

МИНИСТЕРСТВО ОБРАЗОВАНИЯ И НАУКИ УКРАИНЫ  
НАЦИОНАЛЬНЫЙ ТЕХНИЧЕСКИЙ УНИВЕРСИТЕТ  
«ХАРЬКОВСКИЙ ПОЛИТЕХНИЧЕСКИЙ ИНСТИТУТ»

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

**РЕЗАНИЕ  
И  
ИНСТРУМЕНТ  
В ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ СИСТЕМАХ**

---

**CUTTING & TOOL  
IN TECHNOLOGICAL SYSTEM**

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

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

**ВЫПУСК 85  
Edition № 85**

Харьков НТУ «ХПИ» – 2015 – Kharkiv NTU «KhPI»

ББК 34.63  
УДК 621.91

Державне видання

Свідоцтво Державного комітету телебачення і радіомовлення України

КВ № 7840 від 8 вересня 2003 року

Друкується за рішенням Вченої Ради НТУ "ХПІ"

Редакційна колегія:

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

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

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

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

Резание и инструмент в технологических системах: Междунар. науч.-техн. сб. – Харьков: НТУ «ХПИ», 2015. – Вып. 85. – 347 с.

**Адрес редакційної колегії:** 61002, Харьков, ул. Фрунзе, 21, Национальный технический университет «Харьковский политехнический институт», кафедра «Интегрированные технологии машиностроения» им. М.Ф. Семко, тел. +38 (057) 706-41-43.

**ББК 34.63**

Материалы воспроизведены с авторских оригиналов  
© НТУ «ХПИ», 2015

УДК 621.923

Агу Коллинз, д-р философии в технике, Абуджа, Нигерия,  
М. Д. Узунян, д-р техн. наук, Харьков, Украина

## **СТОИМОСТНАЯ ОЦЕНКА КАЧЕСТВА ИНСТРУМЕНТОВ ПРИ АЛМАЗНО-ИСКРОВОМ ШЛИФОВАНИИ С ПРИМЕНЕНИЕМ ТЕХНОЛОГИИ МИНИМАЛЬНОЙ СМАЗКИ**

*Показано, що застосування технології мінімального змащування в порівнянні з охолодженням поливом при алмазно-іскровому шліфуванні забезпечує більш високу зносостійкість твердосплавних інструментів при їх експлуатації і відповідно меншу сумарну технологічну собівартість.*

*Показано, что применение технологии минимальной смазки по сравнению с охлаждением поливом при алмазно-искровом шлифовании обеспечивает более высокую износостойкость твердосплавных инструментов при их эксплуатации и соответственно меньшую суммарную технологическую себестоимость.*

*It is shown that the use of the technology minimal lubrication as compared with cooling irrigation watering when diamond grinding spark provides higher wear resistance carbide tools at their operation and hence lower total cost of technology.*

Как известно, существуют различные критерии оценки качества обработки изделий – шероховатость поверхности, физическое состояние поверхностного слоя, остаточные напряжения и др. Результаты анализа влияния названных показателей качества на потенциальную работоспособность изготовленных деталей не однозначны.

Поэтому более важным представляется рассмотрение результатов шлифования не только и не столько при изготовлении изделий и инструмента, сколько в процессе их эксплуатации. Например, низкий относительный расход алмазов и невысокая себестоимость обработки при шлифовании не всегда отражают лучший вариант и рациональность процесса. Естественно, что потребителя интересует надежность приобретенного инструмента и экономическая целесообразность его применения. Поэтому представляют большой интерес подходы, связанные с инжинирингом качества, которые находят применение в последнее время. Это дает возможность оценивать качество изготовления и одновременно применения в стоимостном выражении [1].

Важной особенностью этого подхода является отношение к основным показателям производственной продукции, которыми являются качество и стоимость. Отдавая предпочтение экономическому фактору, следует отметить, что стоимость и качество связываются одной характеристикой,

названной функцией потерь [2, 3]. При этом учитываются потери как со стороны изготовителя, так и со стороны потребителя. Таким образом, основная задача состоит в удовлетворении обеих сторон – изготовителя и потребителя. Поэтому, если оценивать качество в стоимостном выражении для потребителя, то это позволяет более эффективно конкурировать при реализации продукции.

Применительно к нашим условиям шлифования, фактически представляется возможным оценить надежность шлифованных инструментов в стоимостном выражении. При этом интегральным показателем качества является суммарная технологическая себестоимость, которая включает не только себестоимость собственно процесса шлифования ( $C_{ш}$ ), но и учитывает стойкость заточенных инструментов с помощью оценки длины пути резания до определенного критерия затупления.

Суммарная технологическая себестоимость рассчитывалась по известной зависимости:

$$C_T = 37,2 + \frac{(466,05 + 0,16C_{ш})V}{4L}$$

где  $C_{ш}$  – удельная себестоимость шлифования (заточки), коп/см<sup>3</sup>;

$L$  – длина пути резания, м;

$V$  – скорость резания, м/мин.

Длина пути резания  $L$  при точении до определенного критерия затупления рассчитывалась по формуле

$$L = \frac{\pi dl}{1000s},$$

где  $d$  – диаметр заготовки, мм;

$l$  – длина обработанной поверхности, мм;

$s$  – подача при точении, мм/об.

Стойкость инструментов из твердого сплава Т15К6 после соответствующих условий шлифования определялась при точении закаленной стали ХВГ (55–58 HRC), диаметр заготовки  $d = 50$  мм, длина ее – 200 мм, длина обработанной поверхности вдоль оси заготовки определялась с учетом количества проходов.

Эксперименты проводились на токарно-винторезном станке 16К20 при таких режимах резания: скорость резания  $V = 70$  м/мин; подача  $s = 0,15$  мм/об, глубина резания  $t = 0,5$  мм.

Геометрические параметры режущей части составляли:  $\gamma = 5^\circ$ ;  $\alpha = 8^\circ$ ;  $\varphi = 45^\circ$ ;  $\varphi_1 = 15^\circ$ ;  $\lambda = 0^\circ$ .

В качестве критерия затупления был принят износ по задней поверхности  $h_3 = 0,4$  мм; измерение износа производилось непосредственно на станке при помощи переносного микроскопа «Мир-2».

Сравнение суммарной технологической себестоимости производилось у инструментов после алмазно-искрового шлифования с использованием СОТС поливом и с применением технологии минимальной смазки, в качестве которой использовался твердый смазочный материал (ТСМ) в составе стеариновой и себациновой кислот в соотношении 1:1 [4].

Ранее нами было показано, что при шлифовании с различной технологией в поверхностном слое твердого сплава формируются остаточные макронапряжения сжатия, практически не отличающиеся по величине. Это свидетельствует о том, что при их формировании превалирует силовой фактор над тепловым; процесс алмазно-искрового шлифования обеспечивает развитость режущего рельефа алмазного круга и весьма незначительное влияние связки на условия его работы.

Представляется целесообразным учитывать фактор шероховатости, характеризующий преимущество шлифования с применением технологии минимальной смазки.

В таблице приведены сравнительные результаты шлифования твердого сплава Т15К6 при таких условиях:  $P = 1,6$  МПа;  $V = 30$  м/с; зернистость 100/80 и концентрация 4.

Таблица – Сравнительные показатели процесса АИШ

Показатели процесса	Производительность шлифования $Q$ , мм <sup>3</sup> /мин	Относительный расход алмазов $q$ , мг/г	Себестоимость шлифования $C_{ш}$ , коп/см <sup>3</sup>	Шероховатость поверхности $Ra$ , мкм
СОТС поливом	875	0,76	42	0,40
Технология минимальной смазки	980	0,65	31	0,32

Как видно, относительное преимущество по косвенным показателям, характеризующим собственно процесс шлифования, имеет место при

шлифовании с применением технологии минимальной смазки. Однако преобладающее значение при оценке разных условий шлифования, как нами отмечалось ранее, должны иметь показатели работоспособности заточенных инструментов, т.е. оценка, в конечном итоге, суммарной технологической себестоимости, обеспечиваемой соответствующей технологией обработки.

На рисунке приведена сравнительная диаграмма значений шероховатости поверхности, длины пути резания и суммарной технологической себестоимости при различных способах шлифования.

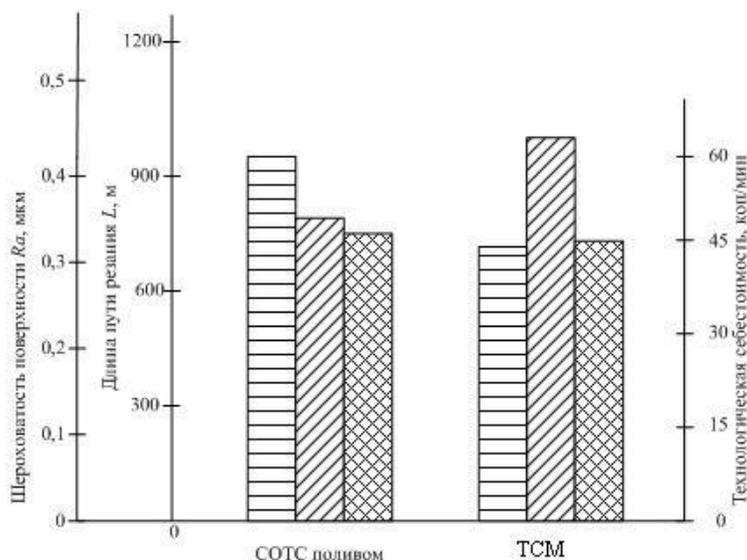


Рисунок – Сравнительная диаграмма значений шероховатости поверхности, длины пути резания и суммарной технологической себестоимости:

круг 12A2-45° AC6 100/80 M1-01-4;  
обрабатываемый твердый сплав T15K6

□ –  $R_a$ ,    ▨ –  $L$ ,    ▩ –  $C_t$

Анализ представленных результатов показывает, что работоспособность заточенных инструментов обеспечивается большей длиной пути резания, на что, наряду с другими факторами (см. табл.), оказывает влияние шероховатость задних поверхностей инструмента, обеспечивающая большую его износостойкость. Следствием влияния отмеченных факторов является меньшая суммарная технологическая себестоимость обработки.

Таким образом, стоимостная оценка качества, характеризующая надежность заточенных инструментов, является весьма важным фактором, отвечающим современным тенденциям, соответствующим инжинирингу качества.

**Список использованных источников:** 1. Харрингтон Дж. Х. Управление качеством в американских корпорациях / Дж. Х. Харрингтон. – М.: Экономика, 1990. – 271 с. 2. Куцын А. Н. Конкурентоспособность и качество машиностроительной продукции/А. Н. Куцын, Б. М. Арпентьев, А. С. Зенкин. – К.: Техніка, 1997. – 165 с. 3. Современная концепция качества за рубежом. – М.: Госстандарт РФ, 1992. – 56 с. 4. Пат 58078 Україна, МПК (2011.01) В24В 1/10. Твердий змашувальний матеріал для комбінованої обробки матеріалів струмопровідним абразивним інструментом / Узунян М. Д., Піжов І. М., Агу Коллінз Агу; власник Національний технічний університет «Харківський політехнічний інститут». – № и 2010 11928; заявл. 08.10.2010; опубл. 25.03.2011. Бюл. №6.

**Bibliography (transliterated):** 1. Harrington Dzh. H. Upravlenie kachestvom v amerikanskikh korporacijah / Dzh. H. Harrington. – M.: Jekonomika, 1990. – 271 s. 2. Kucyn A. N. Konkurentosposobnost' i kachestvo mashinostroitel'noj produkcii/A. N. Kucyn, B. M. Arpent'ev, A. S. Zenkin. – K.: Tehnika, 1997. – 165 s. 3. Sovremennaja koncepcija kachestva za rubezhom. – M.: Gosstandart RF, 1992. – 56 s. 4. Pat 58078 Ukraïna, MPK (2011.01) V24V 1/10. Tverdig z mashhuval'nij material dlja kombinovanoï obrobki materialiv strumoprovodnim abrazivnim instrumentom / Uzunjan M. D., Pizhov I. M., Agu Kollinz Agu; vlasnik Nacional'nij tehničnij universitet «Harkivs'kij politehničnij institut». – № i 2010 11928; zajavl. 08.10.2010; opubl. 25.03.2011. Bjul. №6.

*Поступила в редколлегию 13.07.2015*

УДК 621.7.015:539.431

Е.С. Барандич, Ю.А. Федоран, В.М. Волкогон, д-р техн. наук,  
В.С. Антонюк, д-р техн. наук, С.П. Выслоух, канд. техн. наук,  
Д.А. Котляр, канд. техн. наук, А.В. Кравчук, канд. техн. наук,  
Киев, Украина

## **ВЛИЯНИЕ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ НА СТРУКТУРНОЕ СОСТОЯНИЕ ПОВЕРХНОСТНЫХ СЛОЕВ И СОПРОТИВЛЕНИЕ УСТАЛОСТИ СТАЛИ ХВСГ**

*Приведені результати досліджень впливу виду механічної обробки і інструментального матеріалу на структурний стан поверхневого шару та втомну міцність сталі ХВСГ при механічній обробці. Обробка інструментом із гексаніту-Р в поверхневому шарі для  $\alpha$ - і  $\gamma$ -фаз супроводжується тільки стискаючими залишковими напруженнями, а абразивна обробка призводить до розтягуючих напружень I-роду. Збільшення швидкості різання при обробці інструментом із гексаніту-Р від 50 до 200 м/хв не призводить до суттєвої зміни втомної міцності.*

*Приведены результаты исследований влияния вида механической обработки и инструментального материала на структурное состояние поверхностного слоя и усталостную прочность стали ХВСГ при механической обработке. Обработка инструментом из гексанита-Р в поверхностном слое для  $\alpha$ - и  $\gamma$ -фаз сопровождается только сжимающими остаточными напряжениями, а абразивная обработка приводит к растягивающим напряжениям I-рода. Увеличение скорости резания при обработке инструментом из гексанита-Р от 50 до 200 м/мин не приводит к существенному изменению усталостной прочности.*

*Results of machining kind influence researches and a tool material on a structural condition of surface steel layers of ХВСГ are resulted at machining. Advantage of turning processing by cutters from geksanit-R in comparison with grinding process is shown. Processing by geksanit-R tool in a surface layer for  $\alpha$ - and  $\gamma$ - phases is accompanied only by compressing residual pressure while abrasive processing promotes occurrence of stretching pressure of an I-type in  $\alpha$ - a phase of structure of high-speed admission. Increase of cutting speed from 50 to 200 mcodes/mines at treatment instrument by geksanit-R does not cause the substantial change of resistance a fatigue.*

### **Вступлення.**

Известно, что механическая обработка вызывает пластическую деформацию, нагрев в поверхностном слое материала обрабатываемой детали и сопровождается структурными изменениями, возникновением неравномерных по глубине и значению остаточных деформаций и напряжений. При этом изменения в поверхностном слое зависят от величины температуры и давления в зоне резания, а также от химического состава и исходной структуры материала [1].

---

*© Е.С. Барандич, Ю.А. Федоран, В.М. Волкогон, В.С. Антонюк,  
С.П. Выслоух, Д.А. Котляр, А.В. Кравчук, 2015*

Неровности поверхности детали, структура, фазовый и химический состав поверхностного слоя влияют на ее физико-механические и эксплуатационные свойства, поскольку при эксплуатации поверхностный слой подвергается наиболее сильному воздействию и разрушение детали в большинстве случаев начинается с поверхности. Особенно это касается деталей, работающих в условиях циклических и знакопеременных нагрузок. Наличие на их поверхности отдельных дефектов и неровностей способствуют возникновению субмикроскопических нарушений целостности металла поверхностного слоя и его разрыхления, что является первопричиной образования усталостных трещин.

При изготовлении ответственных деталей окончательной операцией часто является шлифование, однако, согласно [2], процесс шлифования, как правило, приводит к снижению сопротивления усталости, что обусловлено возникновением при обработке растягивающих остаточных напряжений. Грубая токарная обработка также снижает сопротивление усталости конструкционных и инструментальных сталей из-за худшей микрогеометрии поверхности. Однако тонкое точение с малыми подачами позволяет получить поверхность с хорошей микрогеометрией, меньшим числом дефектных мест (задилов, трещин, рваных мест) и наличием упрочняющего эффекта.

Наиболее существенное влияние токарной обработки на выносливость инструментальных легированных сталей оказывают величина подачи, радиус закругления резца, передний угол и скорость резания [3]. Изменение глубины резания мало влияет на сопротивление усталости сталей, поскольку микрогеометрия обработанной поверхности не существенно зависит от указанного параметра; а некоторое возрастание наклепа при увеличении глубины резания компенсируется ростом остаточных напряжений растяжения [4].

Применение сверхтвердых инструментальных материалов, на основе вюрцитного нитрида бора – гексанита, которые имеют высокую теплопроводность, способствует формированию остаточных напряжений сжатия и, как следствие, повышению усталостной прочности обработанных материалов [5, 6]. Однако вопрос использования нитридной керамики при обработке инструментальных легированных сталей точением и шлифованием исследован недостаточно.

