process

Дата подання статті до редакції: 17 травня 2016 р.

УДК621.9

Солодкий В.І., Глоба О.В.
НТУУ «КПІ», м. Київ, Україна

КОРЕГУВАННЯ ПОДАЧІ НА ВЕРСТАТАХ З ЧПК

Стан питання. Розвиток комп'ютерних технологій і їх впровадження в сучасну промисловість призвели до докорінних змін в підході до вирішення задач формоутворення поверхонь складного профілю [1-3].

Використання верстатів ЧПК збільшило продуктивність і ефективність технологічних процесів за рахунок зменшення часу обробки деталі та використання більш ефективних способів формоутворення [4].

Застосування принципу прямої кінематики, збільшило точність оброблення та дозволило методами різання утворювати поверхні високої точності та складності.

Деталі з складними поверхнями мають широке застосування в багатьох галузях. Для їх оброблення застосовується різальний інструмент із складною формою вихідної інструментальної поверхні (ВП) [5,6], що викликає необхідність корекції геометричних параметрів ріжучої частини за результатами обробки експертної партії деталей [7].

Формулювання проблеми. Для складного спеціального ріжучого інструменту, який застосовують при виготовленні складнопрофільних поверхонь, гострим питанням є відновлення працездатності після переточки, яка є достатньо специфічною. Тому замість проектування і виготовлення спеціального різального інструменту використовується стандартний, порівняно дешевий і простий. Однак після переточки такого інструменту він змінює форму та розміри, що викликає необхідність корегування програм та кінематичних схем переміщення інструменту.

З іншого боку, застосування постійного чисельного значення подачі під час оброблення фасонної поверхні призводить до того, що шорсткість різних ділянок деталі виявляється різною, тобто деталь, яка була оброблена у відповідності до вимог - має різні параметри шорсткості на своїх поверхнях.

Постановка задачі. Отримання складної фасонної поверхні стандартним різальним інструментом можливо тільки використовуючи перемінну кінематичну подачу інструмента різної чисельної величини, яка залежить від величини допуску на виготовлення деталі.

Задачею дослідження є розробка стратегії та рекомендацій по вибору корекції величини подачі (кроку між стрічками) інструменту при обробленні фасонної складнопрофільної деталі. Розроблена методика повинна дати змогу, провівши відповідний аналіз самої оброблюваної поверхні, визначити величину корекції подачі між стрічками руху інструменту з урахуванням величини допуску на виготовлення фасонного профілю деталі.

Будемо розглядати такі поверхні, що приймають участь у процесі формоутворення. Номінальна поверхня деталі D , яка визначена технічними умовами. Вихідна інструментальна поверхня ВП, яка пов'язана з інструментом, що застосовують при формоутворенні деталі. Поверхні допуску $D(\Pi)$, яка є складовою номінальної поверхні деталі та допуску на її виготовлення.

Визначимо математичне представлення поверхонь, які приймають участь у формоутворенні. Опис поверхонь будемо розглядати в координатній площині XU (рис.1).

Номінальна поверхня деталі D відома та задана технічними умовами і є базою для визначення поверхні допуску $D(\Pi)$, адже величина допуску відраховується від номінальної поверхні.

Поверхню допуску $D(\Pi)$ будемо визначати в околиці розрахункової точки A контакту інструмента та номінальної поверхні деталі D . Радіус околиці точки позначимо як Δx . В такому випадку поверхню допуску $D(\Pi)$ можливо представити трьома точками I_n , A_n та 3_n , які розташовані на відстані δ від номінальної поверхні деталі D . Для того, щоб врахувати форму номінальної поверхні, величину допуску (відстань δ) будемо відкладати вздовж

нормалі до номінальної поверхні у відповідних точках I_d , A та $З_d$, які описують околиці точки контакту.

Такий спосіб визначення поверхні допуску Д(П) в околиці розрахункової точки A дає можливість застосувати для математичного опису поверхні Д(П) коло радіусу R_d , яке проходить через три точки поверхні Д(П), а саме $I_{п}$, $A_{п}$ та $З_{п}$. Проведення кола через три реперні точки математично досить просто. Координати реперних точок можливо записати у такій формі:

$$\text{точка } I_{п} \begin{cases} X = x - \Delta x \\ Y = \delta + f(\Delta x) \end{cases} \quad (1)$$

$$\text{точка } A_{п} \begin{cases} X = 0 \\ Y = \delta \end{cases} \quad (2)$$

$$\text{точка } З_{п} \begin{cases} X = x + \Delta x \\ Y = \delta + f(\Delta x) \end{cases} \quad (3)$$

де: X та Y – координати відповідних точок поверхні допуску Д(П); x – координата поверхні номінальної поверхні деталі в розрахунковій точці A ; δ – величина допуску на виготовлення; Δx – параметр околу навколо розрахункової точки; $f(\Delta x)$ – функція, яка враховує форму номінальної поверхні деталі в околиці розрахункової точки.

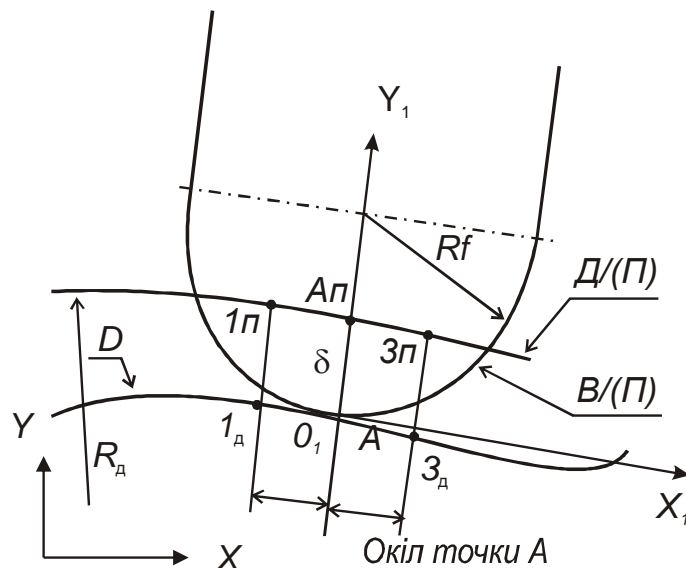


Рисунок 1 – Опис поверхні допуску колом

Поверхню інструмента опишемо як коло радіусу R_f фрези, що застосовується при обробленні деталі. Центр кола R_f будемо розташовувати на нормалі до поверхні деталі в розрахунковій точці A . Положення інструмента (фрези) будемо задавати у системі координат X_1Y_1 . Координатна вісь Y_1 завжди співпадає з нормаллю до поверхні деталі. Отже, система координат X_1Y_1 є рухомою системою, яка залежить від форми деталі.

Розглянемо можливі варіанти взаємного положення поверхонь інструмента і деталі у процесі формоутворення. У разі коли поверхня деталі в розрахунковій точці є випуклою (рис.2, а) умови формоутворення не будуть порушені і оброблення фасонної поверхні деталі може бути здійснено.

При варіанті зображеному на рис.2, б формоутворення також можливе, адже радіус кривизни поверхні деталі D значно більший радіусу вихідної інструментальної поверхні (фрези).

У той же час, у разі виникнення варіанту зображеного на рис.2, в умови формоутворення будуть порушені, вихідна інструментальна поверхня зріже частину поверхні деталі.

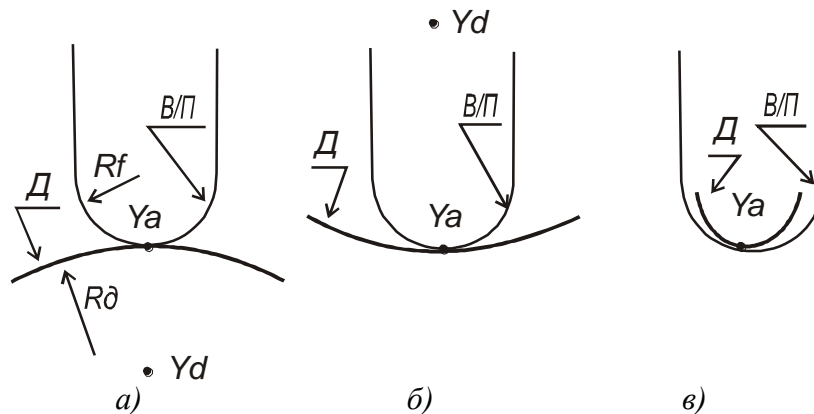


Рисунок 2 – Графічне зображення умов формоутворення:
 R_f – радіус фрези; R_d – радіус кривизни деталі; Y_d – центр радіуса кривизни деталі

Запишемо математичне представлення умов формоутворення. Із розгляду представлених варіантів можливо стверджувати, що математичним записом можливості формоутворення є вираз $R_f < R_d$.

Але для реалізації в керуючій програмі такого обмеження замало, оскільки воно неоднозначно описує всі випадки. Наприклад, воно однаково підходить і для випадку a і b на рис.2. При варіанті a немає різниці $R_f < R_d$ чи $R_f > R_d$, умова формоутворення все одно виконується, а для варіантів b та v такого сказати не можна. Для введення однозначності рішення додамо додаткову умову, яка б виключила варіант b з a . Це можливо зробити, врахувавши положення центра координат радіуса кривизни деталі Y_d відносно радіусу кривизни інструменту Y_a . Якщо $Y_a > Y_d$, то стає чинним випадок формоутворення зображений на рис.2, a .

Отже, остаточно умову оброблення без порушень умов формоутворення в розрахунковій точці можливо записати у вигляді:

$$R_f < R_d \text{ та } Y_a > Y_d. \quad (4)$$

Значення величин R_d в кожній розрахунковій точці можливо визначити за допомогою методики викладеної в [8].

Після перевірки виконання умови формоутворення в усіх розрахункових точках, можливо перейти до розрахунку величини зони контакту. Раніш було прийнято, що поверхні інструменту та поверхня допуску описуються відповідними колами різного радіусу кривизни. Таким чином, коли обидві поверхні, що приймають участь у обробленні, є сферами – можливо стверджувати, що зона контакту буде колом радіусу AB (рис.3).

Величину відрізка AB можливо визначити за залежністю

$$AB = \sqrt{R_f^2 - \left(\frac{R_f^2 - R_d^2 + L^2}{2L} \right)^2} \quad (5)$$

де L – відстань між центрами кривизни O_f та O_d ; R_f – радіус кривизни інструмента (фрези); R_d – радіус кривизни поверхні деталі в розрахунковій точці.

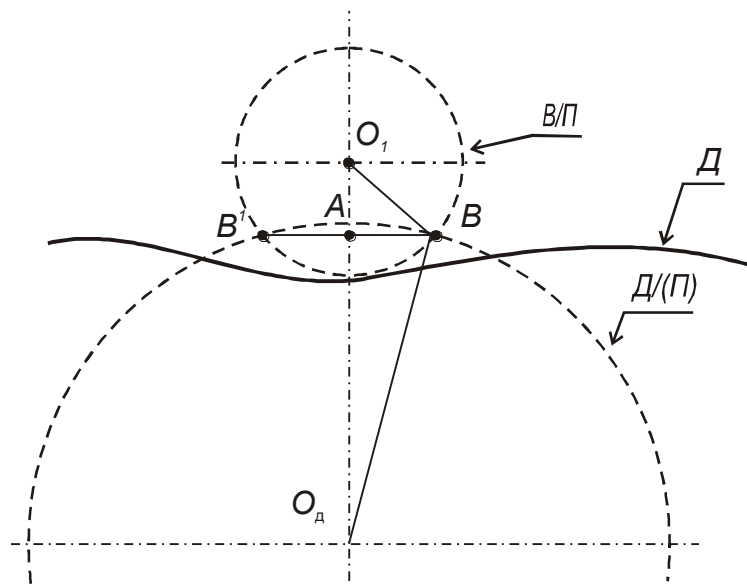


Рисунок 3 – Схема розрахунку величини осей зони контакту:
 O_f – центр радіусу кривизни фрези; O_d – центр радіусу кривизни деталі

При розгляді двох сусідніх положень ВП твірних інструменту разом з поверхнею Д та Д(П) можливо аналітично знайти дійсну геометричну ребристість поверхні (рис.4). Геометричну ребристість поверхні обробленої деталі необхідно визначити для перевірки правильності вибору значень величин подач та для визначення величини її корекції у разі необхідності. Значення ребристості порівнюються з заданою величиною поля допуску на виготовлення поверхні Д.

Отримані величини осей п'ятен контакту та значення теоретичної ребристості необхідно опрацювати. Обробивши їх, робимо висновки:

- чи повністю зони контакту перекривають поверхню деталі;
- чи повністю вона оброблюється при заданій, розрахунковій подачі інструменту;
- чи потрібно вносити корекцію в величини подач.

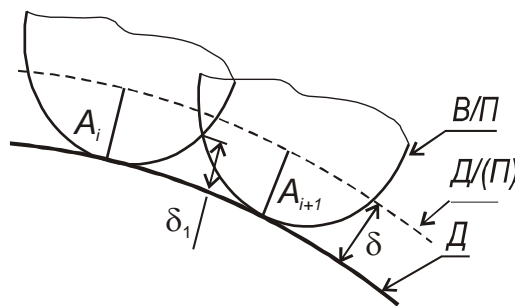


Рисунок 4 – Геометрична ребристість поверхні

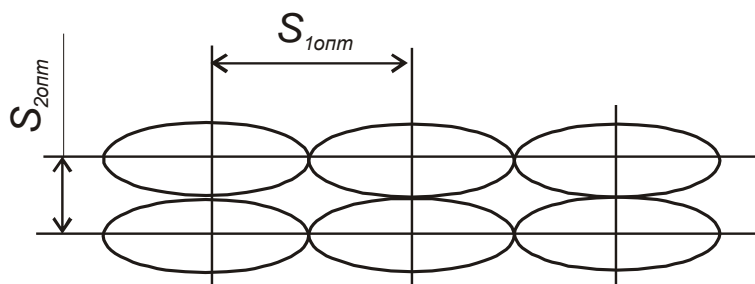


Рисунок 5 – Інтерпретація оптимальної подачі

Оскільки подача це неперервний процес, що характеризується переміщення інструменту за проміжок часу, то і зони контакту, отримані нами в попередніх розрахунках, замкнуті криві – результат перетину Д(П) та ВП інструменту, розглядаються через дискретно визначений проміжок часу.

Введемо поняття "оптимальна подача" – під цим будемо розуміти наступне – це така подача, при якій поверхня деталі повністю оброблюється, або, інакше кажучи, сусідні зони контакту повинні перекриватися або дотикатися між собою (рис. 5).

Введемо поняття "величина корекції подачі" - під цим будемо розуміти наступне – розрахункова величина чисельної зміни значення подачі. Для її оптимізації вона розраховується для двох сусідніх положень інструменту (рис.6), виходячи з умови дотику двох сусідніх зон контакту в площині допусків Д(П). Коли відстань S між двома сусідніми стрічками мала, то її необхідно корегувати (збільшити) на величину $S_{кор}$. Навпаки, коли відстань S між двома сусідніми стрічками занадто велика, то її необхідно корегувати (зменшити) на величину $S_{кор}$ (мінус $S_{кор}$)

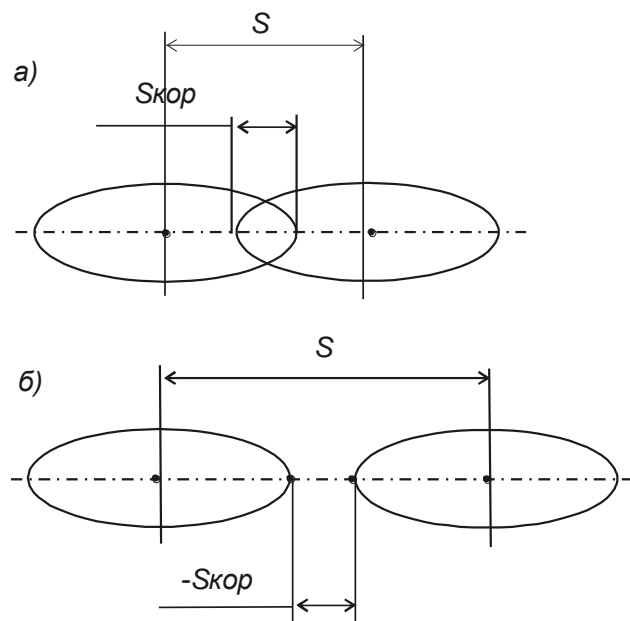


Рисунок 6 – Корекції подачі в площині Д(П):
а – корекція в плюс; б – корекція в мінус

Таким чином, дана величина корекції подачі може набувати різних значень впродовж перетину поверхні деталі. Як наслідок цього, значення оптимальної подачі також не однакове.

Задачу по визначенню величини оптимальної подачі будемо розглядати в перетині площин, оскільки характерні вісі зон контакту лежать в цих перетинах. Для виведення послідовності розв'язку зобразимо простий приклад обробки плоскої поверхні деталі Д шаровими фрезами. На рис.7,а подано випадок недостатнього кроку між стрічками, а на рис.7,б занадто великого. В обох випадках величина подачі S потребує корегування на величину $S_{кор}$.

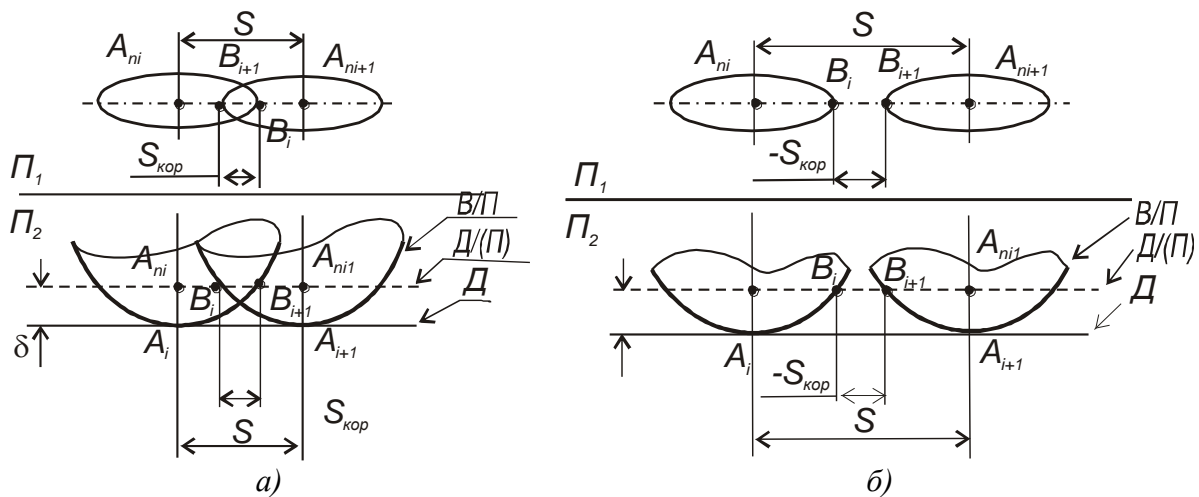


Рисунок 7 – Визначення величини корекції подачі

Отже, послідовність визначення величини корегування кроку між стрічками може бути такою. Для кожної розрахункової точки поверхні деталі D визначаємо радіус кола, що імітує поверхню допуску $D(\Pi)$. Розраховуємо параметри зони контакту поверхні допуску та вихідної інструментальної поверхні та аналізуємо умови формоутворення. Залежно від наявних умов визначаємо величину корекції кроку між стрічками.

Висновки

Аналіз результатів проведених досліджень формоутворення фасонних складних поверхонь на верстатах з числовим керуванням показує, що для тримання поверхні деталі з однаковими параметрами шорсткості по всіх площині необхідно застосовувати кінематичні схеми руху інструмента, які характеризуються перемінним значенням кроку між стрічками.

Запропонована методика опису кінематики формоутворення дозволяє визначити наявність (або відсутність) порушень умов формоутворення.

Показано загальну методику визначення чисельної величини корегування подачі між стрічками руху інструменту, яка за умови максимальної продуктивності процесу формоутворення забезпечуючи потрібну шорсткість, рівномірно розподілену по всій деталі.

Запропонована методика може бути застосована під час підготовки керуючих програм для багатокоординатних верстатів з числовим керуванням при формоутворенні складних фасонних поверхонь. Це насамперед відноситься до авіаційної та суднобудівної галузей машинобудування.

Перелік джерел літератури: 1. Чемборисов Н.А. Систематизация признаков способа формообразования / Н. А. Чемборисов. // СТИН. – 2002. – №8. – С. 32–35. 2. Сморгалов Н.В. Численное моделирование поверхностей при обработке резанием / Н.В. Сморгалов. – Набережные Челны: КамПИ, 2003. – 203 с. 3. Шевелева Г.И. Теория формообразования и контакта движущихся тел / Г.И. Шевелева. – Москва: СТАНКИН, 1999. – 272 с. 4. Беклешов В.А. САПР в машиностроении / В.А. Беклешов, Г.Б. Морозова. – С.пб.: Машиностроение, 2006. – 141 с. 5. Радзевич С.П. Классификация рабочих поверхностей деталей и инструментов / С.П. Радзевич. – Днепропетровский: Днепропетровский индустриальный институт, 1988. – 185 с. 6. Вайсбург В.А. Автоматизация технологической подготовки авиационного производства на базе ЭВМ и оборудования с ЧПУ / В.А. Вайсбург, Б.А. Медведев. – Ленинград: Машиностроение, 1990. – 350 с. 7. Евгеньев Г.Б. Основы программирования обработки на станках с ЧПУ / Г.Б. Евгеньев. – Москва: Машиностроение, 1999. – 304 с. 8. Погорелов А.В. Изгибание выпуклых поверхностей / А.В. Погорелов. – Москва: Государственное издательство технико-теоретической литературы, 1955. – 184 с.

Рецензент: **Ковальов В.Д.**, д.т.н., проф. ДДМА

КОРЕГУВАННЯ ПОДАЧІ НА ВЕРСТАТАХ З ЧПК

Солодкий В.І., Глоба О.В.

Представлена прогноуюча математична модель формоутворення складно-профільної поверхні на верстаті з ЧПК дозволяє ще до початку оброблення деталі, виконати аналіз умов формоутворення, призначити за його результатами доцільні значення та напрямок подачі, які забезпечують максимальну продуктивність при заданій шорсткості деталі.

КОРРЕКТИРОВАНИЕ ПОДАЧИ НА СТАНКАХ С ЧПУ

Солодкий В.И., Глоба А.В.

Представлена прогнозирующая математическая модель формообразования сложно-профильной поверхности на станке с ЧПУ, которая позволяет еще до начала обрабатывания детали, выполнить анализ условий формообразования, назначить по его результатам целесообразные значения и направление подачи, которые обеспечивают максимальную производительность при заданной шероховатости детали.

FEED ADJUSTMENT ON CNC MACHINES

Solodkiy V.I., Globa A.V.

Presented predictive mathematical model of forming complex-shaped surfaces on CNC machines, which allows even before the start of the part-treating, to analyze the conditions of formation, to appoint its results suitable values and the direction of flow, which provide maximum performance for a given roughness detail.

Ключові слова: формоутворення, фасонна поверхня, подача, шорсткість

Ключевые слова: формообразование, фасонная поверхность, подача, шероховатость

Keywords: formation, shaped surface, feed, roughness

Дата подання статті до редакції: 11 травня 2016 р.

УДК 002:621

Ковалевская Е.С.
НТУУ "КПИ", г. Киев, Украина
olenakovalevska@gmail.com

ДАЛЬНЕЙШЕЕ РАЗВИТИЕ КОНСТРУКЦИИ СТАНКОВ-РОБОТОВ

В настоящее время главной целью современного машиностроения является изготовление продукции высокого качества, с минимальными капиталовложениями, которые в свою очередь сопровождаются постоянным повышением сложности геометрической формы деталей, а также их точности.

Металлообрабатывающие станки постепенно эволюционируют в металлообрабатывающие комплексы, к которым предъявляются требования повышенной кинематической точности и динамической устойчивости в сочетании с кардинальным повышением производительности и снижением затрат на единицу продукции [1-5]. Такое технологическое оборудование имеет тенденцию к изменению традиционных компоновок, чему примером являются станки с параллельной кинематикой. Новые компоновочные решения сопровождаются изменением принципов формообразования детали и выдвигают новые требования, как к конструкции режущего инструмента, так и к процессам их применения [6]. Приобретают особую роль интеллектуальные системы коррекции возникающих ошибок технологических систем, в том числе - с целью обеспечения их кинематической и динамической точности и, как результат, точности обработанной поверхности детали.

Применение традиционного оборудования имеет ряд недостатков:

1. Зона станка превышает размеры деталей. Для крупногабаритных деталей это представляет проблему.
2. Жесткость и виброустойчивость станков требует повышенной металлоемкости.
3. Использование координатной системы обеспечения точности требует особого подхода к изготовлению направляющих и обеспечению их износостойкости.
4. Проблема обновления машинного парка в цехах, т.к. любой новый станок требует нового фундамента, и тем больше станок тем сложнее проблема монтажа-демонтажа.
5. Проблема обеспечения ремонтпригодности станочного парка. Для перемещения ремонтируемых узлов станка это обязательное использование мостового крана в цехе, это обеспечение проходов, проездов. Компоновка, предусматривающая реорганизацию и реструктуризацию участка.
6. Проблема подвижности станков в цехе, компоновке участка из подвижных станков. В условиях изготовления крупногабаритных деталей это неприемлемо, а для малогабаритных деталей это связано с дополнительными условиями обеспечения точности оборудования.

Таким образом, в работе поставлена задача: определение путей развития конструкции станков.

Новые станки должны обладать гибкостью, мобильностью, малой металлоемкостью, высокой жесткостью, большими технологическими возможностями, т.е., возможностями обработки с разных сторон и разными инструментами. Мобильность предусматривает не только компоновку участков но и компоновку самих станков. Эта задача порождает целый ряд противоречий в конструировании и обеспечении точности и качества изготавливаемых на таких станках продукции.

Анализ развития станков позволяет отказаться от существующей концепции технологических систем и перейти к концепции обрабатываемости заготовок на основе использования инструментов, приспособлений и систем поддержания требуемой жесткости.

Предлагается вариант технологической системы другой конфигурации, где корректирующая модель выполняет функции станка. Т.е. виртуальная модель обеспечивает

взаимное перемещение инструмента и детали и взаимное положение инструмента и заготовки в приспособлении с использованием управления по корректирующей модели (рис.2).

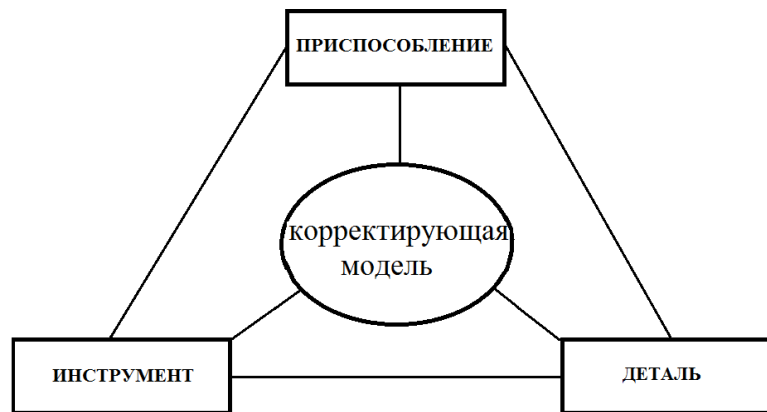


Рисунок 2 – Схема виртуальной модели технологической системы с применением корректирующей модели

Целью корректирующей модели является компенсация погрешности позиционирования, взаимного позиционирования инструмента и заготовки в процессе ее обработки. В связи с этим, предлагается введение термина «позиционер», как устройство, обеспечивающее точность взаимного расположения инструмента, заготовки и приспособления при одновременном обеспечении технологических движений (рис.3).

Концепция позиционера – это концепция корректирующей модели, формирующая управляющие сигналы в процессе возникновения возмущения.

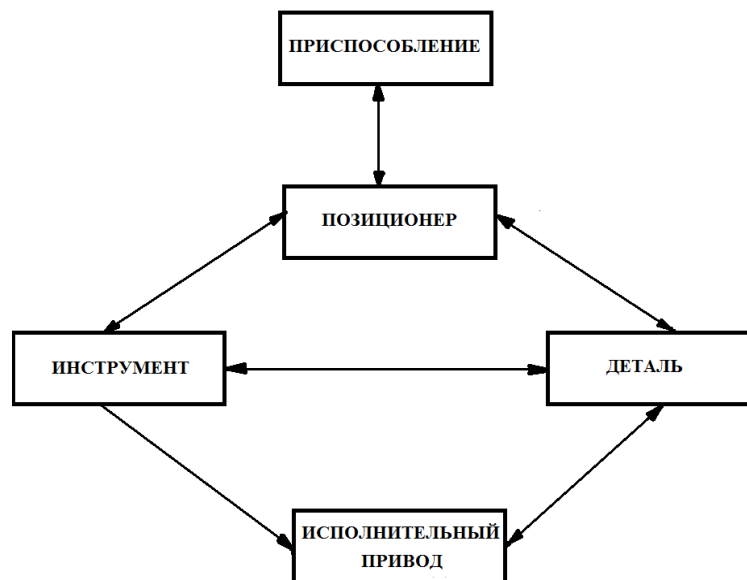


Рисунок 3 – Схема модели-компенсатора с обратной связью

Создаваемые новые модели станков с интеллектуальной системой управления качественно отличаются от традиционного металлообрабатывающего оборудования, поскольку в технологический процесс изготовления продукции машиностроительного производства включаются структурные изменения технологических систем. Процессы, происходящие в технологической системе, носят вероятностный случайный характер, поэтому даже слабые изменения в технологической системе приводят к значительным воздействиям на процесс обработки, которые следует учитывать интеллектуальной системой управления.