### **Цель работы.**

Исследование особенностей влияния технологических параметров механической обработки – инструментального материала и режимов на сопротивление усталости и структурное состояние поверхностных слоев инструментальной легированной стали ХВСГ.

### **Методика исследования.**

Для изучения особенностей влияния вида инструментального материала на структурное состояние проведены исследования поверхностных слоев стали ХВСГ (ГОСТ 5950-73) твердостью HRC 54...56, полученных при шлифовании абразивными кругами и при точении резцами из гексанига-Р. Технологический процесс изготовления образцов состоял из резки круглого проката на заготовки, предварительной токарной, получистовой и чистовой их обработки. Для исследования влияния процесса шлифования образцы из стали ХВСГ изготавливали в виде цилиндров высотой 10 мм и диаметром 50 мм, а для процесса точения – длиной 250 мм, которые закаливали при температуре 850 °С (с охлаждением в масле) и отпускали при температуре 200 °С на воздухе.

Шлифование проводили на круглошлифовальном станке 3Б12 абразивными кругами: 1А1 250х16х76 63С 6 СМ1К; с режимами обработки: число оборотов круга – 2800 об/мин, число оборотов образца – 400 об/мин.

Точения осуществляли на токарном станке мод. 16К20 резцами из гексанига-Р с режимами обработки – скорость резания  $V = 20, 40, 80, 160$  и  $250$  м/мин, подача  $s = 0,07$  мм/об и глубина резания  $t = 0,25$  мм.

Структурное состояние поверхностных слоев образцов оценивали по характеру изменения микротвердости, фазового состава, структурного и напряженного состояния фиксированных фаз методом послойного рентгеноструктурного анализа на дифрактометре ДРОН-3 в Fe Ka-излучении.

Исследования микротвердости поверхностных слоев образцов проводили на микротвердомере мод. ПМТ-3 при нагрузке 0,2 Н и 0,5 Н.

Количество остаточного аустенита ( $f_\gamma$ ) в исследуемых образцах определяли по данным измерения интегральной интенсивности рентгеновских линий (110) и (111)  $\alpha$  и  $\gamma$ -фазы с учетом фактора повторяемости:

$$f_\gamma = \frac{S_\gamma}{0,66 \cdot S_\alpha + S_\gamma} \cdot 100\% \quad (1)$$

где  $S_\alpha$ ;  $S_\gamma$  – интегральная интенсивность рентгеновских линий  $\alpha$  и  $\gamma$ -фазы, соответственно. Численные значения  $S_\alpha$  и  $S_\gamma$  определялись путем планиметрирования соответствующих линий.

Напряжения I-рода в поверхностных слоях оценивались рентгенографически как сумма главных напряжений ( $\sigma_1 + \sigma_2$ ) по формуле:

$$\sigma_1 + \sigma_2 = \frac{E}{\mu} \cdot ctg\Theta \cdot \Delta\Theta \quad (2)$$

где  $E$  – модуль упругости;  $\mu$  – коэффициент Пуассона;  $\Delta\Theta = \Theta - \Theta_0$  – разность углов  $K_\alpha$  – компонентов  $\alpha$  и  $\gamma$  фаз после механической обработки ( $\Theta$ ) и исходной ( $\Theta_0$ ).

Усталостные испытания образцов проводились в условиях консольного изгиба с вращением. Частота изменения нагрузки составляла – 15,0 Гц, база испытаний – 10 млн. циклов. Для построения кривой усталости испытывалось не менее 15 образцов, обработанных по принятому режиму обработки. Полученные в результате расчета средние значения  $\bar{\sigma}$ ,  $\lg \bar{N}_p$ , среднеквадратичные отклонения значений  $\sigma_i$  и  $\lg N_{p_i}$ , коэффициент корреляции и другие являются исходными для получения корреляционного уравнения – уравнения кривой усталости:

$$\lg N_p = A + M\sigma \quad (3)$$

где  $N_p$  – среднее число циклов до разрушения образца при напряжении  $\sigma$ ;  $A, M$  – коэффициенты.

### **Обсуждение результатов.**

Исследования микротвердости образцов в зависимости от глубины слоя при шлифовании абразивным кругом и точении резцом из гексанита-Р показали, что глубина зоны вторичной закалки уменьшается с увеличением теплопроводности обрабатываемого инструментального материала. При этом зона высокотемпературного отпуска находится на глубине 30-650 мкм для абразивного круга, 30-300 мкм для круга из гексанита-А, и 8-12 мкм в случае точения резцом из гексанита-Р.

Таким образом, при снижении температуры в зоне обработки глубина нарушенного слоя уменьшается и становится минимальной для поверхности обработанной резцом из гексанита-Р.

Результаты измерения остаточного аустенита после шлифования абразивным кругом и точения резцом из гексанитом-Р представлены на рис. 1.

Как видно из рисунка глубина нарушенной концентрации аустенита меньше в несколько раз глубины нарушенной микротвердости и составляет в случае обработки абразивным кругом – 120 мкм, а резцом из гексанита-Р из – 80 мкм.

Заметные изменения концентрации остаточного аустенита при точении резцом из гексанита-Р происходят в диапазоне  $V = 20-80$  м/мин. Это можно связать с процессом налипания обрабатываемого материала на резец, описанным в работах [7, 8].

$f_{T, \%}$

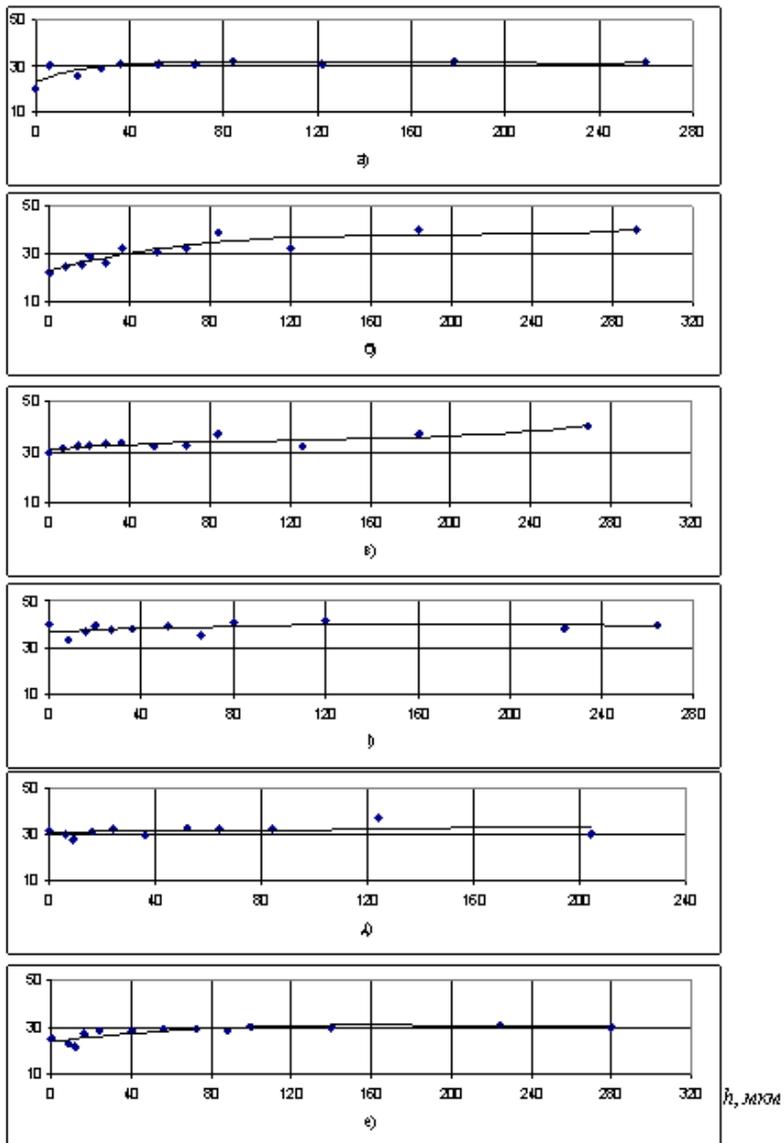


Рисунок 1 – Изменение остаточного аустенита по глубине поверхностного слоя при резании со скоростью: (а) – 20 м/мин; (б) – 40 м/мин; (в) – 80 м/мин; (г) – 160 м/мин; (д) – 250 м/мин и (е) – шлифовании абразивным кругом

Структурное состояние поверхностного слоя исследуемой стали при резании гексанитом-Р (рис. 2, а-д) характеризуется наличием зоны сжимающих напряжений в  $\alpha$ - и  $\gamma$ -фазах, максимальных на поверхности образцов. Дальнейший характер изменения напряжений по глубине для  $\alpha$ - и  $\gamma$ -фаз различается и зависит от скорости резания.

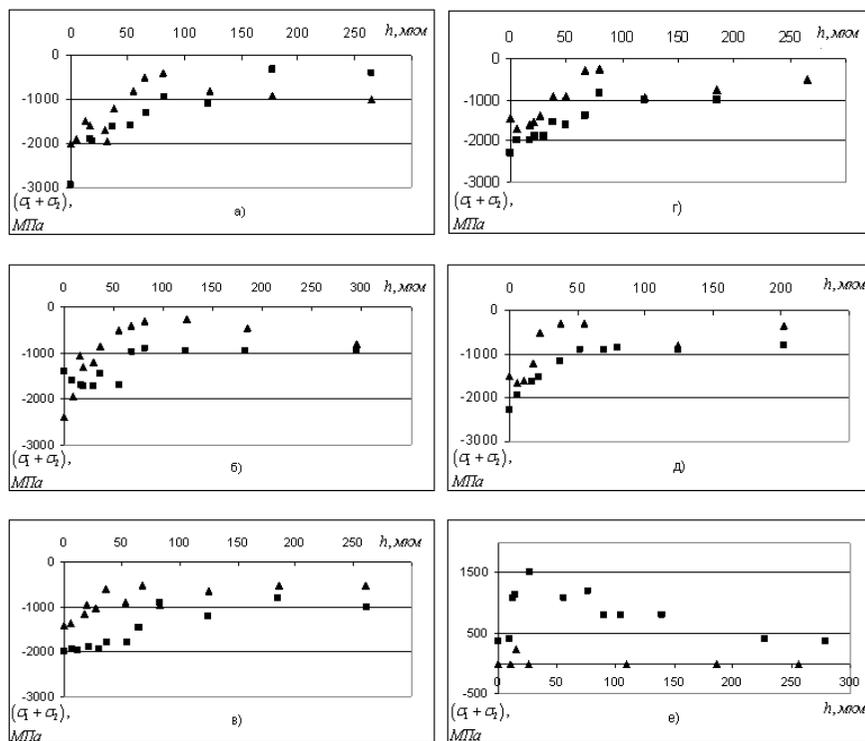


Рисунок 2 – Распределение остаточных напряжений I-го рода по глубине поверхностного слоя при скорости резания: (а) – 20 м/мин; (б) – 40 м/мин; (в) – 80 м/мин; (г) – 160 м/мин; (д) – 250 м/мин и (е) – шлифовании абразивным кругом (■ –  $\gamma$ -фаза, ▲ –  $\alpha$ -фаза)

При увеличении скорости резания зона интенсивного снижения уровня остаточных напряжений в  $\gamma$ -фазе сокращается до 60 мкм. Для  $\alpha$ -фазы область интенсивного снижения напряжений также заканчивается на глубине 80 мкм, но при этом максимальные значения напряжений на поверхности значительно превышают аналогичные величины для  $\gamma$ -фазы и не снижаются до нуля.

Характерной особенностью процесса шлифования абразивным кругом (рис. 2, е) является возникновение растягивающих напряжений I-рода в

γ-фазе структуры скоростного отпуска, распространяющихся по глубине исследования. Их максимальное значение по критерию ( $\sigma_1 + \sigma_2$ ) достигается на глубине 30-50 мкм от поверхности. В α-фазе имеют место небольшие растягивающие напряжения, распространяющиеся на глубину до 40 мкм.

Для испытаний на усталость было изготовлено четыре партии образцов. Первая – обрабатывалась шлифовальным кругом по следующему режиму: число оборотов круга – 2800 об/мин, число оборотов образца – 400 об/мин; вторая, третья и четвертая – гексанитом-Р при скорости резания  $V = 50, 100$  и  $200$  м/мин. соответственно; глубина резания и подача для последних трех партий оставались постоянными и равными  $t = 0,25$  мм  $S = 0,07$  мм/об. Результаты испытаний на усталость указанных выше партий образцов стали ХВСГ представлены на рис. 3.

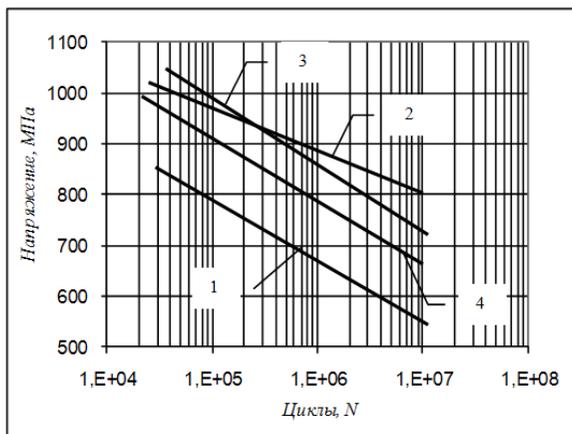


Рисунок 3 – Кривые усталости образцов из стали ХВСГ: шлифование абразивным кругом - (1); точение гексанитом-Р со скоростью  $V = 50$  (2),  $100$  (3) и  $200$  (4) м/мин

Параметры кривых усталости, значения коэффициентов корреляции и ограниченных пределов усталости приведены в таблице. Анализ результатов испытаний показывает, что на принятой базе испытаний сопротивление усталости исследуемого материала характеризуется лишь наклонным участком кривой усталости – предел кривой усталости смещен в область больших долговечностей. Кривая усталости образцов четвертой партии (200 м/мин.) расположена ниже кривых 2-й и 3-й партий и ограниченный предел выносливости ниже на 10 %, чем для 2-й партии.

Выносливость шлифованных образцов существенно ниже выносливости образцов после точения гексанитом-Р. Ограниченный предел выносливости

для первой партии (560 МПа) на 32% ниже, чем для 2-й партии. Это связано с тем что в процессе резания гексанитом-Р в поверхностных слоях стали проходит скоростной отпуск под напряжением, при котором возникают сжимающие остаточные напряжения 1-го рода в  $\alpha$ - и  $\gamma$ -фазах, замедляется распад остаточного аустенита. Сочетание равномерно распределенных хрупких и вязких структурных составляющих в поверхностном слое способствует повышению выносливости стали ХВСГ. При шлифовании абразивным кругом возникают растягивающие напряжения 1-го рода в  $\gamma$ -фазе, частично распадается остаточный аустенит и повышается степень его наклепа.

Таблица – Результаты усталостных испытаний образцов стали ХВСГ в условиях консольного изгиба с вращением

№ партии	Вид чистовой обработки	Коэффициенты уравнений кривой усталости		Предел выносливости $\sigma_{-1}$ , МПа
		<i>A</i>	<i>M</i>	
1	Шлифование абразивным кругом	12,09	-0,0089	660
2	Точение, резец из гексанита-Р V = 50 м/мин	16,07	-0,01126	827
3	Точение, резец из гексанита-Р V = 100 м/мин	12,76	-0,00776	770
4	Точение, резец из гексанита-Р V = 200 м/мин	12,27	-0,00775	735

### **Выводы.**

Таким образом, проведенные исследования точения резцами из гексанита-Р и шлифования абразивным кругом инструментальной легированной стали ХВСГ показали следующее:

- с увеличением теплопроводности инструментального материала сужается зона структурных изменений, происходящих в поверхностном слое обрабатываемого материала, она минимальна при точении резцами из гексанита-Р;

- количество остаточного аустенита при обработке резцами из гексанита-Р минимально в диапазоне скоростей резания 20-80 м/мин.;

- совместное влияние давления и температуры в процессе скоростного резания приводит к уменьшению степени наклепа  $\gamma$ - фазы в поверхностном слое;

- обработка инструментом из гексанита-Р для  $\alpha$ - и  $\gamma$ -фаз в поверхностном слое сопровождается только сжимающими остаточными напряжениями, в то время как абразивная обработка способствует возникновению растягивающих напряжений I-рода;

- процесс точения резцами из гексанита-Р повышает предел выносливости по сравнению со шлифованием абразивным кругом на 30%, при этом увеличение скорости резания от 50 до 200 м/мин не приводит к существенному изменению сопротивления усталости.