Принцип работы позиционера основывается на свойствах гироскопа, применяемых в системах индикаторной и силовой стабилизации. При введении в модель колебательное звено высокого порядка и используя нанометрические вибрации в 3-х координатах, получим устойчивую жесткую систему. Таким образом, полученная конструкция сама является датчиком и сама отработывает нужные деформации в обратную сторону. Аттракторы создают устойчивые состояния стержневых конструкций. Данный процесс можно описать уравнениями Лагранжа второго порядка, которые описывают поведение точки на стержневой системе в трехмерном пространстве (1).

$$\frac{d}{dt} \left(\frac{\partial L}{\partial \dot{q}_i} \right) - \frac{\partial L}{\partial q_i} = 0, \quad (1)$$

где ∂q_i — обобщённые координаты; t — время, мин; $i = 1, 2, \dots, n$; n — число степеней свободы механической системы.

При описании поведения точки на стержневой системе применяются уравнения колебаний и с их помощью можно обеспечить демпфирование колебаний.

Выводы

Таким образом, исследования, направленные на обеспечение требуемой точности формообразования деталей в условиях внедрения новых станков-роботов актуальны и целесообразны на современном этапе реорганизации машиностроения, суть которого заключается во внедрении научно - обоснованных технологических процессов с высокими технико-экономическими показателями.

Ожидаемые преимущества:

1. Сокращение времени подготовки производства и повышение его рентабельности за счет объединения отделочных, разметочных и измерительных функций в единой мехатронной системе;

2. Высокая точность измерений и обработки, которая обеспечивается повышенной жесткостью стержневых механизмов (до 5 раз), применением прецизионных датчиков обратной связи, а также компьютерных методов коррекции

3. Повышенная скорость движений (скорость быстрых перемещений достигает 10 м / с, рабочих движений - до 2,5 м / с);

4. Отсутствие направляющих (в качестве несущих элементов конструкции используются приводные механизмы), отсюда улучшенные массогабаритные характеристики и металлоемкость;

5. Высокая степень унификации мехатронных узлов, обеспечивает технологичность изготовления и сборки машины и конструктивную гибкость;

6. Высокое качество управления движением благодаря малой инерционности механизмов, применению линейных мехатронных модулей движения как объектов управления, использования методов автоматизированной подготовки и выполнения в реальном времени управляющих программ.

Перечень источников литературы: 1. Кузнецов Ю.Н. Компонировки станков с механизмами параллельной структуры / Ю.Н. Кузнецов, Д.А. Дмитриев, Г.Е. Диневич. — Херсон: ПП Вышемирский В.С., 2010. 2. Петрова, Л.Н. Особенности решения обратной задачи для ротопода / Л.Н. Петрова // Вестник ЮУрГУ. Серия «Машиностроение». – 2009. – Вып. 14. – № 33 (166). – С. 61–65. 3. Разработка манипуляционных механизмов параллельно-перекрестной структуры / В. А. Глазунов [и др.] // Проблемы машиностроения и надежности машин. Вып. 2. М. : Наука, 2008. С. 100–110. 4. Волкоморов С. В., Каганов Ю. Т., Карпенко А. П. Моделирование и оптимизация некоторых параллельных механизмов // Информ. технологии. 2010. Вып. 5. С. 1–32. 5. Мазеин, П.Г. Виртуальные и реальные тренажеры с компьютерным управлением / П.Г. Мазеин, С.С. Панов, А.А. Беленов // Дистанционное и виртуальное обучение. 2010. №7. С. 25-37. 6. Волчкевич И.Л. Минимизация времен отладок станков с ЧПУ в условиях многономенклатурного производства // Известия Тульского государственного университета. Технические науки. 2011. Вып. 5 в 3-х ч. Ч. 3. С. 16-21.

Рецензент: **Ковальов В.Д.**, д.т.н., проф. ДДМА

ПОДАЛЬШИЙ РОЗВИТОК КОНСТРУКЦІЇ ВЕРСТАТІВ-РОБОТІВ

Ковалевська О.С.

У статті проведено аналіз розвитку металообробного обладнання. Показано недоліки традиційного підходу до проектування верстатів. Виконано дослідження існуючих конструкцій верстатів-роботів. Позначені вимоги до нового обладнання. Запропоновано варіант технологічної системи, в якій коригуюча модель виконує функції верстата. Принцип роботи моделі ґрунтується на властивостях гіроскопа, що застосовуються в системах індикаторного і силової стабілізації. Показано переваги впровадження нових верстатів-роботів.

ДАЛЬНЕЙШЕЕ РАЗВИТИЕ КОНСТРУКЦИИ СТАНКОВ-РОБОТОВ

Ковалевська О.С.

В статье проведен анализ развития металлообрабатывающего оборудования. Показаны недостатки традиционного подхода к проектированию станков. Выполнены исследования существующих конструкций станков-роботов. Обозначены требования к новому оборудованию. Предложен вариант технологической системы, в которой корректирующая модель выполняет функции станка. Принцип работы модели основывается на свойствах гироскопа, применяемых в системах индикаторной и силовой стабилизации. Показаны преимущества внедрения новых станков-роботов.

FURTHER DEVELOPMENT OF CONSTRUCTION MACHINERY ROBOT

Kovalevska O.S.

The article analyzes the development of metal-working equipment. The drawbacks of the traditional approach to the design of machines. The studies of existing constructions machines-robots. Marked requirements for new equipment. A variant of the technological system, which adjusts the model performs the functions of the machine. The principle of the model is based on the properties of the gyroscope used in display systems and power stabilization. The advantages of the introduction of new machines, robots.

Ключевые слова: станки-роботы, металлорежущее оборудование, конструкции станков, технологическая система, корректирующая модель, жесткость

Ключові слова: верстати-роботи, металорізальне обладнання, конструкції верстатів, технологічна система, коригуюча модель, жорсткість

Key words: machines, robots, metal-cutting equipment, machinery design, technology system, the corrective model, the stiffness

Дата подання статті до редакції: 2 травня 2016 р.

УДК 621.9

Середенко Б.М.
НТУУ "КПІ", м. Київ, Україна
Bogdan_Seredenko@yahoo.com

ВПЛИВ ШВИДКОСТІ РІЗАННЯ НА НАПРУЖЕНО-ДЕФОРМОВАНИЙ СТАН ІНСТРУМЕНТУ ПРИ ФРЕЗЕРУВАННІ ТИТАНОВИХ СПЛАВІВ

Вступ

Найбільш поширеним методом визначення працездатності будь-якого різального інструменту є порівняльні випробування, які потребують значних матеріальних та часових витрат. З розвитком комп'ютерних технологій, перспективним напрямком досліджень процесів різання є їх моделювання за допомогою чисельних методів, а саме методом скінченних елементів (МСЕ), в якому для проведення досліджень використовуються вже сформовані фундаментальні закони процесів взаємодії. Використання цього методу є особливо доцільним в умовах обмежених ресурсів, так як експериментальні дослідження в цьому випадку потрібні лише для перевірки отриманих результатів.

Дослідженню процесу фрезерування титанових сплавів методом скінченних елементів присвячені роботи [1, 2, 3, 4, 5]. В цих роботах за визначенням силових навантажень на основі МСЕ в порівнянні з експериментальними силовими характеристиками процесу фрезерування показано дієвість використання цього методу для дослідження стану різального інструменту при обробці титанових сплавів.

Під час аналізу джерел з обробки титанових сплавів відзначено, що безпосередньо дослідження впливу швидкості різання на напружено-деформований стан інструменту не проводилися. До того ж, робіт з визначення напружено-деформованого стану інструменту при високошвидкісному фрезеруванні титану також не виявлено.

Враховуючи складність обробки титанових сплавів, а також за умов розвитку високошвидкісного різання проблема дослідження процесу фрезерування титанових сплавів в широкому діапазоні швидкостей є актуальним завданням щодо удосконалення різального інструменту на основі аналізу його напружено-деформованого стану.

Метою роботи є визначення впливу швидкості різання на напружено-деформований стан інструменту при фрезеруванні титанових сплавів на основі 3D моделювання процесу різання.

Аналіз попередніх досліджень

В теперішній час титанові сплави завдяки своїм високим механічним, фізичним та хімічним властивостям знаходять застосування в різних галузях промисловості. Титан та його сплави відносять до складнооброблюваних матеріалів, тому вивченню процесу їх обробки присвячені роботи [6, 7, 8], в яких на базі експериментальних випробувань досліджується процес різання та запропоновані рекомендації щодо режимів обробки.

На сучасному етапі розвитку високошвидкісних верстатів та підвищених вимогах як з точки зору якості оброблюваної поверхні, так і продуктивності оброблення все ширше застосовується високошвидкісне різання. Воно характеризується [9] малою глибиною різання та високою хвилинною подачею за рахунок високих швидкостей різання. Однак єдиної класифікації високошвидкісної обробки досі не існує. Відома класифікація [10, 11, 12] для різних матеріалів в залежності від швидкості різання без врахування подачі на зуб та глибини зрізаного шару.

Згідно даної класифікації, при обробці титанових сплавів існує зона традиційного різання зі швидкістю до 70 м/хв, перехідна зона в межах 70-135 м/хв, та зона високошвидкісного різання зі швидкістю більшою 135 м/хв. Проте слід відзначити, що ця класифікація не врахує виду обробки і розмірів інструменту. Тому виникає задача визначення величини швидкості різання при високошвидкісному фрезеруванні з врахування діаметру різального інструменту.

Дослідження процесу високошвидкісного різання може проводитися декількома методами, а саме на основі експериментів та на базі 3D моделювання процесу різання. Експериментальні дослідження потребують великих витрат на проведення експериментів. Тому з точки зору зменшення витрат на проведення досліджень та для визначення напружено-деформованого стану інструменту при різних умовах його експлуатації найбільш доцільно використовувати моделювання метод скінченних елементів.

Дослідженню процесу фрезерування титанових сплавів методом скінченних елементів присвячено ряд робіт [1, 2, 13, 14]. В роботі [13] досліджувався процес утворення та розподілу тепла в заготовці при фрезеруванні кінцевою фрезою, а в роботі [14] на основі 2D моделювання досліджено вплив зміни радіуса округлення кромки на форму та розміри стружки. В цих роботах різальний інструмент представлено як абсолютно тверде тіло, що не дозволяло визначати напруження, які виникають в ньому. В роботах [1, 2] дослідження процесу фрезерування проводилися в умовах деформованого інструменту, де на основі моделювання було визначені зусилля різання та виконано їх експериментальну перевірку. Дослідження в роботі [2] були спрямовані на моделювання деформованого стану тонкостінної поверхні заготовки при її фрезеруванні сферичною фрезою. В роботі ж [1] при фрезеруванні титанового сплаву кінцевою фрезою було показано, що точність прогнозування сил різання нижча при 2D моделюванні, ніж при 3D моделюванні у порівнянні з експериментальними даними.

Для визначення напружено-деформованого стану інструменту розглядається 3D моделювання методом скінченних елементів, для чого при вирішенні даної задачі необхідно розглянути методику 3D моделювання.

Методика 3D моделювання МСЕ

Моделювання процесу фрезерування проводилося в програмному середовищі LS-Dyna. Ця програма призначена для розв'язання тривимірних динамічних нелінійних задач, а також в ній реалізовані процедури автоматичної перебудови і згладжування сітки.

Дослідження виконувалися при різних значеннях швидкостях різаннях, які відповідають значенням для традиційної, перехідної та високошвидкісної обробки, згідно з [10]. Режими різання, що були використані представлені в табл. 1.

Таблиця 1

Режими різання при моделюванні

Вид обробки	S, мм/зуб	a _p , мм	V, м/хв						
			40	45	50	80	100	135	200
Традиційна	0,1	1	40	45	50	80	100	135	200
Високошвидкісна	0,03	0,2	100	135	200	250	300	400	500

Загальний алгоритм та рекомендації щодо моделювання процесу різання методом скінченних елементів наведено в роботі [15].

Основні етапи цього алгоритму наступні:

1. Створення моделі інструменту;
2. Створення моделі заготовки;
3. Поділ твердотільних моделей на елементну сітку;
4. Задання моделей матеріалів інструменту та заготовки;
5. Збирання системи в єдине ціле та налаштування параметрів вирішувача.

В якості різального інструменту при фрезеруванні титанового сплаву VT6 було використано кінцеву фрезу Sandvik Coromant 1P230 з твердого сплаву VK8 діаметром 10 мм (рис.1а). Створення твердотільної моделі її різальної частини було виконано за допомогою САД програми КОМПАС-3D у відповідності з кресленням (рис. 1, б).

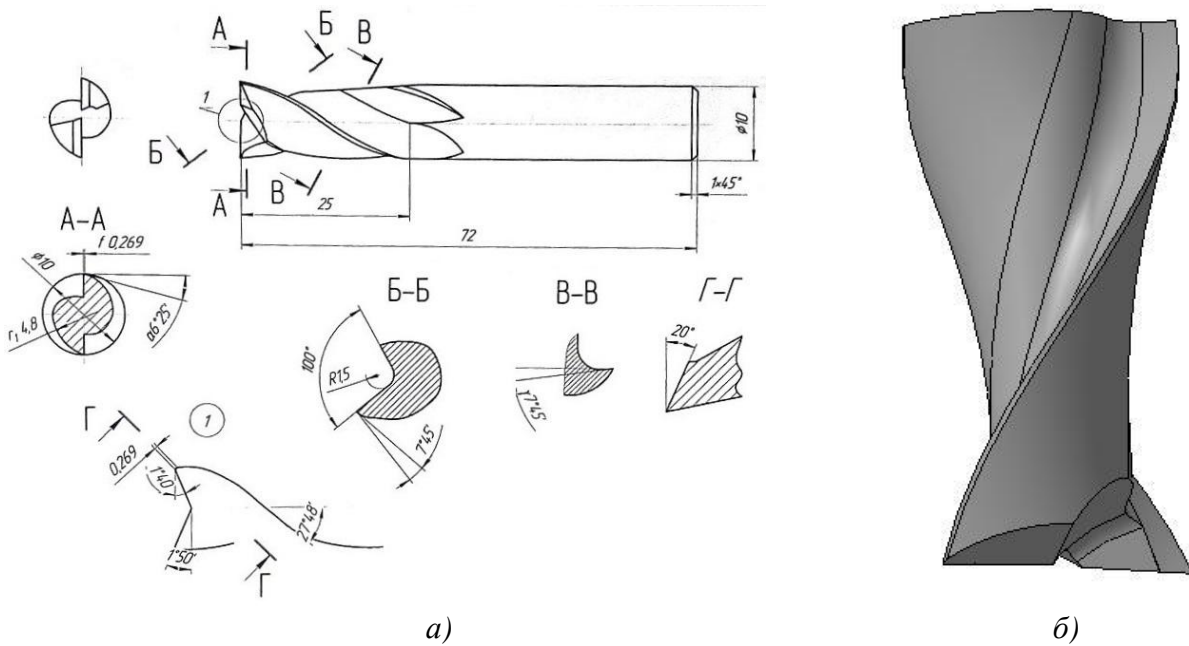


Рисунок 1 — Різальний інструмент для моделювання:
 а – креслення фрези; б – твердотільна модель різальної частини

При створенні моделі було прийнято, що різальний інструмент має ідеально гострі різальні кромки, а також при моделюванні було використано лише частину тіла фрези (20 мм), без урахування хвостової частини.

Заготовку для моделювання було створено в формі сегменту, утвореного шляхом витягування плоского профілю (рис.2а) вздовж вертикальної осі на відстань 1,2 мм (рис.2б). Використання заготовки запропонованої форми та розмірів, що є близькими до зрізаного шару дозволяють скоротити час розрахунку.

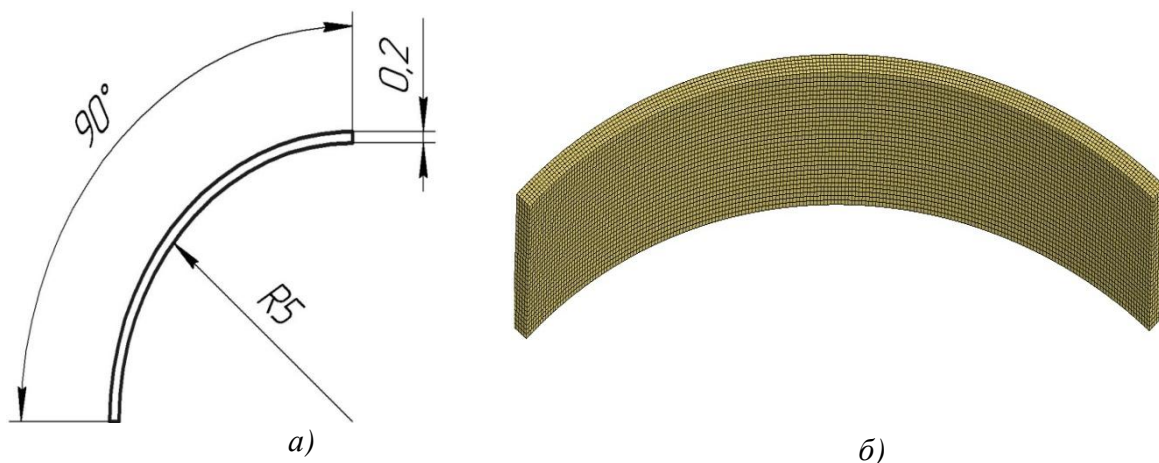


Рисунок 2 — Заготовка для моделювання:

а – профіль заготовки; б – твердотільна модель заготовки з сіткою

Поділ твердотільних моделей фрези та заготовки на елементну сітку виконувалося у програмному продукті ANSYS Workbench. Існує деяка відмінність цього етапу для заготовки та інструменту. Для інструменту використовувалася функція автоматичного генерування сітки елементів у вигляді тетраедрів з заданням розмірів їх ребер. Для заготовки ж, рекомендовано використовувати елементи типу 2 у вигляді кубиків або паралелепіпедів. Це дозволяє отримати точніші результати, ніж при використанні елементів у вигляді тетраедрів.

Наступним кроком було виконано створення моделей матеріалів, що контактують. Для матеріалу різального інструменту фізико-механічні характеристики підібрані згідно [16].

Однак для моделі матеріалу заготовки Johnson Cook передбачено окрім вибору стандартного набору характеристик, ще й визначення ряду констант за допомогою формул наведених в [15], які характеризують процес деформації матеріалу і наведені в табл. 2.

Таблиця 2

Константи для матеріалу заготовки з титанового сплаву ВТ6

A (MPa)	B (MPa)	c	m	n
968	380	0.421	0.0197	1

В якості граничних умов прийнято, що заготовка жорстко закріплена, а фреза може переміщуватись вздовж горизонтальної осі та обертатись навколо вертикальної осі. Після збирання всіх компонентів в єдину систему, були проведені розрахунки і отримані наступні результати моделювання.

Результати моделювання

В результаті моделювання при різних швидкостях традиційної і високошвидкісної обробки було визначено напружено-деформований стан різального інструменту. Зміна максимальних напружень в різальному інструменті в залежності від швидкості різання наведена на рис.3.

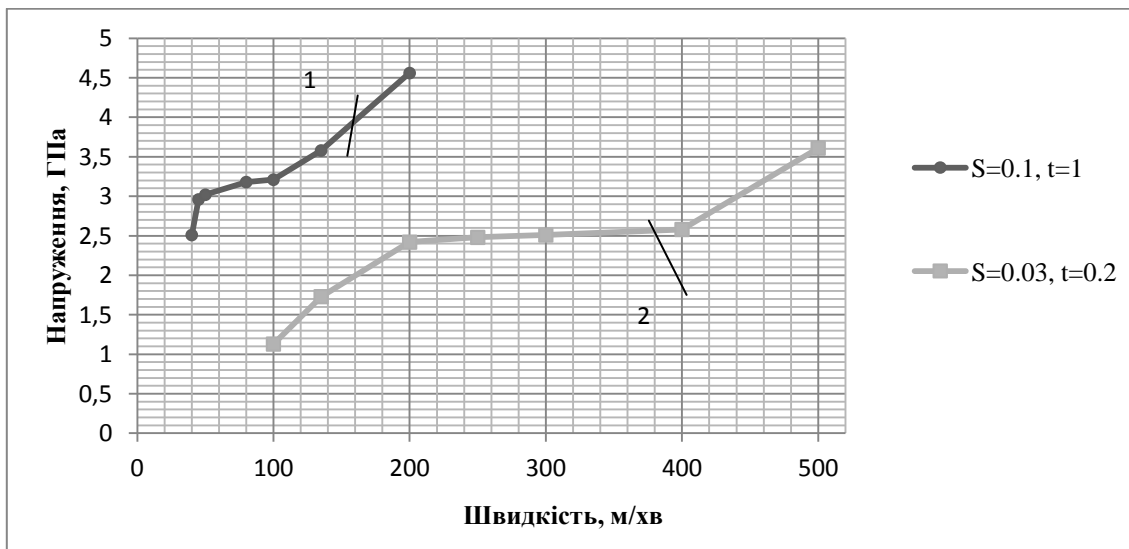


Рисунок 3 – Зміна максимальних напружень в залежності від швидкості різання:
1 – традиційна обробка; 2 – високошвидкісна обробка

Аналіз результатів моделювання (рис.3) показує, що в умовах традиційної обробки, при швидкостях різання в діапазон 40...50 м/хв спостерігається інтенсивний ріст величини максимальних напружень з 2,51 ГПа до 3,02 ГПа відповідно, що складає 18%. При швидкостях 50 м/хв та 100 м/хв різниця напружень різального клину складає 6%. При $V=200$ м/хв напруження у порівнянні зі швидкістю 100 м/хв зростають на 43%. Таким чином, можна вважати, що в діапазоні швидкостей 50...100 м/хв спостерігається деяка їх стабілізація, що може пояснюватись тим, що саме в цьому діапазоні знаходяться оптимальні значення швидкості різання, які згідно [17] відповідають оптимальній температурі різання.

При високошвидкісній обробці за результатами моделювання напруженого стану інструменту, аналогічно традиційному різанню, відмічено три ділянки напружень різальної кромки в залежності від значень швидкостей різання. Так величина напружень при швидкостях 100 м/хв і 200 м/хв зросла більш ніж у 2 рази, тобто з 1,13 ГПа до 2,42 ГПа відповідно. В діапазоні швидкостей 200...400 м/хв спостерігається ділянка відносної стабілізації, в межах якої величина напружень змінюється лише на 4% і при швидкості 400

м/хв становить 2,58 ГПа. При збільшенні швидкості до 500 м/хв різниця значень напружень складає 40%.

Аналіз напружено-деформованого стану різальної частини інструменту (рис. 4) показує, що різниця між значеннями максимальних напружень на ділянках де спостерігається стабілізації при фрезеруванні титанового сплаву VT6 становить 23%, а саме для традиційної обробки 3,21 ГПа та 2,58 ГПа для високошвидкісної обробки.

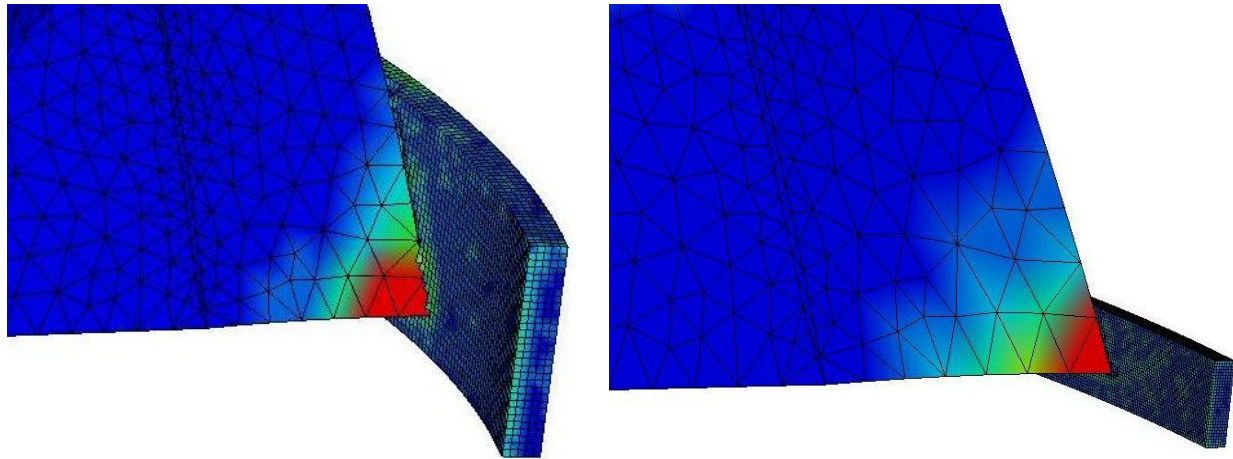


Рисунок 4 – Напруження на різальній кромці інструменту:
а – при $V=80$ м/хв для кривої 1; б – при $V=300$ м/хв для кривої 2

Слід відзначити, що діапазон швидкостей, при яких відбувається стабілізація величини напружень для високошвидкісної обробки значно ширше, ніж для традиційної обробки. Даний ефект виникає через різний вплив параметрів V , t , S на процес різання титанових сплавів [12].

Оскільки напружено-деформований стан різального інструменту в найбільшій мірі залежить від сил різання, для перевірки отриманих результатів, було проведено експериментальне вимірювання силових характеристик процесу фрезерування.

Експериментальна перевірка результатів моделювання

Для перевірки результатів моделювання експериментальні дослідження з визначення силових характеристик проводилися на базі 5-ти осьового оброблювального центру С 400 basic, який відповідав нормам точності та жорсткості, а випробувальний комплекс забезпечував можливість проведення ряду вимірювань.

В якості оброблюваного матеріалу використовувалася заготовка розмірів 75x75x141,3 мм з титанового сплаву VT6 по ГОСТ 19807-91, а різальним інструментом для проведення випробувань була вибрана кінцева фреза Sandvik Coromant IP230 з твердого сплаву BK8 діаметром 10 мм, конструкція і геометричні параметри якої представлено на рис.1.

У таблиці 3 порівняно силові характеристики процесу фрезерування, які були визначені експериментально та на основі 3D моделювання МСЕ.

Таблиця 3

Порівняння силових характеристик

Характеристика	$S=0,1$ мм/зуб, $a_p=1$ мм					$S=0,1$ мм/зуб, $a_p=1$ мм					
	40	45	50	80	100	135	200	250	300	400	500
V, м/хв											
Експеримент	29,1	32,8	33,9	36	37,2	19,6	28,4	28,7	29,4	29,7	40,1
Моделювання	34,1	38,7	41,1	42,8	43,3	23,6	32,7	33,8	34,2	35,5	49,1
Відхилення, %	17,4	18,3	21,4	18,9	16,1	20,7	15,2	17,8	16,4	19,9	22,4

Аналіз наведених силових характеристик показує їх кореляцію з напружено-деформованим станом фрези, а похибка прогнозування сили різання не перевищує 22,4%, що можна вважати допустимим.

Висновки

Вперше на основі 3D-моделювання процесу різання встановлено, що при фрезеруванні титанових сплавів діапазон відносної стабілізації напружено-деформованого стану різальної частини інструменту значно ширший при високошвидкісній обробці, ніж при традиційній і лежить в діапазоні: для традиційної обробки 50...100 м/хв, а для високошвидкісної – 200...400 м/хв.

Показано, що значення максимальних напружень при традиційній та високошвидкісній обробці одержані за результатами моделювання корелюються з експериментальними даними. Максимальне відхилення цих значень становить 22,4%.

Перелік джерел літератури: 1. Monno M. 3D Finite Element Modeling of Milling of Titanium / M. Monno, G.M. Pittalà, F. Linares // International Journal of Material Forming, 2010. 2. Cheng Y. Study on Simulation of Machining Deformation and Experiments for Thin-walled Parts of Titanium Alloy / Y. Cheng, D. Zuo, M. Wu, X. Feng, Y. Zhang // international journal of control and automation. – №8, 2015, p. 401-410. 3. Obikawa T. Computational Machining of Titanium Alloy—Finite Element Modeling and a Few Results / T. Obikawa, E. Usui // Journal of Manufacturing Science and Engineering. – №118(2), 1996, p. 208-215. 4. Shivpuri R. Microstructure-Mechanics Interactions in Modeling Chip Segmentation during Titanium Machining / R. Shivpuri // CIRP Annals - Manufacturing Technology, – №51(1), 2002, p. 71–74. 5. Nieslony P. Experimental And Simulation Investigations Of Face Milling Process Of Ti-6al-4v Titanium Alloy / P. Nieslony, W. Grzesik, W. Habrat // Advances In Manufacturing Science And Technology // №39(1), 2015. 6. Кривоухов В.А. Обработка резанием титановых сплавов / В.А. Кривоухов, А.Д. Чубаров – М.: Машиностроение, 1970. – 180 с. 7. Резников Н.И. Обработка резанием жаропрочных высокопрочных и титановых сплавов / Н.И. Резников – М.: Машиностроение, 1972. – 200 с. 8. Чечулин Б.Б. Титановые сплавы в машиностроении / Б.Б. Чечулин, С.С. Ушков – Л.: Машиностроение, 1977. – 248 с. 9. Солтус Н. В. Высокоскоростная обработка HSC (high speed cutting): современное состояние вопроса / сборник научных трудов под общ. ред. А.В. Туголукова – М.: ИП Туголуков А.В., 2015. – 105 с. 10. Ящерицын П.И. Теория резания: учеб. / П.И. Ящерицын, Е.Э. Фельдштейн, М.А. Корниевич. - 2-е изд., испр. и лоп. – М.: Новое знание, 2006. – 512с. 11. Кишуров В.М. Резание материалов. Режущий инструмент: учеб пособие / В.М. Кишуров, Н.К. Криони, В.В. Постнов, П.П. Черников - 3-е изд., перераб. и доп. – М.: Машиностроение, 2009. – 492с. 12. Мазур Н. П. Основы теории резания материалов: учебник [для высш. учебн. заведений] / Мазур Н.П., Внуков Ю.Н., Грабченко А.И. и др.; под общ. ред. Н.П. Мазура и А.И. Грабченко. – 2-е изд., перераб. и дополн. – Харьков : НТУ «ХПИ», 2013. – 534 с. 13. Escamilla I. 3D Finite Element Simulation Of The Milling Process Of A Ti6Al4V Alloy / I. Escamilla, O. Zapata, B. Gonzalez, N. Gámez // SIMULIA Customer Conference, 2010. 14. Constantin C. FEM tools for cutting process modelling and simulation / C. Constantin, S. Croitoru, G. Constantin // UPB Scientific Bulletin, Series D: Mechanical Engineering, – №74(4), 2012, p. 149-162. 15. Криворучко Д. В. Основы 3D-моделювання процесів механічної обробки методом скінченних елементів: навчальний посібник / Д. В. Криворучко, В.О. Залого, В.Г. Корбач.- Суми: Вид-во СумДУ, 2009. – 208 с. 16. Панов В.С. Технология и свойства спеченных твердых сплавов и изделий из них. Учебное пособие для вузов / В.С. Панов – М.: МИСИС, 2001, – 428 с. 17. Макаров А.Д. Оптимизация процессов резания / А.Д. Макаров - М.: Машиностроение 1976. – 278с.

Рецензент: **Равська Н.С.**, д.т.н., проф., НТУУ "КПІ"

ВПЛИВ ШВИДКОСТІ РІЗАННЯ НА НАПРУЖЕНО-ДЕФОРМОВАНИЙ СТАН ІНСТРУМЕНТУ
ПРИ ФРЕЗЕРУВАННІ ТИТАНОВИХ СПЛАВІВ

Середенко Б.М.

В роботі розглянуто основні етапи 3D моделювання процесу фрезерування титанових сплавів методом скінченних елементів за допомогою вирішувача LS-Dyna. За результатами моделювання встановлено, що у визначеному діапазоні швидкостей різання спостерігається відносна стабілізація максимальних напружень, а ширина цього діапазону для високошвидкісної обробки в чотири рази більша, ніж для традиційної. Показано, що значення максимальних напружень одержаних за результатами моделювання корелюються з експериментальними даними.

ВЛИЯНИЕ СКОРОСТИ РЕЗАНИЯ НА НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОЕ СОСТОЯНИЕ
ИНСТРУМЕНТА ПРИ ФРЕЗЕРОВАНИИ ТИТАНОВЫХ СПЛАВОВ

Середенко Б.Н.

В работе рассмотрено основные этапы 3D моделирования процесса фрезерования титановых сплавов методом конечных элементов с помощью решателя LS-Dyna. По результатам моделирования установлено, что в определенном диапазоне скоростей резания наблюдается относительная стабилизация максимальных напряжений, а ширина этого диапазона для высокоскоростной обработки в четыре раза больше, чем для традиционной. Показано, что значения максимальных напряжений полученных по результатам моделирования коррелируются с экспериментальными данными.

INFLUENCE OF CUTTING SPEEDS ON STRESS-STRAIN STATE TOOL
DURING MILLING TITANIUM ALLOYS

Seredenko B.M.

The paper discusses the main stages of the process of 3D modeling milling titanium alloys by finite element method using the solver LS-Dyna. According to the simulation results shown that in a certain range of cutting speeds observed relative stabilization of maximum stress and the width of this range for high-speed processing four times greater than the traditional one. It is shown that the values of the maximum stresses obtained by the simulation results are correlated with experimental data.

Ключові слова: 3D-моделювання, напружено-деформований стан, швидкість різання, фрезерування, титановий сплав

Ключевые слова: 3D-моделирование, напряженно-деформированное состояние, скорость резания, фрезерование, титановый сплав

Key words: 3D-modeling, stress-strained state, cutting speed, milling, titanium alloy

Дата подання статті до редакції: 11 травня 2016 р.

УДК 621.793

Олейник С.Ю., Журавлева А.Н.

ДГМА, г. Краматорск, Украина

**АНАЛИЗ ОСНОВНЫХ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ФАКТОРОВ,
ОПРЕДЕЛЯЮЩИХ КАЧЕСТВО АНТИФРИКЦИОННОГО СЛОЯ
КРУПНОГАБАРИТНЫХ ПОДШИПНИКОВ СКОЛЬЖЕНИЯ
ПРОКАТНЫХ ВАЛКОВ**

Подшипники скольжения, которые используются в конструкциях прокатных, сортовых, листовых станах в качестве опоры валков, передают усилия, возникающие при деформации металла на станину и другие узлы рабочей клетки, и удерживают валки в заданном положении. Основной особенностью работы подшипников прокатных станов является высокая удельная нагрузка, которая в разы превышает нагрузку подшипников общего назначения, и обусловлена сравнительно малыми габаритами шейки валка и большими усилиями прокатки [1]. Поэтому к конструкции подшипников и к материалу их скользящей части предъявляются особые требования.

Подшипник жидкостного трения (ПЖТ) для валков прокатных станов относятся к агрегатным подшипникам. Конструкция узла ПЖТ состоит из втулки-цапфы, которая насажена по шпонке на коническую шейку вала и вращается вместе с ней, втулки-вкладыша с гидродинамическими карманами и отверстиями для подвода масла, установленной в подушке валка прокатного стана. Валки своими конусными шейками входят в конусные втулки, которые образуют собой цапфу. Это позволяет легко менять валки.

Внешний диаметр цапфы является номинальным диаметром подшипника, размерный диапазон которых состоит от 140 ... 1800 мм, при диаметре валка 225 ... 2140 мм. В подушке предусмотрены карманы, расположенные вне рабочей зоны подшипника, которые соединены через отверстия с «масляными» карманами втулки-вкладыша, предусмотренных для втягивания масла в масляный клин. Полости для подвода и отвода масла соединены с ее карманами с помощью дросселей. Втулка-вкладыш имеет две группы канавок на внутренней стороне нерабочей части [2]. Карманы втулки-вкладыша расположены на одинаковом расстоянии от обоих ее торцов [2] или, как вариант конструкции, гидродинамические карманы отстоят от торца втулки-вкладыша со стороны бочки валка на расстояние, составляющее 0,75-0,95 расстояния от карманов до торца втулки-вкладыша со стороны, противоположной бочке валка [3]. В процессе работы силы сопротивления в ПЖТ сводятся к внутреннему трению в слое масла, который разделяет контактные поверхности. В зависимости от вязкости масла, скорости, нагрузки и величины зазоров в подшипниках коэффициент трения 0,001-0,005 [2].

Работа подшипника сопровождается износом вкладыша и цапфы, что нарушает правильную работу механизма прокатного стана и самого подшипника. Долговечность антифрикционного слоя зависит от большого количества факторов, определяемых технологией его нанесения, совершенствование которой является сегодня актуальной задачей.

Анализ научной литературы, публикаций, данных предприятий позволил определить основные причины и факторы, которые определяют работоспособность подшипников скольжения [4, 5, 6, 7].

Целью работы является анализ основных факторов, влияющих на структуру антифрикционного слоя для определения технологических принципов нанесения баббитовых покрытий на крупногабаритные ПЖТ прокатных станов и связи управляющих воздействий на структуру слоя.

Материалы, из которых изготовлены втулка-вкладыш и втулка-цапфа, должны образовывать антифрикционную пару. Для крупногабаритных ПЖТ прокатных валков применяют баббиты, в основном баббит Б83 - это мягкий сплав на основе олова, содержащий

83% Sn, 11% Sb, 6% Cu, обладающий низкой твердостью (НВ 13-32), невысокой температурой плавления (240-320 С), свойством повышенного размягчения (НВ 9-24 при 100 ° С), отлично прирабатывается, имеет хорошие антифрикционные свойства (низкий коэффициент трения, высокое сопротивление износу и заеданию, способность образовывать на поверхностях устойчивые и быстро восстанавливающиеся масляные пленки). Однако баббит Б83 имеет такой недостаток как низкую усталостную прочность, что сказывается на устойчивости антифрикционного слоя и его выкрашивании при эксплуатации.

Структура сплава согласно диаграмме состояния Sn - Sb состоит из трех фаз - α -кристаллов раствора на базе олова (мягкая составляющая), граненые первичные кристаллы β - кристаллы (SnSb) - твердые включения и γ (Cu_3Sn), которые выглядят как звездчатые кристаллы - твердая составляющая сплава. Кроме того структура сплава Б83 зависит от скорости его охлаждения. Б83 после быстрого охлаждения состоит из твердых мелких кубиков соединения SnSb, твердого скелета с соединения Cu_6Sn_5 и вязущей основы с тройной эвтектики, состоящей из твердого раствора Sb и Cu в олове и частиц Cu_6Sn_5 и SnSb.

В случае перегрева и медленного охлаждения оловянистого баббита Б83 его структура становится грубой, что резко ухудшает его свойства; твердые частицы SnSb становятся очень большими, твердый скелет с Cu_6Sn_5 также укрупняется.

Микроструктура баббитового слоя является важным элементом, который влияет на работоспособность в подшипнике скольжения, особенно если его толщина составляет менее одного миллиметра. Тогда сплав Б83 с большими твердыми кубическими кристаллами химического соединения SnSb (β -фазы) не способствует сопротивляемости усталостным повреждениям под действием циклических нагрузок. Внедрение в пластическую основу кристаллов твердой составляющей, которые берут на себя нагрузку, затруднено в тонком слое. Размеры таких кристаллов нередко сравниваются толщине слоя и достигают нескольких десятых миллиметра. Слой мягкой пластической основы под кристаллами твердой составляющей приобретает способность больше сопротивляться пластические деформации за счет влияния подложки (корпуса цапфы). На отдельных участках скопления хрупких кристаллов β -фазы возникает вероятность непосредственной передачи давления через эти кристаллы от шейки вала на корпус подшипника. В таких условиях β -фаза оказывается слабым участком, по кристаллам SnSb развиваются трещины, которые при последующих циклических нагрузках являются очагами развития усталостных трещин. Поэтому при применении баббита Б83 в тонкослойных втулках-вкладышах к материалу предъявляются такие требования как однородность структуры, пониженная твердость (НВ 15-20), повышенная сопротивляемость усталостного разрушения [8].

Прочность сцепления антифрикционного слоя с металлической подложкой определяет работоспособность подшипников и достигается с помощью различных методов и технологий нанесения этого слоя, состоящих из использования многослойных вкладышей с послойным нанесением различных материалов, что позволяет добиться "мягкой" поверхности и низкого коэффициента трения при высокой усталостной прочности [4, 9].

Работоспособность ПЖТ также обеспечивается их конструктивными особенностями [2], качеством и точностью поверхности антифрикционного слоя и качеством масла [7], что гарантирует наличие требуемого масляного клина. Вращающийся вал под действием внешней нагрузки занимает в подшипнике эксцентричное положение. Масло увлекается в клиновом зазор между валом и вкладышем и создает гидродинамическую поддерживающую силу. Для обеспечения заданного масляного клина во втулке предусматриваются карманы глубиной 60...400 мкм, что усложняет технологию обработки втулки [2].

Требования к качеству поверхности подшипников скольжения достаточно жесткие. Прежде всего, это правильная геометрическая форма (допуск на прямолинейность 0,002 0,025 мм, конусность и овальность 0,025...0,04 мм) и гладкая поверхность (шероховатость 0,32...1,6 мкм) вала и отверстия, образованного вкладышами, при котором между ними обеспечивается определенный зазор, который составляет 0,03...0,08 мм, по другим

источником 0,1...0,2 мм [2, 10]. Также толщина литого вкладыша определяется следующими зависимостями: $d_{ен} = (0,035...0,05) \cdot d_{ц} + 2,5$, толщина заливки $\sigma_1 = 0,01 \cdot d_{ц}$.

Исследованиями, которые проведены за последние годы доказано, что снижение толщины слоя баббита значительно повышает сопротивляемость усталостного разрушения, при этом наименьшая толщина заливки составляет 0,25...0,4 мм [6, 10]. Поэтому антифрикционный слой в современных научных работах называют антифрикционным покрытием.

Для ПЖТ рассматриваемого типа на производстве применяется технологический процесс нанесения антифрикционного слоя, который осуществляется методом центробежной заливки и состоит из подготовки вкладышей; лужению; нагреванию вкладыша до температуры 250...300°C, слой полуды при этом становится жидким; заливка баббита (число оборотов соответствует окружной скорости на диаметр заливки не менее 3 м/с, что обеспечивает давление заливки 0,06 МПа [11]), нагретого до температуры 410...430°C, при этом интервал между лужением и заливкой не должен превышать одной минуты.

Для повышения качества слоя применяют заливку на вибростендах в металлические формы, заполненные песком. После заполнения формы вибростенд включают на 20-30 с, вкладыш вибрирует с высокой частотой и малой амплитудой, при этом происходит уплотнение баббита. Существует способ заливки вкладыша в вертикальном положении с помощью металлической формы заполненной песком, при этом баббит заливают через верхний торец вкладыша непосредственно в кольцевое пространство между формой и вкладышем. Шлаки и газы поднимаются в верхнюю часть и вытесняются из рабочей зоны вкладыша. Заливку вкладыша под давлением выполняют в специальных аппаратах. Резервуар с баббитом в процессе работы подогревают. При заливке металл постепенно заполняет форму и держится под давлением 0,5...1 МПа до застывания [11]. Этим методом на поверхностях вкладыша можно получать канавки и «масляные» карманы.

В последние годы исследовано и предлагается к применению большое количество методов нанесения антифрикционных покрытий для ПЖТ различных областей применения. Новые методы достаточно хорошо описаны в научной литературе [5]. Среди них можно выделить: метод электроэрозионного легирования (перенос материала на поверхность искровым разрядом), который предлагается для нанесения слоистых антифрикционных покрытий ПЖТ компрессоров, насосов, турбин [4, 6, 9]; метод газопламенного покрытия (формирование частиц малого размера расплавленного металла и перенос их на обрабатываемую поверхность) [12]; штамповку в температурном интервале кристаллизации, для разъемных конструкций ПЖТ [13]; гальваническое наращивание (электроосаждение антифрикционных покрытий) [14]. Методы имеют свои достоинства и недостатки, которые ограничивают их область применения [4, 6].

Таким образом, структура антифрикционного слоя, его точность и качество обеспечивают выполнение эксплуатационных требований, предъявляемых к втулкам-вкладышам, а управление технологическими факторами в процессе их изготовления обеспечивает заданные свойства. Управление физико-механическими свойствами и структурой антифрикционного слоя подразумевает выбор метода его нанесения, оборудования и режима, а также управление ими в зависимости от технологических условий. Технологическая операция нанесения антифрикционного слоя характеризуется определенным количеством факторов, оказывающих влияние на свойства покрытия.

Типовой технологический процесс получения антифрикционной поверхности для известных методов состоит из этапов подготовки подложки, нанесения промежуточных слоев или слоя, нанесения непосредственно антифрикционного покрытия и последующая его обработка для получения требуемого качества и точности поверхности. Применение материалов для промежуточных слоев с высокой прочностью сцепления с материалом подложки (обычно сталь 20) и с баббитом, среди которых наиболее известны олово, медь позволяет повысить прочность антифрикционной поверхности [9]. Возможность управления температурным режимом формирования баббитового слоя позволит повысить качество

сцепления путем создания определенной энергии связи атомов ОЦК и ГЦК решетках материала подложки [15]. Получение мелкозернистой структуры, что может быть достигнуто при возможности управления скоростью охлаждения, а также применением дополнительного воздействия, такого как наложение колебаний на инструмент или заготовку, использование поверхностного пластического деформирования во время нанесения антифрикционного слоя. Управление режимом охлаждения нанесенного слоя позволит снизить его пористость. Взаимосвязь этапов технологического процесса получения антифрикционной поверхности, влияющих факторов и характеристик полученного слоя представлена на рисунке 1.

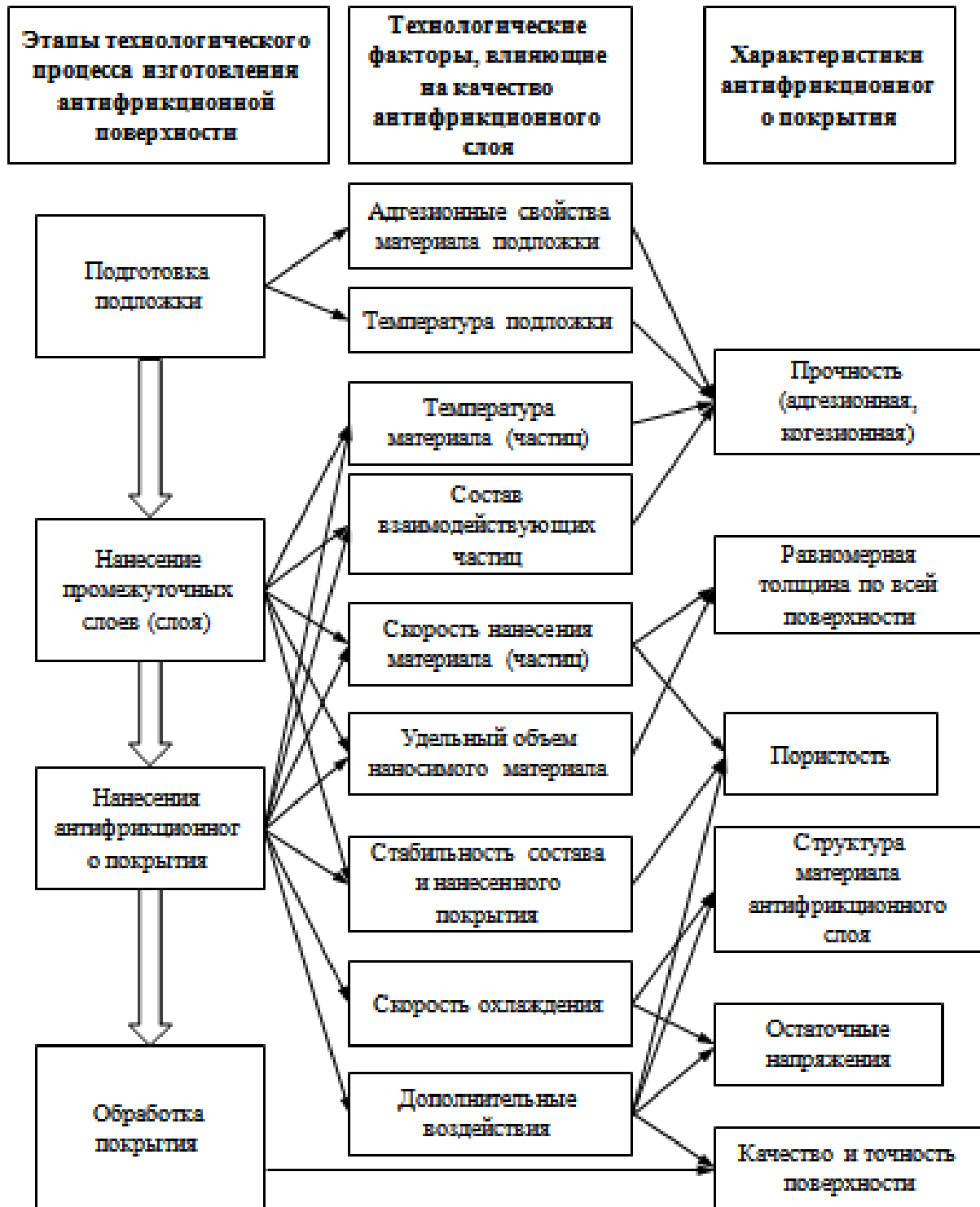


Рисунок 1 – Структурная схема этапов технологического процесса изготовления антифрикционной поверхности и влияние технологических факторов на её качество

Выводы

Жесткие требования к качеству и точности антифрикционной поверхности крупногабаритных подшипников жидкостного трения для валков прокатных станом одновременно с требованиями к энергоэффективности и ресурсосбережению технологии их изготовления, определяет необходимость в разработки новых технологий. Значительное количество факторов, влияющих на структуру, а значит и на физико-механические свойства баббитовой поверхности определяет необходимость разработки комбинированного метода нанесения покрытия. Представленная в работе схема позволит определить научные пути создания комбинированного метода нанесения антифрикционного покрытия для рассматриваемых деталей.

Перечень источников литературы: 1. Технология прокатного производства [Текст]/ А.П. Грудев, Л.Ф. Машкин, М.И. Ханин. – М.: Металлургия, 1994. – 656 с. 2. Машины и агрегаты металлургических заводов. В 3-х томах. Т. 3. Машины и агрегаты для производства и отделки проката. Учебник для вузов Целиков А.И., Полухин П.И., Гребеник В.М. и др. 2-е изд., перераб. и доп. – М.: Металлургия, 1988. – 680 с. 3. Пат. 2139765 РФ, В21В31/02. Подшипник жидкостного трения для валков прокатных станом / Кудрявцев С.Н., Никитин А. С., Кудрявцев М. С; заявитель и патентообладатель Открытое акционерное общество "Электростальский завод тяжелого машиностроения". - № 98117352/02; заявл. 17.09.98; опубл. 20.10.99, Бюл № 12. 4. Тарельник В.Б. Проблемы изготовления и эксплуатации подшипников скольжения [Текст] / В.Б Тарельник, В.С. Марцинковский // [Вісник СумДУ. Серія Техн. науки](#). - 2004. - № 2. - С. 151-156. 5. Черноволов М.И. Способы формирования антифрикционных покрытий на металлические поверхности трения / М.И. Черноволов, И.В. Шепеленко [Текст]// Техніка в сільськогосподарському виробництві, галузеве машинобудування, автоматизація, 2012. – Вип. 25, ч. 1. – С. 3 – 8. 6. Тарельник В.Б. Аналіз технології нанесення антифрикційних покриттів підшипників ковзання / В.Б. Тарельник, А.В. Дзюба // Вісник ХНТУСГ ім. П. Василенка. – 2013. – Вип. 134. – С 244 – 251. 7. Lyle A. Branagan. Survey of Damage Investigation of Babbitted Industrial Bearings [Article] / Lyle A. Branagan. - *Lubricants* 2015.- 3.- P. 91-112; doi:10.3390/lubricants3020091. 8. Гуляев А.П. Металловедение. Учебник для вузов 6-е изд.. перераб. и доп. [Текст] / А.П. Гуляев. – М.: Металлургия, 1986. – 544 с. 9. Тарельник В.Б. Исследование прочности сцепляемости баббитового слоя подшипников скольжения с подложкой / В.Б Тарельник, В.С. Марцинковский, А.В. Белоус // Вісник Харківського національного технічного ун-ту сільського господарства ім. Петра Василенка. – Х. : ХНТУСГ, 2010. – Вип. 94. – С. 102-108. 10. Ремонт центробежных и поршневых насосов нефтеперерабатывающих и нефтехимических предприятий: Справ, изд. - М.; Химия, 1996. - 320 с. ил. 11. Ремонт центробежных и поршневых насосов нефтеперерабатывающих и нефтехимических предприятий: Справ, изд. -М.; Химия, 1996. - 320 с. ил. 12. Лузан С.О. Предлагаемые общие принципы управления качеством газопламенных покрытий при восстановительном ремонте деталей [Текст] / Лузан С.О. – Механіка та машинобудування. – 2011, № 2. – С. 211-219. 13. Фазлыахметов, Р.Ф. Штамповка антифрикционного слоя в процессе кристаллизации баббита Б83 при изготовлении подшипников скольжения : автореф. дис. на соиск. уч. степени канд. техн. наук : спец. 05.03.05 «Технологии и машины обработки давлением» / Фазлыахметов Рустем Фаузиевич ; Институт проблем сверхпластичности металлов РАН – Уфа, 2007. – 20 с. 14. Васильева, О.О. Электроосаждения антифрикційних покриттів на основі свинцю із метилсульфонатних електролітів : . дис. на здобуття. наук. ступеня канд. техн. наук : спец. 05.17.03 «Технічна електрохімія» / Васильєва Олена Олександрівна ; УДХТУ – Дніпропетровськ, 2011. – 22 с. 15. Тарельник В.Б. Влияние температуры формирование антифрикционных баббитовых покрытий на поверхностную энергию стальной подложки/ В.Б. Тарельник, А.В.Дзюба, Г.А. Бакай // Вісник ХНТУСГ ім. П.Василенка. Технічний сервіс машин для рослинництва, 2014. – Вип. 145. – С. 137 – 143.

Рецензент: **Клименко Г.П.**, д.т.н., проф. ДДМА

АНАЛИЗ ОСНОВНЫХ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ФАКТОРОВ ОПРЕДЕЛЯЮЩИХ КАЧЕСТВО
АНТИФРИКЦИОННОГО СЛОЯ КРУПНОГАБАРИТНЫХ ПОДШИПНИКОВ СКОЛЬЖЕНИЯ
ПРОКАТНЫХ ВАЛКОВ

Олейник С.Ю., Журавлева А.Н.

В работе представлен обзор эксплуатационных требований предъявляемых к втулкам-вкладышам подшипников жидкостного трения. Сделан анализ технологических факторов, которые влияют на качество антифрикционной поверхности на этапе её изготовления. Сделан анализ факторов, которые влияют на структуру антифрикционного слоя. Взаимосвязь этапов технологического процесса получения антифрикционной поверхности, влияющих факторов и характеристик полученного слоя представлена в виде схемы. Эта схема позволит определить научные пути создания комбинированного метода нанесения антифрикционного покрытия для рассматриваемых деталей.

АНАЛІЗ ОСНОВНИХ ТЕХНОЛОГІЧНИХ ФАКТОРІВ ЯКІ ВИЗНАЧАЮТЬ ЯКІСТЬ
АНТИФРИКЦІЙНОГО ШАРУ КРУПНОГАБАРИТНИХ ПІДШИПНИКІВ КОВЗАННЯ
ПРОКАТНИХ ВАЛКІВ

Олійник С.Ю., Журавльова А.М.

У роботі представлений огляд експлуатаційних вимог, висунутих до втулок-вкладишів підшипників рідинного тертя. Зроблено аналіз технологічних факторів, які впливають на якість антифрикційної поверхні на етапі її виготовлення. Зроблено аналіз чинників, які впливають на структуру антифрикційного шару. Взаємозв'язок етапів технологічного процесу отримання антифрикційної поверхні з факторами, що впливають і характеристиками отриманого шару представлена у вигляді схеми. Ця схема дозволить визначити наукові шляхи створення комбінованого методу нанесення антифрикційного покриття для розглянутих деталей.

ANALYSIS THE BASIC TECHNOLOGY FACTORS THAT DETERMINE THE QUALITY OF
THE ANTIFRICTION LAYER LARGE-SIZED SLIDING BEARINGS FOR ROLLS OF ROLLING
MILLS

Oliynyk S. Yu., Zhuravleva A.M.

The paper is provided an overview the operational requirements that are put forth to bushing of fluid friction bearings. The analysis of technological factors that affect on quality of the anti-friction surface during its manufacture was done. The analysis of the factors that affect on structure of the anti-friction layer is presented. Interrelation stages of technological process of producing an anti-friction surface with factors influencing the characteristics of the resulting layer is represented as a schema. This scheme will identify the scientific ways to create combined method of anti-friction coatings for details that are considered.

Ключевые слова: подшипники скольжения, антифрикционный слой, прочность сцепления, центробежная заливка, комбинированный метод

Ключові слова: підшипники ковзання, антифрикційний шар, міцність зчеплення, відцентрова заливка, комбінований метод

Key words: sliding bearings, antifriction layer, cohesive strength, centrifuging casting, combined method

Дата подання статті до редакції: 13 травня 2016 р.

УДК 621.9

Субботин О.В., Малыгин Ю.Н.
ДГМА, Краматорск, Украина

МОДЕРНИЗАЦИЯ СИСТЕМЫ АВТОМАТИЗАЦИИ ПОДАЧИ УГЛЯ ИЗ БУНКЕРА В КОТЕЛЬНОЮ УСТАНОВКУ

Введение

В связи с тенденцией повышения стоимости газа целесообразным является вариант использования в качестве теплоносителя отечественный уголь, так как газа в Украине хватает только на коммунальные нужды.