**Список использованных источников:** 1. Урядов С.А. Влияние технологий обработки на сопротивление усталости деталей машин / С.А. Урядов // Справочник. Инженерный журнал. – 2009. – №9. – с.8-11. 2. Казаев В.П., Дроздов Ю.Н. Прочность и износостойкость деталей машин. – М: Высшая школа, 1991, 320 с. 3. Сулима, А. М. Поверхностный слой и эксплуатационные свойства деталей машин / А. М. Сулима, В. А. Шулов, Ю. П. Ягодкин. М.: Машиностроение, 1988. – 238 с. 4. Терентьев В.Ф. Усталость металлических материалов / В.Ф. Терентьев. Изд-во: Наука, 2003. – 257 с. 5. Приймачук В.Л., Божко А.В. Овенесян А.О. Теплофизические свойства разных модификаций нитрида бора / В.Л. Приймачук, А.В. Божко, А.О. Овенесян // Порошковая металлургия.–1983.–№ 8.– С. 80-82. 6. Волкогон В.М., Котляр Д.А. і ін. Вплив попередньої підготовки порошків BNв до спікання на основні характеристики процесу обробки сталі ШХ15 в режимі безперервного різання / В.М. Волкогон, Д.А. Котляр, С.К. Аврамчук, А.В. Кравчук, В.С. Антонюк // Високі технології в машинобудуванні: Зб. наукових праць.– Харків НТУ «ХПІ». – 2010.– Вип. 1.– С. 35-44. 7. Постнов, В.В. Процессы на контактных поверхностях, износ режущего инструмента и свойства обработанной поверхности / В.В. Постнов, Б. У. Шарипов, Л. Ш. Шустер. Свердловск: Изд-во Уральского ун-та, 1988.-224 с. 8. Суслов, А. Г. Качество поверхностного слоя деталей машин Текст. / А. Г. Суслов. М.: Машиностроение, 2000.– 318 с

**Bibliography (transliterated):** 1.Urjadov S.A. Vlijanie tehnologij obrabotki na soprotivlenie ustalosti detalej mashin / S.A. Urjadov // Spravochnik. Inzhenernyj zhurnal. – 2009. – №9. – s.8-11. 2.Kagaev V.P., Drozdov Ju.N. Prochnost' i iznosostojkost' detalej mashin.- M: Vysshaja shkola, 1991, 320 s. 3.Sulima, A. M. Poverhnostnyj sloj i jekspluatacionnyje svojstva detalej mashin / A. M. Sulima, V. A. Shulov, Ju. P. Jagodkin. M.: Mashinostroenie, 1988. - 238 s. 4.Terent'ev V.F. Ustalost' metallicheskikh materialov / V.F. Terent'ev. Izd-vo: Nauka, 2003. – 257 s. 5.Prijmachuk V.L., Bozhko A.V. Ovenesjan A.O. Teplofizicheskie svojstva raznykh modifikacij nitrida bora / V.L. Prijmachuk, A.V. Bozhko, A.O. Ovenesjan // Poroshkovaja metallurgija.–1983.–№ 8.– S. 80-82. 6.Volkogon V.M., Kotljars D.A. і in. Vpliv poperedn'oi pidgotovki poroshkiv BNv do spikannja na osnovni charakteristiki procesu obrobki stali ShH15 v rezhimi bezperernogo rizannja / V.M. Volkogon, D.A. Kotljars, S.K. Avramchuk, A.V. Kravchuk, V.S. Antonjuk // Visoki tehnologii v mashinobuduvanni: Zb. naukovykh prac'.– Harkiv NTU «HPІ». – 2010.– Vip. 1.– S. 35-44. 7.Postnov, V. V. Processy na kontaktnyh poverhnostjakh, iznos rezhushhego instrumenta i svojstva obrabotannoї poverhnosti / V. V. Postnov, B. U. Sharipov, L. Sh. Shuster. Sverdlovsk: Izd-vo Ural'skogo un-ta, 1988.-224 s. 8.Suslov, A. G. Kachestvo poverhnostnogo sloja detalej mashin Tekst. / A. G. Suslov. M.: Mashinostroenie, 2000.– 318 s

*Поступила в редколлегию 10.07.2015*

УДК 621.914.02

Д.А. Борисенко, Б. Карпушевський, Prof. Dr.-Ing. habil. Prof. h.c.,  
Т. Еммер, Dr.-Ing. Dr. h.c., Магдебург, Німеччина

### **УДОСКОНАЛЕННЯ СИСТЕМИ ТОРЦЕВИХ ЗБІРНИХ ФРЕЗ З ВСТАВНИМИ КАСЕТАМИ З КРУГЛИМ ХВОСТОВИКОМ**

*У статті розглянуті недоліки існуючої конструкції системи торцевих збірних фрез з вставними касетами з круглим хвостовиком, на основі чого були сформульовані шляхи її удосконалення. Докладно розглянутий удосконалений принцип затискання касети у корпусі фрези. Удосконалена конструкція системи дозволяє розширити функціональні можливості вже існуючих конструкцій та область використання збірних касетних фрез.*

*В статье рассмотрены недостатки существующей конструкции системы торцовых сборных фрез с вставными кассетами с круглым хвостовиком, на основе чего были сформулированы пути ее совершенствования. Подробно рассмотрен усовершенствованный принцип зажима кассеты в корпусе фрезы. Усовершенствованная конструкция системы позволяет расширить функциональные возможности уже существующих конструкций и область использования сборных кассетных фрез.*

*Disadvantages of the available design of system of built-up end mills with insert-type cartridge with a round shank are discussed, on the basis of which the ways of its improvement are formulated. Advanced principle of force clamping of the cartridge in cutter body is considered in detail. Improved design of the system makes it possible to extend the functionality of already existing designs and the field of application of built-up cartridge milling cutters.*

Фрезерування було і залишається одним з найпоширеніших методів обробки різанням. При обробці площин і уступів використання збірних касетних торцевих фрез є більш ефективним ніж цільно-твердосплавного інструменту [1-3]. Але збірні касетні фрези через свої конструктивні особливості не можуть бути виконані діаметром меншими за 80 мм. Тому обробка таким фрезами площин і уступів, ширина яких не перевищує 80 мм, є неефективною. Окрім того, конструктивні особливості існуючих збірних касетних фрез зумовлюють високу собівартість їх виготовлення. А конфігурація вставних касет суттєво обмежує універсальність цього інструменту і робить кожну конструкцію придатною до виконання лише певного технічного завдання. З метою створення більш універсального інструменту в Отто вон Геріке Університеті Магдебург (Німеччина) була розроблена конструкція збірних торцевих фрез з вставними касетами з круглим хвостовиком.

Розроблена конструкція збірної торцевої фрези з вставними касетами, які мають круглий хвостовик (Rundschaftsystem), відповідає всім високим вимогам до точності різального інструмента, але водночас має відчутно нижчу вартість виготовлення в порівнянні з фрезами з призматичними

касетам. Причиною цього є те, що касети мають просту геометричну форму: вони складаються з двох циліндрів (хвостовика і циліндра з пазом під різальну пластину). Це дозволяє виготовити ці касети шляхом відносно дешевих точіння і фрезерування, при цьому забезпечуючи високу точність. В корпусі ж фрези, шляхом свердління, виготовляється отвір для хвостовика касети. Таким чином всі елементи конструкції фрези виготовляються шляхом відносно дешевих різальних процесів, що дозволяє відчутно знизити собівартість такого інструменту.

В роботах [1, 2] був теоретично і практично підтверджений ряд переваг, які дана конструкція має в порівнянні з цільними конструкціями та з конструкціями з призматичними касетами. В ряді робіт [1–8] було встановлено, що дана конструкція торцевої збірної фрези дозволяє використовувати при обробці комбіновані та ступінчасті схеми різання, а також принцип зворотнього стружкоутворення.

Торцева фреза з використанням касет з круглим хвостовиком представлена на рис. 1.

Діаметр: 80 мм;

Кількість зубів: 8;

Матеріал корпусу: 42CrMo4, аналог – конструкційна легована (хромованадієва) Сталь 40ХФА;

Матеріал касет: 42CrMo4 (Сталь 40ХФА).



Рисунок 1 – Торцева касетна фреза (D=80 мм), касети до неї і затискний гвинт

Конструкція, що досліджувалась в роботі [2], також дозволяла використовувати для затиску касети у корпусі два гвинти.

При закріпленні касети за допомогою одного гвинта (рис. 1) на хвостовику касет з відповідної сторони виготовлялась лиска, що полегшувало центрування свердла для свердління отвору, в якому згодом нарізалась різьба (M5). Закручування гвинта затискає касету в корпусі фрези. Таким чином, запобігається випадання касети з корпусу фрези та її прокручування під дією сил різання.

Для збільшення навантажувальної спроможності конструкції закріплення касет у корпусі фрези було здійснене за допомогою двох високоміцних гвинтів (рис. 2). Але дослідження, проведені Д.Т. Нгуеном у роботі [2], встановили, що використання додаткового гвинта не веде до підвищення міцності конструкції.

Але поряд з перевагами дана конструкція має і ряд недоліків, на усунення яких і направлена дана стаття. Проведені в роботі [2] дослідження встановили, що, по-перше, зовнішній контур фрези є відкритим і має ззовні додаткові елементи. Відомо, що будь-яке послаблення в контурі збірного інструменту веде до значного зниження міцності корпусу такого інструменту [2, 7]. Принцип закріплення касет у корпусі робить зовнішній контур інструменту відкритим.

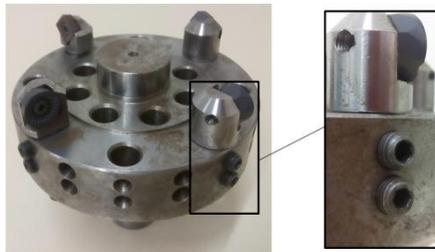


Рисунок 2 – Торцева касетна фреза (D=125 мм) з двома затискними гвинтами  
Відкритий зовнішній контур

Такий принцип закріплення касет є зручним при монтажі інструменту, але вібрації, які виникають у процесі обробки, а також сила Каріоліса, що діє на гвинти, можуть призвести до розкручування затискних гвинтів, що веде до зростання торцевого і радіального биття інструменту, і цим самим значного погіршує якість обробленої поверхні. Цілковите розкручування гвинта веде до випадання касети з корпусу фрези, що є дуже небезпечним відносно техніки безпеки, особливо при роботі на універсальних фрезерних верстатах. Окрім того через особливість своєї конфігурації, дана конструкція пристосована лише для обробки відкритих площин, і не дозволяє оброблювати уступи.

Наступним недоліком є те, що навантажувальна здатність всієї конструкції обмежена міцністю затискного гвинта і місця, де знаходиться затискний отвір у хвостовику касети [2]. Критичне значення напружень для конструкції D=120 мм досягається при значенні головної складової сили різання у 3 500 Н [2].

Деформації, які може отримати різьба кріпильного отвору чи затискний гвинт при перевантаженні, можуть значно ускладнювати розкручування затискного гвинта, у деяких випадках взагалі блокувати його. В цьому

випадку заміна касети стає проблематичною. Для виймання такого гвинта може знадобитись операція розрізання гвинта. А пошкодження різьби затискного отвору може призвести до цілковитої непридатності для подальшого використання всього корпусу фрези. Усі названі недоліки мають бути усунені в удосконаленій конструкції.

Таким чином, має бути проведене удосконалення існуючої конструкції збірної торцевої фрези з вставними касетами і пристосування даної конструкції до реалізації на фрезах діаметром меншим 80 мм.

З метою створення конструкції з закритим зовнішнім контуром доцільним є розмістити затискні елементи з внутрішньої сторони корпусу. Але таке виконання значно погіршить технологічність конструкції. Окрім того, розміщення гвинтів зсередини перпендикулярно до осі касети не вирішить проблеми з заклинюванням гвинта при перенавантаженні. Тож важливо взагалі уникнути проникнення гвинта в тіло касети.

Це можливо за рахунок створення лиски на хвостовику касети, що буде слугувати опорною поверхнею для затискання касети корпусі (рис. 3). Але такий спосіб закріплення не забезпечить надійність від провертання касети у корпусі фрези під дією сил різання [2].

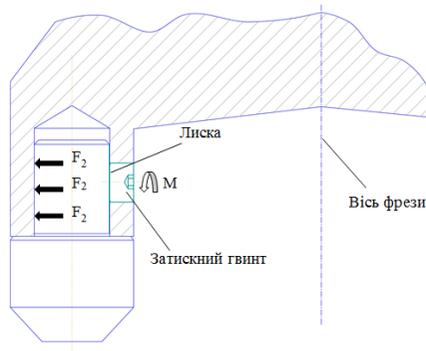


Рисунок 3 – Касета з лискою на хвостовику. Закріплення у корпусі [2]

Сила  $F_2$  діє лише у горизонтальному напрямку (перпендикулярно до осі інструменту). Послаблення гвинта призведе до виникання зазору між хвостовиком касети і корпусом фрези, що негативно відіб'ється на величині торцевого і радіального биття. В найгіршому випадку розкручування гвинта може призвести до випадання касети з корпусу інструменту. Окрім того, таке розташування гвинта не дозволить реалізувати дану конструкцію на фрезах малого діаметру.

Удосконалений принцип затиснення касети у корпусі зображений на рис. 4. Для цього була змінена конфігурація касети.

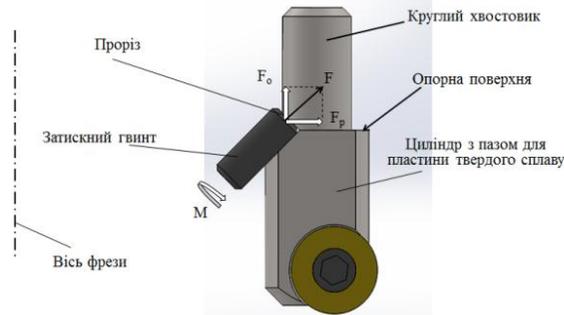


Рисунок 4 – Удосконалена конструкція вставної касети

На касеті, в області переходу від хвостовика до циліндру з пазом для пластини твердого сплаву, має бути виготовлений проріз для створення поверхні для затискання. Затисковий гвинт тисне на дану поверхню створюючи затискову силу  $F$ . Для реалізації такого принципу затискання на нижній частині фрези має бути виготовлений конічний отвір (рис. 5). Осьова складова затискової сили  $F_0$  попереджує випадання касети з корпусу. Радіальна складова цієї сили  $F_p$  направлена перпендикулярно осі інструменту і має за мету запобігати провертанню касети в корпусі під дією сил різання. Але величина зусилля  $F_p$  є недостатньою для запобігання провертання.

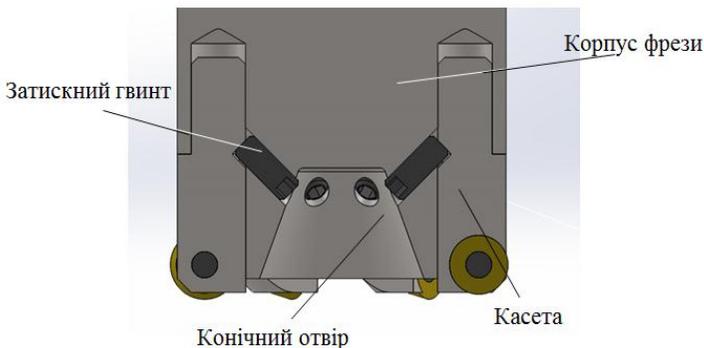


Рисунок 5 – Удосконалений метод закріплення касети у корпусі фрези

Зображений на рис. 5 принцип закріплення касети у корпусі фрези гарантує замкнутий зовнішній контур фрези, що значно зміцнює корпус фрези [7]. Окрім того, міцність усієї конструкції фрези більше не обмежена міцністю затискового гвинта. Таким чином були вирішені основні проблеми

існуючої конструкції. Але як було вже помічено, радіальна складова затисної сили  $F_p$  є недостатньою для запобігання повертання касети під дією сил різання. Для цього має бути створене ще одне обмеження степеня свободи.

Для запобігання повертання касети під дією сил різання на нижній частині фрези має бути створена багатогранна призма, вписаний діаметр якої буде дорівнювати  $d_5$ , а висота –  $h_1$ . Кількість граней призми буде дорівнювати кількості касет фрези, які будуть розміщені в отворах  $d_2$ , центри яких лежать на колі діаметром  $d_4$ . На касетах з відповідної сторони нижнього циліндру має бути створена площина (розмір  $d_3$ ). При монтажі касети мають контактувати з площинами призми, що і запобігає повертання касети під дією сил різання (рис. 6).

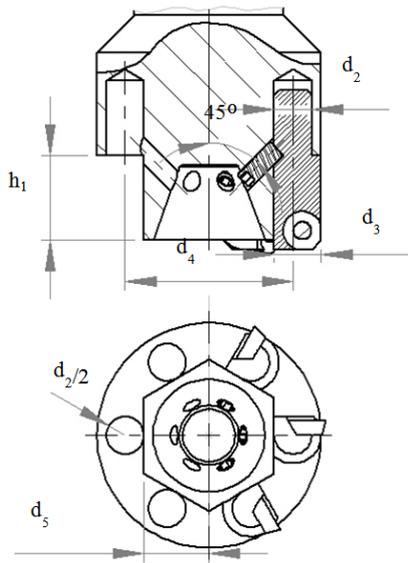


Рисунок 6 – Запобігання повертання касети площиною

Можна помітити, що корпус касети складається з обертально-симетричних елементів, а не з багатограних призм з великою кількістю отворів для їх закріплення у корпусі. На нижньому циліндрі касети розташовується паз під різальну пластину. З метою підвищення універсальності конструкції є доцільним виконати паз такої форми, щоб він підходив для декількох форм різальних пластин. На рис. 7 зображена касета з пазом, який підходить для використання різальних касет трьох форм: восьмикутної, дванадцятикутної і круглої. Єдиною умовою є те, що діаметр описаного кола всіх трьох пластин має бути рівним.

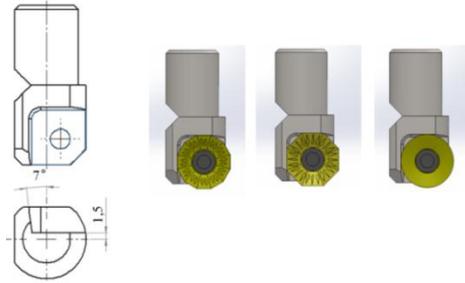


Рисунок 7 – Касета з універсальним пазом для пластин

З метою покриття максимально широкого спектру діаметрів були запропоновані чотири типорозміри касет з круглим хвостовиком (табл.). Для кожного типу касет розраховані діаметри інструментів і оптимальна кількість зубів.

Таблиця – Типорозміри касети

Зображення та характеристичні розміри	Тип I		Тип II		Тип III		Тип IV	
	Ø6		Ø8		Ø12		Ø16	
Діаметр фрези та кі-сть зубів	$D_{фр}, \text{мм}$	$z$						
	16	1	32	4	63	8	100	12
	25	2	40	4	80	10	125	12
			50	6			160	16
							200	18
							250	20
							315	22

Таким чином, удосконалена конструкція торцевих збірних фрез з касетами з круглим хвостовиком може бути реалізована на фрезах діаметром від 16 до 315 мм, що дозволяє значно ефективніше оброблювати вузькі площини і уступи. Варто помітити, що, на відміну від представлених на ринку конструкцій фрез діаметром меншим за 80 мм, де пластини кріпляться безпосередньо в корпусі фрези, дана конструкція дозволяє використовувати вставні касети, що значно підвищує універсальність даного інструменту.

**Список використаних джерел:** 1. *Batt S.* Ein Beitrag zur Entwicklung von Fräswerkzeugen mit verbesserten dynamischen Schnitteigenschaften; 2009. 2. *Nguyen D.* Potenzial eines Rundschaft-Fräswerkzeugsystems für Forschung und Produktion. Shaker: Aachen; 2009. 3. *Pausemann J.* Entwicklung und konstruktive Auslegung eines Schälfräswerkzeugs, sowie dessen funktionale versuchstechnische Erprobung. Diplomarbeit (IFQ). 4. *Beňo J, Maňková I, Vrábek M, Karpuschewski B, Emmer T, Schmidt K.* Operation Safety and Performance of Milling Cutters with Shank Style Holders of Tool Inserts. *Procedia Engineering* 2012;48:15–23. 5. *Beno J*(ed.). Computation of main cutting force when milling with stepped depth of cut; 2005. 6. *Karpuschewski B, Emmer T, Schmidt K, Nguyen DT.* Rundschaft-Werkzeugsystem – universell und flexibel einsetzbar in Forschung und Produktion Hrsg. *Dudas, I., Miskolc,* 2007, S.53-62. „Proceedings of the 12th International Conference on Tools“, *Dudas, I., Miskolc,* 2007, S.53-62. 7. *Schmidt K.* Rundkassettenfräskopf. Production process in mechanical engineering 2006:103–6. 8. *Popke H, Emmer T, Alex R.* WERKZEUGE - Dynamisch stabile Fräser mit Schnittaufteilung; 2001.

*Поступила в редколлегию 22.07.2015*

УДК 621.9.029.001.57

А.А. Верещака, канд.техн. наук, А.С. Верещака, д-р техн. наук, Москва, Россия,  
А.Д. Батако, канд. техн. наук, Ливерпуль, Великобритания,  
О.Х. Хожаев, канд.техн. наук, Ургенч, Узбекистан

## **РАЗРАБОТКА И ИССЛЕДОВАНИЕ НАНОСТРУКТУРИРОВАННЫХ МНОГОСЛОЙНО КОМПОЗИЦИОННЫХ ПОКРЫТИЙ ДЛЯ БЕЗВОЛЬФРАМОВЫХ ТВЁРДЫХ СПЛАВОВ С РАСШИРЕННОЙ ОБЛАСТЬЮ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОГО ПРИМЕНЕНИЯ**

*У роботі розглянуті аспекти розробки наноструктурованих багатослоєво композиційних покриттів (НБКП) для нанесення на безвольфрамові тверді сплави (БВТС) на основі систем TiC-(Ni, Mo) і TiCN- (Ni, Mo) з метою підвищення різальних властивостей інструменту з БВТС та розширення області їх технологічного застосування. Розроблена трьохкомпонентна архітектура наноструктурованих багатослоєво-композиційних покриттів, методика вибору функцій і раціональних компонентних параметрів архітектури для інструментів з БВТС. Розроблені композиції НБКП дозволили підвищити різальні властивості інструменту з БВТС і розширити область їх технологічного застосування при різанні термооброблених сталей підвищеної твердості, обробці жароміцних сплавів.*

*Рассмотрены аспекты разработки наноструктурированных многослойно композиционных покрытий (НМКП), формируемых при использовании процессов фильтруемого катодно-вакуумно-дугового осаждения (ФКВДО) для нанесения на безвольфрамовые твердые сплавы (БВТС) на основе систем TiC-(Ni,Mo) и TiCN-(Ni,Mo) с целью повышения режущих свойств инструмента из БВТС и расширения области их технологического применения. НМКП использовали не только для повышения физико-механические свойства рабочих поверхностей инструмента из БВТС, но и направленного управления контактными процессами при резании. Показано, что БВТС, несмотря на высокую твердость, термостабильность и окислительность, низкую склонность к диффузии с обрабатываемым материалом, обладает относительно невысокой вязкостью разрушения и прочностью при изгибе, а также низким коэффициентом теплопроводности, уступая по этим свойствам не только вольфрамосодержащим сплавам WC-Co, но и сплавам WC-TiC-Co с содержанием связки менее 8% (вес). Поэтому инструменты из БВТС имеют ограниченную область технологического применения при прерывистом резании, обработке жаропрочных сплавов и сталей. В этой связи рассмотрена возможность направленного управления контактными процессами при резании с помощью НМКП с целью создания более сбалансированных свойств БВТС по твердости и вязкости. Разработана трехкомпонентная архитектура наноструктурированных многослойно-композиционных покрытий, методика выбора функций и рациональных компонентных параметров архитектуры для инструментов из БВТС. Разработанные составы НМКП позволили повысить режущие свойства инструмента из БВТС и расширить область их технологического применения при резании термообработанных сталей повышенной твердости, обработке жаропрочных сплавов.*

*Aspects of the development of nanostructured multilayer composite coatings (NMCC) in order to coat the tungstenfree hard alloys (TFHA) on the basis of the systems TiC- (Ni, Mo) and TiCN- (Ni, Mo) with the aim to improve properties of cutting tools made of TFHA and expansion of the field of their technological application are discussed in the paper. Three-component architecture of NMCC, the method of choice of functions and rational component parameters of the architecture for tools made of TFHA are developed. Developed composition of NMCC make it possible to increase cutting properties of tool made of TFHA and to expand the field of their technological applications when cutting heat-treated steels with high hardness and processing heat-resistant alloys.*

© А.А. Верещака, А.С. Верещака, А.Д. Батако, О.Х. Хожаев, 2015

## **1. Введение**

Основным инструментальным материалом, используемым в современных металлообрабатывающих производствах, является твёрдый сплав. Следует отметить, что широкое применение стандартных твёрдых сплавов, содержащих дефицитные и дорогостоящие элементы типа W, Ta, Nb, Co и др., существенно увеличивает производственные расходы, что стимулировало появление ещё одной группы твёрдых сплавов, не содержащих указанные элементы и получивших наименование «безвольфрамовые твердые сплавы» (БВТС или керметы). Однако по своим свойствам и областям технологического применения БВТС существенно уступают соответствующим свойствам вольфрамосодержащих сплавов. В этой связи совершенствование свойств безвольфрамовых твёрдых сплавов и расширение области их технологического применения является важной научно-практической задачей современных металлообрабатывающих производств. По оценкам ведущих экспертов широкое применение инструмента из БВТС, не содержащего в своём составе дефицитных компонентов типа W, Ta, Nb, Co и др., в технологиях лезвийной формообразующей обработки будущего приведёт к значительным экономическим и экологическим эффектам [1-3]. Имеется ряд исследований, показывающих эффективность использования износостойких покрытий на инструментах из БВТС [4-11]. В частности, исследовалась эффективность покрытий, осаждённых методом PVD – TiAlN [4], TiN, TiC, TiCN и Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> [6], также исследовались различные механические и эксплуатационные свойства покрытия TiN, осаждённого методом PACVD [6]. Исследования проводились с целью определения адгезии покрытия, остаточных напряжений и стойкости. Испытания, проведённые для торцевого фрезерования, показали существенное увеличение износостойкости инструмента из БВТС с осаждённым покрытием [6].

Кроме этого, бинарные и тройные покрытия на основе титана, нанесённые на различные субстраты из БВТС методом PVD, испытывались при прерывистом резании закалённых, цементированных и аустенитных сталей. Покрытия (Ti,Zr)N и Ti(C,N), нанесённые методом PVD, существенно повышают стойкость инструмента из БВТС [8]. Данное исследование также показало, что теплопроводность БВТС имеет большое значение, особенно при прерывистом резании.

Исследовались также покрытия TiN – монослойные, а также – градиентные (Ti, Al, Si)N - TiN и TiN с многослойной композицией (Ti, Al, Si)N + TiN, осаждённые методом CAE (вариант метода PVD) [9].

Результаты непрерывного точения стали С45Е показали значительное повышение стойкости пластин из БВТС с покрытием по сравнению с непокрытыми. Последние исследования указывают на возможность использования БВТС наравне с традиционными вольфрамосодержащими

твёрдыми сплавами, а в некоторых случаях – наблюдается даже превосходство БВТС над сплавами с карбидом вольфрама. В частности, в работе [10] показано, что инструмент из БВТС на основе Ti (C, N) при черновом точении может иметь более высокую стойкость и более низкий износ по передней поверхности, чем инструмент из традиционного твёрдого сплава на основе WC-Co с покрытием.

В работе [11] исследовались покрытия Ti-TiN-(TiAlCr)N, Ti-TiN-(TiZrCr)N и Ti-TiN, позволяющие повысить стойкость инструмента из БВТС в 2.5-4 раза, и в 3-4 раза, соответственно, по отношению к инструменту без покрытия и с коммерческими покрытиями.

Настоящие исследования посвящены разработке методики нанесения покрытий на инструменты из БВТС с целью повышения их режущих свойств и расширения области технологического применения. Для нанесения покрытий на субстраты из БВТС использовали инновационные процессы фильтруемого катодно-вакуумно-дугового осаждения (ФКВДО), позволяющие формировать покрытия многослойно-композиционного типа с наноразмерной структурой. Применение покрытий такого типа позволяет не только повысить сопротивляемость инструмента из БВТС изнашиванию при воздействию высоких термомеханических напряжений, характерных для высокоскоростных процессов сухого резания, но и значительно расширить область применения инструмента, а также улучшить экологические показатели обработки. Разработка инструмента из БВТС с наноструктурированными многослойно-композиционными покрытиями (НМКП) является актуальным научным направлением «инжиниринга» композиционных материалов с оптимальным сочетанием поверхностных и «объёмных» свойств в едином геометрическом теле изделия. Следует отметить, что, несмотря на достаточно большой объем поисковых исследований по разработке БВТС в ряде технологически развитых стран, разработка композиционных материалов на основе слоистого композита, включающего субстрат из БВТС и НМКП практически не использовался.

## **2. Методика исследований**

Объектом исследований служили сменные многогранные пластины (СМП), в которых рационально сочетали свойства БВТС (достаточная прочность и вязкость), и многокомпонентное функциональное покрытие с многослойно-композиционной архитектурой и наноструктурой (благоприятная трансформация контактных процессов при резании, «залечивание» поверхностных дефектов) [1, 12].

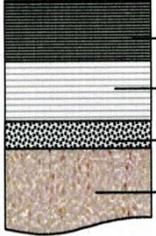
В экспериментах использовали достаточно прочные субстраты из БВТС на основе систем TiC-Ni/Мо и TiCN-Ni/Мо с содержанием связки Ni/Мо свыше 10% (объем), что позволяло придать композиту «БВТС – НМКП» прочностные свойства, близкие к соответствующим показателям достаточно

прочных марок твёрдых сплавов ( $\sigma_{\text{н}} \cong 1350 - 1400$  МПа). Формирование поверхностных слоёв в виде НМКП на основе наноструктурированной композиционно-многослойной архитектуры позволило существенно повысить износостойкость и эксплуатационную надёжность инструмента из БВТС в целом. Кроме того, комбинированное воздействие на поверхность БВТС среднеэнергетическими ионами металло-газовой плазмы с последующим синтезом ионно-плазменных НМКП на основе композиций различных соединений тугоплавких переходных металлов позволяло «залечивать» наиболее опасные поверхностные дефекты субстрата из БВТС, формируемые в процессе его изготовления (субмикротрещины, несплошности, субмикро- и микропоры, поверхностные области с растягивающими остаточными напряжениями и т.д.). Формирование НМКП на субстратах из БВТС производили при использовании стандартных физических процессов arc-PVD или MeVVA (Metal Vapor Vacuum Arc), а также инновационной разновидности процессов arc-PVD, которые получила наименование «фильтруемое катодно-вакуумно-дуговое осаждение» (ФКВДО) покрытий [10-15]. Процессы ФКВДО реализовывали на вакуумно-дуговой установке ВИТ-2.

В настоящее время процессы *MeVVA-КИБ* широко используются ведущими производителями режущего инструмента из-за высокой надёжности, универсальности, возможности получения покрытий практически любой архитектуры, состава, структуры с обеспечением экологической чистоты процессов в сравнении с методами и процессами химического осаждения покрытий (методы CVD).

При анализе функциональной роли покрытия на контактных площадках режущего инструмента из БВТС использовали концептуальное положение о двойственной природе покрытия, как некоторой «промежуточной технологической среды» (ПТС) между инструментальным и обрабатываемым материалами. Принятое положение предопределяет роль покрытия на рабочих поверхностях инструмента из БВТС. Покрытие, с одной стороны, должно направленно улучшить такие важные свойства инструментального материала, как физико-химическая инертность (склонность к адгезии) по отношению к обрабатываемому материалу, износостойкость (твёрдость, теплопроводность, теплостойкость и др.), с другой – должно благоприятно влиять на контактные процессы (длину контакта «стружка – БВТС, контактные напряжения, температурные поля и т.д.) и параметры резания, определяющие интенсивность изнашивания режущего инструмента. В этом случае покрытие должно иметь многослойную архитектуру для полного соответствия требованиям как ПТС. На основе роли покрытия, как ПТС, была сформулирована концепция трехкомпонентного покрытия с наноструктурированной многослойно-композиционной структуры (НМКП) для осаждения на режущие инструменты из БВТС (табл. 1).

Таблица 1 – Архитектура НМКП для режущего инструмента из БВТС

Архитектура слоёв НМКП	Составы слоёв НМКП	Функциональное назначение
	1 – наружный слой с наноразмерными субслоями (пример: Ti, AlN, (TiCrAl)N, (ZrCrAl)N, (TiCrAlSi)N и др) 2 – промежуточный слой с наноразмерными субслоями (пример: TiN, TiN/AlN, ZrN, CrN, Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> и др.) 3 – адгезионный подслоя (пример: Ti, Zr, Cr, TiN, CrN и др.) 4 – субстрат из БВТС (КНТ-16)	1. Повышение износостойкости субстрата из БВТС, снижение физико-химической и адгезионной активности БВТС, управление контактными процессами. 2. Обеспечение адгезии между слоями 1 и 3, барьерные функции (относительно диффузии, тепловых потоков и др.). 3. Обеспечение высокой адгезионной прочности между слоем 3 и субстратом (слой 4).

Выбор химического состава износостойкого слоя НМКП производили исходя из принятого допущения о том, что основным механизмом изнашивания режущего инструмента из БВТС является адгезионно-усталостное изнашивание. Исходя из принятой модели изнашивания инструмента из БВТС, максимальное снижение адгезионно-усталостного изнашивания режущего инструмента обеспечивается при минимуме теряемой массы материала инструмента, т.е. при  $Ma \rightarrow \min$  [1]:

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

где  $K_a$  – коэффициент адгезии (объёмный);

$\rho$  – плотность инструментального материала;

$F_a$  – номинальная площадь контакта;

$J$  – интенсивность адгезии;

$\sigma_a$  – прочность связей в узлах адгезии;

$\sigma_p$  – сопротивляемость инструментального материала разрушению.

В частности, интенсивность адгезии определяли следующей зависимостью

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

где  $N_T$ ,  $N_M$  – число активных центров на единицу площади контакта, соответственно при термическом и механическом активировании.