В качестве примера рассматривается пылеугольный водогрейный котел типа КВМ(а)-0,82-03 тепловой мощностью 820 кВт, который предназначен для снабжения горячей водой промышленных и жилищно-бытовых объектов в основном режиме. В задней части котла находится фланец для присоединения газовой или жидкотопливной горелки, как альтернативного источника тепла. Для контроля за работой котла предусмотрен пульт УКС36, приборы и датчики КИПиА [1].

Система подачи угля с бункера в котельную установку предназначена для приема суточного запаса, хранения, дозированной выдачи и загрузки необходимого материала в котельную установку и включает в себя: бункер, гидростанцию с двумя гидроцилиндрами, скребковый конвейер, два сервопривода для гидростанции и конвейера.

На рис. 1 представлена подсистема подачи угля из бункера в котельную установку.

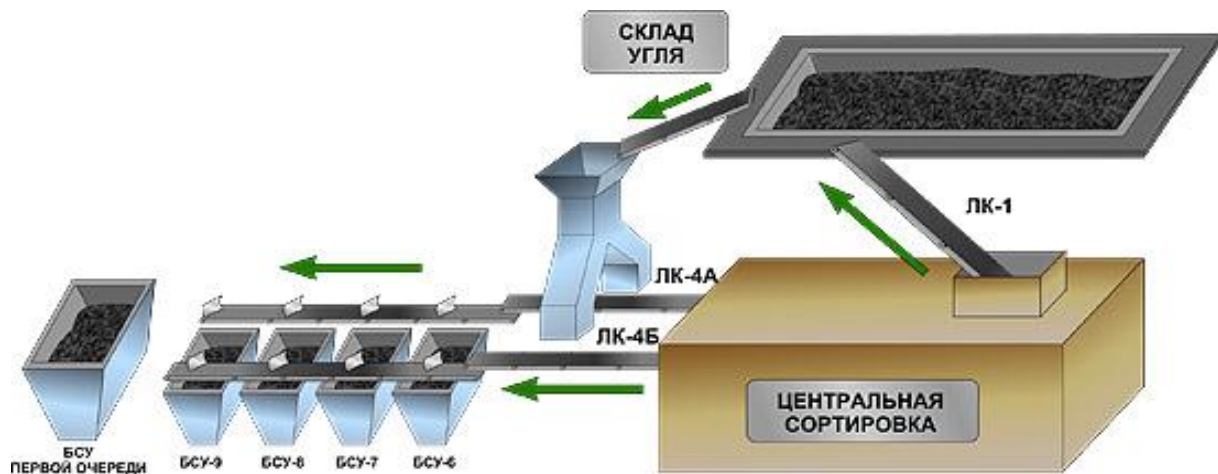


Рисунок 1 – Подсистема подачи угля из бункера

Бункер предназначен для хранения угля, гидростанция с двумя гидроцилиндрами – для подачи угля на скребковый конвейер, который, в свою очередь, предназначен для транспортировки его в бункер котельной установки. В бункере котельной установки стоят 2 датчика, которые реагируют на минимум и максимум заполнения угля в бункер.

При срабатывании нижнего датчика – включается конвейер, при срабатывании верхнего – отключается. Гидростанция с двумя цилиндрами работает в двух режимах: синхронная и попеременная работа. При синхронной работе штоки движутся одновременно, при попеременной сначала первый, после второй. В процессе передвижения скребков цилиндрами, подаётся уголь на скребковый конвейер.

Анализ процесса подачи угля из бункера в котельную установку показал, что основным недостатком в работе подсистемы является особенности ее работы в зимний период [2].

Промёрзший уголь, который приходится разбивать с применением рабочей силы. Так как в зимнее время происходит промерзание угля необходимо за счёт теплоносителей самой котельной сделать утеплённую площадку под самым бункером. Это предотвратит промерзание угля и улучшит его эффективность сгорания в топке. В зимнее время желательно использовать подогрев масла в маслостанции для более эффективной работы котельной. К примеру, установка ТЭНа в бак с маслом. Также более эффективно применение вместо одноцепного конвейера двуцепной, что предотвратит перекос скребков, во время движения и подачи материала угля. Можно применять в самом бункере вибраторы для создания сыпучих фракций.

Таким образом, предметом исследований является процесс подачи угля из бункера в модульную котельную установку путем разработки соответствующей системы автоматизации.

Целью работы является улучшение основных показателей экономической эффективности производства тепла - повышение производительности за счет сокращения подготовительного этапа подачи угля в котельную установку.

Основная часть

Для достижения цели и получения ряда новых технологических преимуществ котельной установки необходима модернизация системы автоматизации подачи угля.

Структурно автоматизированная системы управления технологическим процессом (АСУ ТП) подачи угля спроектирована по распределенному в пространстве модульному принципу. Такой принцип построения, что дает возможность применения структур локального и распределенного ввода-вывода. Исходя из этого, в качестве управляющего устройства проектируемой систем автоматизации применим программируемый логический контроллер SIMATIC S7-300 [3].

С целью определения требований к ПЛК произведен проведен анализ типа входных и выходных сигналов проектируемой системы управления, результаты анализа сведены в табл. 1.

Таблица 1

Дискретные и аналоговые сигналы системы управления

Назначение сигнала	Тип сигнала	Количество	
		Вход	Выход
Датчики провисания	Дискретный	3	3
Датчики уровня котла	Дискретный	2	2
Частотный преобразователь	Дискретный	1	1
Управление штоками гидростанции	Аналоговый	2	2
ВСЕГО	Аналоговые	2	2
	Дискретный	6	6

Исходя из требований к системе сконфигурирована аппаратная периферия автоматизированной системы управления подачей угля, что позволило разработать структурную схему системы автоматизации процесса подачи угля в котельную, как показано на рисунке 2. Использовались такие элементы как монтажная стойка, центральный процессор CPU 315 – 2DP, модули аналогового и цифрового ввода-вывода для подключения датчиков и исполнительных механизмов к ПЛК. Для преобразования аналоговых входных сигналов в цифровой код для ПЛК использован сигнальный модуль аналогового ввода информации для SIMATIC S7-300 SM 331 в количестве 1 штуки.

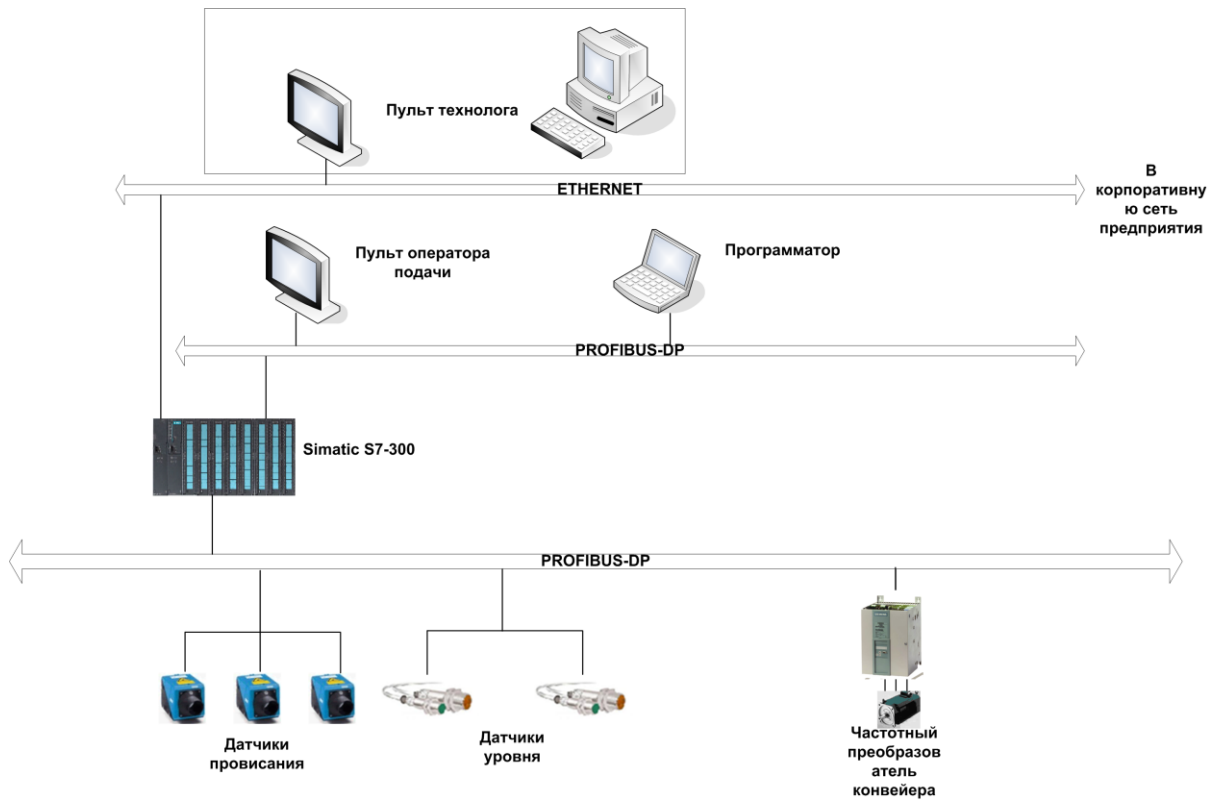


Рисунок 2 – Структурная схема автоматизированной системы управления подачей угля

Управление линейной скоростью конвейера в соответствии с требованиями к качеству регулирования осуществляется с помощью частотного преобразователя Lence 9300 Servo. Система управления электроприводом построена по принципу двухканальной системы подчиненного регулирования частоты с использованием автономного инвертора напряжения (АИН) с широтно-импульсной модуляцией (ШИМ).

Структурная схема скалярной системы управления частотным электроприводом, реализующей закон управления $\chi_1 = \text{const}$, приведена на рисунке 3 [4].

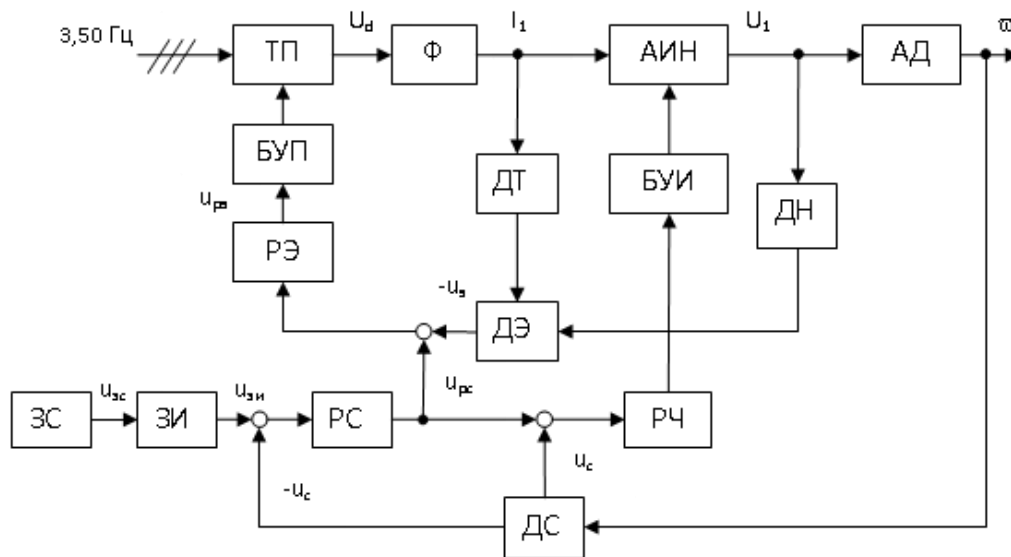


Рисунок 3 – Функциональная схема скалярной системы подчиненного двухканального управления частотным электроприводом

На рис. 3 приведенные следующие обозначения: ЗС – датчик скорости; ЗИ – датчик интенсивности; РС – регулятор скорости; РЭ – регулятор ЭДС; БУП – блок управления преобразователем; ТП – тиристорный преобразователь; Ф – фильтр; АИН – автономный инвертор напряжения; АД – асинхронный двигатель с к. з. ротором; РЧ – регулятор частоты; БУП – блок управления инвертором; ДС – датчик скорости; ДТ – датчик тока; ДН – датчик напряжения; ДЭ – датчик ЭДС.

Первый канал управления включает контур регулирования ЭДС, он подчинен внешнему контуру – контуру управления скоростью. Второй подчиненный контур – контур регулирования частоты. Для адаптации регулятора частоты к изменениям скорости двигателя при колебаниях нагрузки в нем применяется положительная обратная связь по скорости. Для стабилизации скорости на валу двигателя на суммирующий вход регулятора скорости подается сигнал отрицательной обратной связи по скорости. Интенсивность разгона электропривода регулируется датчиком интенсивности ЗИ. Остановка электропривода осуществляется снятием сигнала задания скорости на выходе датчика скорости ЗС. При этом частота напряжения на выходе автономного инвертора напряжения АИН плавно снижается, а двигатель АД переходит в режим рекуперативного торможения. Реверс производится изменением знака сигнала задания скорости. Логическая схема блока управления инвертором изменяет при этом порядок чередования фаз на выходе инвертора АИН. Контроль скорости, напряжения и тока осуществляется датчиком скорости ДС, датчиком напряжения ДН и датчиком тока ДТ. Управление работой ТП осуществляется блоком управления БУП.

Проведем оценку статических и динамических свойств системы регулирования скорости частотного электропривода с законом управления $\Psi_1 = \text{const}$ в среде MatLab при пуске, набросе, сбросе нагрузки и торможении для номинального, минимального и максимального задания скорости во всех зонах регулирования. Для этого проведен расчет элементов системы управления электроприводом конвейера для построения его модели [4].

Структурная модель частотного электропривода конвейера с двухзонным регулированием скорости по закону $\Psi_1 = \text{const}$ в среде MatLab представлена на рис. 4.

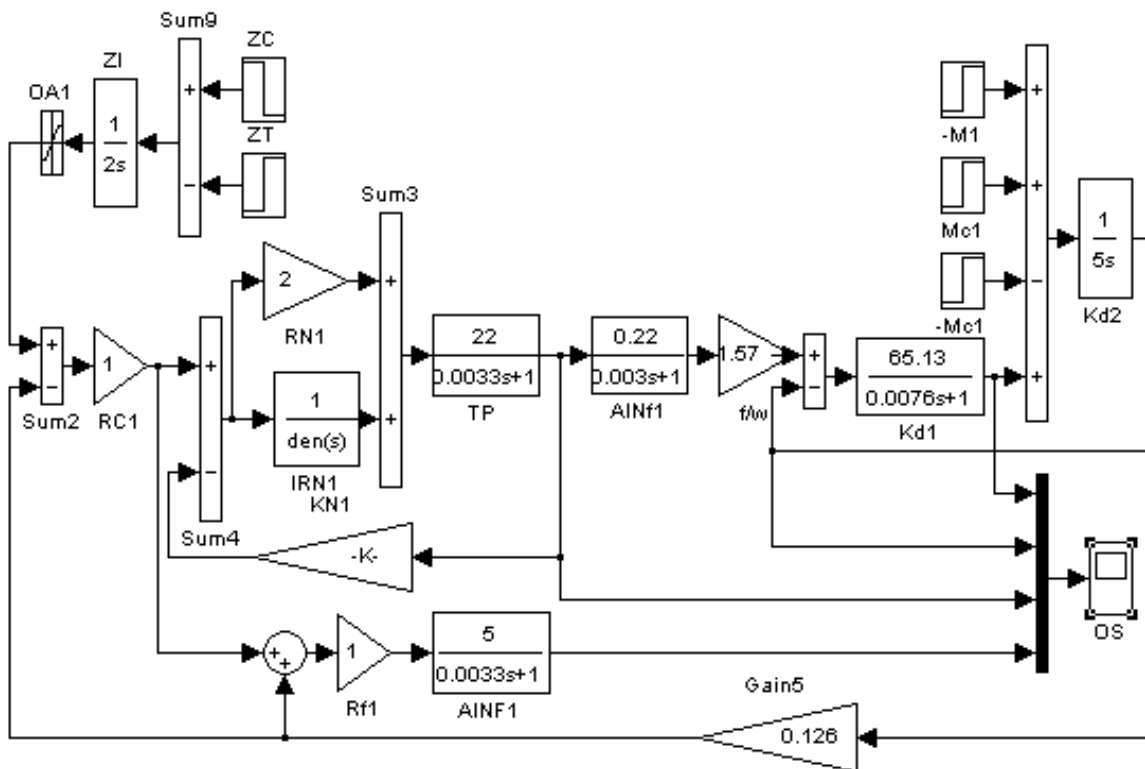


Рисунок 4 – Схема структурной модели частотного электропривода с законом управления Ψ_1

На рис. 5 приведенные полученные графики изменения скорости ω , момента M , напряжения U_d , частоты f при пуске, набросе, сбросе нагрузки и торможении электропривода при номинальном сигнале задания скорости. Ток статора в модели определяется с помощью блоков Pr, sqrt. Текущее значение ЭДС статора определено в модели блоком Sum 5.

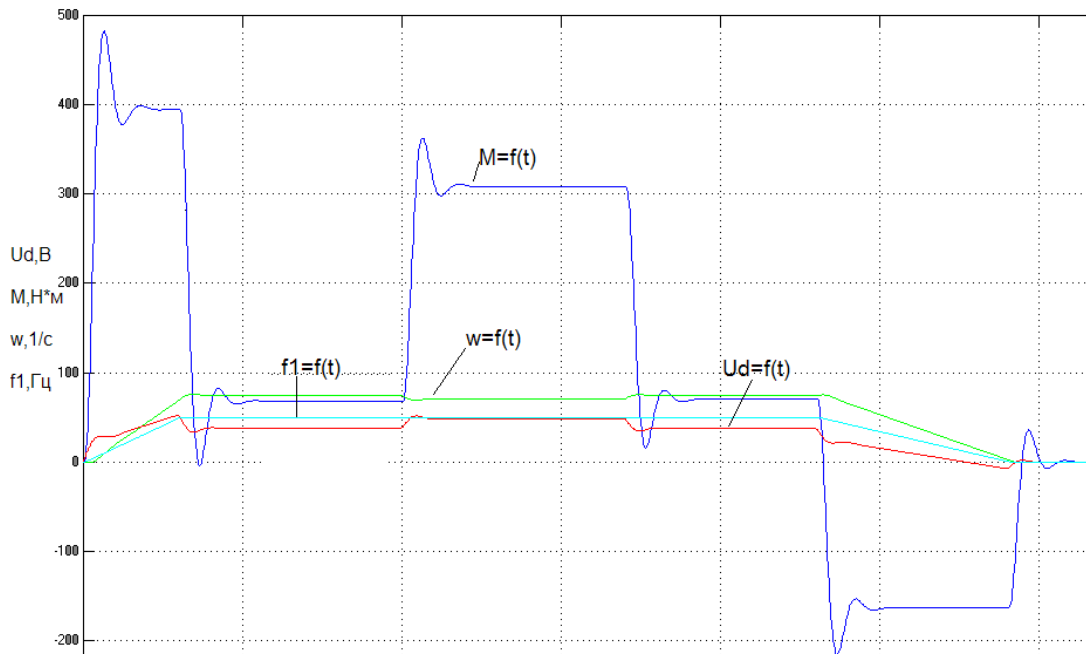


Рисунок 5 – Графики электромеханических переходных процессов $\omega(t)$, $M(t)$, $U(t)$, $f_1(t)$

Результаты показали адекватность расчетных значений процессам, происходящим в электроприводе при регулировании его параметров.

Выводы

Проведенный анализ технологического процесса и возможные способы повышения производительности установки позволил: выделить перечень технологического оборудования для модернизации или замены, определить его режимы работы и эксплуатационные характеристики; определить контролируемые и регулируемые параметры; установить критические и опасные значения технологических параметров процесса.

Модернизация системы автоматизации подачи угля путем внедрения автоматизированной системы управления позволяет не только снизить энергозатраты при подаче угля в модульную котельную установку, но и улучшает технико-экономические, технологические и технические параметры котельной установки в целом.

Перечень источников литературы: 1. Авдюнин Е.Г. Котлы паровые и водогрейные: Учеб. пособие / Е.Г. Авдюнин, Ю.Г. Ершов, Н.К. Шарафутдинова. – Иван.гос.энерг.ун-т. – Иваново, 2004. – 108 с. 2. Новое теплообменное оборудование для промышленных энергоустановок и систем теплоснабжения / Отраслевой каталог - М.: ЦНИИТЭИТЯЖМАШ, 1998 – 156 с. 3. Плетнев Г.П. Автоматизированные системы управления объектами тепловых электростанций/ Г.П. Плетнев. – М. Издательство МЭИ. 1995. – 346 с. 4. Панкратов А.И. Системы управления электроприводами: Учеб. пособие / А.И. Панкратов. – Краматорск: ДГМА, 2007. – 228 с.

Рецензент: Клименко Г.П., д.т.н., проф. ДДМА

МОДЕРНИЗАЦИЯ СИСТЕМЫ АВТОМАТИЗАЦИИ ПОДАЧИ УГЛЯ
ИЗ БУНКЕРА В КОТЕЛЬНУЮ УСТАНОВКУ
Субботин О.В., Малыгин Ю.Н.

Проведен анализ технологического процесса подачи угля из бункера в модульную котельную и возможные способы повышения производительности установки. Выделены перечень технологического оборудования для модернизации, определены его режимы работы и эксплуатационные характеристики; определены контролируемые и регулируемые параметры; установлены критические и опасные значения технологических параметров процесса.

МОДЕРНІЗАЦІЯ СИСТЕМИ АВТОМАТИЗАЦІЇ ПОДАЧІ ВУГІЛЛЯ
ІЗ БУНКЕРА У КОТЕЛЬНЮ УСТАНОВКУ
Суботін О.В., Малигін Ю.Н.

Проведено аналіз технологічного процесу подачі вугілля з бункера в модульну котельню та можливі способи підвищення продуктивності установки. Виділено перелік технологічного обладнання для модернізації, визначені його режими роботи і експлуатаційні характеристики; визначені контрольовані і регульовані параметри; встановлені критичні й небезпечні значення технологічних параметрів процесу.

MODERNIZATION OF AUTOMATION COAL SUPPLY FROM THE HOPPER
TO THE BOILER PLANT
Subotin O.V., Malygin Y.N.

The analysis of the technological process of the coal feed hopper in modular boiler and possible ways to improve the productivity of the plant. We obtained a list of technological equipment for the modernization of its defined operating modes and performance; defined and controlled by adjustable parameters; The critical and dangerous values of the process parameters.

Ключевые слова: котельная установка, бункер, модернизация, технологические параметры

Ключові слова: котельня установка, бункер, модернізація, технологічні параметри

Keywords: boiler plant, silo, modernization, technological parameters

Дата подання статті до редакції: 26 квітня 2016 р.

УДК 681.32.07:621.391.82

Цыганаш В.Е.
ДГМА, г. Краматорск, Украина

АНАЛИТИЧЕСКОЕ ОБОСНОВАНИЕ СВЯЗИ КОЭФФИЦИЕНТА ИСПОЛЬЗОВАНИЯ МОЩНОСТИ ИСТОЧНИКА ПИТАНИЯ С ВАРИАЦИОННЫМ ИСЧИСЛЕНИЕМ

Отыскание оптимального решения по нескольким критериям всегда представляло собой актуальную задачу. В любом техническом устройстве есть такие характеристики, количественные значения которых желательно максимизировать, а есть и такие характеристики, которые желательно количественно всемерно уменьшать [1,2].

Но между отдельными характеристиками существует взаимная зависимость и действует ряд ограничений. В результате этого оказывается, что вне некоторой области, называемой областью согласия, увеличение одних характеристик неизбежно влечет за собой уменьшение других, причем тех, численные значения которых желательно также увеличивать, и наоборот. Область, где характеристики взаимно обусловлены, называть областью компромисса.

В течение длительного времени к подобным внутренним противоречиям технических (да и всех других видов) задач подходили следующим образом: из множества характеристик выбирали одну, наиболее важную в рассматриваемой задаче, и требовали её максимизации при условии соблюдения определенных ограничений; при этом остальные характеристики либо подпадали под категории ограничений, либо принимались такими, которые получались при максимизации основной характеристики.

Разработанный для мощных энергопотребителей коэффициент использования мощности источника питания $K_n(t)$ также не является исключением [3]. Взятое за основу при его разработке понятие объективной полезности системы устанавливает аналитическую зависимость полезности от частных критериев системы. Выполненный на основе уравнения баланса мощностей, $K_n(t)$ хорошо себя зарекомендовал в промышленных условиях [4,5]. В настоящее время встает задача его использование в других областях управления и обработки информации. В частности, очень перспективным представляется его применение для быстрой обработки сложных информационных потоков в технических системах [6]. Но для этого необходимо установить аналитическую связь $K_n(t)$ с методами теории оптимального управления.

Целью работы является обоснование аналитической связи критерия оптимизации $K_n(t)$ с уравнением Эйлера.

По своему определению $K_n(t)$ представляет нормированное значение мощности, используемой энергопотребителем от источника питания. В качестве критерия оптимального управления он хорошо подходит для решения оптимизационной задачи, так как отражает интересы потребителя, достаточно полно характеризует исследуемую систему, прост, имеет ясный физический смысл, носит количественный характер, вычисляется достаточно легко и однозначно:

$$K_n(t) = \frac{P_n(t)}{P_n(t)} = \frac{P_n(t) - P_{\text{пот}}(I) - \Delta P_p(t)}{P_n(t)}, \quad (1)$$

где $P_n(t)$ - мощность заданная источнику питания на текущем этапе проведения процесса;

$P_{\text{пот}}(I)$ - мощность, которая характеризует потери;

$P_n(t)$ - мощность, которая полностью преобразуется в полезную работу;

$\Delta P_p(t) = U\Delta I - I\Delta U$ - величина, которая характеризует отклонение мощности от оптимального электрического режима в установке, выраженная через напряжение U , ток I и приращения этих величин; t - время.

Однако его возможности могут быть значительно расширены, если обосновать аналитическую связь критерия $K_n(t)$ с методами теории оптимального управления. Для этого можно воспользоваться классическим вариационным исчислением [7]. Несмотря на то, что этот подход обычно недостаточно эффективен при решении практических задач, проведенные выкладки могут дать полезные сведения об аналитических подходах к задаче динамической оптимизации. Допустим, что необходимо минимизировать интеграл от общих потерь энергии:

$$P_{nom}(I) + \Delta P_p(t);$$

$$J = \int_{t_0}^{t_f} F(U, I) dt \quad (2)$$

При условии, что моделью физического процесса является уравнение:

$$\frac{dU}{dt} = H(U, I) \quad (3)$$

с начальными и конечными условиями: $U(t_0) = U_0$, $U(t_f) = U_f$

Задача состоит в определении переменной управления $I(t)$, минимизирующей целевую функцию J при условии, что переменная состояния $U(t)$ удовлетворяет модели физического процесса, заданной уравнением (2) и граничным условиям.

Для наглядности предположим, что модель физического процесса задана в виде линейной функции:

$$\frac{dU}{dt} = \frac{1}{A_1} (-A_0 U + I) \text{ или } I = A_0 U + A_1 \frac{dU}{dt}, \quad (4)$$

где A_0 и A_1 – постоянные коэффициенты.

Подставляя (4) в (2), получаем:

$$J = \int_{t_0}^{t_f} \Theta(U, \frac{dU}{dt}) dt,$$

где $\Theta = F(U, A_0 U + A_1 \frac{dU}{dt})$ является функцией U и $\frac{dU}{dt}$.

Предположим, что $\bar{U}(t)$ – функция, минимизирующая J . Прибавим к $\bar{U}(t)$ величину $\varepsilon Z(t)$, где ε – константа, а $Z(t) = 0$ при $t=t_0$ и $t=t_f$.

Имеем:

$$U = \bar{U} + \varepsilon Z. \quad (5)$$

Интеграл J теперь является функцией ε и принимает минимальное значение при $\varepsilon = 0$.

Целевая функция, подлежащая минимизации, принимает вид:

$$J(\varepsilon) = \int_{t_0}^{t_f} \Theta(\bar{U} + \varepsilon Z, \dot{\bar{U}} + \varepsilon \dot{Z}) dt, \quad (6)$$

где $\dot{\bar{U}} = \frac{d\bar{U}}{dt}$, а $\dot{Z} = \frac{dZ}{dt}$.

Так как $J(\varepsilon)$ принимает минимальное значение, когда $\varepsilon = 0$, то $\frac{dJ(\varepsilon)}{d\varepsilon} = 0$ при $\varepsilon = 0$.