$N_T$  определяли по формуле

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

где  $\nu$  – частота собственных колебаний валентных атомов;  $T$  – время;  $Q_t$  – энергия термической активации;  $K$  – постоянная Больцмана;  $\theta$  – абсолютная температура.  $N_M$  определяли при использовании следующей формулы:

$$N_M = \rho_t \cdot S \cdot b \quad (4)$$

Особенности формирования НМКП из БВТС были связаны с низкой теплопроводностью и относительно невысокой теплоёмкостью в сравнении со стандартными вольфрамсодержащими твёрдыми сплавами. В этой связи ионную очистку (бомбардировку) и термоактивацию (ионами) СМП из БВТС проводили при импульсной подаче напряжения смещения  $U_c$ , что позволяло производить термоактивацию при относительно медленном нагреве субстрата без риска формирования термотрещин в поверхности СМП. Температура термоактивации составляла 600-650 °С.

### **2.1. Методика формирования покрытий**

Процесс осаждения НМКП осуществляли при оптимальном сочетании основных параметров процесса ФКВДО на вакуумно-дуговой установке ВИТ-2 [12]. Обеспечивали также оптимальное значение частот вращения рабочего стола установки (до 1,0-10 об/мин) и частот вращения технологической оснастки с СМП, что позволяло осуществлять равномерное формирование наноразмерных толщин субслоев износостойкого, промежуточного и адгезионного слоёв, а также нанодисперсной структуры НМКП.

Анализ условий получения НМКП при использовании процессов ФКВДО во взаимосвязи с их параметрами и свойствами позволил установить, что содержание азота в нитриде тугоплавкого соединения и соотношение «азот-металл» в формируемых слоях НМКП определяется давлением реакционного газа (азота)  $p_N$ , энергией ионов  $W_i$ . Последняя сильно зависит от напряжения смещения на субстрате  $U_c$  и тока дуги  $I_A$  при испарении катода (Ti, Zr, Cr, Al и др.). Поэтому параметры процесса синтеза адгезионного (3), промежуточного (2) и износостойкого (1) слоёв НМКП оказывают сильное влияние на их структуру, фазовый состав, параметр кристаллической решётки, структурные и геометрические дефекты, эксплуатационные свойства НМКП в целом.

Для проведения исследований были выбраны четыре типа многослойно-композиционных покрытий: Ti-TiN-(TiAl)N; Zr-ZrN-(ZrCrAl)N, Ti-(TiAl)N-(TiCrAlSi)N и Ti-TiAlN-(TiZrAlSi)N. После размещения твердосплавных СМП в камере установки проводили вакуумизацию камеры до давления 0,01 Па. Плазменную очистку рабочих поверхностей СМП проводили ионами Ag при увеличении давления от 1,5 до 2,5 Па. Затем

осуществляли окончательную очистку и термоактивацию СМП в самостоятельном газовом разряде (ГР) при давлении 0,5 Па и максимальном напряжении смещения 1 кВт.

Режимы нанесения покрытия  $I_{Ti} = 80$  А;  $I_C=70$  А;  $I_{Al}=160$  А;  $U_C=160$  В;  $p_N=0,5$  Па.

Исследовали следующие характеристики получаемых покрытий: толщину (метод “Calotest”, прибор Fischer Sindelfingen), адгезионную прочность по отношению к материалу субстрата (метод “Scratchtest”, прибор Csem Revetest), нанотвердость и модуль  $E_1$  (метод NanoTest, прибор Micromaterials Ltd.Wrexham). Исследования на наноиндентометре проводили с использованием индентора Berkovich по стандартной методике. Для каждого образца из твердого сплава с полученным покрытием исследование нанотвердости проводили при 25 измерениях на площади  $100 \times 100$  мкм<sup>2</sup>.

Предварительные аттестационные испытания инструмента с СМП из КНТ-16 с несколькими вариантами наноструктурированных многослойно-композиционных покрытий показали, что более высокие результаты по стойкости были получены для покрытия Ti-(TiAl)N-(TiCrAlSi)N, поэтому основные исследования функциональных параметров резания были проведены при использовании инструмента с этим покрытием.

Используемое при проведении экспериментальных исследований покрытие Ti-(TiAl)N-(TiCrAlSi)N имело следующие значения основных параметров: микротвёрдость  $HV_{0,05}=3,2$  ГПа; прочность адгезии с субстратом –  $P_{кр}=120$  Н; общая толщина покрытия 3,9 мкм; размеры зёрен всех компонентов покрытия 10-12 нм; толщина субслоёв (наружного и промежуточного слоёв) 20-25 нм. Дальнейшие исследования проводили только для СМП из КНТ-16 с разработанными НМКП, формируемыми при использовании технологии ФКВДО.

Результаты металлографических исследований микроструктуры покрытий на поперечном шлифе при увеличении X50000 представлены на рис. 1-4.

Стоит обратить внимание на тот факт, что в процессе осаждения покрытия необходимо постоянно поддерживать достаточную температуру субстрата, что особенно важно при переходе от одного функционального слоя к другому. В частности, при переходе от промежуточного слоя к наружному износостойкому слою, производится дополнительная активация поверхности потоком металлической плазмы, что приводит к формированию дополнительного промежуточного слоя толщиной 10-30 нм, особенно хорошо заметного на рис. 1 и 2.

Промежуточный и наружный слои имеют чётко выраженную наноструктуру с толщиной нанослоев 10-15 нм. В то же время, адгезионный слой имеет такую структуру только в случае, когда он формируется хромом (рис. 3) в случае титана и циркония выраженная наноструктура отсутствует.

## **2.2. Методика исследования режущих свойств инструмента из БВТС с покрытием**

При проведении исследований использовали режущий инструмент с механическим креплением СМП из БВТС КНТ-16 (P10-P20 ISO) квадратной формы, с размерами 12,7×12,7×4,75 мм (SNUN — ISO 03111 0363; ГОСТ 19042-80). Используемые инструменты имели следующие значения геометрических параметров режущей части:  $\gamma = -8^\circ$ ;  $\alpha_s = 6^\circ$ ;  $\varphi = \varphi_1 = 45^\circ$ ;  $\lambda = 0$ ;  $r = 0,8$  мм.

В качестве обрабатываемого материала использовали стали 45, ХВГ, а также жаропрочный сплав на основе хрома – Х65НВФТ (область применения S05-S10 ISO).

Режущие свойства инструмента исследовали на универсальном токарном станке 16К20 с тиристорным приводом, обеспечивающим бесступенчатое регулирование частоты вращения шпинделя станка и, таким образом, поддержание заданной скорости резания при различных диаметрах заготовки.

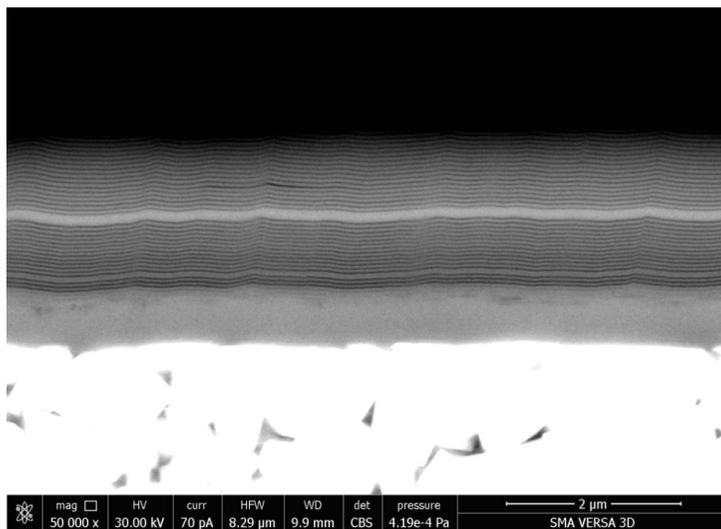


Рисунок 1 – Микрофотография структуры НМКП Zr-ZrN-ZrCrAlN (увеличение X 50000)

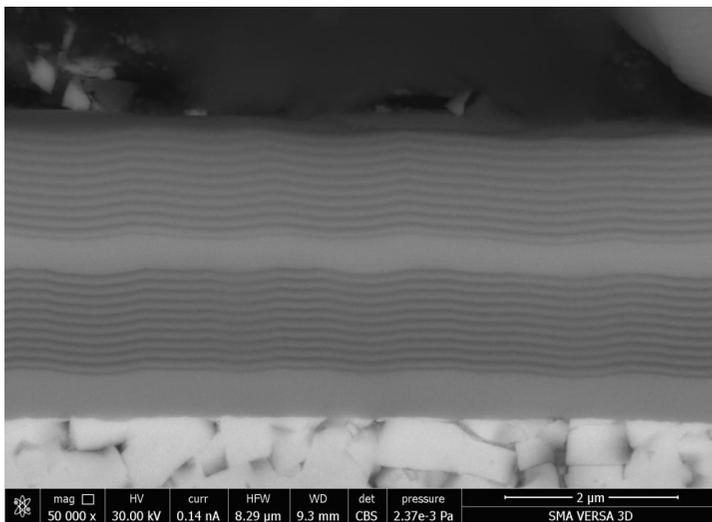


Рисунок 2 – Микрофотография структуры НКП Ti-TiAlN-TiZrAlSiN (увеличение X 50000)

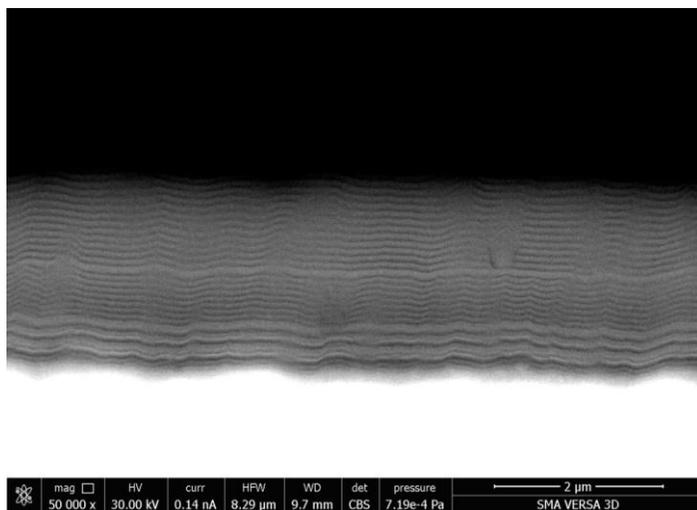


Рисунок 3 – Микрофотография структуры НКП Cr-CrAlN-TiCrAlSiN (увеличение X 50000)

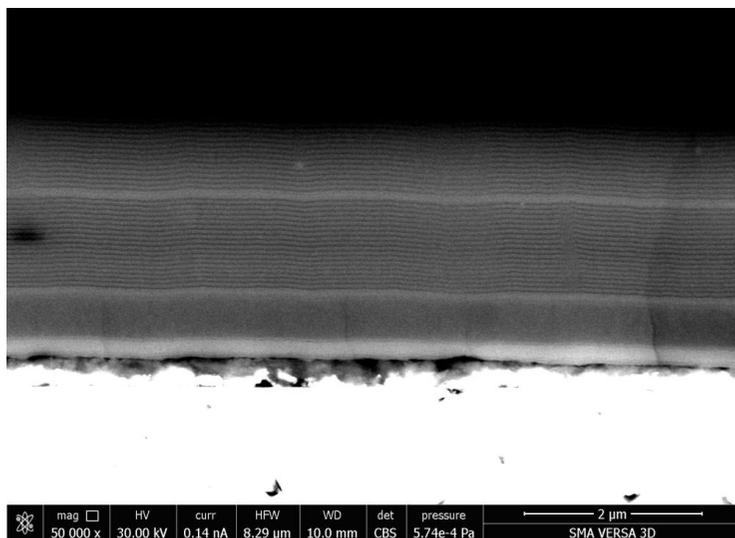


Рисунок 4 – Микрофотография структуры НМКП Ti-TiN-TiAlN (увеличение X 50000)

Параметры режимов резания:

- получистовая обработка сталей:  $t=1,0$  мм,  $s=0,3$  мм/об,  $v=250-350$  м/;
- получистовая обработка жаропрочного сплава:  $t=1,0$  мм,  $s=0,1$  мм/об;  $v=20-40$  м/мин.

Критерием отказа инструмента служила величина фаски изнашивания задней поверхности  $h_3 = 0,3-0,35$  мм. Измерение износа  $h_3$  проводили на инструментальном микроскопе МБС-10.

### 2.3. Результаты исследований, обсуждение

Результаты исследований функциональных параметров резания и контактных характеристик процесса сухого (свободного) точения закалённой стали ХВГ (58–60 HRC) инструментом, оснащённым СМП из БВТС КНТ-16 без покрытия и с НМКП различного состава представлены в табл. 2 и 3 и на рис. 5.

Анализ полученных результатов позволяет отметить, что разработанные покрытия (НМКП), осаждаемые на контактные площадки инструмента, способствуют некоторому росту трения на границах контакта «покрытие-обрабатываемый материал», что, в свою очередь способствует, увеличению длины полного контакта стружки с передней поверхностью инструмента  $C_{\gamma}$ . Это приводит к снижению контактных напряжений  $\sigma_n$  и  $\tau_{\gamma}$  (см. рис. 6), а в

сочетании с улучшением теплоотвода одновременно снижаются и удельные термомеханические нагрузки на режущую кромку инструмента, что позволяет прогнозировать рост его износостойкости.

Таблица 2 – Контактные характеристики инструмента из БВТС КНТ-16 с покрытием

Инструментальный материал	Функциональные параметры резания						
	$C_\gamma$ , мм	$\Phi$ , град	$\mu_\gamma$	$\zeta$	$P_z$ , Н	$P_y$ , Н	$P_x$ , Н
КНТ-16	0,114	21,6	0,294	1,906	21,018	60,409	9,194
КНТ-16– Ti-TiAlN-TiCrAlN	0,120	21,3	0,310	1,933	22,124	62,135	9,194
КНТ-16– Ti-TiAlN-Ti,AlZrNbCrN	0,120	21,6	0,294	1,906	22,124	60,409	6,129
КНТ-16– TiN-TiN/AlN-TiCrAlSiN	0,141	21,1	0,334	1,961	26,549	63,861	6,129

Обозначения:  $C_\gamma$  – длина полного контакта по передней поверхности,  $\Phi$  – угол сдвига,  $\mu_\gamma$  – коэффициент трения по передней поверхности,  $\zeta$  – усадка стружки,  $P_z$ ,  $P_y$  и  $P_x$  – соответственно тангенциальная, радиальная и осевая составляющие силы резания

Таблица 3 – Контактные характеристики процесса резания

Инструментальный материал	$C_\gamma$	$C_{\gammaп}$	$\tau_\Phi \cdot 10^{-5}$	$q_F \cdot 10^{-5}$	$q_N \cdot 10^{-5}$	$\sigma_{Nmax} \cdot 10^{-5}$	n
	мм		Н/м <sup>2</sup>				
КНТ-16-71	0,114	0,0533	603	248,999	761,751	2103,165	1,639
КНТ-16–Ti-TiAlN-TiCrAlN	0,120	0,0542	603	243,622	739,220	2055,745	1,668
КНТ-16–Ti-(TiAl)N-TiAlZrNbCrN	0,120	0,0538	603	240,130	734,616	2028,249	1,639
КНТ-16–Ti-TiN/AlN-TiCrAlSiN	0,141	0,0538	603	207,285	624,020	1747,627	1,697

Обозначения:  $C_{\gammaп}$  – длина пластического (плотного) контакта по передней поверхности;  $\tau_\Phi$  – касательные напряжения в условной плоскости сдвига;  $q_F$  – средние касательные напряжения на передней поверхности инструмента;  $q_N$  – средние нормальные контактные напряжения на передней поверхности инструмента;  $\sigma_{Nmax}$  – максимальные нормальные контактные напряжения на передней поверхности;  $n$  – показатель

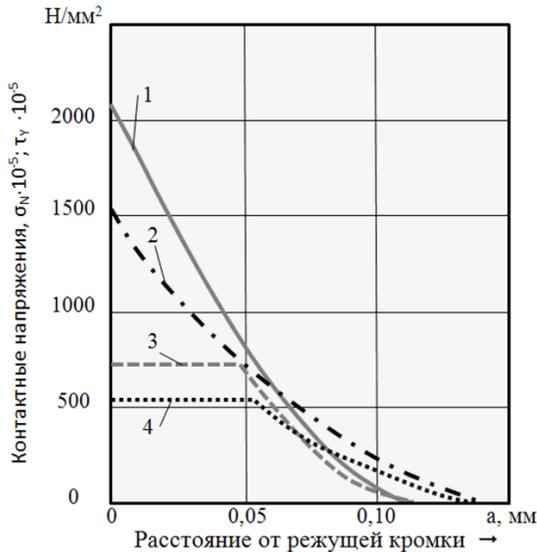


Рисунок 5 – Распределение контактных нормальных  $\sigma_n$  (1, 2) и касательных  $\tau_\gamma$  (3, 4) напряжений на передней поверхности режущих пластин из КНТ-16 при сухой обработке стали ХВГ (58–60 HRC) с  $t=0,1$  мм;  $S=0,15$  мм;  $v=250$  м/мин ( $h$  – расстояние от режущей кромки):  
 1, 3 – СМП из КНТ-16 без покрытия;  
 2, 4 – СМП из КНТ-16 с покрытием Ti-TiAlN-TiCrAlSiN

*Результаты исследований режущих свойств инструмента из БВТС с покрытием при обработке сталей.* Результаты сравнительных исследований режущих свойств инструмента, оснащённого СМП из КНТ-16 с различными НМКП представлены на рис. 6.

Анализ характера кривых изнашивания инструмента в зависимости от времени резания «износ-время» позволяет отметить стандартный вид полученных зависимостей для инструмента без покрытия и с покрытием (рис. 6). Инструмент, оснащённый СМП из БВТС КНТ-16 с разработанным НМКП оптимального состава (рис. 6, кривая 4) продемонстрировал существенное уменьшение интенсивности изнашивания по сравнению с контрольным инструментом без покрытия и инструментом с НМКП неоптимального состава (рис. 6, ср. кривые 1-3 и кривую 4). Отмечается также сбалансированный характер изнашивания задней поверхности СМП из БВТС КНТ-16 с покрытием (Ti-TiAlN-TiCrAlSiN) без видимых макро- и микросколов режущей кромки. Стойкость таких пластин в 2-2,5 раза превышает стойкость инструмента из БВТС КНТ-16 без покрытия.

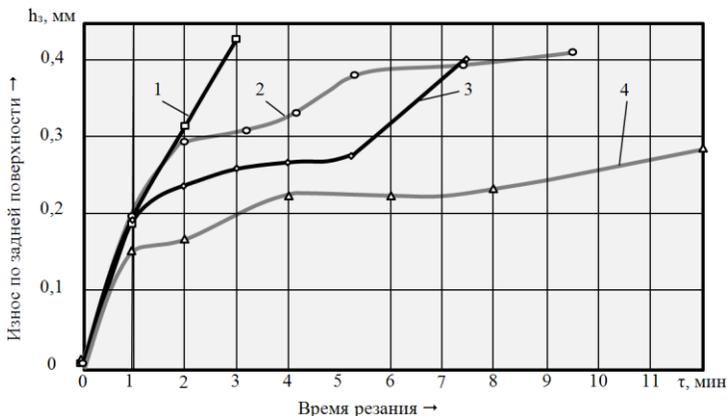


Рисунок 6 – Зависимость износа задней поверхности  $h_3$  от времени резания для СМП из КНТ-16 с различными вариантами НМКП при обработке стали 45:  
 1 – контрольные СМП из КНТ-16; 2 – КНТ-16 -(Ti-TiAlN-TiCrAlN);  
 3 – КНТ-16- (Ti-TiAlN-Ti,Al,Zr,Nb,Cr)N; 4 – КНТ-16- Ti-TiN/AlN-TiCrAlSiN

Результаты исследований режущих свойств инструмента из БВТС с покрытием при обработке жаропрочного сплава (область применения S05-S10). В качестве объекта исследования режущих свойств инструмента из БВТС с разработанными НМКП был выбран жаропрочный сплав на основе хрома Х65НВФТ, который был разработан специально для использования в авиакосмическом двигателестроении.

Х65НВФТ является тугоплавким сплавом, обладающим одновременно жаропрочностью и жаростойкостью. Жаростойкость достигается за счёт образования на поверхности при взаимодействии с окислительной средой плотных оксидов  $Cr_2O_3$ . Сплавы на основе хрома также устойчивы против газовой коррозии в продуктах сгорания топлива, содержащего серу и существенно дешевле традиционных никелевых сплавов. Вместе с тем, в настоящее время практически полностью отсутствуют данные о технологических свойствах сплавов и, в частности, об обрабатываемости резанием - одной из важнейших технологических характеристик.

Характер изменения зависимости  $h_3=f(\tau)$ , представленный на рис. 7, свидетельствует о повышении режущих свойств СМП с НМКП на основе Ti-TiN/AlN-TiCrAlSiN. При этом установлено, что повышение стойкости инструмента, оснащённого пластинами СМП из КНТ-16 с разработанным НМКП на основе Ti-TiN-TiCrAlN по сравнению со стойкостью контрольного инструмента из КНТ-16.

Аттестационные исследования режущих свойств инструмента, оснащённого СМП из КНТ-16, осуществляли при точении жаропрочного сплава на основе хрома – X65НВФТ со скоростями резания 20, 30 и 40 м/мин. Полученные результаты свидетельствуют о заметных преимуществах разработанных НМКП на основе систем Ti-TiN-(TiZrCr)N (рис. 7, кривая 2), Ti-TiN-(TiAlZrCr)N (см. рис. 7, кривая 3) и Ti-TiN-(TiCrAlSi)N (см. рис. 6, кривая 4). СМП из КНТ-16 с разработанным НМКП в 2-3 раза превосходили по стойкости СМП из КНТ-16 без покрытия.

Установлено отсутствие экстремума кривых функции  $T = f(v)$  для исследуемого диапазона скорости резания, осуществляемого как для СМП из КНТ-16 без покрытия, так и для инструментов с разработанными НМКП, что подтверждает принятую выше гипотезу о превалирующем влиянии адгезионно-усталостных процессов на изнашивание инструмента из БВТС с НМКП и стабильности термомеханических напряжений в зоне контактирования покрытий (НМКП) и сплава X65НВФТ для исследованного диапазона скоростей резания ( $v = 20-40$  м/мин).

Установлено, что для процесса резания инструментом, оснащённым СМП из БВТС с НМКП, снижается вероятность внезапных отказов инструмента, связанных с микровыкрашиванием и скалыванием локальных объёмов режущей кромки, что положительно влияет на изнашивание инструмента и формирует высококачественную обработанную поверхность деталей.

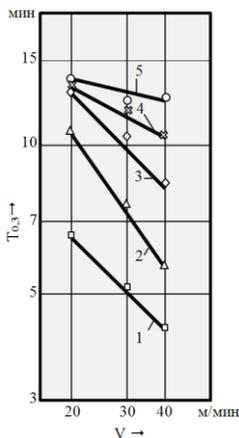


Рисунок 7 – Влияние скорости резания на стойкость инструмента, оснащённого пластинами КНТ-16 с различными НМКП при точении жаропрочного сплава на основе хрома (X65НВФТ),

$t = 1,0$  мм;  $s = 0,1$  мм/об;

1 – КНТ-16; 2- КНТ-16-Ti-TiN-(TiZrCr)N;

3 - КНТ-16-Ti-TiN-(TiAlZrCr)N; 4 - КНТ-16-Ti-TiN-(TiCrAlSi)N

НМКП на основе Ti-TiN/AlN-(TiCrAlSi)N особенно эффективно при обработке сплава Х65НВФТ. Показано, что в этом случае инструменты из КНТ-16-Ti-TiN/AlN-(TiCrAlSi)N имеют наименьшую интенсивность изнашивания при увеличении скорости резания.

Необходимо отметить установленный факт, что разработанная система Ti-TiN-(TiAlZrCr)N, нанесённая на СМП из КНТ-16 при использовании процесса ФКВДО, обеспечивала повышения стойкости до 2-3 раз по сравнению со стойкостью инструмента без покрытия при обработке сплава Х65НВФТ, в то время как это же НМКП при обработке Стали 45 не имело преимуществ по отношению к инструменту без покрытия во всем диапазоне изменения условий резания. Это позволяет полагать, что в настоящее время не существует универсально функционирующих покрытий для режущих инструментов и для каждого конкретного варианта резания необходимо разрабатывать покрытия со специальной структурой, составом и архитектурой.

### **Заключение**

Разработана методика рационального выбора функций и компонентных параметров архитектуры многослойно-композиционных нанодисперсных покрытий, формируемых при использовании процессов фильтруемого катодно-вакуумно-дугового осаждения для инструментов из безвольфрамовых твёрдых сплавов, позволившая существенно повысить режущие свойства такого инструмента при резании конструкционных сталей и жаропрочных сплавов.

Проведённые исследования подтвердили возможность повышения режущих свойств инструмента из безвольфрамовых твердых сплавов путём управления контактными процессами при использовании наноструктурированных многослойно-композиционных покрытий оптимального состава и свойств, при чистовой и получистовой обработке сталей и труднообрабатываемых сплавов на хромовой основе, что свидетельствует о возможности расширения области технологического применения инструмента из БВТС.

При продольном точении стали ХВГ с твёрдостью 58-60 HRC режущий инструмент, оснащённый пластинами из КНТ-16 с разработанным НМКП Ti-TiN/AlN-(TiCrAlSi)N оптимального состава, обеспечивает повышение эффективности обработки резанием (увеличивает площадь съёма металла с поверхности заготовки) до 2-2,5 раз по сравнению с подобным инструментом без покрытия.

Показано, что инструмент из БВТС хуже сопротивляется «вырыву» карбидных зёрен из связки сплава, чем их изнашиванию, а известный «провал» прочности связки в БВТС при увеличении температуры при резании

может являться одной из причин перехода к интенсивному изнашиванию, при этом сглаженные карбиды или карбонитриды титана, крайне неравномерно распределённые по поверхности изнашивания, дополнительно снижают сопротивление изнашиванию. В этой связи нанесение многослойно-композиционных наноструктурированных покрытий, снижающих склонность к адгезии и мощность фрикционных источников тепла, в значительной степени нивелирует органические недостатки стандартных БВТС и позволяет повысить их износостойкость.

**Список литературы:** 1. *Верещака А.С.* Работоспособность режущего инструмента с износостойкими покрытиями.- *Машиностроение*, 1993. -336 с. 2. *Jaworska, L., et al.*, Functionally graded cermets. *Journal of Achievements in Materials and Manufacturing Engineering*. Vol. 17 Iss. 1-2 (2006), 73-76 3. *Ning, Liu, Yu-dong, Xu, Hua, Li, et al.* Effects of addition of TiN nanoparticles on microstructure and mechanical properties of TiC based cermets [J]. *Mater Sci Technol*, Vol. 18(5), (2002),586-590. 4. *Prengela, H.G., et al.* Advanced PVD-TiAlN coatings on carbide and cermet cutting tools. [Surface and Coatings Technology](#). Vol. 94–95, (1997), 597–602. 5. *Rahmana, M., et al.* Effectiveness of various coatings on cermet cutting tools. *Journal of Materials Processing Technology*. Vol. 58, Iss.4, (1996), 368–373. 6. *Tönshoffa, H.K., et al.*, Effects of surface properties on coating adhesion and wear behaviour of PACVD-coated cermets in interrupted cutting. [Surface and Coatings Technology](#). Vol. 97, Iss.1–3, (1997), 224–231. 7. *König, W., Fritsch, R.*, Physically vapor deposited coatings on cermets: performance and wear phenomena in interrupted cutting. [Surface and Coatings Technology](#). Vol. 68–69, (1994), 747–754. 8. *Dobrzański, L.A., Golombek, K.*, Structure and properties of the cutting tools made from cemented carbides and cermets with the TiN + mono-, gradient- or multi(Ti, Al, Si)N + TiN nanocrystalline coatings. *Journal of Materials Processing Technology*. Vol. 164–165, (2005), 805–815. 9. *Xiao Chen, Jianfeng Xu, Qiming Xiao.* Cutting performance and wear characteristics of Ti(C,N)-based cermet tool in machining hardened steel. [International Journal of Refractory Metals and Hard Materials](#). Vol. 52, (2015), 143–150. 10. *Vereshchaka, A.A. et al., I. S.,* Development and research of nano-structured multi-layered composite coatings for tool made of tungsten-free carbides (cermets). *Applied Mechanics and Materials* Vols. 457-458 (2014) pp 120-126. 11. *Vereshchaka Alexey.* Improvement of working efficiency of cutting tools by modifying its surface properties by application of wear-resistant complexes. *Advanced Materials Research* Vol. 712-715 (2013), pp 347-351. 12. *Vereshchaka, A.A., et al.* Nano-scale multilayered-composite coatings for the cutting tools; *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Vol. 72, Iss. 1 (2014), P. 303-317. 13. *Anatoly S. Vereshchaka, Alexey A. Vereshchaka and Mars Sh. Migranov.* The study wear resistance of the modified surface of the cutting tool. *Applied Mechanics and Materials* Vols. 548-549 (2014) pp 417-421. 14. *Vereshchaka, A.A., et al.*, Nano-scale multilayered composite coatings for cutting tools operating under heavy cutting conditions. *Procedia CIRP*. Vol. 14, (2014) 239–244. 15. *Vereshchaka, A.S., Vereshchaka, A.A., Kirillov, A.K.*, Ecologically friendly dry machining by cutting tool from layered composition ceramic with nano-scale multilayered coatings. *Key Engineering Materials* Vol.496. (2011) 67-74.

**Bibliography (transliterated):** 1. Vereshchaka A.S. Rabotosposobnost' rezhushhego instrumenta s iznosostojkimi pokrytijami.- *Mashinostroenie*, 1993. -336 s. 2. *Jaworska, L., et al.*, Functionally graded cermets. *Journal of Achievements in Materials and Manufacturing Engineering*. Vol. 17 Iss. 1-2 (2006), 73-76 3. *Ning, Liu, Yu-dong, Xu, Hua, Li, et al.* Effects of addition of TiN nanoparticles on microstructure and mechanical properties of TiC based cermets [J]. *Mater Sci Technol*, Vol. 18(5), (2002),586-590. 4. *Prengela, H.G., et al.* Advanced PVD-TiAlN coatings on carbide and cermet cutting tools. [Surface and Coatings Technology](#). Vol. 94–95, (1997), 597–602. 5. *Rahmana, M., et al.* Effectiveness of various coatings on cermet cutting tools. [Journal of Materials Processing Technology](#).

Vol. 58, Iss.4, (1996), 368–373. 6 Tönshoffa, H.K., et al., Effects of surface properties on coating adhesion and wear behaviour of PACVD-coated cermets in interrupted cutting. Surface and Coatings Technology. Vol. 97, Iss.1–3, (1997), 224–231. 7 König, W., Fritsch, R., Physically vapor deposited coatings on cermets: performance and wear phenomena in interrupted cutting. Surface and Coatings Technology. Vol. 68–69, (1994), 747–754. 8 Dobrzański, L.A., Gołombek, K., Structure and properties of the cutting tools made from cemented carbides and cermets with the TiN + mono-, gradient- or multi(Ti, Al, Si)N + TiN nanocrystalline coatings. Journal of Materials Processing Technology. Vol. 164–165, (2005), 805–815. 9 Xiao Chen, Jianfeng Xu, Qiming Xiao. Cutting performance and wear characteristics of Ti(C,N)-based cermet tool in machining hardened steel. International Journal of Refractory Metals and Hard Materials. Vol. 52, (2015), 143–150. 10 Vereschaka, A.A. et al., I. S., Development and research of nano-structured multi-layered composite coatings for tool made of tungsten-free carbides (cermets). Applied Mechanics and Materials Vols. 457-458 (2014) pp 120-126. 11 Vereschaka Alexey. Improvement of working efficiency of cutting tools by modifying its surface properties by application of wear-resistant complexes. Advanced Materials Research Vol. 712-715 (2013), pp 347-351. 12 Vereshchaka, A.A., et al.. Nano-scale multilayered-composite coatings for the cutting tools; International Journal of Advanced Manufacturing Technology, Vol. 72, Iss. 1 (2014), P. 303-317. 13 Anatoly S. Vereschaka, Alexey A. Vereschaka and Mars Sh. Migranov. The study wear resistance of the modified surface of the cutting tool. Applied Mechanics and Materials Vols. 548-549 (2014) pp 417-421. 14 Vereschaka, A.A., et al., Nano-scale multilayered composite coatings for cutting tools operating under heavy cutting conditions. Procedia CIRP. Vol. 14, (2014) 239–244. 15 Vereshchaka, A.S., Vereschaka, A.A., Kirillov, A.K., Ecologically friendly dry machining by cutting tool from layered composition ceramic with nano-scale multilayered coatings. Key Engineering Materials Vol.496. (2011) 67-74.

*Поступила в редколлегию 6.08.2015*

УДК62-433.5: 621.923.9

Ю.Н. Внуков, д-р техн. наук, Н.В. Гончар, канд. техн. наук,  
Д.Н. Степанов, Запорожье, Украина

## **ИССЛЕДОВАНИЕ ТЕМПЕРАТУРЫ РАЗМЯГЧЕНИЯ И ПЛАВЛЕНИЯ ВОЛОКОН РАЗЛИЧНЫХ ИНСТРУМЕНТОВ**

*В даній роботі представлено спосіб вимірювання температури розм'якшення та плавлення волокон із різних матеріалів.*

*В данной работе представлен способ измерения температуры размягчения и плавления волокон из различных материалов.*

*The technique of measuring the softening and melting temperature of fibers made of various materials is presented in the paper.*

Финишная обработка деталей машин, особенно сложнопрофильных и тонкостенных, является трудоемким и в то же время ответственным процессом из-за труднодоступности и минимизации силового воздействия на поверхности. В связи с этим выбор инструментов и методов финишной обработки имеет большое значение в том числе и с точки зрения обеспечения высокой производительности и качества. С поставленной задачей справляются нежесткие виды инструментов типа проволочных металлических щеток, а также относительно недавно появившиеся на рынке инструментов полимерно-абразивные щетки, которые показали ряд преимуществ [1, 2, 3] при финишной обработке. Однако они имеют одно ограничение, которое необходимо учитывать при их дальнейшем использовании.