Рассмотрим теперь подинтегральную функцию Θ , которая является функцией \bar{U} и $\dot{\bar{U}}$, имеющих вариацию. Производная Θ по ε равна:

$$\frac{d\Theta}{d\varepsilon} = \frac{d\Theta}{dU} \frac{dU}{d\varepsilon} + \frac{d\Theta}{d\dot{U}} \frac{d\dot{U}}{d\varepsilon} \quad (7)$$

Из (5) определяем:

$$\frac{dU}{d\varepsilon} = Z, \quad \frac{d\dot{U}}{d\varepsilon} = \dot{Z}. \quad (8)$$

Подставив эти условия в (6) получим:

$$\frac{d\Theta}{d\varepsilon} = -\left(\frac{\partial\Theta}{\partial U}Z + \frac{\partial\Theta}{\partial\dot{U}}\dot{Z}\right). \quad (9)$$

Произведя дифференцирование по ε под знаком интеграла в (6) и подставив (9), получим:

$$\frac{dJ}{d\varepsilon} = -\int_{t_0}^{t_f} \left(\frac{\partial\Theta}{\partial U}Z + \frac{\partial\Theta}{\partial\dot{U}}\dot{Z}\right) dt. \quad (10)$$

Интегрируя второй член подинтегрального выражения по частям, перепишем (10) в виде:

$$\frac{dJ}{d\varepsilon} = -\int_{t_0}^{t_f} \left\{ \frac{\partial\Theta}{\partial U}Z - \left[\frac{d}{dt} \left(\frac{\partial\Theta}{\partial\dot{U}} \right) Z \right] \right\} dt - \left(\frac{\partial\Theta}{\partial\dot{U}} Z \right)_{t_0}^{t_f}. \quad (11)$$

По определению $Z=0$ при $t=t_0$ и $t=t_f$, и, следовательно, последний член в (11) равен нулю. Таким образом,

$$\frac{dJ}{d\varepsilon} = -\int_{t_0}^{t_f} \left\{ \frac{\partial\Theta}{\partial U}Z - \frac{d}{dt} \left(\frac{\partial\Theta}{\partial\dot{U}} Z \right) \right\} dt.$$

Так как $\frac{dJ}{d\varepsilon} = 0$, то:

$$-\int_{t_0}^{t_f} \left\{ \frac{\partial\Theta}{\partial U} - \left(\frac{d}{dt} \left(\frac{\partial\Theta}{\partial\dot{U}} \right) \right) \right\} Z dt = 0. \quad (12)$$

Поскольку на всем интервале времени, за исключением $t=t_0$ и $t=t_f$, Z является произвольной величиной всюду, соотношение (12) может выполняться только тогда, когда:

$$\frac{\partial\Theta}{\partial U} - \frac{d}{dt} \left(\frac{\partial\Theta}{\partial\dot{U}} \right) = 0. \quad (13)$$

Уравнение (13) является уравнением Эйлера и представляет аналог условия оптимума для установившихся процессов. При выходе энергопотребителя на этот режим и его поддержании составляющая минимизируемого интеграла $P_{\text{пот}}(I)$ будет изменяться незначительно как в сторону уменьшения так и в сторону увеличения таким образом, что этими изменениями можно пренебречь и считать $P_{\text{пот}}(I) = \text{const}$. Основные изменения в минимизируемой функции будут приходиться на составляющую $\Delta P_p(t)$, но и они будут меньше, чем при других режимах работы энергопотребителя, так как при этом наблюдаются пересечения экстремали процесса энергопреобразования, которая у мощного энергопотребителя носит унимодальный (одновершинный) характер, а колебания по току и напряжению происходят под влиянием принципа взаимности. Такой характер протекания процесса позволяет оператору успешно решать задачу выбора предпочтительной альтернативы.

Физически такой возможности способствует то обстоятельство, что составляющие мощности занимают в два раза больший частотный диапазон чем U или I . Это расширение частотного диапазона ведет к усилению фильтрации помех и появлению постоянной составляющей мощности. А это, в свою очередь, улучшает согласование частотных диапазонов работы оператора и системы управления процессом энергопреобразования, что и предоставляет возможность оператору успешно решать задачу выбора предпочтительной альтернативы. В том случае если унимодальная характеристика энергопотребителя выражена слабо ее можно усилить, применяя управляемый колебательный контур в качестве модели $K_n(t)$. Это благоприятно отражается на точности определения экстремали, но требует

совпадения экстремалей модели и процесса. При выполнении этого условия уравнение Эйлера будет характеризовать процессы, происходящие как в управляемом колебательном контуре, так и в реальном объекте.

Выводы

1. Особенности, позволяющие решить задачу динамической оптимизации для мощного энергопотребителя, могут быть еще усилены если сигналы U и I представлены не во временной, а в фазочастотной области.
2. Использование мощности для управления процессом энергопреобразования и аналитическая связь с вариационным исчислением позволяют принцип взаимности, принцип наименьшего действия и изопериметрические условия реализовать в единой системе уравнений, что благоприятно отражается на динамических свойствах системы управления.
3. Единая система уравнений на основе вариационных принципов позволяет использовать $K_n(t)$ в качестве модели процесса энергопотребления, упрощает систему управления и повышает ее быстродействие.

Перечень источников литературы: 1. Айвазян С.А. Теория вероятностей и прикладная статистика /С.А. Айвазян, В.С. Мхитарян.-М.: Юнити-Дана, 2001.-656 с. 2. Брахман Т.Р. Многокритериальность и выбор альтернативы в технике./Т.Р. Брахман.-М.: Радио и связь, 1984.-288 с. 3. Цыганаш В.Е. Разработка и обоснование критерия оптимального управления для мощного энергопотребителя. /В.Е. Цыганаш//Вісник ДДМА.-2010.-№20(19).-С.286-290. 4. Цыганаш В.Е. Повышение эффективности мощного энергопотребителя при использовании частотного метода оптимального управления./В.Е. Цыганаш//Металлургическая и горнорудная промышленность.-2011.-№1.-С.117-121. 5. Цыганаш В.Е. Особенности реализации частотного метода оптимального управления./ В.Е. Цыганаш // Металлургическая и горнорудная промышленность.-2015.-№3.-С.117-120. 6. Цыганаш В.Е. Анализ и решение задачи выбора предпочтительной инициативы при управлении мощной электротермической установкой./ В.Е. Цыганаш //Искусственный интеллект.-2010.-№2.-С.164-168. 7. Ли Т.Г. Управление процессами с помощью вычислительных машин. Моделирование и оптимизация./ Т.Г. Ли, Г.Э. Адамс, У.М. Гейнз.-Нью-Йорк, 1968. Перевод с английского, под редакцией В.И. Мудрова. М.: Сов. радио, 1972.-312 с.

Рецензент: **Клименко Г.П.**, д.т.н., проф. ДДМА

АНАЛИТИЧЕСКОЕ ОБОСНОВАНИЕ СВЯЗИ КОЭФФИЦИЕНТА ИСПОЛЬЗОВАНИЯ
МОЩНОСТИ ИСТОЧНИКА ПИТАНИЯ С ВАРИАЦИОННЫМ ИСЧИСЛЕНИЕМ
Цыганаш В.Е.

Проведен анализ, позволяющий получить практические сведения к решению задачи динамической оптимизации для мощного энергопотребителя. В единой системе уравнений реализованы вариационные принципы и изопериметрические условия, что благоприятно отражается на динамических свойствах системы управления. Проверена эффективность подхода в промышленных условиях при решении задачи выбора предпочтительной альтернативы.

АНАЛІТИЧНЕ ОБҐРУНТУВАННЯ ЗВ'ЯЗКУ КОЕФІЦІЄНТА ВИКОРИСТАННЯ ПОТУЖНОСТІ
ДЖЕРЕЛА ЖИВЛЕННЯ З ВАРІАЦІЙНИМ ОБЧИСЛЕННЯМ
Циганаш В.Є.

Проведено аналіз, що дозволяє отримати практичні відомості до вирішення задачі динамічної оптимізації для потужного енергоспоживача. В єдиній системі рівнянь реалізовані варіаційні принципи та ізопериметричні умови, що позитивно відображається на динамічних властивостях системи керування. Перевірено ефективність підходу в промислових умовах при вирішенні завдання вибору кращої альтернативи.

ANALYTICAL ARGUMENTATION OF COMUNICATION THE POWER UTILIZATION
COEFFICIENT OF ENERGY SOURCE WITH THE CALCULUS OF VARIATIONS
Tsiganash V.E.

The analysis was performed, which allows to receive practical information to solve dynamic optimization problem for the powerful energy consumers. In a single system of equations were implemented an isoperimetric variation principles and conditions, which were favorably reflected on dynamic properties of the control system. The effectiveness of the approach was tested in an industrial environment when solving the problem of choosing a preferred alternative.

Ключевые слова: коэффициент использования мощности источника питания, задача динамической оптимизации

Ключові слова: коефіцієнт використання потужності джерела живлення, задача динамічної оптимізації

Keywords: the power utilization coefficient of energy source, the problem of dynamic optimization

Дата подання статті до редакції: 2 травня 2016 р.

УДК 004.414.23:621.9.07

Богданова Л.М., Завгородний В.А.

ДГМА, г. Краматорск, Украина

Kit@dgma.donetsk.ua

ИСПОЛЬЗОВАНИЕ ТЕХНОЛОГИЙ ИСКУССТВЕННОГО ИНТЕЛЛЕКТА В ПРОГРАММИРОВАНИИ ИНТЕРНЕТ-МАГАЗИНА ПО ТОРГОВЛЕ ПРОМЫШЛЕННЫМИ ТОВАРАМИ

В ближайшем будущем интернет-магазины смогут усовершенствовать систему поиска товаров с помощью искусственного интеллекта. Искусственный интеллект попытается определить предпочтения пользователей исследуя их поведение. В будущем покупки можно будет совершать в шлеме виртуальной реальности.

Компания Alibaba расширила ассортимент облачных сервисов для предприятий, введя в действие платформу аналитики DT PAI. Основное назначение нового сервиса извлечение необходимой информации из профайлов клиентов. Salmon Ltd прогнозирует, что заказывать товары первой необходимости будет не только дом, но и автомобиль. Например, если шины изнашивались, бортовой помощник сделает заказ на доставку новых. Программы примитивного искусственного интеллекта, по ожиданию Salmon, смогут анализировать профили друзей в социальных сетях и предлагать пользователю купить конкретный подарок, исходя из предпочтений приятеля. Все, что нужно будет сделать человеку, - это опять-таки нажать "ок".

Проанализировав интеллектуальные интернет-магазины можно утверждать: магазины, которые реализуют интеллектуальные рекомендации товаров исходя из предпочтений пользователей показывают лучшие показатели активности пользователей, меньшее количество брошенных корзин, значительное повышение конверсии за счет продажи товаров из блока «рекомендаций». Статистика показывает, что данный подход ускоряет процедуру выбора товара.

Целью статьи является описание проекта интеллектуального интернет-магазина по продаже металлорежущих инструментов.

На сегодняшний день одним из математических подходов разработки рекомендательных систем является использование методов коллаборативной фильтрации. Основная идея алгоритмов коллаборативной фильтрации заключается в предложении новых элементов для конкретного пользователя на основе предыдущих предпочтениях пользователя или мнения других единомышленников пользователя [1].

Рассмотрим алгоритм метода на основе сходства элементов [2, 3].

Шаг 1: для каждого элемента j вычисляется мера близости к элементу i .

Для этого можно использовать один из указанных выше подходов, например, коэффициент Пирсона

Шаг 2: выбираем множество элементов S , наиболее близких к объекту i . Определено, что достаточные результаты получаются при $k=30$ элементов множества S . Но эти данные зависимы от рассматриваемой задачи и разреженности матрицы.

Шаг 3: предсказание рейтинга (оценки) объекта на основе рейтингов близких к нему объектов

Данный алгоритм отражает теоретическую базу метода, но на практике ряд факторов требует переосмысления расчетов. Как правило, подавляющее большинство оценок неизвестно, и разреженность матрицы оценок достаточно высока. С другой стороны, данные, которое уже имеются в матрице достаточно субъективны. Некоторые пользователи дают завышенные оценки (среднее 4 из 5), другие пользователи – заниженные (среднее 2, 5 из 5). Кроме этого, всегда есть элементы, которые нравятся всем.

В целях борьбы с подгонкой разреженных данных с оценками, проводится регуляризация моделей таким образом, чтобы сократить вероятность появления случайных

связей между оценками, которые не отражают действительность. Регуляризация контролируется константами, которые обозначаются как λ_1, λ_2 . Точные значения этих констант определяются перекрестной проверкой. По мере их роста, регуляризация становится все тяжелее. Для того чтобы оптимизировать производительность выдачи рекомендаций, важно нормализовать оценки до вычисления матрицы подобия. Это может быть достигнуто путем вычисления базового прогноза, в котором инкапсулируют отклонение пользователя и элемента. Пары пользователь элемент (u, i) для которых оценки $r_{u,i}$ известны составляют множество K . Базовый прогноз для неизвестной оценки $r_{u,i}$ обозначается $b_{u,i}$ и определяется формулой (1):

$$b_{u,i} = \mu + b_u + b_i, \tag{1}$$

где μ - общая средняя оценка; b_u и b_i - параметры, которые показывают наблюдаемое отклонение пользователя u и элемента i соответственно от среднего значения. Так как все параметры взаимосвязаны, то рассчитывать их необходимо вместе, решив задачу наименьших квадратов (2):

$$\min \sum_{(u,i) \in K} (r_{u,i} - \mu - b_u - b_i)^2 + \lambda_1 (\sum_u b_u^2 + \sum_i b_i^2) \tag{2}$$

Для метода на основе сходства элементов этот подход отразится так. Расчет меры близости основан только на оценках пользователей, которые оценили оба элемента (3):

$$s_{i,j} = \frac{n}{n + \lambda_2} \cdot p_{i,j}, \tag{3}$$

где n —количество пользователей, которые оценили оба элемента i и j ; λ_2 - константа регуляризации; $p_{i,j}$ —коэффициент корреляции Пирсона по формуле.

Прогнозируемое значение R_{ui} получим как средневзвешенную оценку соседних элементов, в то время как корректировки для пользователей и элементов проводятся через базовые прогнозы (4):

$$\begin{aligned} \hat{r}_{u,i} &= b_{u,i} + \frac{\sum_{j \in S} s_{i,j} \cdot (r_{u,j} - b_{u,j})}{\sum_{j \in S} |s_{i,j}|} ; \\ \min \sum_{(u,i) \in K} &\left(r_{u,i} - \mu - b_u - b_i - \frac{\sum_{j \in S} s_{i,j} \cdot (r_{u,j} - b_{u,j})}{\sum_{j \in S} |s_{i,j}|} \right)^2 + \\ &+ \lambda_3 (\sum_u b_u^2 + \sum_i b_i^2 + \sum_{j \in K} s_{i,j}^2) \\ b_u &\leftarrow b_u + \gamma_1 \cdot (e_{i,j} - \lambda_1 \cdot b_u) ; \\ b_i &\leftarrow b_i + \gamma_1 \cdot (e_{i,j} - \lambda_1 \cdot b_i) ; \\ e_{i,j} &= r_{i,j} - \hat{r}_{i,j} , \end{aligned} \tag{4}$$

где γ_1 – константа регуляризации.

На основе представленных математических выкладок были проведены исследования по использованию описанного метода. для оценки эффективности использовалась среднеквадратичное отклонение (5):

$$RMSE = \sqrt{\frac{1}{n} \sum_{u,i} (\hat{r}_{u,i} - r_{u,i})^2} . \tag{5}$$

В качестве исходных данных использовались таблицы базы данных с оценками пользователей объемом - 20000 строк, с данными о пользователях - 200 строк и данными о продаваемых инструментах - 1500 строк.

Метод на основе сходства элементов имеет параметры обучения, такие как размер соседства K , коэффициент скорости обучения базового отклонения оценок η , коэффициент регуляризации базового отклонения оценок V . Последние два параметра исследованы и приняты: коэффициент скорости обучения базового отклонения оценок $\eta=0,001$, коэффициент регуляризации базового отклонения оценок $V=0,005$.

Приняв за основу эти данные, определи оптимальное количество факторов, при точности $\epsilon=0,00001$.

Таблица 1

Результаты тестирования

Размер соседства	Погрешность при обучении (RMSE)	Погрешность при тестировании (RMSE)
25	0.87515	0.94378
50	0.87228	0.93456
75	0.86981	0.93103
100	0.86766	0.92748
125	0.86574	0.92657
150	0.86269	0.92486
175	0.86027	0.92361
200	0.85833	0.92276

Значения RMSE, полученные при тестировании метода адекватны для заданной задачи, т.к. все исследователи стремятся, в соответствии с запросами Netflix, уменьшить RMSE с 0.9514 до 0.8563. На рисунке 1 показано графическое отображение данных таблицы 2. Согласно полученным результатам можно сделать вывод о том, что с увеличением размера соседства, погрешность прогнозов уменьшается. Для исходных данных оптимальным размером соседства является $k=200$.

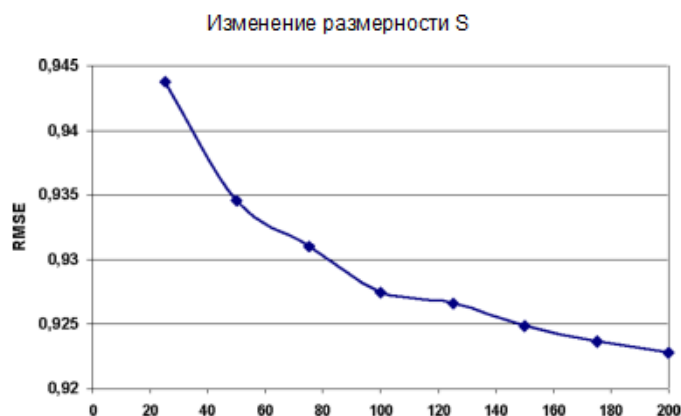


Рисунок 1 – Результаты эксперимента

Немаловажным фактором является время обучения модели. Проведен сравнительный анализ времени обучения модели в зависимости от объема данных (табл. 2).

Очевидно, что с ростом объема обучающих данных, время обучения модели возрастает сильнее, но этап обучения происходит в офф-лайн режиме.

Дальнейшие исследования предполагается направить в использовании методов поиска скрытых факторов с сокращение размерности измерений на основе сингулярного разложения матриц.

Таблица 2

Результаты эксперимента

№ п/п	Объем обучающих данных в строках	Время обучения модели Item-based (чч:мм:сс)
1	2500	0:23:33
2	5000	0:45:12
3	7500	1:03:25
4	10000	1:32:16
5	12500	1:54:47
6	15000	2:19:14
7	17500	2:57:26
8	20000	3:29:21

Рассмотрим функциональные возможности созданного интернет-магазина по продаже металлорежущих инструментов на базе диаграммы прецедентов (рис. 2). Она имеет большое значение для визуализации, специфицирования и документирования поведения элемента. Кроме того, такие диаграммы важны для тестирования исполняемых систем в процессе прямого проектирования и для понимания их внутреннего устройства при обратном проектировании.

Сайтом могут пользоваться люди, которые делятся на три роли: менеджер, администратор, клиент.

Администратор осуществляет управление сайтом. В его обязанности входит вся работа с категориями товаров (удаление, создание, редактирование), работа с товарами (удаление, создание, редактирование). Только администратор может добавить нового менеджера и создать для него данные для входа на сайт (логин и пароль). Кроме администратора никто не видит данные аутентификации и не может управлять ими.

Права менеджера не велики с точки зрения сайта. Менеджер осуществляет постоянный поиск заявок, которые он может удалять и редактировать. У заявки есть статус, если менеджер обработал заявку, он меняет ее статус.

Клиент может просматривать информацию о товарах, читать комментарии и если он захочет, то оставить свой комментарий на товар. Клиент может осуществить поиск товара, а если ему понравится конкретный товар, то он может добавить его в корзину и оформить заказ, после этого с ним свяжется менеджер.

Администратор с менеджером связан через авторизацию, потому что менеджер не может приступить к своей работе, не пройдя авторизацию, за которой следит администратор.

Статический аспект системы представлен диаграммой классов. Она состоит из множества элементов, которые в совокупности отражают декларативные знания о предметной области (рис. 3).

В интернет-магазине работают работники, которые делятся на две роли: администратор и менеджер. Менеджер работает с клиентом, а также в его обязанности входит работа с заказами от клиента. У каждого заказа есть статус, который менеджер может менять, если заказ оформлен.

Клиент выбирает инструмент, просматривает комментарии к товару, также может оставить и свой комментарий, если он ему понравился он добавляет его в корзину для оформления заказа. После оформления заказа, у менеджера появляется новая заявка и менеджер связывается с клиентом и уточняет подробности заказа.

Администратор управляет категориями товаров, он добавляет новые категории, редактирует и удаляет старые категории. Администратор управляет товарами и всем что касается товара: цена, описание, изображения.

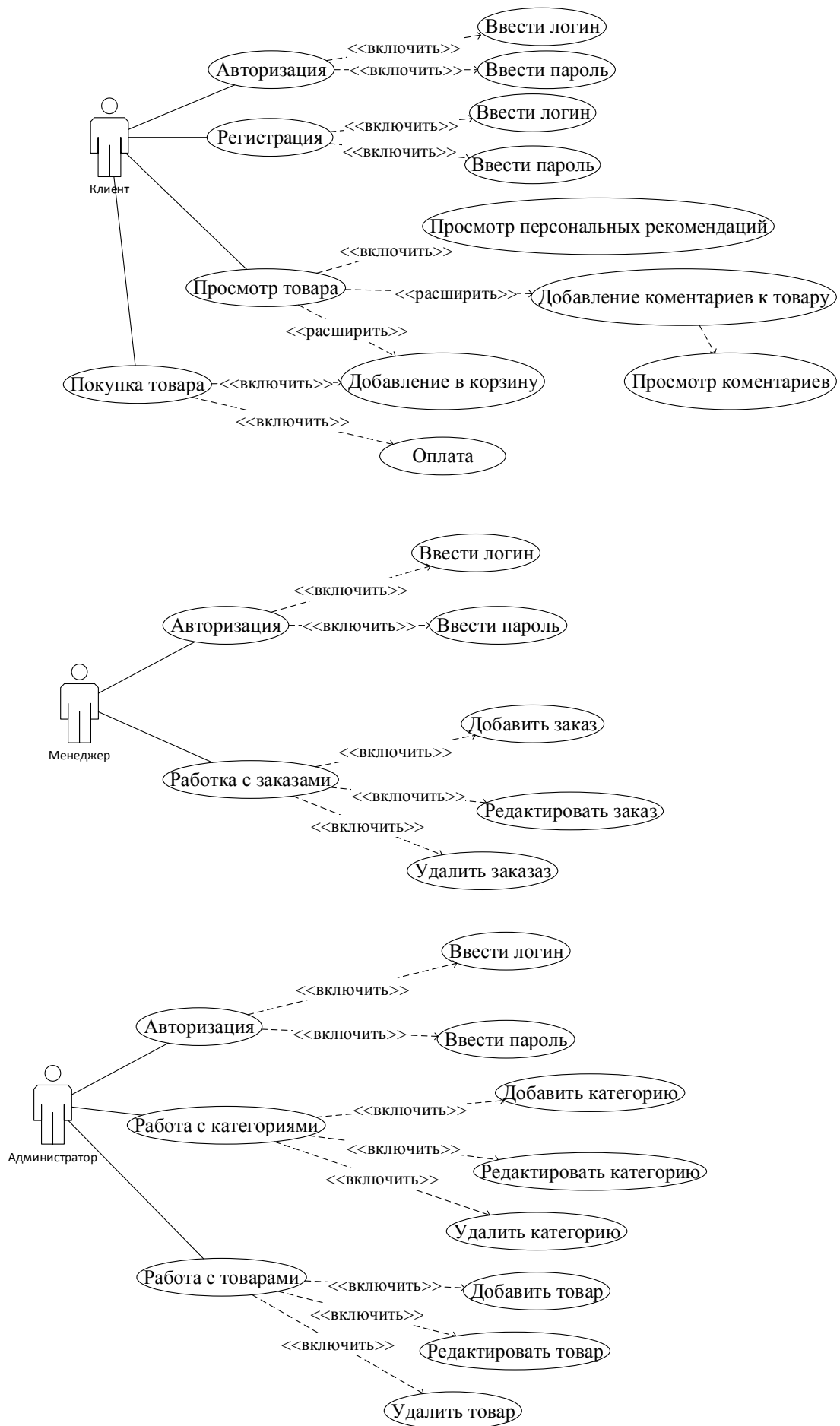


Рисунок 2 – Диаграмма прецедентов «Работа интернет-магазина»

Рассмотрим структуру классов в разрабатываемом приложении. Прежде всего, нужно выделить класс «Работник». Для ведения и поддержания сайта необходимо несколько работников разных специальностей, таких как менеджер и администратор.

Класс «Товар», один из центральных, к нему относятся: класс «Комментарии», класс «Корзина».

После того, как пользователь добавил товар в корзину, оформляется заказ, значит, выделим класс «Заказ».

Класс «Облачный сервис коллаборативной рекомендательной системы» служит для сбора и обработки информации поступающей с сайта: сведениях о товарах и заказах пользователей. С помощью анamnестических методов данные будут обработаны и в последующем примут участие в подборе «персональных рекомендаций».

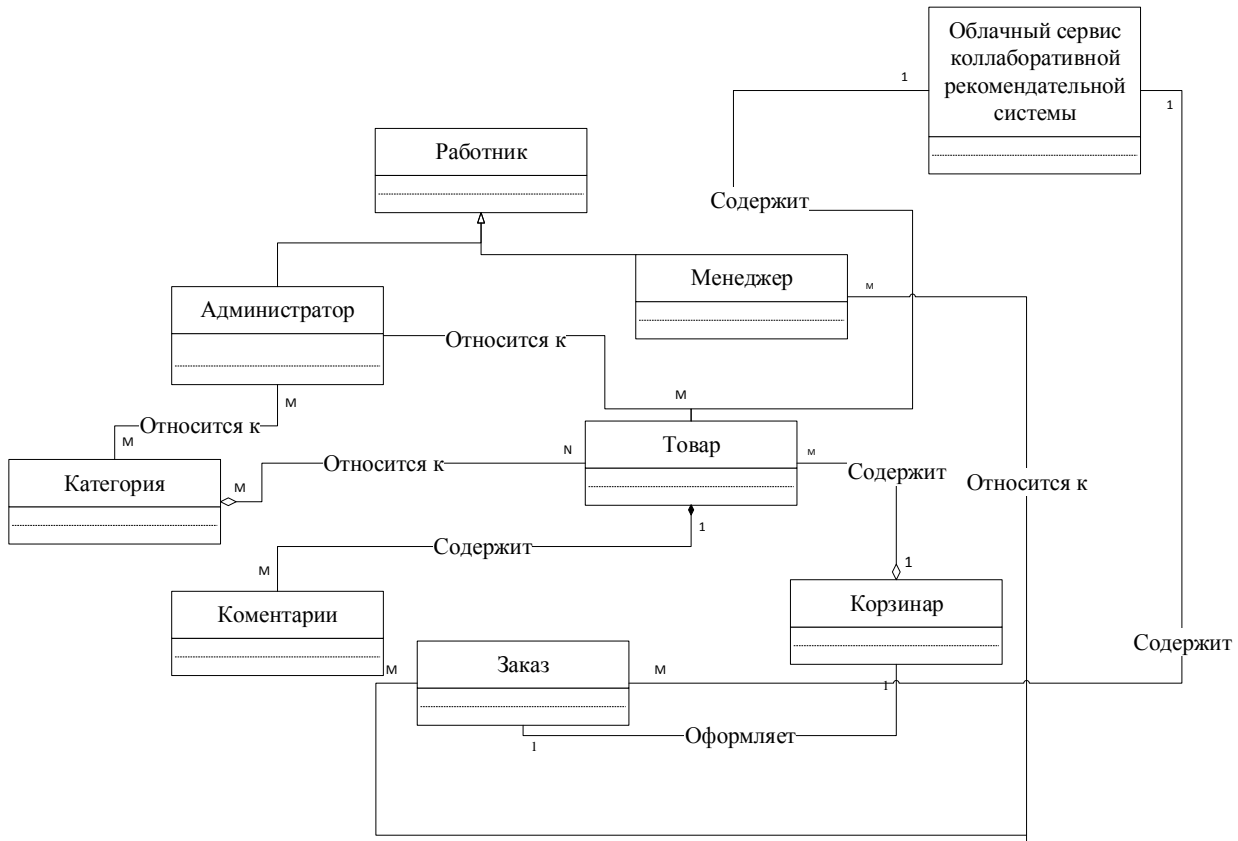


Рисунок 3 – Диаграмма классов «Работа интернет-магазина»

Таблица 3

Описание диаграммы классов

Наименование класса	Обязанности класса
Работник	Отвечает за сохранение данных о работниках
Администратор	Содержит информацию администратора
Менеджер	Содержит информацию менеджера
Товар	Содержит информацию о товаре
Категория	Содержит информацию о категориях
Комментарии	Отвечает за сохранения данных о комментариях
Корзина	Содержит количество и название товаров. Отвечает за сохранение данных заказа
Заказ	Содержит информацию о пользователе и товаре
Облачный сервис коллаборативной рекомендательной системы	Содержит информацию о товарах и заказах клиентов, на основе которой проводит сравнительный анализ и выводит блок «персональные рекомендации»

Выводы

1. Методология интеллектуальных магазинов набирает обороты и в скором будущем рекомендательные сервисы повсеместно будут внедряться в интернет-торговлю, тем самым повышая общий уровень продаж. Система будет предугадывать ваши действия и обладать уникальным механизмом формирования предложений. На данный момент ряд крупных компаний: Amazon, Alibaba, Google используют принципы коллаборативной фильтрации для продвижения своих товаров, сервисов и рекламы с индивидуальным подходом для пользователя.