Применение полимерно-абразивных (ПА) волокон, собранных в виде щетки вращательного действия, позволяет удалять заусенцы и скруглять острые кромки, полученные на формообразующих операциях, таких как протягивание, фрезерование, сверление, а также полировать плоские поверхности без съема значительных слоев материала и практически без силового воздействия.

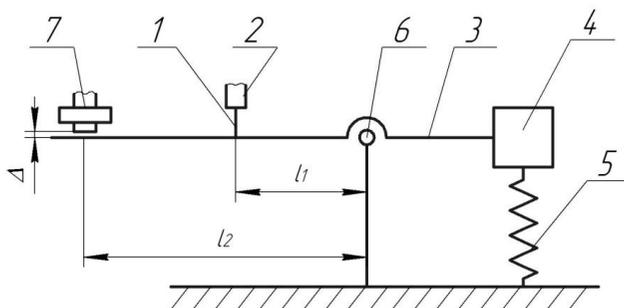
Температурный режим обработки является одним из факторов, влияющим на работоспособность, период стойкости, режущие свойства полимерно-абразивного инструмента. Существует аналитическая методика расчета теплового состояния плоских поверхностей при обработке ПА инструментом, учитывающая физико-механические и теплофизические условия обработки, режимы резания, геометрические размеры обрабатываемых деталей [4]. Тем не менее, к настоящему времени не проводилась практическая реализация измерений теплового воздействия на

отдельно взятое волокно и его состояние в месте воздействия повышенных контактных температур в период размягчения (стеклования) и плавления с целью установления его взаимосвязи с предельной температурой в рабочей зоне для определения допустимых параметров и режимов эксплуатации инструмента. Контактная температура оказывает наибольшее влияние на износ и термомеханическую деструкцию режущей части ПА волокон [5, 6]. Информация о величине и характере изменения температуры волокон послужит в дальнейшем основой для осуществления рационального выбора инструмента и охлаждения, подбора режимов процесса с целью минимизации теплового воздействия на поверхность изделия и рабочую поверхность инструмента для максимальной стойкости, и обеспечения требуемого качества изделий. Поэтому задача практического анализа тепловых ограничений, обеспечивающая дальнейшую возможность выбора рациональных режимов и параметров обработки полимерно-абразивными инструментами, является актуальной.

Установка состоит из плиты, на которой расположена вертикальная направляющая-регулятор с закреплённой на ней уравновешенной системой измерения. Система измерения (рис. 1) состоит из: подпружиненного рычага 3, на котором расположен зажим с волокном 1, балансировочный груз 4 и пружина 5. Также установка включает в себя нагревательный элемент 2, к рабочей поверхности которого приварена микротермопара, и бесконтактный индуктивный датчик 7. Нагревательный элемент 2 и датчик 7 закреплены отдельно в индикаторных стойках. Для удержания рычага в неподвижном состоянии при хранении и транспортировке предусмотрена система фиксации рычага.

Принцип действия установки следующий. Волокно 1 крепится в зажим на рычаге 3. Затем к волокну подводится нагревательный элемент 2 с обеспечением натяга волокна относительного нагревательного элемента. К концу подпружиненного рычага 3 подводится бесконтактный индуктивный датчик 7 с минимальным зазором  $\Delta$  между датчиком и рычагом. Данные датчика, измеряющего изменение зазора, и микротермопары, фиксирующей изменение температуры рабочей плоскости нагревателя, одновременно поступают в регистрирующий прибор. Для получения качественного сигнала можно использовать усилители, АЦП (аналогово-цифровой преобразователь), ПК (персональный компьютер). В процессе работы установки под воздействием тепла нагревательного элемента происходит постепенное размягчение и плавление полимерно-абразивного волокна, что в свою очередь приводит к проворачиванию рычага вокруг оси б, а, следовательно, к уменьшению зазора  $\Delta$ . В результате на выходе формируются зависимости данных изменения температуры и зазора  $\Delta$  по одной временной шкале. По ранее полученной при тарировке микротермопары формуле, определяется диапазон температуры размягчения (стеклования) и плавления волокна.

Также через систему плечей рычага ( $l_1$  и  $l_2$ ) пересчитывается уменьшение исходной длины волокна по изменению зазора  $\Delta$ .



- 1 – волокно (образец); 2 – нагреватель с микротермопарой; 3 – рычаг;  
 4 – балансировочный груз; 5 - пружина; 6 – ось рычага;  
 7 – бесконтактный индуктивный датчик

Рисунок 1 – Схема системы измерения установки для контроля температуры размягчения и плавления волокон

Согласно разработанной методике были исследованы волокна различных видов полимерно-абразивных инструментов. По каждому волокну выполняли десять измерений, получая совмещенный график (рис. 2) зависимости перемещения ( $\Delta l$  – уменьшение исходной длины волокна) и температуры от времени. По десяти измерениям находили размах нижнего порога температур  $T_{min} \dots T_{max}$  ( $T_i$  – точка начала размягчения волокна) и средневзвешенное значение температур для данного волокна:

$$T_{CB} = \frac{\sum_{i=1}^{10} T_i}{10} \tag{1}$$

Для ПА инструмента с диаметром волокна 0,6 мм и зернистостью F180 результаты одного из замеров представлены на рис. 2, где хорошо виден период постепенной потери прочностных свойств полимерной основы волокон (так называемое явление стеклования полимера, когда при повышенной температуре полимер еще не плавится, но в его структуре постепенно разрываются связи между блоками, что приводит к потере некоторых свойств) между точкой 1 – начало размягчения ( $T=68$  °C) и точкой 2 – начало плавления ( $T=82$  °C).

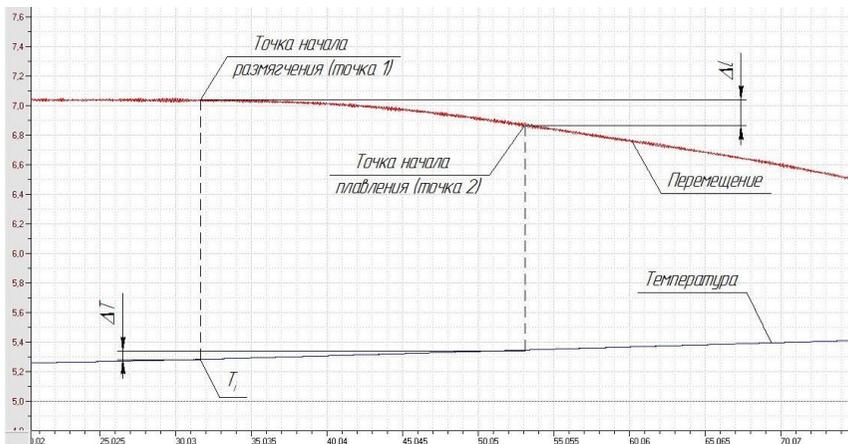


Рисунок 2 – Экспериментальный график зависимости изменения длины волокна и температуры по времени

Температура равномерно росла и от точки 1 до точки 2 повысилась на  $\Delta T=14\text{ }^{\circ}\text{C}$  за 15 секунд. За это время длина волокна уменьшалась неравномерно – сначала еле заметно, затем все быстрее. И в результате  $\Delta l$  за эти 15 секунд составило 33,9 мкм.

После точки 2 полимер плавится и зависимость  $\Delta l$  от времени стала прямо пропорциональной. В среднем, при повышении температуры нагревательного элемента на  $1\text{ }^{\circ}\text{C}$  данное волокно теряет около 5 мкм (4,86 мкм) длины, то есть за следующие 15 с ( $\Delta T=14\text{ }^{\circ}\text{C}$ ) волокно укоротится еще на 68 мкм.

Теплостойкость волокон двух однотипных ПА инструментов (табл. 1) фирмы “Osborn” (Германия) и «Пиранья» (Украина) значительно отличается. Причиной этого может являться другой состав полиамида или различное содержание абразивной фракции. И то и другое – коммерческая тайна всех фирм-изготовителей.

При эксплуатации полимерно-абразивного инструмента повышение контактной температуры в зоне обработки выше точки 2 может вызывать расплавление волокна и налипание пленки полимерной основы на обрабатываемую поверхность, что нежелательно с точки зрения уменьшения периода стойкости инструмента в целом. Однако, это явление для дисковых ПА инструментов не является катастрофическим, так как при эксплуатации контакт волокна и поверхности образца периодичен.

Таблица 1 – Результаты исследований температуры размягчения ПА волокон

№ п./п.	Вид ПАИ	Абразив		Диаметр волокна $d_f$ , мм	Фирма изготовитель	Температура размягчения		
		Материал	Зернистость			$T_{min}$ , °C	$T_{max}$ , °C	Средневзвешенная температура $T_{св}$ , °C
1	2	3	4	5	6	7	8	9
1	Дисковый	63С	F180	0,6	“Osborn” (Германия)	69	81	78
2	Дисковый	63С	F180	0,6	“Пиранья” (Украина)	47	55	51

В среднем 1/10 оборота инструмента волокно находится в контакте (по времени это составляет 3...30 миллисекунд, в зависимости от режимов обработки), а 9/10 оборота проводит в свободном вращении относительно оси инструмента. В этом свободном скоростном перемещении волокно отдает окружающей среде тепло, таким образом, происходит самоохладение. С другой стороны, если продолжительность обработки поверхности детали составляет 15 с, то нагрев волокна (контакт) длится в сумме 1,5 с, что недостаточно, чтобы интенсивно нагревать и изнашивать ПА инструмент.

Изучив поведение волокон при повышенных температурах можно сказать, что допускать повышение температуры в зоне обработки ПА инструментами больше определенного уровня нежелательно. Это является серьезным ограничением при работе и недостатком ПА инструментов. Однако, с другой стороны, при обработке ПА инструментами гарантировано нельзя получить прижоги поверхности детали или как-либо перегреть обрабатываемый металл, что является своего рода преимуществом. К тому же применение СОТС с целью отвода тепла из зоны резания значительно повышают возможность длительного применения ПА инструментов при «жестких» режимах.

По результатам данной работы можно сказать, что данную установку можно применять:

- для мониторинга температур размягчения и/или плавления волокон различного сечения из разных материалов для дальнейшего использования полученных данных при выборе режимов и условий обработки такими инструментами с целью обеспечения в рабочей зоне определенного диапазона температур;

- для исследования состояния материала волокон в условиях повышенных температур при подборе определенного химического состава и фракции волокон для новых, более термостойких инструментов.

**Список использованных источников:** 1. Абрашевич Ю.Д., Оглоблинский В.А., Оглоблинский А.В. Щеточные инструменты на основе полимерно-абразивных волокон // Мир техники и технологий. – Харьков, 2006 – №5. – С. 50-52. 2. Внуков Ю.Н., Гончар Н.В., Кондратюк Э.В., Степанов Д.Н. Применение полимерно-абразивных инструментов для обработки острых кромок пазов типа «ласточкин хвост» // Резание и инструмент в технологических системах. Международный научно-технический сборник. Выпуск 79, Харьков, НТУ (ХПИ), 2011, С. 14-24. 3. Н.В. Гончар. Снятие заусенцев на алюминиевых заготовках, полученных литьем в кокиль и под давлением, при помощи полимерно-абразивного щеточного инструмента / Гончар Н.В., Степанов Д.Н., Тришин П.Р. // Материалы научно-технической конференции «Новые и нетрадиционные технологии в ресурсо- и энергосбережении» Украина, Киев-Одесса, 22-24 сентября 2014 г. – с. 42-43. 4. Устинович Д.Ф. Моделирование тепловых процессов при обработке плоских поверхностей полимерно-абразивными щетками / Д.Ф. Устинович, В.М. Голуб // Современные методы и технологии создания и обработки материалов: сб. материалов 6 междунар. науч. – техн. конф., Минск, 14 – 16 сентября 2011 г.; ФТИ НАН Беларуси; редкол.: С.А. Астапчик (гл. ред.) [и др.]. – Минск, 2011. – Кн. 2. – С. 379-385. 5. Устинович Д.Ф. Исследование износостойкости инструмента на основе полимерно-абразивных композитов / Д.Ф. Устинович // Композиционные материалы в промышленности: сб. тр. 29 междунар. науч.-техн. конф., Ялта, 1-5 июня 2009 г.; УИЦ «Наука. Техника. Технологии». – Киев, 2009. – С. 137-139. 6. Kundrak, J; Gyani, K; Bana, V: Roughness of ground and hard-turned surfaces on the basis of 3D parameters. – International Journal of Advanced Manufacturing Technology. Vol. 38 Is.1-2, pp. 110-119 DOI: 10.1007/s00170-007-1086-9 Published: 2008.

**Bibliography (transliterated):** 1. Abrashevich Ju.D., Ogloblinskij V.A., Ogloblinskij A.V. Shhetochnye instrumenty na osnove polimerno-abrazivnyh volokon // Mir tehnik i tehnologij. – Har'kov, 2006. - №5. – S. 50-52. 2. Vnukov Ju.N., Gonchar N.V., Kondratjuk Je.V., Stepanov D.N. Primenenie polimerno-abrazivnyh instrumentov dlja obrabotki ostryh kromok pazov tipa «lastochkin hvost» // Rezanie i instrument v tehnologicheskikh sistemah. Mezhdunarodnyj nauchno-tehnicheskij sbornik. Vypusk 79, Har'kov, NTU (HPI), 2011, S. 14-24. 3. N.V. Gonchar. Snjatие zausencev na aljuminievyh zagotovkah, poluchennyh lit'em v kokil' i pod davleniem, pri pomoshhi polimerno-abrazivnogo shhetochnogo instrumenta / Gonchar N.V., Stepanov D.N., Trishin P.R. // Materialy nauchno-tehnicheskoy konferencii «Novye i netradicionnye tehnologii v resurso- i jenergosberezenii» Ukraina, Kiev-Odessa, 22-24 sentjabrja 2014 g. – s. 42-43. 4. Ustinovich D.F. Modelirovanie teplovyh processov pri obrabotke ploskikh poverhnostej polimerno-abrazivnymi shhetskami / D.F. Ustinovich, V.M. Golub // Sovremennye metody i tehnologii sozdaniya i obrabotki materialov: sb. materialov 6 mezhdunar. nauch. – tehn. conf., Minsk, 14 – 16 sentjabrja 2011 g.; FTI NAN Belarusi; redkol.: S.A. Astepchik (gl. red.) [i dr.]. – Minsk, 2011. – Kn. 2. – S. 379 – 385. 5. Ustinovich D.F. Issledovanie iznosostojkosti instrumenta na osnove polimerno-abrazivnyh kompozitov / D.F. Ustinovich // Kompozicionnye materialy v promyshlennosti: sb. tr. 29 mezhdunar. nauch.-tehn. conf., Jalta, 1 – 5 ijunja 2009 g.; UIC «Наука. Tehnika. Tehnologija». – Kiev, 2009. – S. 137 – 139. 6. Kundrak, J; Gyani, K; Bana, V: Roughness of ground and hard-turned surfaces on the basis of 3D parameters. – International Journal of Advanced Manufacturing Technology. Vol. 38 Is.1-2, pp. 110-119 DOI: 10.1007/s00170-007-1086-9 Published: 2008.