2. Торговля во многом изменится. Во-первых, клиенты надолго привяжутся в предпочтении к одному бренду. Во-вторых, продвижение товаров с помощью поисковой оптимизации не будет играть никакой роли. Ведь ее инструменты планировались под человека, а не под алгоритм, способный за секунду обработать предложения сотни брендов, тысячи магазинов и выбрать наиболее подходящий.

Перечень сточников литературы: 1. Гомзин А. Г., Коршунов А. В. Системы рекомендаций: обзор современных подходов // Труды ИСП РАН. 2012. №. Электронный ресурс: <http://cyberleninka.ru/article/n/sistemy-rekomendatsiy-obzor-sovremennyh-podhodov> 2. Савчук Т.О., Застосування кластерного аналізу для колаборативної фільтрації / Т.О. Савчук, А.В.Сакалюк // Вісник Хмельницького національного університету. –2011 – №1– С. 186-192 3. Лексин В.А., Анализ клиентских сред: выявление скрытых профилей и оценивание сходства клиентов и ресурсов // Математические методы распознавания образов-13. – М. МАКС Пресс, 2007. – С. 488-491

Рецензент: **Ковалев В.Д.**, д.т.н., проф. ДДМА

ИСПОЛЬЗОВАНИЕ ТЕХНОЛОГИЙ ИСКУССТВЕННОГО ИНТЕЛЛЕКТА
В ПРОГРАММИРОВАНИИ ИНТЕРНЕТ-МАГАЗИНА ПО ТОРГОВЛЕ
ПРОМЫШЛЕННЫМИ ТОВАРАМИ

Богданова Л. М., Завгородний В. А.

В данной статье представлены некоторые аспекты проектирования интернет-магазина для торговли промышленными товарами с использованием технологий искусственного интеллекта. В качестве математического подхода использован метод коллаборативной фильтрации. Основная идея алгоритмов коллаборативной фильтрации заключается в предложении новых элементов для конкретного пользователя на основе предыдущих предпочтениях пользователя или мнения других пользователей.

ВИКОРИСТАННЯ ТЕХНОЛОГІЙ ШТУЧНОГО ІНТЕЛЕКТУ
В ПРОГРАМУВАННІ ІНТЕРНЕТ-МАГАЗИНУ ПО ТОРГІВЛІ ПРОМИСЛОВИМИ ТОВАРАМИ

Богданова Л. М. , Завгородній В. А.

У даній статті представлені деякі аспекти проектування інтернет-магазину для торгівлі промисловими товарами з використанням технологій штучного інтелекту . У якості математичного підходу використаний метод колаборативної фільтрації . Основна ідея алгоритмів колаборативної фільтрації полягає в пропозиції нових елементів для конкретного користувача на основі попередніх переваг користувача або думки інших користувачів .

USE ARTIFICIAL INTELLIGENCE TECHNOLOGY
IN PROGRAMMING INTERNET- STORE FOR TRADE INDUSTRIAL COMMODITIES

Bogdanova L.M., Zavgorodniy V.A.

This article presents some aspects of the design of the Internet - shop to trade a machine tool using artificial intelligence technologies. Collaborative filtering method is used as a mathematical approach. The basic idea of collaborative filtering algorithms is to propose new items for a particular user based on previous user preferences or opinions of other users.

Ключевые слова: искусственный интеллект, промышленные товары, коллаборативная фильтрация, диаграмма прецедентов, диаграмма классов

Ключові слова: штучний інтелект, промислові товари, колаборативна фільтрація, діаграма прецедентів, діаграма класів

Key words: artificial intelligence, industrial commodities, collaborative filtering, case diagram, class diagram

Дата подання статті до редакції: 20 травня 2016 р.

УДК

Филатов Ю.Д., Ковалев С.В., Юрчишин О.Я.

ИСМ им. В. Н. Бакуля НАНУ, г. Киев, Украина

НТУ Украины «КПИ», г. Киев, Украина

**ЗАКОНОМЕРНОСТИ ФОРМООБРАЗОВАНИЯ ПЛОСКИХ ПОВЕРХНОСТЕЙ
ОПТИЧЕСКИХ ДЕТАЛЕЙ**

Высокая точность формообразования прецизионных поверхностей оптических деталей при полировании может быть достигнута за счет использования оптимальных кинематических и режимных параметрами процесса обработки, выбора наиболее рациональной конструкции и характеристики полировальника. Моделирование процесса образования формы оптических поверхностей и применение экспериментально-теоретических методов определения показателей процесса формообразования, а именно: интенсивности съема обрабатываемого материала по круговым зонам обрабатываемой поверхности и отклонения ее формы от требуемой, основаны на обобщенной физико-статистической модели образования частиц шлама и их удаления с обрабатываемой поверхности [1, 2]. Формообразование поверхностей оптических деталей из стекла, керамики, оптических и полупроводниковых кристаллов осуществляется при полировании по традиционной технологии.

Целью работы являлось изучение влияния кинематических параметров настройки станка на точность формообразования плоских поверхностей оптических деталей из кристаллического кварца при полировании, а также определение их наиболее рациональных значений, при которых достигается требуемая точность геометрической формы полированных поверхностей.

Закономерности формообразования плоских поверхностей при полировании.

Интенсивность съема обрабатываемого материала в процессе полирования в зависимости от радиуса ρ круговых зон обрабатываемой поверхности определяется в соответствии с формулой [3] $Q(\rho) = \eta(\rho) \cdot L_t$ (где $\eta(\rho)$ – коэффициент объемного износа [1, 2]). Значения коэффициента $\eta(\rho)$ объемного износа находятся методом компьютерного моделирования [3], исходя из параметров процесса полирования и характеристик обрабатываемого материала и полировального инструмента. Размеры $d(i)$ и площадь S_i поверхности i -й частицы шлама, их количество $N(i)$ на обрабатываемой поверхности, время $t_c = 2d_a/(\omega_1 D_1)$ контакта с поверхностью зерна полировального порошка, средний размер d_a зерен полировального порошка, диаметр D_1 и угловая скорость ω_1 вращения детали, диаметр D_2 и угловая скорость ω_2 вращения полировальника, коэффициент теплопроводности обрабатываемого материала λ , температура в контактной зоне T , номинальное давление p_a прижима полировальника к детали, площадь обрабатываемой поверхности S , средняя длина $L_t = \pi D_1$ пути трения элемента обрабатываемой поверхности по поверхности полировальника, скорость $u(\rho)$ относительного перемещения, – позволяют найти значения безразмерного параметра $\vartheta(\rho) = \frac{\lambda T L_t}{p_a u(\rho) S}$ и корни $\beta(\rho, i)$ системы m трансцендентных

уравнений $\frac{\exp(-\beta(\rho, i)^2)}{\sqrt{\pi} \operatorname{erf}(\beta(\rho, i))} = \frac{1}{N(i) S_i} \sqrt{L_t d_a S \vartheta(\rho)}$, а также рассчитать коэффициент объемного износа $\eta(\rho) = \sum_{i=1}^m \frac{d(i)^2}{4\beta(\rho, i) t_c}$ [3].

Детали из кварца (плотность 2,65 г/см³) диаметром 60 мм полировали на шлифовально-полировальном устройстве, оснащеном системой мониторинга качества полированной поверхности [4], по традиционной технологии (метод жестких осей) при помощи полировального инструмента диаметром 60 мм, рабочий слой которого выполнен из 15 элементов «Аквапол» диаметром 10 мм, при следующих режимах: частота вращения

детали – 800 об/мин, усилие прижима инструмента к детали – 10 Н, время цикла полирования 5–6 мин. При принудительном вращении детали (нижнее звено) инструмент (верхнее звено) вращается в том же направлении за счет сил трения между их притирающимися поверхностями, угловые скорости их вращения $\omega_1 = 83,8 \text{ с}^{-1}$ и $\omega_2 = 78,5 \text{ с}^{-1}$, их возвратно-поступательное перемещение отсутствует (длина штриха $L = 0$, несимметрия штриха $e_0 \in [2,5 \text{ мм}; 15 \text{ мм}]$). При полировании плоских поверхностей деталей из кварца использовался также нетрадиционный метод обработки ([5, 6]), при котором для осуществления взаимного перемещения инструмента и детали используется не устройство станка, а эксцентричное вращение нижнего звена, за счет которого происходит изменение расстояния между их центрами. Съём обрабатываемого материала измерялся весовым методом. Неплоскостность поверхности детали, обработанной в описанных условиях, измерялась при помощи оптиметра мод. «ИКВ-3».

При полировании плоских деталей из кварца по традиционной технологии (схема *a*) модуль вектора скорости относительного перемещения элементарного участка обрабатываемой поверхности по рабочей поверхности инструмента выражается формулой $V_1(\rho, r, e_0) = [(\omega_2 - \omega_1)(\omega_2 r^2 - \omega_1 \rho^2) + \omega_1 \omega_2 e_0^2]^{1/2}$ (где r – радиус круговых зон инструмента), а ее усредненная по $r \in [e_0 - \rho, e_0 + \rho]$ величина в зависимости от радиуса ρ круговых зон определяется по формуле:

$$u_1(\rho) = \frac{1}{2\rho} \int_{e_0 - \rho}^{e_0 + \rho} V_1(\rho, r, e_0) dr. \quad (1)$$

При полировании плоских поверхностей деталей из кварца при эксцентричном вращении нижнего звена (схема *б*) обеспечивается периодическое изменение расстояния между центрами инструмента и детали $O_1 O_2$ (ось вращения нижнего звена находится между точками O_1 и O_2 , рис. 1*a*). В отличие от классического процесса формообразования радиус дуги, по которой движется центр верхнего звена по поверхности нижнего определяется эксцентриситетом e_1 (расстоянием между осью вращения и геометрическим центром поверхности детали) и расстоянием e_2 между осями вращения детали и инструмента. Возвратно-поступательное перемещение детали относительно поверхности инструмента характеризуется параметрами $e_1 \in [1 \text{ мм}; 10 \text{ мм}]$ и $e_2 \in [1 \text{ мм}; 3 \text{ мм}]$. В полярной системе координат (ξ, φ) с полюсом в точке O_2 межцентровое расстояние $O_1 O_2$ определяется величиной $\xi(\varphi) = e_2 \left[\cos \varphi + \sqrt{\left(\frac{e_1}{e_2}\right)^2 - \sin^2 \varphi} \right]$ (рис. 1*б*), а радиус круговых зон обрабатываемой поверхности определяется как $(\rho^2 + e_1^2 + 2\rho e_1 \cos \varphi)^{1/2}$. Модуль вектора скорости относительного перемещения элементарного участка обрабатываемой поверхности кварцевой детали по поверхности рабочего слоя инструмента выражается в соответствии с формулой $V_2(\rho, r, e_1, e_2, \varphi) = [(\omega_2 - \omega_1)[\omega_2 r^2 - \omega_1(\rho^2 + e_1^2 + 2\rho e_1 \cos \varphi) + \omega_1 \omega_2 e_2^2]^{1/2}$, а усредненная по $r \in [e_2 - e_1, e_2 + e_1]$ и $\varphi \in [0, \pi]$ относительная скорость перемещения в зависимости от радиуса ρ круговых зон определяется по формуле:

$$u_2(\rho) = \frac{1}{2\pi e_1} \int_0^\pi d\varphi \int_{e_2 - e_1}^{e_2 + e_1} V_2(\rho, r, e_1, e_2, \varphi) dr. \quad (2)$$

Анализ зависимости скорости относительного перемещения элементарного участка обрабатываемой поверхности детали из кварца по поверхности инструмента от радиуса круговых зон при полировании по традиционной технологии (рис. 1, *a*) и при эксцентричном вращении детали (рис. 1, *б*) показал, что при увеличении кинематических параметров e_0 , e_1 и e_2 величина относительной скорости для схем *a* и *б* увеличивается. При предельном переходе от схемы *б* к схеме *a* ($e_1 \rightarrow 0$, $e_2 \rightarrow e_0$) величина модуля скорости относительного перемещения элементарного участка обрабатываемой поверхности детали по поверхности инструмента для каждого радиуса круговых зон удовлетворяет условию: $u_2(\rho) \rightarrow u_1(\rho)$.

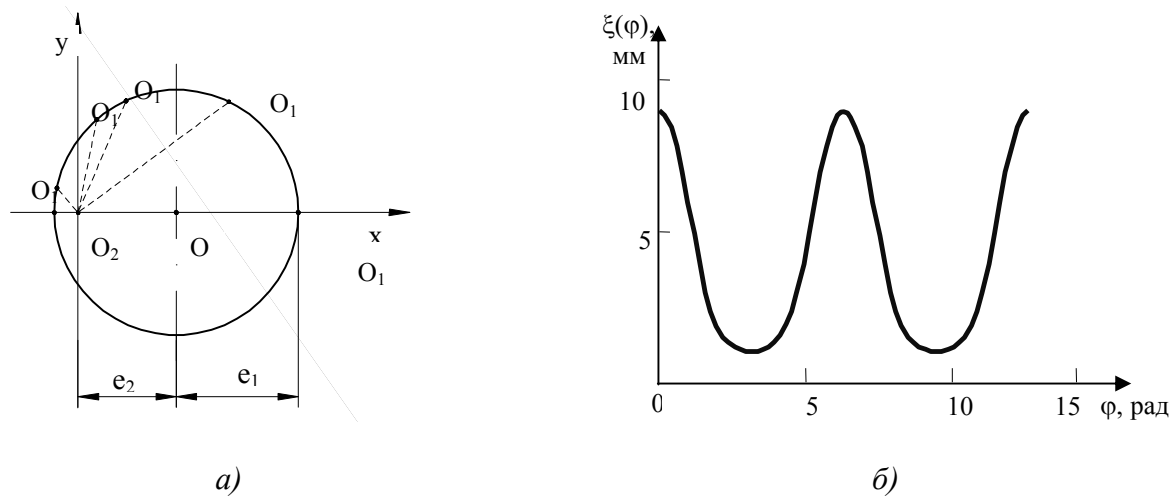


Рисунок 1 – Изменение межцентрового расстояния инструмента и обрабатываемой детали при полировании плоской поверхности с эксцентричным вращением нижнего звена

Зависимости расчетных значений интенсивности съема обрабатываемого материала от радиуса круговых зон детали, характерные для схем *a* и *б*, при различных параметрах настройки e_0, e_1, e_2 приведены на рис. 2. При переходе от схемы *a* к схеме *б* ($e_1 \rightarrow 0, e_2 \rightarrow e_0 = 7,5$ мм), расчетные значения интенсивности съема обрабатываемого материала в средней зоне обрабатываемой поверхности ($\rho = 20$ мм) составляют $Q_1 = 1,45 \cdot 10^{-12}$ м³/с и $Q_2 = 1,57 \cdot 10^{-12}$ м³/с соответственно и незначительно отличаются от экспериментально измеренных величин: $(1,4 \pm 0,2)$ мг и $(1,5 \pm 0,2)$ мг за время полирования $t = 6$ мин (отклонение до 15%).

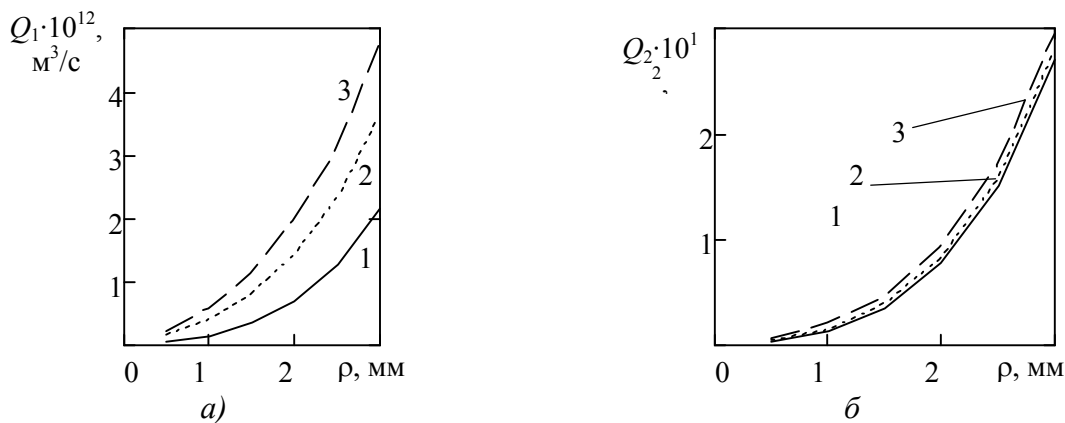


Рисунок 2 – Зависимость интенсивности съема обрабатываемого материала от радиуса круговых зон обрабатываемой поверхности:

a – $e_0 = 2,5$ мм (1); 7,5 мм (2); 10 мм (3);
б – $e_1 = 1$ мм, $e_2 = 1$ мм (1); $e_1 = 5$ мм, $e_2 = 2$ мм (2); $e_1 = 10$ мм, $e_2 = 3$ мм (3)

Влияние кинематических параметров на точность формы обработанных поверхностей. Монотонно возрастающие зависимости интенсивности съема обрабатываемого материала от радиуса круговых зон детали (рис. 2) свидетельствуют о том, что форма обработанной поверхности детали – выпуклая («бугор»), а отклонение от плоскостности определяется величиной $\delta_i = \frac{Q(D_i/2) - Q(0)}{S} \cdot t$. Эволюция формы обработанной поверхности детали характеризуется скоростью увеличения отклонения от плоскостности во время полирования $\delta = \delta_i/t$.

При полировании деталей по схеме *a* скорость увеличения отклонения от плоскостности зависит от несимметрии штриха e_0 и изменяется в пределах от 0,05 до 0,15 мкм/мин. За время полирования $t = 6$ мин при среднем значении $e_0 = 7,5$ мм отклонение от плоскостности обработанной поверхности детали достигает величины 0,40 мкм.

При полировании деталей по схеме *б* скорость увеличения отклонения от плоскостности обработанной поверхности зависит от кинематических параметров e_1 и e_2 . При увеличении параметра e_1 отклонение от плоскостности детали возрастает при всех значениях e_2 и изменяется в пределах от 0,054 мкм/мин (при $e_2 = 1$ мм) до 0,059 мкм/мин (при $e_2 = 3$ мм).

При увеличении параметра e_2 отклонение от плоскостности обрабатываемой поверхности возрастает при всех значениях e_1 и изменяется в пределах от 0,054 мкм/мин (при $e_1 = 1$ мм) до 0,059 мкм/мин (при $e_1 = 10$ мм). За время полирования $t = 6$ мин при средних значениях кинематических параметров $e_1 = 5,0$ мм и $e_2 = 2,0$ мм отклонение от плоскостности обработанной поверхности детали достигает величины 0,34 мкм.

Сравнительный анализ процесса формообразования плоских поверхностей оптических деталей при полировании в описанных выше условиях показал, что точность формы обработанных поверхностей, достигаемая при использовании схем *а* и *б*, практически одинакова и оценивается величиной отклонения от плоскостности 0,3–0,4 мкм. Это позволяет обрабатывать оптические детали высокой и средней точности с плоскостностью поверхности $N = 2$ интерференционных кольца (приблизительно 0,5 мкм). Следует отметить, что для данного соотношения диаметров инструмента и обрабатываемой детали характер изменения формы обработанной поверхности (на «бугор») соответствует увеличению выпуклости независимо от кинематических параметров настройки станка. Это объясняется тем, что при принятых значениях кинематических параметров настройки использовался обычный инструмент, рабочий слой которого состоял из полировальных элементов «Аквапол» с приблизительно постоянным значением коэффициента заполнения поверхности, усугубляющий неравномерность износа.

Выводы

Исследованы закономерности образования формы обрабатываемых плоских поверхностей оптических деталей из кристаллического кварца в процессе полирования. На основе обобщенной физико-статистической модели образования и удаления частиц шлама, расчета скорости относительного перемещения элементарного участка обрабатываемой поверхности по рабочей поверхности инструмента, усредненной по кинематическим параметрам, получены зависимости интенсивности съема обрабатываемого материала от радиуса круговых зон, характеризующие эволюцию формы полированной поверхности и величину отклонения от плоскостности. Результаты исследования влияния кинематических параметров на точность геометрической формы обрабатываемой поверхности позволили определить их наиболее рациональные значения, при которых достигается требуемая точность формообразования плоских поверхностей при полировании. Результаты теоретического анализа отклонения формы поверхностей деталей электронной техники и оптических систем подтверждены экспериментальными данными.

Перечень источников литературы: 1. Filatov Y.D., Sidorko V.I., Statistical approach to wear of nonmetallic workpiece surfaces in polishing / Journal of Superhard Materials. – 2005. – Vol. 27. – No. 1. – P. 53–60. 2. Filatov Y., Sidorko V., Formation of Flat Optical Surfaces in Polishing // Jemna mechanika a optika. – 2009. – N 9. – P. 239–243. 3. Filatov O.Yu., Sidorko V.I., Kovalev S.V., Filatov Y.D., Vetrov A.G., Polishing substrates of single crystal silicon carbide and sapphire for optoelectronics / Functional materials. – 2016. – V. 23. – No. 1. – P. 104–110. 4. Filatov O.Yu., Filatov O.Y., Heisel U., Storchak M.G., Monteil G., In situ control of roughness of processed surfaces by reflectometric method / Optical Micro- and Nanometrology III, Proc. SPIE. – 2010. – Vol. 7718, P. 77181J–77181J–9. 5. Филатов Ю.Д., Юрчишин О.Я. Моделирование процесса прецизионного формообразования плоских поверхностей / Вісник Національного технічного університету України «Київський політехнічний інститут». Серія машинобудування. – К.: НТУУ «КПІ». – 2010. – № 58. – С. 241–244. 6. Филатов Ю.Д., Юрчишин О.Я. Моделирование формообразования плоских поверхностей оптических деталей / Наукові праці Донецького національного технічного університету. Серія: Машинобудування і машинознавство. Вип. 7 (166). – Донецьк: ДонНТУ, 2010 – С. 76–81.

Рецензент: **Ковалев В.Д.**, д.т.н., проф. ДГМА

ЗАКОНОМЕРНОСТИ ФОРМООБРАЗОВАНИЯ ПЛОСКИХ ПОВЕРХНОСТЕЙ ОПТИЧЕСКИХ
ДЕТАЛЕЙ

Филатов Ю. Д., Ковалев С.В., Юрчишин О.Я.

Установлены закономерности формирования образования плоской поверхности при механической обработке точных оптических деталей в процессе полировки. Определены наиболее подходящие значения кинематических параметров, повышающие точность формирования.

ЗАКОНОМІРНОСТІ ФОРМОУТВОРЕННЯ ПЛОСКИХ ПОВЕРХОНЬ ОПТИЧНИХ ДЕТАЛЕЙ

Філатов Ю. Д., Ковальов С.В., Юрчишин О.Я.

Встановлено закономірності формування утворення плоскої поверхні при механічній обробці точних оптичних деталей в процесі полірування. Визначено найбільш підходящі значення кінематичних параметрів, що підвищують точність формування.

REGULARITIES OF FORMATION FLAT SURFACES OF OPTICAL PARTS

Filatov Y.D., Kovalev S.V., Yurchishin O.J.

The regularities of formation forms a flat surface machined precision optical detail in the process of polishing. Determined the most appropriate values of kinematic parameters for which improves the accuracy of formation.

Ключевые слова: механическая обработка, плоская поверхность, оптическая деталь, полировка, параметр

Ключові слова: механічна обробка, плоска поверхня, оптична деталь, полірування, параметр

Key words: machining, flat surface, optical parts, polishing, parameter

Дата подання статті до редакції: 20 травня 2016 р.

УДК 510:621.9

¹Струтинський В.Б., ¹Колот О.В., ²Гузенко В.С.
¹НТУУ «КПІ» м. Київ, Україна, ²ДГМА, м. Краматорск, Україна,
avk@minetek.donetsk.ua

ЯКІСНИЙ АНАЛІЗ ДІАГРАМ «СИЛА-ПЕРЕМІЩЕННЯ» ПРИ ДІАГНОСТИЧНИХ ВИПРОБУВАННЯХ ГІДРАВЛІЧНИХ АМОРТИЗАТОРІВ

Вступ

Розробка надійних методів діагностики гідравлічних амортизаторів транспортних засобів являє собою важливу науково-технічну проблему. Її рішення потребує проведення широкого кола досліджень. Зокрема потребує встановлення взаємозв'язаного комплексу факторів, які визначають характеристики амортизаторів та їх зміни в процесі експлуатації.

Дослідженню характеристики амортизаторів присвячена велика кількість публікацій. Автори розглядають схемні і конструктивні рішення, робочі процеси, методи випробувань амортизаторів, діагностику їх технічного стану.

Аналіз основних досліджень і публікацій. Діагностика технічного стану амортизатора в кінці міжремонтного періоду [1] потребує спеціального стендового обладнання. Як правило, застосовуються стенди, що задають переміщення штока гідроциліндра амортизатора за синусоїдальним законом. За експериментально одержаною залежністю зусилля на штоці визначають характеристики амортизатора і їх відхилення від нормальних значень.

Амортизатор відповідає заданим технічним вимогам, якщо форма робочої діаграми відповідає еліпсу, а параметр опору знаходиться в допустимих межах.

Сучасне стендове обладнання [1] широко використовує засоби обчислювальної техніки для забезпечення процесу випробувань і аналізу одержаних результатів. Тому є можливість збільшити інформативність випробувань і підвищити його якість. Для забезпечення цього проводяться спеціальні дослідження. [2]

Метою роботи являється якісний аналіз діаграм «сила-переміщення» при діагностичних випробуваннях гідравлічних амортизаторів.

Викладення основного матеріалу з обґрунтуванням результатів дослідження

Діаграма сила-переміщення, одержана експериментальними методами, являє собою криву, що охоплює початок координат. В якості початку координат доцільно прийняти центр еліпса, що описує регламентну характеристику амортизатора і знаходиться в середині експериментально одержаної діаграми (рис. 1)

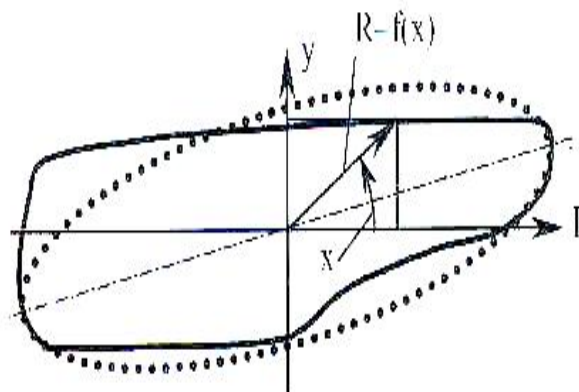


Рисунок 1 – Опис діаграми сила-переміщення в полярній системі координат

В полярній системі координат діаграма описується радіус-вектором $R = f(x)$, довжина якого є функцією полярного кута. Початок відліку полярного кута x не має принципового значення. Даний кут визначено з точністю до адитивної константи (початкової фази), яка задає положення діаграм відносно осей вибраної декартової прямокутної системи координат.

Аналітичний опис діаграми в полярній системі координат має ряд характерних особливостей (рис.2).

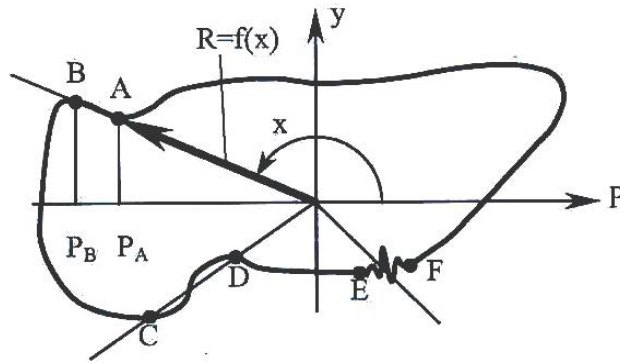


Рисунок 2 – Особливості визначення процесу в полярній системі координат

Однією із особливостей діаграми є виникнення штучних точок розриву процесу при опису діаграми в полярній системі координат (точка А на рис. 2). Точка розриву виникає на ділянці діаграми АВ, який відповідає зміні зусилля від P_A до P_B . При опису діаграми в декартовій прямокутній системі координат виникнення точки розриву 1-го роду в точці А не має місця.

Наявність точки розриву відповідає умові:

$$\frac{dy}{dx} = \operatorname{tg} \frac{\pi}{2} \text{ для } P_A \leq P \leq P_B$$

В ряді випадків опис процесу в полярній системі координат приводить до виникнення неоднозначності процесу (крива між точками С і D на рис. 2).

Неоднозначність процесу в полярній системі координат є негативним явищем. Наявність неоднозначності не дозволяє застосувати ряди Фур'є для опису процесу в зоні неоднозначності.

Іншим небажаним явищем є наявність високочастотних осциляцій процесу на ділянці діаграми (ділянка EF на рис. 2). Високочастотні осциляції спричинюють розриви і неоднозначності при опису процесу в полярній системі координат. Одержана залежність може бути багатозначною, а також мати велике число максимумів і мінімумів. Ці обставини утруднюють застосування методів спектрального аналізу для дослідження характеристики амортизатора.

Якщо діаграма не має особливостей, спектральний аналіз здійснюється достатньо просто і є ефективним. Спектральний аналіз процесу базується на використанні тригонометричних рядів спеціального виду: рядів Фур'є.

Гармонічний аналіз процесів механічних систем дозволяє вирішити ряд практично важливих задач математичного моделювання. Під гармонічним аналізом динамічного процесу мають на увазі знаходження складових ряду Фур'є, який описує цей процес. Це відповідає розкладу процесу на суму гармонічних складових.

Гармонічний аналіз шляхом розкладу в ряди Фур'є надзвичайно широко використовується при математичному моделюванні різноманітних технічних систем [3]. Аналіз базується на виявленні характерних особливостей окремих складових циклічного ряду та їх сукупності.

Окремим випадком циклічного процесу є діаграма «сила-переміщення» одержана в результаті стендових випробувань амортизатора.

Математичний опис даних циклічно змінюваних параметрів процесів є ідентичним. Графічна інтерпретація зміни параметра відповідає круговій діаграмі. Діаграму можна подати у вигляді замкненого контуру L , який в полярній системі координат описується радіусом-вектором R , що залежить від полярного кута φ . Контур L відповідає формі полярної діаграми. В даному випадку аргументом є $x = \varphi$, а функцією – $R(\varphi) = f(x)$.

Ряд Фур'є, використаний для математичного опису контуру L , має вигляд:

$$R(\varphi) = \frac{a_0}{2} + \sum_{k=1}^{\infty} A_k \sin(k\varphi + \psi_{0k}), \quad (1)$$

де a_0 – деяке постійне значення радіуса-вектора; k – номер гармоніки; A_k – амплітуда k -ї гармоніки; ψ_{0k} - початкова фаза гармоніки.

Розглянемо фізичну інтерпретацію окремих складових ряду Фур'є стосовно полярної діаграми загального виду.

Поклавши амплітуди гармонік $A_k = 0$, одержимо нульову гармоніку розкладу, яка є постійною складовою ряду:

$$R(\varphi) = \frac{a_0}{2} = R_0 = \frac{d_0}{2} = Const$$

Звідси випливає, що постійний коефіцієнт ряду a_0 являє собою діаметр базового кола d_0 , відносно якого відбуваються відхилення поточного радіуса-вектора $R(\varphi)$ контуру L . Коли амплітуди гармонік $A_k = 0$, контур L являє собою коло, центр якого співпадає з початком координат (рис. 3).

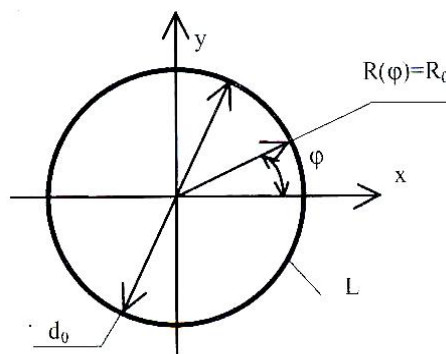


Рисунок 3 – Контур L , що описується рядом Фур'є, всі гармоніки якого мають нульові амплітуди, а наявна лише постійна складова $a_0 = d_0$

Контур L у вигляді кола зручно взяти за рівень відліку значень поточного радіуса. Тоді замість радіуса-вектора $R(\varphi)$ розглядається його відхилення $\delta(\varphi)$ від базового кола:

$$\delta(\varphi) = R(\varphi) - R_0$$

Розглянемо відхилення контуру L від базового кола:

$$\delta(\varphi) = R(\varphi) - R_0 = \sum_{k=1}^{\infty} A_k \cdot \sin(k\varphi + \psi_{0k}). \quad (2)$$

Дана формула визначає нескінченний центрований гармонічний ряд складений із гармонік з амплітудами A_k , частотами k і початковими фазами ψ_{0k} ($k = 1, 2, \dots, \infty$).

Програма випробувань амортизатора реалізує закон переміщення штока амортизатора з вимірами реального переміщення штока в функції часу (рис.4).

Переміщення штока і зусилля визначені для одного циклу знакозмінних навантажень. Одержаний закон зміни параметрів є близьким до періодичного. Відхилення від періодичності обумовлені наявністю випадкових змін характеристик окремих вузлів амортизатора і зміною параметрів стендового обладнання і контрольно-вимірної апаратури.

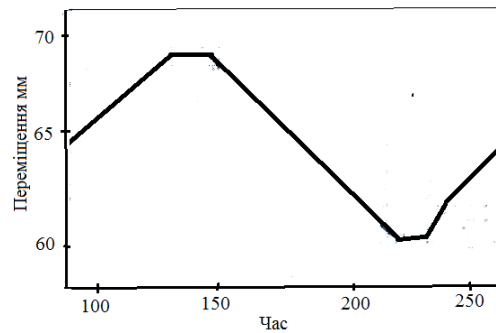


Рисунок 4 – Експериментально визначені переміщення штока, одержані при діагностичних випробуваннях амортизатора

В результаті проведених досліджень встановлено, що відхилення від періодичності є незначним і мало проявляється на вигляді залежності переміщення і зусилля від часу.

Але при використанні методів спектрального аналізу навіть незначні відхилення від періодичності процесу можуть мати непередбачувані наслідки. Відхилення від періодичності приводять до похибок обчислення коефіцієнтів рядів Фур'є. Для гармонік високих порядків ці похибки є порівняними з величиною коефіцієнтів.

Розглянемо причини і наслідки відхилення циклічного процесу від періодичності. Якщо період T вибраний наближено, то експериментальна крива при своєму подовженні за межу інтервалу періодичності набуває розриву першого роду на межі інтервалу (рис.5).

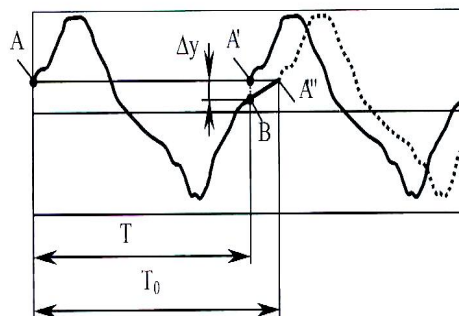


Рисунок 5 – Схема утворення точки розриву на межі інтервалу періодичності

Період T є наближеним з ряду причин. Однією з них є похибки експериментального визначення періоду. Іншою причиною є похибки обчислення значень функції на початку (в точці A) або в кінці (точка B) інтервалу періодичності. Похибки визначення періоду T можуть бути суттєвими і складати 1..2%.

При наявності похибки обчислення періоду фактична гладка залежність ABA'' при заміні її періодичною функцією набуває вигляду залежності ABA' , яка має точки розриву першого роду.

Розклад функції з розривами має ряд особливостей. Одна із характерних особливостей полягає в явищі Гібса. Явище Гібса проявляється у виникненні осциляції часткової суми Фур'є в точці розриву.

Осциляції мають кінцеву амплітуду δ_p (див. рис.6) і вкрай незначний період коливань τ_p . Відповідна частота коливань процесу на межі області періодичності сягає великих значень, які на кілька порядків перевищують частотний діапазон фактичного процесу. Для забезпечення аналізу процесу із високочастотними осциляціями, який відповідає процесу з розривами, необхідно використати достатньо велике число складових ряду Фур'є. Це приводить до необхідності знаходження коефіцієнтів ряду Фур'є з високими порядковими номерами.

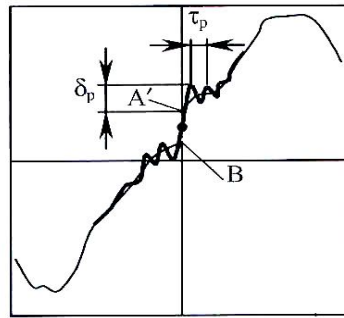


Рисунок 6 – Виникнення осциляцій часткової суми ряду Фур'є в точці розриву

При обчисленні даних коефіцієнтів виникають похибки обчислень, що є порівняними з величиною коефіцієнтів.

Дана обставина в багатьох випадках приводить до суттєвих похибок обчислень. Вона пов'язана з некоректністю постановки задачі стосовно ряду Фур'є.

Тому при застосуванні спектрального аналізу штучні точки розриву, які введені за рахунок похибок визначення періоду, повинні бути виключені.

Одним із способів виключення точок розриву першого роду є уточнення значення періоду. Уточнення значення періоду T_0 знаходиться з розв'язку рівняння:

$$y(0) = y(T_0). \quad (3)$$

Уточнення значення періоду виключає точки розриву 1-го роду функції $y(t)$ (див. рис.5). Складнощі з уточненням періоду полягають в реалізації розв'язку рівняння (3). Для розв'язку рівняння необхідно описати залежність на межах інтервалу періодичності, що викликає ряд труднощів практичного характеру. Знаходження уточненого значення періоду не вирішує проблему внесення штучних похибок першого і вищого порядків.

Умова строгої періодичності процесу полягає у забезпеченні повної рівності всіх похідних процесу на межах інтервалу періодичності. Це дає ряд граничних співвідношень на межах інтервалу. Зокрема, в початковій точці А необхідно виконання умови рівності лімітів зліва і справа для всіх похідних процесу:

$$\lim_{x \rightarrow +x_A} y^{(n)}(x) = \lim_{x \rightarrow -x_A} y^{(n)}(x), n = 0,1,2 \quad (4)$$

Для кінцевої точки періоду В також маємо:

$$\lim_{x \rightarrow +x_B} y^{(n)}(x) = \lim_{x \rightarrow -x_B} y^{(n)}(x), n = 0,1,2 \quad (5)$$

Порівняння умов приводить до умови рівності всіх похідних на початку і в кінці інтервалу періодичності:

$$\lim_{x \rightarrow +x_A} y^{(n)}(x) = \lim_{x \rightarrow -x_B} y^{(n)}(x) \quad (6)$$

Похибки вимірів, похибки обчислень та ряд інших факторів не дозволяють забезпечити точну рівність всіх похідних процесу на межах інтервалу періодичності. Відсутність умови рівності похідних може привести до непередбачуваних наслідків. Зокрема, обчислені коефіцієнти ряду Фур'є можуть мати суттєві похибки, що при значному числі складових ряду приведе до розходження часткової суми ряду Фур'є та її невідповідності експериментально визначеному процесу.

Одержаний розклад залежностей зусилля і переміщення штока амортизатора є основою для визначення його характеристик і діагностики технічного стану амортизатора. Це здійснюється порівнянням обмеженого набору складових розкладу із експериментальними даними. Експериментальні дані подаються у вигляді полярної діаграми сила-переміщення, яка об'єднує дві залежності – сили і переміщення штока амортизатора в часі.

В залежності від дефектів конструкції амортизатора форма діаграми може бути різною [1, 4].

Розглянемо характерну діаграму «сила-переміщення» несправного амортизатора, для якої виконано спектральний аналіз (рис. 7).

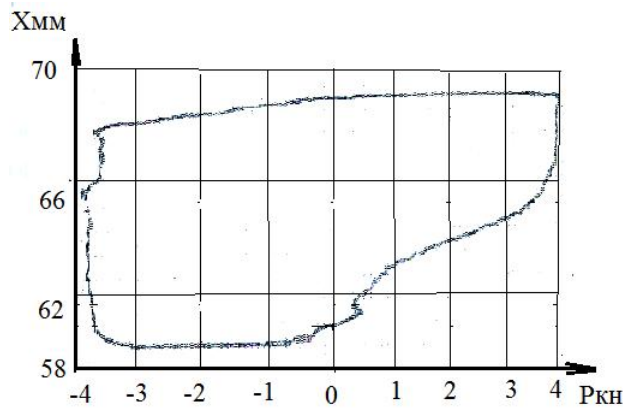


Рисунок 7 – Експериментально визначена діаграма сила-переміщення при стендових випробуваннях амортизатора

Полярна діаграма має вигляд неправильного еліпса із ділянками, близькими до горизонтальних і вертикальних ліній.

Складова кожного із параметрів діаграми «сила, переміщення» має основу (першу) гармоніку розкладу. При врахуванні лише даних основних гармонік параметричне подання полярної діаграми має вигляд:

$$\begin{cases} f_p(x) = \frac{a_0}{2} + A_1 \sin\left(\frac{2\pi}{T}x + \psi_1\right), \\ f_z(x) = \frac{az_0}{2} + Az_1 \sin\left(\frac{2\pi}{T}x + \psi z_1\right), \end{cases} \quad (7)$$

де f_p, f_z – відповідно зусилля на штоці та переміщення штока.

Коефіцієнти розкладу, визначаються і подаються в числовому вигляді.

Полярна діаграма, яка відповідає основним (першим) гармонікам розкладу і розрахована згідно з залежностями (7) засобами пакету MathCAD, має вигляд правильного еліпса, повернутого відносно осей координат (рис. 8).

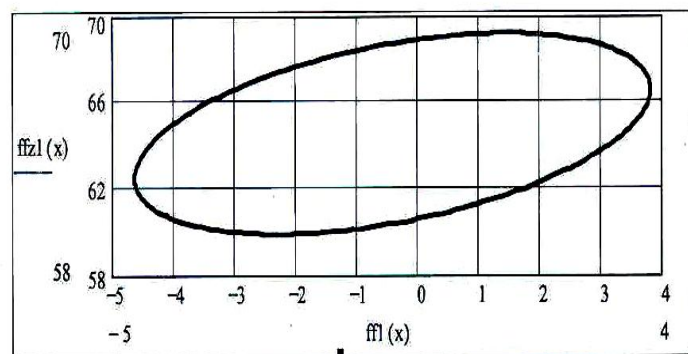


Рисунок 8 – Полярна діаграма «сила-переміщення», яка враховує лише основні (перші) гармоніки розкладу параметрів у ряд Фур'є

Дана полярна діаграма дуже наближено відповідає експериментальній. Вона не включає інформацію про ділянки, близькі до прямолінійних. Недостатня точність даної діаграми й у визначенні діапазонів зміни параметрів.

Більш точним є полярні діаграми, які враховують кілька перших гармонік розкладу. Вони обчислюються в параметричному вигляді згідно залежності:

$$\begin{cases} f_p(x) = \frac{a_0}{2} + \sum_{k=1}^K A_k \sin\left(\frac{2\pi k}{T}x + \psi_k\right), \\ f_z(x) = \frac{az_0}{2} + \sum_{k=1}^K Az_k \sin\left(\frac{2\pi k}{T}x + \psi_{z_k}\right), \end{cases} \quad (8)$$

Із збільшенням числа врахованих гармонік форма і розміри діаграми наближаються до експериментально визначеної (рис. 9).

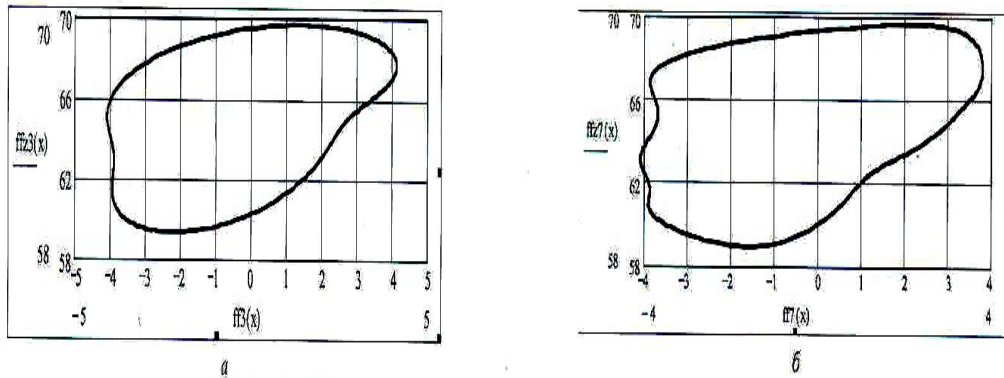


Рисунок 9 – Полярні діаграми «сила-переміщення», які враховують три суттєві гармоніки розкладу (а) та сім суттєвих гармонік (б)

З порівнянням одержаних діаграм, експериментально визначених, випливає, що навіть врахування всіх гармонік, амплітуди яких складають більше 3...5% від основних, не дає можливості точно описати реальний процес.

Для достатньо повного і вичерпного опису процесу необхідне врахування ряду мало суттєвих гармонік з номерами 5...15 і вище. Уже при врахування 12-ти гармонік спостерігається кількісна і якісна відповідність розрахунків параметрів відрізками ряду Фур'є і експериментальними даними (рис.10).

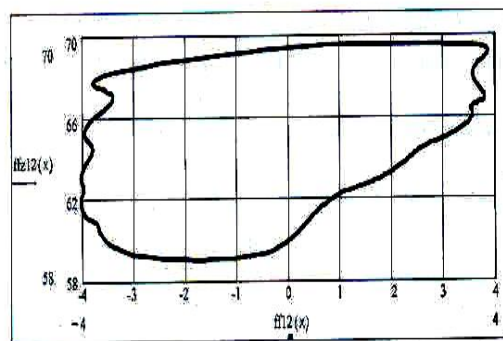


Рисунок 10 – Полярна діаграма, яка враховує 12 гармонік розкладу параметрів у ряд Фур'є

На даній полярній діаграмі не простежуються високочастотні гармоніки. Це пов'язано із врахуванням обмеженого числа складових ряду Фур'є. Високочастотні складові діаграми проявляються при врахуванні близько сотні гармонік (рис. 11).

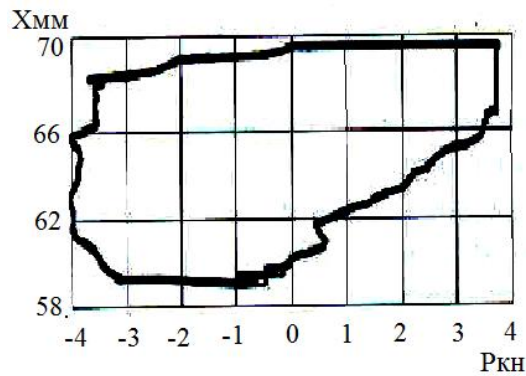


Рисунок 11 – Полярна діаграма, яка враховує 100 гармонік розкладу параметрів у ряд Фур'є

Одержана полярна діаграма має діапазони зміни параметрів, близькі до експериментально визначених (див. рис.7) спостерігаються ділянки діаграми, близькі до прямолінійних. Звичайно наявність кінцевого, достатньо великого числа складових тригонометричних рядів дає можливість виявити високочастотні осциляції на діаграмі, ізольовані піки і злами.

Висновок

Таким чином, розроблене стендове обладнання дозволяє здійснити діагностичні випробування амортизаторів із визначенням інтегральних показників їх якості та провести комплексний спектральний аналіз характеристик «сила-переміщення» амортизатора в умовах роботи, близьких до експлуатаційних.

Перелік джерел літератури: 1. Колот В.А., Колот А.В. Технология испытаний гидравлических гасителей и оборудование для ее реализации// Локомотив-информ, 2011.- № 10. – С. 14-17. 2. Струтинський В.Б., Колот О.В. Математичне моделювання стохастичних процесів у системах приводів: Монографія. – Краматорськ: ЗАТ «Тираж - 51» 2005.- 530с. 3. Мэнли Р. Анализ и обработка записей колебаний. – М.: Машиностроение, 1972. – 368 с. 4. Колот А.В., Колот В.А. Функциональное обеспечение диагностических испытаний гидравлических гасителей колебаний// Вагонный парк, 2007.- № 4. – С. 22-25.

Рецензент: **Ковальов В.Д.**, д.т.н., проф. ДДМА

ЯКІСНИЙ АНАЛІЗ ДІАГРАМ «СИЛИ-ПЕРЕМІЩЕННЯ» ПРИ ДІАГНОСТИЧНИХ
ВИПРОБУВАННЯХ ГІДРАВЛІЧНИХ АМОРТИЗАТОРОВ
Струтинський В.Б., Колот А.В., Гузенко В.С.

Якість і надійність гідравлічних амортизаторів залежить від багатьох чинників – конструкторських, технологічних, експлуатаційних. Розглянута можливість підвищення інформативності при випробуванні гідравлічних амортизаторів з використанням комп'ютерних технологій. Показано, що із застосуванням гармонійного аналізу даної механічної системи вирішується важливе практичне завдання математичного моделювання. В результаті отримана полярна діаграма «сили-переміщення» близька до експериментальної, яка дозволяє визначати високочастотні осциляції на діаграмі, ізольовані піки і злами, і таким чином виявити несправності амортизатора.

КАЧЕСТВЕННЫЙ АНАЛИЗ ДИАГРАММ «СИЛА-ПЕРЕМЕЩЕНИЕ» ПРИ ДИАГНОСТИЧЕСКИХ
ИСПЫТАНИЯХ АМОРТИЗАТОРОВ
Струтинский В.Б., Колот А.В., Гузенко В. С.

Качество и надежность гидравлических амортизаторов зависит от многих факторов – конструкторских, технологических, эксплуатационных. Рассмотрена возможность повышения информативности при испытании гидравлических амортизаторов с использованием компьютерных технологий.

Показано, что с применением гармонического анализа данной механической системы решается важная практическая задача математического моделирования. В результате получена полярная диаграмма «сила-перемещение» близкая к экспериментальной, что позволяет определять на диаграмме высокочастотные осцилляции, изолированные пики и изломы, и таким образом выявлять неисправности амортизатора.

QUALITATIVE ANALYSIS DIAGRAMS "FORCE-DISPLACEMENT" IN THE DIAGNOSTIC
TESTING OF SHOCK ABSORBERS
Strutinsky V.B, Kolot A.V., Gusenko V.S.

Quality and reliability of hydraulic shock absorbers depends on many factors - the design, technological, operational. The possibility of more informative test of hydraulic shock absorbers, using computer technology. Showed that the use of harmonic analysis of the mechanical system is solved important practical problem of mathematical modeling. The result is a polar diagram "force-displacement" is close to the experimental one, which allows the chart to determine the high-frequency oscillations of the isolated peaks, and breaks, and thus establishes a fault shock.

Ключевые слова: гидравлические амортизаторы, диагностические испытания, неисправности амортизатора

Ключові слова: гідравлічні амортизатори, діагностичні випробування, несправності амортизатора

Keywords: hydraulic shock, diagnostic testing, fault shock

Дата подання статті до редакції: 18 травня 2016 р.

УДК 621.791:669.35

Гавриш П.А., Марков О.Е.
ДГМА, г. Краматорск, Украина

ПУТИ СНИЖЕНИЯ КОЛИЧЕСТВА ХРУПКИХ ЭВТЕКТИЧЕСКИХ ПРОСЛОЕК СВАРНОГО ШВА МЕДИ СО СТАЛЬЮ

При сварке разнородных металлов меди со сталью качество сварного шва во многом зависит от наличия в околошовной зоне шва устойчивого оксида меди Cu_2O , который образует растворы в жидкой меди. Однако, при кристаллизации он теряет свою устойчивость из-за образования эвтектики $Cu - Cu_2O$. Водород (пары воды), который растворяется в металле взаимодействует с оксидом меди и восстанавливает его до Cu но, образующиеся при этом пары воды, не обладает способностью диффузии в металл, а разрушают его по границам зерен [1,2]. Повышение качественных показателей сварного шва приводит к повышению надежности сварных узлов и деталей машин. Совершенствование технологических операций и приемов при сварке разнородных деталей это один из путей повышения качества сварных швов.

Учет влияния термодинамических особенностей сплавообразования меди со сталью позволяет установить концентрационные границы межчастичного взаимодействия разнородных металлов [3]. На основании детального анализа взаимодействия компонентов о равновесных и метастабильных фазовых превращениях по диаграмме плавления установлено, что при снижении температуры переохлаждения меняется и расположение бинодали, а значит концентрационные границы могут быть установлены с целью снижения опасности расслоений [4]. Правильный выбор концентрационных условий гарантирует физическую свариваемость разнородных металлов в общем случае, но производственные условия эксплуатации деталей машин требуют обеспечения технологической свариваемости т.е. бездефектного получения сварного шва. Одним из технологических приемов предотвращения возможности образования оксида меди и эвтектики $Cu - Cu_2O$ является метод подготовки кромок сварного соединения путем ударно-пластического деформирования [3].

Подготовка кромок пластическим деформированием позволяет избежать некоторых химическо-термических процессов, протекающих при подготовке кромок традиционными методами. При ударно-пластической обработке происходит не только формоизменение металла, но и структурные изменения. Предлагаемая геометрическая форма разделки кромок представлена на рис.1.

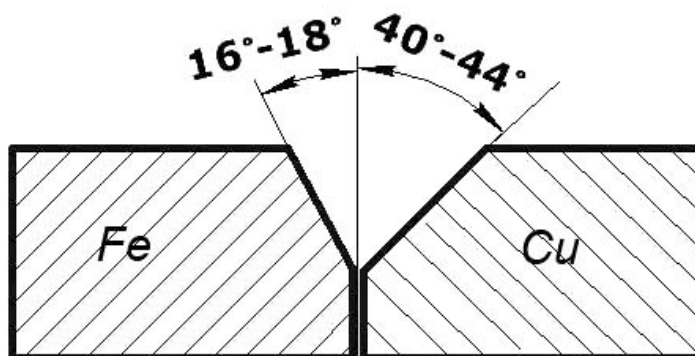


Рисунок 1 – Геометрическая форма разделки кромок

Пластическая деформация металла происходит за счет внутрикристаллитных (внутризеренных) и межкристаллитных (межзеренных) сдвигов по плоскостям скольжения, под углом 45° к направлению действующей силы. Чем больше образуется таких сдвигов, то

есть, чем больше пластическая деформация, тем больше упрочнение (наклеп) и тем большее усилие потребуется для дальнейшего деформирования металла. При разделке кромок меди таким методом под действием внешних сил возникают напряжения в металле. Если они невелики, происходит упругая деформация, при которой атомы металла смещаются с положений равновесия на очень малые расстояния, не превышающие межатомные. После снятия нагрузки атомы вследствие межатомного воздействия возвращаются в исходные положения устойчивого равновесия. Значения упругих деформаций очень малы и составляют тысячные доли процента. Увеличивая внешнюю нагрузку (повышая частоту ударов и силу удара) атомы смещаются с положений устойчивого равновесия на расстояния, значительно превышающие межатомные. После снятия нагрузки атомы занимают новые места устойчивого равновесия, поэтому геометрическая форма детали (кромки сварочных деталей) не восстанавливается.

При исследовании выполнялась аргоно-дуговая сварка и сварка порошковой проволокой [5,6,7]. Проволока перед сваркой тщательно очищалась от загрязнений до металлического блеска и обезжиривалась. Затем промывалась в растворе щелочи и в воде.

Режимы сварки назначались из необходимого условия полного проплавления металла. Геометрическая форма сварного шва должна соответствовать коэффициенту формы шва 1,4...1,8. Так, при сварке без разделки кромок, в металле сварного шва существует неоднородность концентрации железа в околосшовной зоне и в самом шве. Режимы сварки приведены в табл.1.

Таблица 1

Режимы сварки меди со сталью

Диаметр порошкового электрода, мм	Толщина металла, мм	Напряжение на дуге, В	Ток сварки, А	Угол наклона порошкового электрода, град	Скорость сварки, м/ч
6,0	24	48...50	1100...1150	15° углом назад	6,2...6,6
5,0	16	45...48	740...850	15° углом назад	14...18

При аргоно-дуговой сварке защита зоны дуги осуществляется аргоном или смесью аргона и гелия. Формирование сварного шва при использовании аргона и гелия хорошее. Но нужно отметить, что расход гелия больше чем расход аргона. Кроме того энергетические затраты выше при использовании гелия в качестве защитного газа [8].

Исследованы режимы сварки и статические характеристики сварочной дуги. На рис. 2 приведены статические характеристики сварочной дуги при использовании гелия и аргона.



Рисунок 2 – Статические характеристики сварочной дуги

Инертные газы аргон и гелий не растворяются в металле сварочной ванны и не образуют химических соединений с медью и сталью. Аргон обеспечивает эффективную защиту расплавленного металла и хорошее формирование шва. Однако характеристики сварочной дуги в аргоне и гелии различны. При одном и том же сварочном токе напряжение на дуге в гелии выше, чем в аргоне, и сварочная дуга с защитой гелия имеет большую проплавливающую способность и обеспечивает более равномерное проплавление. Для соединения цветных металлов и специальных сплавов наиболее эффективна аргоно-гелиевая сварка. Соотношение между аргоном и гелием в смеси может быть различным. Так, при сварке в смеси 65 % аргона и 35 % гелия обеспечивается глубокое проплавление основного металла, хорошее формирование шва и снижение разбрызгивания.

Вывод о наличии или отсутствии вредных примесей в структуре шва можно сделать анализируя микроструктурные фотографии сварного шва меди со сталью. На рис.3 представлена фотография исследуемого сварного шва.

Рассматривая фазовое строение кристаллизационных прослоек они представляют собой пересыщенный твердый раствор α -железа рис.4. Причем дендриты железа имеют вид вытянутых кристаллов, расположенных перпендикулярно направлению теплоотвода при сварке [8,9]. Ввиду совместной диффузии отсутствуют четкие границы между с медной составляющей сварного шва. Наиболее интенсивное взаимодействие меди с железом при температуре сварочной ванны проявляется вблизи эквипотенциального состава, так как интегральная энтальпия смешения достигает своих максимальных значений. С понижением температуры интенсивность избирательного межчастичного взаимодействия односортовых атомов увеличивается, о чем свидетельствует увеличение теплоты сплавообразования с понижением температуры. То есть, при сохранении подобной тенденции в переохлажденных расплавах системы может происходить расслоение расплава [9]. Важность последнего вывода для анализируемого технологического процесса очевидна в связи с тем, что для жидкого металла, формирующего сварной шов железо-медь, граница сплавления характерно переохлаждение ниже температуры ликвидус за счет интенсивного теплоотвода к стенкам свариваемых деталей.

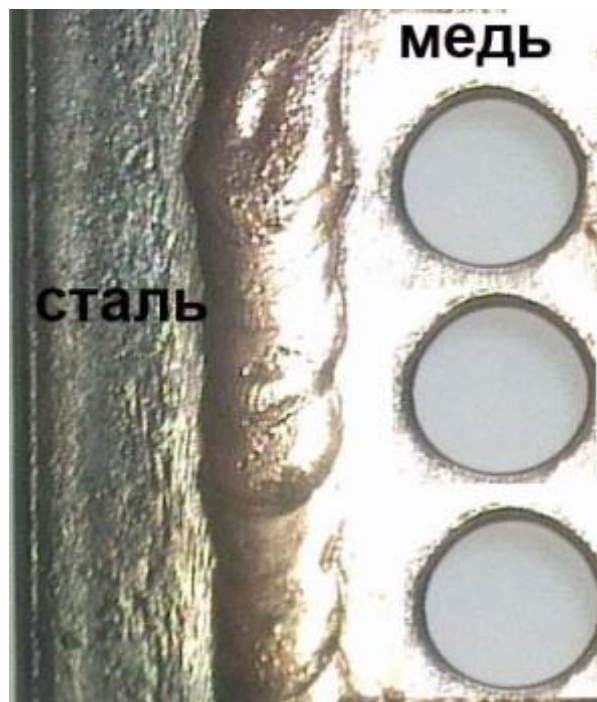


Рисунок 3 – Фотография сварного шва меди со сталью

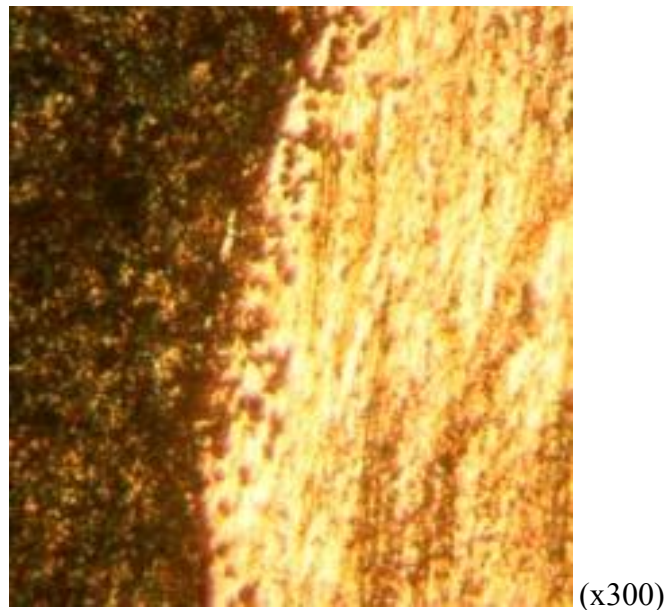


Рисунок 4 – Микроструктура сварного шва міді со сталлю

На микроструктуре сварного шва в зоне термического влияния не обнаружено появление оксидов меди и эвтектических образований [9]. Очевидно, что применение специальных методов разделки кромок деталей перед сваркой, привело к образованию зоны деформированных дислокаций микроструктуры, а это в свою очередь затруднило образование эвтектик, как в сварном шве, так и в зоне термического влияния. Конечно, и технологические мероприятия способствуют повышению качественных показателей сварного шва такие как: термодинамические расчеты, предварительный подогрев свариваемых деталей, выбор сварочных материалов, выбор технологических режимов сварки, выбор источников питания для сварки, послесварочная обработка.

Исследования показали, комплексные технологические меры позволяют повысить качественные показатели сварного шва, влияющие на эксплуатационную долговечность сварных деталей и узлов.

Выводы

Выбор термодинамических концентрационных условий приводит снижению расслоений в сварном шве. Особенно при изменении условий переохлаждения сварочной ванны. При подготовке кромок деталей для сварки целесообразно использовать метод ударно-пластического формоизменения геометрии разделки кромок. Микроструктурные исследования показали отсутствие в сварном шве эвтектических образований снижающих прочность сварного шва. Целесообразно выполнить дальнейшее исследование режимов ударно-пластического формоизменения для моделирования необходимых производственных условий.

Перечень источников литературы: 1. Рябов, В. Р. Сварка разнородных металлов и сплавов [Текст] / В. Р. Рябов, Д. М. Рабкин, Р. С. Курочко, Л. Г. Стрижевская. – М. : Машиностроение, 1984. – 239 с. 2. Гавриш, П.А. Исследование концентрационных границ существования стабильных и метастабильных равновесий при сварке меди со сталью / V Міжнародна конференція «Стратегія якості у промисловості і освіті» Матеріали у 2-х томах. Том I.– Упорядники : Хохлова Т.С., Хохлов В.О., Ступак Ю.О.– Дніпропетровськ-Варна, 2009.– с.101-103. 3. Гавриш, П.А. Деформационное упрочнение кромок при сварке меди со сталью / П.А. Гавриш, Я.Е. Пыц, В.Я. Пыц // Обработка материалов давлением: сборн. научн. трудов. – Краматорск: ДГМА, 2013. – №3 (36). – С.150-153. ISSN 2076-2151. 4. Патент на корисну модель №106718, Україна, МПК В23 К, 31/12 G01N 30/00 Спосіб визначення зварюваності різнорідних металів / Бережна О.В. , Турчанін М.А.,Кассов В.Д. , Гавриш П.А. заявник та патентовласник Донбаська державна машинобудівна академія. –

№u201508944; заявл. 16.09.2015, надрук. 10.05.2016 Бюл. №. 9 – 5стор.: іл. **5.** Гавриш П.А. Повышение производительности порошковой проволоки для сварки меди со сталью / Сб. науч. трудов по материалам международной научно-практической конференции «Перспективные инновации в науке, образовании, производстве и транспорте 2011» Т.2 технические науки.– Одеса: Черноморье, 2011.– С.60-62. ISSN 978-966-555-055-6. **6.** Гавриш П.А. Исследование свойств границы сплавления меди и железа при сварке / Наукові вісті Далівського університету. – Луганськ, 2011. – №2 ISSN: 2222-3428. Режим доступу http://www.nbu.gov.ua/e-journals/Nvdu/2011_2/11gpagps.pdf. **7.** Чигарев В.В., Гавриш П.А., Васильева Л.В. Повышение производительности сварки меди со сталью / Восточно-европейский журнал передовых технологий, 2011. – №4/5 (52). – с.4-7. ISSN 1729-3774. **8.** Гавриш П.А. Совершенствование технологии сварки меди со сталью: монография. Краматорск: ДГМА, 2014. – 183с. ISBN 978-966-379-690-1. **9.** Гавриш, П. А. Диффузия меди в сталь на межфазной границе при сварке элементов металлорежущих станков и инструмента [Текст] / Матеріали X міжнародної науково-технічної конференції «Важке машинобудування. Проблеми та перспективи розвитку» // Під заг. ред. В.Д. Ковальова – Краматорськ: ДДМА, 2012. – С.22. ISBN 978-966-379-567-6.

Рецензент: **Ковальов В.Д.,** д.т.н., проф. ДДМА

ПУТИ СНИЖЕНИЯ КОЛИЧЕСТВА ХРУПКИХ ЭВТЕКТИЧЕСКИХ ПРОСЛОЕК СВАРНОГО ШВА
МЕДИ СО СТАЛЬЮ

Гавриш П.А., Марков О.Е.

Рассмотрены результаты исследований методов снижения хрупких эвтектических прослоек в сварном шве меди со сталью. Выполнен термодинамический анализ взаимодействия меди и стали в сварочной ванне. Предложен метод выполнения разделки кромок деталей перед сваркой ударно-пластическим деформированием. Микроструктурным анализом подтвержден вывод о необходимости разделки кромок ударно-пластическим деформированием. Результаты опытной сварки показали отсутствие хрупких эвтектических прослоек в сварном шве меди со сталью.

НАПРЯМКИ ЗНИЖЕННЯ КІЛЬКОСТІ КРИХКИХ ЕВТЕКТИЧНИХ ПРОШАРКІВ ЗВАРНОГО
ШВА МІДІ ІЗ СТАЛЛЮ

Гавриш П.А., Марков О.Э.

У статті розглянуто результати досліджень методів зниження крихких евтектичних прошарків в зварному шві міді із сталлю. Виконано термодинамічний аналіз взаємодії міді і сталі у зварювальній ванні. Запропоновано метод виконання оброблення кромок деталей перед зварюванням ударно-пластичною деформацією. Мікроструктурним аналізом підтверджено висновок про необхідність оброблення кромок ударно-пластичним деформуванням. Результати випробувань запропонованого метода показали відсутність крихких евтектичних прошарків в зварному шві міді із сталлю.

WAYS DECREASE IN QUANTITY OF BRITTLE EUTECTIC LAYERS THE WELDED SEAM OF
COPPER WITH STEEL

Gavrish P.A., Markov O.E.

Results of the researches methods decrease in brittle eutectic layers in a welded seam of the copper with steel are considered. The thermodynamic analysis of interaction copper and steel in a welding bathtub is made. The method of the performance cutting of edges for details before welding by shock and plastic deformation is offered. The microstructural analysis has confirmed a conclusion about need of the cutting edges with shock and plastic deformation. Results of the pilot welding have shown lack of brittle eutectic layers in a welded seam copper with steel.

Ключевые слова: сварной шов, медь, сталь, хрупкие эвтектические прослойки, кромка

Ключові слова: зварний шов, мідь, сталь, крихкі евтектичні прошарки, кромка

Key words: welded seam, copper, steel, brittle eutectic layers, cutting edge

Дата подання статті до редакції: 20 травня 2016 р.

УДК 621.791.75.042

Марков О.Е., Мартыновская Е.В.

ДГМА, г. Краматорск, Украина

КОЭФФИЦИЕНТЫ ПЕРЕХОДА И ПОТЕРИ ЛЕГИРУЮЩИХ ЭЛЕМЕНТОВ ПРИ НАПЛАВКЕ ИЗНОШЕННЫХ ДЕТАЛЕЙ МЕТАЛЛОРЕЖУЩИХ СТАНКОВ

Повышение качества восстановленного и упроченного режущего инструмента наплавкой легированными присадочными материалами является актуальной задачей, решение которой позволяет существенно продлить ресурс работы оборудования. Важнейшим условием обеспечения эксплуатационных характеристик наплавленных изделий является соблюдение требований по химическому составу наплавленного металла. Поэтому одной из основных задач, решаемых при создании самозащитной порошковой проволоки, является расчет состава проволоки по заданному химическому составу наплавленного металла [1].

Применение различных материалов в качестве газопорошковых компонентов самозащитной порошковой проволоки позволяет изменять в широких пределах химические и физические свойства шлаков и тем самым обеспечивать удовлетворение разнообразных требований, предъявляемых к самозащитным порошковым проволокам (сочетание хороших защитных свойств с благоприятными сварочно-технологическими характеристиками процесса наплавки) [2]. Одновременно эти материалы, различные по химическому составу и структуре, обладают разной окислительной способностью по отношению к легирующим элементам порошковой проволоки, что затрудняет расчет коэффициентов перехода элементов [3]. Если же это известно, можно рассчитать содержание легирующих элементов в наплавленном металле или металле шва, или решать обратную задачу: определить количество элементов в проволоке по известному содержанию их в наплавленном металле (металле шва). Коэффициент перехода легирующего элемента η зависит от металлургических условий сверла и может быть найден экспериментально приближенно как отношение содержания в наплавленном металле к его содержанию в проволоке. Величина, дополняющая η до единицы, характеризует общие потери элемента в данном процессе [4].

Целью работы является анализ потерь легирующих элементов при наплавке изношенных деталей металлорежущих станков.

Общие потери элемента включают потери на разбрызгивание, испарение и окисление. Потери на разбрызгивание в большинстве случаев составляют значительную часть общих потерь, но поскольку они не вносят избирательного характера, то при металлургическом анализе процесса не учитываются. Роль избирательного испарения проявляется лишь в случае сварки сплавов содержанием летучих компонентов, таких как цинк, магний. Потери электродного металла на испарение при нормальном протекании процесса находятся в пределах 0,5-1,0%.

Потери элемента на окисление зависят:

а) от химического сродства к кислороду;

При сварке сродство элементов к кислороду оценивают по изменению стандартной энергии образованию оксидов или упругости диссоциации оксида, вступающего во взаимодействие с данным элементом, и оксида, образующегося в результате рассмотренной реакции. В системе «металл-кислород-оксид» при данной температуре и давлении кислорода может происходить либо окисление элемента с увеличением количества оксида, либо диссоциация оксида с выделением свободного кислорода, или система может находиться в равновесии. То или иное направление реакции при данной температуре и давлении кислорода зависит от химического сродства элемента к нему. По убывающей силе сродства к кислороду при температуре металла на стадии ванны (1700-1900°C) элементы расположены в следующей последовательности: Ca, Al, C, Ti, Si, V, Mn, Cr, Mo, Fe, W, Ni. При изменении температуры эта последовательность изменяется.

б) от состава защитного газа;

Увеличение содержания кислорода в смесях арго-кислород и углекислый газ-кислород, а также расхода смеси приводит к росту потерь С, Мп, Si Cr. Для двухкомпонентной газовой смеси на основе аргона снижение содержания легирующих элементов в направленном металле с ростом CO_2 происходит только до определенного уровня, в то время как с ростом доли кислорода потери легирующих элементов растут непрерывно;

в) от исходного содержания элемента в металле и других более активных элементов;

Так, при малом содержании Ti, Si, Al в проволоке их переход в наплавленный металл не превосходит 12%, переход Мп составляет 30%. При высоком содержании легирующих элементов их переход в наплавленный металл возрастает: Si до 70%, Мп до 50%, Ti до 25%, Al до 40%. При увеличении содержания ферросилиция в шихте карбонатно-флюоритного покрытия от 5 до 20% коэффициент перехода марганца возрастает от 39 до 85%, а хрома от 72 до 100%.

г) от физико-механических свойств шлака;

Повышения содержания карбонатов кальция, магния, натрия в порошковых проволоках карбонатно-флюоритного типа или крахмала, целлюлозы в проволоках рутил-органического типа приводит к увеличению потерь легирующих элементов и окисленности металла. С ростом основности шлака (увеличением содержания CaO в нем) уменьшается переход кремния и увеличивается переход марганца и хрома в наплавленный металл.

С увеличением двуокиси титана в шлаке наблюдается большое выгорание марганца и хрома, особенно при содержании TiO_2 в шлаке более 25%. При этом переход кремния и титана в наплавленный металл возрастает. С повышением SiO_2 в шлаке снижается содержание марганца и хрома и увеличивается содержание кремния в наплавленном металле. В зависимости от развития процессов взаимодействия шлак-металл переход легирующих элементов определяется как совместным, так и отдельным влиянием физических свойств шлака и работой адгезии. Поэтому в некоторых случаях (при высоком значении работы адгезии) грануляция ферросплава и вязкость шлака не влияет на потери легирующего элемента в шлаке. При низких значениях работы адгезии переход легирующих элементов заметно зависит от физических свойств шлака;

д) от режима сварки;

При наплавке порошковой проволокой увеличение тока и уменьшение напряжения приводит к росту коэффициентов перехода легирующих элементов;

е) от поверхностной активности элементов;

При избытке кислорода в газовой фазе, например, при наплавке в потоке воздуха или CO_2 , соотношение скоростей окисления элементов будет определяться концентрацией элементов в поверхностном слое, тесно связанной с их поверхностной активностью. Согласно современным представлениям, при дуговой сварке после окисления элементов сплава лимитируется скоростью подвода реагентов к месту реакции. Однако, по данным коэффициенты диффузии различных элементов в сплавах на основе железа сравнительно мало отличается по своей величине ($1,55 \cdot 10^{-9}$ – $20 \cdot 10^{-9}$ м²/с). При интенсивном перемешивании металлической, шлаковой и газовой фаз, когда массоперенос реагирующих веществ в зону существенно облегчается, различие в скорости доставки будет проявляться еще в меньшей мере.

Поэтому переход компонентов в поверхностный слой металла (реакционную зону) и их концентрация в этом слое будут, в основном, зависеть от поверхностной активности элементов. Содержание компонентов в поверхностном слое значительно выше, чем в объеме металла. Поэтому учет поверхностной активности элементов позволяет получить значительно более точные результаты при рассмотрении процессов легирования по сравнению с расчетами, в которых ею пренебрегают.

Как видно из приведенного анализа, потери легирующих элементов будут зависеть существенно от композиции газшлакообразующей основы и легирующей части сердечника, соотношения газшлакообразующих компонентов порошковой проволоки, режима наплавки.

Соответственно этому коэффициенты перехода легирующих элементов будут изменяться в широких пределах. В литературе имеются разрозненные данные о коэффициентах перехода легирующих элементов при наплавке (сварке) некоторыми материалами. Так, при наплавке (сварке) легированных и высоколегированных сталей, когда применяется дополнительное легирование при раскисленных ферросилицием и ферротитаном покрытия фтористо-кальциевого типа, коэффициенты перехода элементов имеют значения: 45-60% для С, 55-70% для Мп, 85-92% Cr, 58-85% V, 80-95% для Мо, 71-80% для W, 90-100% для Ni.

При сварке в углекислом газе проволокой сплошного сечения приняты средние значения коэффициентов перехода: $\eta_c=55\%$, $\eta_{Mn}=60\%$, $\eta_{Si}=65\%$, $\eta_{Cr}=85\%$, $\eta_V=90\%$, $\eta_{Mo}=96\%$, $\eta_{Ni}=95\%$. При наплавке порошковой проволокой хромистых и хромоникелевых сталей имеют следующие значения коэффициентов перехода элементов: : $\eta_c=65\%$, $\eta_{Ti}=20-36\%$, $\eta_B=85\%$, $\eta_{Cr}=92-95\%$, $\eta_{Mo}=100\%$, $\eta_{Ni}=98-100\%$. Коэффициенты перехода легирующих элементов при наплавке модифицированного чугуна порошковой проволокой открытой дугой в зависимости от применяемых компонентов и содержания их в шихте имеет следующие значения (%): С–40-65, Мп–65-75, Si–65-85, Са–1-7, Ni50-55, Cu–45-60, Mg–0,5-8.

Выводы

Проведенный анализ потери легирующих элементов свидетельствует о существенной их зависимости от композиции газшлакообразующей основы и легирующей части сердечника присадочного материала, соотношения газшлакообразующих компонентов в составе порошковой проволоки, режима наплавки. Поскольку при вибродуговой наплавке самозащитной порошковой проволокой размер капель и сварочной ванны, а также их время существования значительно меньше, чем при обычном процессе наплавки, то следует ожидать и меньших потерь легирующих элементов на окисление шлаком и кислородом газовой фазы.

Перечень источников литературы: 1. Рябцев И.А. Высокопроизводительная широкослойная наплавка электродными проволоками и лентами // Автоматическая сварка. – 2005. - №6. – С.36-41. 2. Кассов В.Д. Минимизация потерь наплавленного порошковой лентой металла / В.Д. Кассов // Автоматическая сварка. – 2001. – №8. – С. 32-33. 3. Кассов В.Д. Підвищення працездатності деталей наплавленням порошковим дротом / В.Д. Кассов, В.В. Чигарьов, О.П. Літвінов // Вісті Академії інженерних наук України. – 2008. – №3. – С. 20-23. 4. Походня И.К. Сварочные материалы: состояние и тенденции развития // Сварочное производство. – 2003. - №6. – С.26-39

Рецензент: **Ковальов В.Д.**, д.т.н., проф. ДДМА

КОЭФФИЦИЕНТЫ ПЕРЕХОДА И ПОТЕРИ ЛЕГИРУЮЩИХ ЭЛЕМЕНТОВ
ПРИ НАПЛАВКЕ ИЗНОШЕННЫХ ДЕТАЛЕЙ МЕТАЛЛОРЕЖУЩИХ СТАНКОВ

Марков О.Е., Мартиновская Е.В.

Исследована зависимость потерь легирующих элементов при восстановительной наплавке деталей металлорежущих станков порошковой проволокой, что позволяет с достаточно высокой точностью прогнозировать состав наплавленного металла еще на этапе проектирования процесса восстановления изделий. Показано влияние состава порошковой проволоки, соотношения компонентов сердечника, а также режимов восстановительной наплавки на изменение перехода легирующих элементов в металл сварного соединения.

КОЕФІЦІЄНТИ ПЕРЕХОДУ ТА ВТРАТИ ЛЕГУЮЧИХ ЕЛЕМЕНТІВ
ПРИ НАПЛАВЛЕННІ ЗНОШЕНИХ ДЕТАЛЕЙ МЕТАЛОРЕЖУЩИХ СТАНКІВ

Марков О.Є., Мартиновська О.В.

Досліджено залежність втрат легуючих елементів при відновлювальному наплавленні деталей металлоріжучих станків порошковим дротом, що дозволяє з достатньо високою точністю прогнозувати склад наплавленого металу ще на етапі проектування процесу відновлення виробів. Показано вплив складу порошкового дроту, співвідношення компонентів сердечника, а також режимів відновлювального наплавлення на зміну переходу легуючих елементів у метал зварного з'єднання.

FACTORS OF TRANSFER AND LOSSES OF ALLOYING ELEMENTS AT SURFACING
OF WORN PARTS MACHINE TOOLS.

Markov O.E., Martinovskaya E.V.

Dependence of alloying elements losses at reconstructive surfacing with powder wire of parts machine tools is investigated. This allows to predict with sufficient accuracy the composition of deposited metal at the design stage of the process of item repair. The influence of powder wire composition, components ratio, as well as the regimes of the reconstructive surfacing on changes of alloying elements transfer in the metal of welded joint is shown.

Ключевые слова: легирующий элемент, наплавка, порошковая проволока, деталь, сварное соединение

Ключові слова: легуючий елемент, наплавлення, порошковий дріт, деталь, зварне з'єднання

Key words: alloying element, surfacing, powder wire, part, welded joint

Дата подання статті до редакції: 20 травня 2016 р.

ЗМІСТ

<i>O. Soroka, I. Rodichev, O. Shabetia, V. Kovalov, Y. Vasilchenko</i> Control of tool materials structural strength.....	3
<i>Петраков Ю.В., Мацкивский А.С.</i> Моделирование системы адаптивного управления на токарном станке С ЧПУ.....	12
<i>Равська Н.С., Вовк В.В.</i> Графічне визначення статичних геометричних параметрів різальної частини інструменту.....	17
<i>Васильченко Я.В., Ковалев В.Д., Лишенко А.Н., Сукова Т.А., Шаповалов М.В., Антоненко Я.С.</i> Проектирование тяжелых металлорежущих станков на основе функционального моделирования....	23
<i>Майборода В.С., Слободянюк И.В., Джулий Д.Ю.</i> Особенности магнитно-абразивной обработки быстрорежущей стали в больших рабочих зазорах кольцевого типа.....	30
<i>Клименко Г.П., Полупан И.И.</i> Определение качества конструкций сборных резцов для восстановления профиля колесных пар.....	38
<i>Луців І.В., Стахурський О.О.</i> Формування і подрібнення стружки при багатолезовій обробці з коливаннями різальних елементів.....	44
<i>Литвинов В.М., Мироненко Е.В., Шелковой А.Н., Гасанов М.И., Клочко А.А.</i> Технологические особенности спреерной закалки крупногабаритных зубчатых колес в тяжелом машиностроении.....	51
<i>Воробйов С.П., Равська Н.С., Клочко О.О.</i> Радіус кривизни зуба циліндричного арочного зубчастого колеса.....	60
<i>Клименко С.А., Клименко С.Ан., Манохин А.С.</i> Підвищення працездатності різального інструмента, оснащеного ПНТМ на основі КНБ.....	67
<i>Ковалев В.Д., Мельник М.С., Васильченко Я.В.</i> Методика проектирования мехатронных станков и мехатронных станочных узлов.....	75
<i>Калафатова Л.П., Тупикина М.В.</i> Способы повышения эффективности обработки фасонных поверхностей в изделиях из хрупких неметаллических материалов.....	83
<i>Родічев Ю.М., Сорока О.Б., Ковальов В.Д., Васильченко Я.В.</i> Конструкції та технології систем прозорого захисту.....	90
<i>Ковальова Л.І, Майданюк С.В.</i> Моделювання сил різання при розрізанні алюмінієвих сплавів.....	99
<i>Данильченко М.А.</i> Учет процесса резания в динамических моделях шпиндельных узлов металлорежущих станков.....	104

Ковалев В.Д., Березовская И.К., Мельник М.С., Васильченко Я.В.	
Оптимизация процесса тяжелого точения с применением PLC модулей	111
Красновид Д.О., Трухан О.О.	
Визначення геометричних параметрів зрізу при різьбонарізанні мітчиками.....	118
Коцюба Н. І., Глоба О.В.	
Дослідження якості зовнішньої обробки деталі з титанового сплаву.....	124
Бережная Е.В., Лапченко А.В., Турчанин М.А.	
Исследование влияния комбинированной термомеханической обработки на физико-механические характеристики металлопокрытия.....	130
Петрусенко Л.А., Внуков Ю.Н.	
Влияние плёночных покрытий на прочность режущей части инструмента.....	137
Мельник М.С.	
Оптимизация конструктивных параметров гидравлических виброгасителей для расточных резцов и оправок.....	143
Максименко М.В., Глоба О.В.	
Дослідження обробки вуглепластику кільцевим свердлом.....	151
Рябченко С.В.	
Шлифование зубчатых колес тарельчатыми кругами.....	157
Клименко Г.П., Пойда А.А.	
Автоматизация системы контроля загрузки металлорежущего оборудования.....	164
Мирошниченко А.В.	
Оптимизация режимов обработки отверстий комбинированным осевым инструментом.....	169
Хандожко А.В., Тимощенко А.А., Петрусенко Л.А.	
Анализ факторов, вызывающих хрупкое разрушение твердосплавного режущего инструмента.....	175
Солодкий В.І., Глоба О.В.	
Корегування подачі на верстатах з ЧПК	185
Ковалевская Е.С.	
Дальнейшее развитие конструкции станков-роботов.....	192
Середенко Б.М.	
Вплив швидкості різання на напружено-деформований стан інструменту при фрезеруванні титанових сплавів	196
Олейник С.Ю., Журавлева А.Н.	
Анализ основных технологических факторов определяющих качество антифрикционного слоя крупногабаритных подшипников скольжения прокатных валков....	203
Субботин О.В., Малыгин Ю.Н.	
Модернизация системы автоматизации подачи угля из бункера в котельную установку.....	209
Цыганаш В.Е.	
Аналитическое обоснование связи коэффициента использования мощности источника питания с вариационным исчислением.....	215

<i>Богданова Л.М., Завгородний В.А.</i> Использование технологий искусственного интеллекта в программировании интернет-магазина по торговле промышленными товарами.....	220
<i>Филатов Ю.Д., Ковалев С.В., Юрчишин О.Я.</i> Закономерности формообразования плоских поверхностей оптических деталей.....	228
<i>Струтинський В.Б., Колот О.В., Гузенко В.С.</i> Якісний аналіз діаграм «сила-переміщення» при діагностичних випробуваннях гідравлічних амортизаторів.....	233
<i>Гавриш П. А., Марков О. Е.</i> Пути снижения количества хрупких эвтектических прослоек сварного шва меди со сталью.....	242
<i>Марков О.Е., Мартыновская Е.В.</i> Коэффициенты перехода и потери легирующих элементов при наплавке изношенных деталей металлорежущих станков.....	248

ДЛЯ НОТАТОК

Наукове видання

НАДІЙНІСТЬ ІНСТРУМЕНТУ ТА ОПТИМІЗАЦІЯ ТЕХНОЛОГІЧНИХ СИСТЕМ

Збірник наукових праць
Випуск № 38

Постанова президії ВАК України
від 9 червня 1999 р., № 1-05/7

Рекомендовано до друку вченою радою ДДМА,
протокол № 9 від 26.05.2016

Підп. до друку 30.05.2016
Ум. друк. арк. 14,88
Тираж 100 прим.

Формат 60×84^{1/16}.
Обл.-вид. арк. 13,7
Зам. № 50

Видавець і виготівник
Донбаська державна машинобудівна академія
84313, м. Краматорськ, вул. Шкадінова, 72
Свідоцтво про внесення суб'єкта видавничої справи до Державного реєстру
серія ДК №1633 від 24.12.2003