*Поступила в редколлегию 22.07.2015*

УДК 621.914.1

Ю.Н. Внуков, д-р техн. наук, А.И. Гермашев,  
С.И. Дядя, канд. техн. наук, Е.Б. Козлова, Запорожье, Украина

## **МЕТОДИКА ОПРЕДЕЛЕНИЯ УСЛОВИЙ КОНТАКТИРОВАНИЯ ИНСТРУМЕНТА С ТОНКОСТЕННОЙ ДЕТАЛЬЮ ПРИ ЕЕ КОНЦЕВОМ ФРЕЗЕРОВАНИИ**

*У статті описана методика визначення умов контакту інструменту з тонкостінною деталлю при її кінцевому фрезеруванні, яка дозволяє визначити точки входу і виходу фрези із зачеплення з припуском, а також ділянки виходу інструменту при проходженні дуги його контакту з деталлю. Показана зміна вигляду контакту зуба фрези з тонкостінною деталлю при збільшенні швидкості обертання шпинделя.*

*В статье описана методика определения условий контактирования инструмента с тонкостенной деталью при ее концевом фрезеровании, которая позволяет определять точки входа и выхода фрезы из зацепления с припуском, а также участки выхода инструмента при прохождении дуги его контакта с деталью. Показано изменение вида контактирования зуба фрезы с тонкостенной деталью при увеличении скорости вращения шпинделя.*

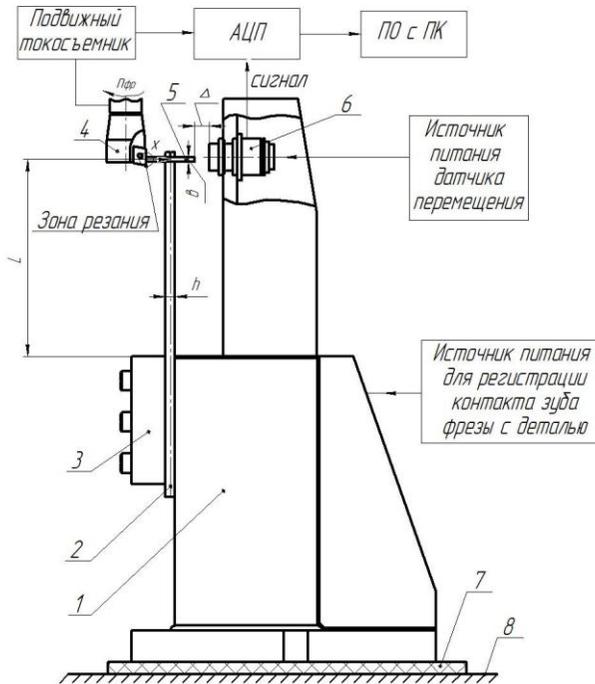
*This article shows the methodology of contact condition determination of tool and thin walled detail in end milling. Current methodology allow to determine points of tooth entrance, points of tooth exit from the engagement of tooth and workpiece and point of tooth exit from the allowance. Also is shown forms of contact of milling tooth with thin walled detail in different spindle speed.*

Тонкостенные элементы монолитных деталей, используемых в авиадвигателестроении, в большинстве случаев получают путем концевой фрезерования на станках с числовым программным управлением (ЧПУ). Удаление припуска происходит с риском попадания детали в нестабильные вибрационные условия обработки, в которых ухудшается шероховатость и нарушается размерная точность. Одновременно это влечет за собой снижение стойкости инструмента и ведет к преждевременному изнашиванию шпиндельного узла станка. На финишных операциях, где снятие припуска осуществляется с малыми радиальными и осевыми глубинами, всегда наблюдается кратковременная потеря контакта инструмента с деталью в процессе срезания припуска.

Для обеспечения стабильных условий резания и требуемых параметров качества обработанной поверхности необходимо минимизировать колебания тонкостенной детали путем использования различных технологических приемов. В настоящее время современные датчики, возможность оцифровки сигнала и запоминания неограниченных информационных объемов с помощью IT технологий позволяют с высокой точностью производить измерение отклонений и вибраций детали (инструмента) в процессе

механической обработки. Однако непосредственное определение условий контактирования зуба фрезы с деталью в зоне резания является более сложной задачей, хотя по своей значимости для обеспечения стабильных условий срезания припуска она является более важной.

Авторами разработано устройство для исследования условий контактирования инструмента с деталью при концевом фрезеровании тонкостенных деталей (рис. 1).



1 – Массивное основание станда; 2 – Упругая система (УС) тонкостенной детали (тонкостенная пластина); 3 – Прижим; 4 – Концевая фреза; 5 – Обрабатываемый образец; 6 – Датчик перемещения; 7 – Электроизолятор; 8 – Стол фрезерного станка

Рисунок 1 – Общая схема станда [1] и устройства для исследования условий контактирования инструмента с тонкостенной деталью при её концевом фрезеровании

Реализация работы устройства осуществляется с помощью станда для исследования процессов концевой фрезерования [1]. Массивное основание станда – 1 устанавливается на столе фрезерного станка через электроизоляцию – 7. К основанию жестко крепится прижимом – 3 тонкостенная пластина – 2, которая моделирует упругую систему

тонкостенной детали. На пластине жестко закрепляется обрабатываемый образец – 5. При фрезеровании, в результате действия силы отжима со стороны фрезы, происходит перемещение образца – 5, величину которого измеряют датчиком перемещения – 6 по изменению зазора –  $\Delta$ . К измерительному стенду подводится низковольтный источник питания. При контакте зуба фрезы – 4 с обрабатываемым образцом – 5 электрический сигнал передается через подвижный токосъемник на АЦП. Запись сигнала с токосъемника и сигнала перемещения образца с датчика – 6 осуществляется одновременно. Это дает возможность с высокой точностью совмещать осциллограмму отклонения детали во время обработки и сигнал наличия контакта между зубом фрезы и обрабатываемым образцом (деталью) (рис. 2).

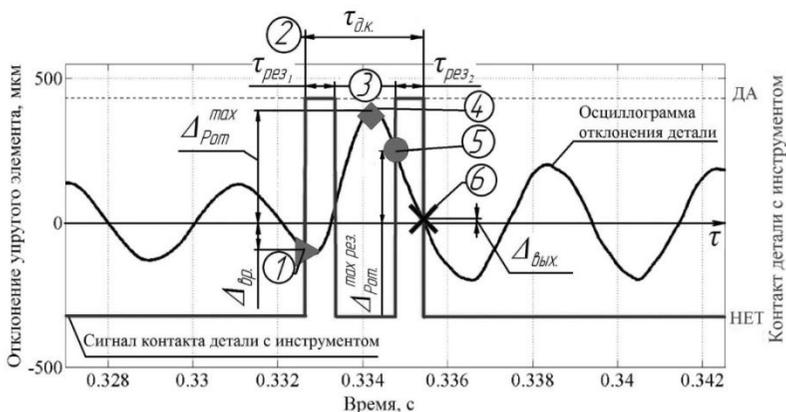


Рисунок 2 – Методика определения условий контактирования инструмента с деталью при цилиндрическом фрезеровании тонкостенных деталей (попутное фрезерование,  $n=1800$  об/мин,  $S_z=0,05$  мм/зуб,  $a_c=0,5$  мм,  $a_p=3,4$  мм)

Высокоточное совмещение двух сигналов позволяет определять момент начала контактирования зуба фрезы с обрабатываемым образцом, участки выхода фрезы из зацепления с припуском в пределах дуги их контакта и момент окончания резания. На основе этих данных была разработана методика исследования условий контактирования инструмента с деталью при цилиндрическом фрезеровании тонкостенных деталей. Оценка исследуемых параметров осуществляется в течении всей обработки, то есть анализируется резание каждым зубом фрезы. Таким образом, данная методика позволяет изучать:

1. **Отклонение детали от положения её равновесия -  $\Delta_{вр}$  в момент начала резания (точка врезания фрезы) (рис. 2).** В связи с тем, что

тонкостенные детали обладают невысокой жесткостью, а снятие припуска осуществляется при высоких скоростях резания, то времени между резаниями двух соседних зубьев недостаточно для полного успокоения детали после возбуждения предыдущим зубом фрезы. В этом случае врезание последующего зуба осуществляется при совершении деталью свободных затухающих колебаний. Данный параметр (точка врезания фрезы) позволяет определить величину отклонения детали от положения равновесия -  $\Delta_{вр}$ . в момент начала резания. При этом в зависимости от положения детали в момент начала резания может изменяться фактический снимаемый припуск, так как амплитуды колебаний тонкостенных деталей при фрезеровании могут быть сравнимыми с величиной припуска на обработку. Особенно данный параметр является важным для встречного фрезерования, так как начало контакта фрезы с деталью является началом зоны профилирования, в которой формируется профиль обработанной поверхности.

2. **Время прохождения дуги контакта  $\tau_{д.к.}$ .** Определение данного параметра необходимо для вычисления коэффициента фактического резания  $k_{ф.р.}$

3. **Время резания  $\tau_{рез.}$**  Определение данного параметра необходимо для вычисления коэффициента фактического резания  $k_{ф.р.}$ :

$$k_{ф.р.} = (\tau_{рез.1} + \tau_{рез.2} + \dots + \tau_{рез.n}) / \tau_{д.к.} \quad (1.1)$$

где  $n$  – количество врезаний зуба фрезы на дуге контакта.

Коэффициент фактического резания показывает отношение суммарного времени резания зуба фрезы при прохождении дуги контакта. Если значение данного параметра меньше 1, то при фрезеровании наблюдается выход зуба из зацепления с припуском в пределах дуги их контакта. Чем меньше значение  $k_{ф.р.}$  и чем больше количество выходов зуба фрезы ( $n-1$ ), тем менее стабильный процесс резания. Такие условия обработки являются недопустимыми, так как на поверхности резания остаются несрезанные участки. Если данные участки находятся в зоне профилирования, в той части поверхности резания, которая становится частью обработанной поверхности, то это приводит к существенному ухудшению шероховатости (Ra) и размерной точности обработки. Если же несрезанные участки не находятся в зоне профилирования, то при резании последующим зубом увеличивается нагрузка на фрезу, вследствие увеличения фактической подачи на зуб.

4. **Максимальное отклонение детали от положения равновесия  $\Delta P_{от.}^{max}$ .** Данный параметр характеризует общий уровень вибраций детали.

5. **Максимальное отклонение детали от положения равновесия при резании  $\Delta P_{от.}^{max рез}$ .** В условиях выхода инструмента из зацепления с припуском в пределах дуги их контакта, а также при высокоскоростной

обработке, величина колебаний тонкостенной детали не всегда характеризует резание при больших ее отгибах. Нахождение значения максимального отклонения детали при резании является необходимым для определения параметров точности обработки [2].

**6. Отклонение детали от положения равновесия в момент выхода зуба фрезы из зацепления с припуском -  $\Delta_{\text{вых}}$ .** Особенно важным данный параметр является для попутного фрезерования, так как конец контакта фрезы с деталью является границей зоны профилирования, зоны определяющей профиль обработанной поверхности. Поэтому определение данного параметра дает возможность прогнозирования шероховатости обработанной поверхности в условиях работы в скоростном диапазоне появления регенеративных автоколебаний.

Положение детали в момент выхода фрезы из зацепления с припуском (точка выхода фрезы) является более нестабильным параметром, чем положение точки врезания (рис. 3), так как выход инструмента зависит от условий автоколебательного процесса во время резания. Если точку врезания зуба часто можно определить по осциллограмме отклонения детали, как точку изменения траектории ее движения, то определение точки выхода является невозможным в связи с тем, что в данном случае смены траектории движения детали не происходит. Таким образом, определение точки выхода зуба из зоны резания возможно только с помощью сигнала наличия контакта, который предусмотрен в описанном стенде.

На рис. 3 показаны возможные виды условий контактирования инструмента с деталью при фрезеровании тонкостенных деталей. Условия контактирования зависят от скорости вращения шпинделя. При малых числах оборотов шпинделя ( $n_1=224$  об/мин) коэффициент фактического резания –  $k_{ф.р}=1$  (рис. 3а). Другими словами, время резания соответствует времени прохождения дуги контакта зуба с деталью. Максимальное отклонение детали от положения равновесия -  $\Delta_{\text{Рот.}}^{\text{max}}$  совпадает с максимальным отклонением детали от положения равновесия при резании -  $\Delta_{\text{Рот.}}^{\text{max рез.}}$ .

При увеличении частоты вращения шпинделя ( $n_2=710$  об/мин) наблюдается появление регенеративных автоколебаний (рис. 3б). В связи с этим обычно происходит выход инструмента из зацепления с припуском в течение резания на дуге контакта. При таких условиях обработки количество выходов и коэффициент фактического резания -  $k_{ф.р}$  зависит от характеристик жесткости УС тонкостенной детали, частоты и размаха автоколебаний, режимов резания, а также геометрии и размера инструмента. Выходы зуба из зацепления, как правило не продолжительные, поэтому значения  $\Delta_{\text{Рот.}}^{\text{max}}$  и могут не совпадать, однако разница в их величине является несущественной. При дальнейшем увеличении числа оборотов ( $n_3=1800$  об/мин) регенеративные автоколебания вырождаются, однако резание остается прерывистым в пределах дуги контакта зуба с деталью.

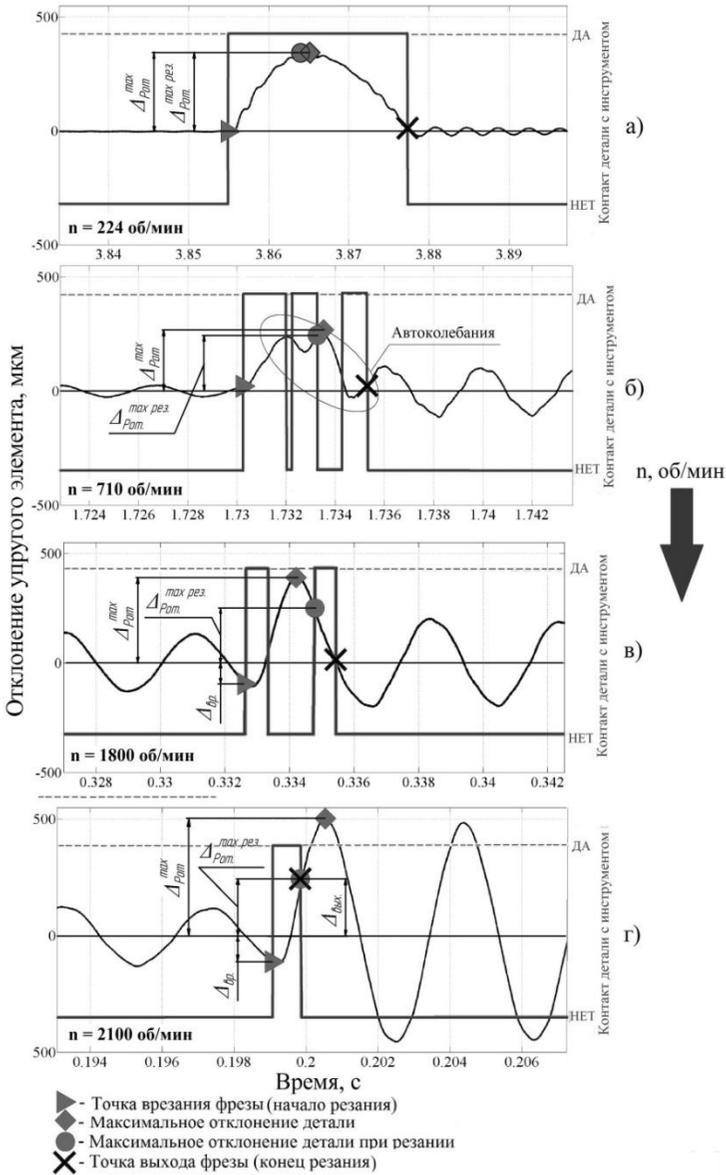


Рисунок 3 – Изменение вида контактирования зуба фрезы с тонкостенной деталью при увеличении скорости вращения шпинделя

На рис. 3в показано, что резание происходит только в начале и в конце дуги контакта. Такое явление может наблюдаться, когда жесткости детали не достаточно, чтобы противостоять силе резания, и деталь выходит из контакта с фрезой после непродолжительного резания и отклоняется в сторону действия вынуждающей силы. При этом скорость резания еще не столь велика, чтобы зуб фрезы успел уйти от повторного контакта с деталью, которая совершает свободные колебания и резание происходит снова. В таком случае время выхода инструмента из зацепления является продолжительным, по сравнению с  $\tau_{д.к.}$ , и зависит от частоты собственных колебаний детали. Величины  $\Delta_{P_{от.}}^{max.}$  и  $\Delta_{P_{от.}}^{max.рез.}$ , как правило, значительно отличаются. Таким образом, в данном случае вибрации, которые фиксируются во время обработки, не могут точно характеризовать процесс резания. При дальнейшем увеличении частоты вращения шпинделя (рис. 3г) резание происходит без выхода инструмента из зацепления с деталью в пределах дуги их контакта, а коэффициент фактического резания -  $k_{ф.р} = 1$ . В этом случае время резания соответствует времени прохождения дуги контакта инструмента с деталью. После осуществления процесса снятия припуска наблюдается дальнейшее отклонение детали по направлению действия силы отжима. При этом максимальное отклонение детали от положения равновесия -  $\Delta_{P_{от.}}^{max.}$  и максимальное отклонением детали от положения равновесия при резании -  $\Delta_{P_{от.}}^{max.рез.}$  существенно отличаются. То есть в данном случае максимальные отклонения детали не характеризуют процесс резания.

Выводы:

Разработанная методика оценки условий контактирования инструмента с тонкостенной деталью при её концевом фрезеровании позволяет определять:

1. положение детали в момент начала резания (точка врезания фрезы) -  $\Delta_{вр.}$ ,
2. время прохождения дуги контакта фрезы с деталью -  $\tau_{д.к.}$ ,
3. время резания  $\tau_{рез.}$ ,
4. коэффициент фактического резания -  $k_{ф.р.}$ ,
5. максимальное отклонение детали от положения равновесия -  $\Delta_{P_{от.}}^{max.}$ ,
6. максимальное отклонение детали от положения равновесия при резании -  $\Delta_{P_{от.}}^{max.рез.}$ ,
7. положение детали в момент выхода зуба фрезы из зацепления с припуском (точка выхода фрезы) -  $\Delta_{вых.}$

Определение данных параметров позволяет расширить представление об условиях контактирования в зоне резания и особенностях срезания припуска при концевом фрезеровании тонкостенных деталей.

**Список использованной литературы:** 1. Пат. UA 94974 МПК (2006) G01H11/00; G01M7/02, Стенд для дослідження коливань при кінцевому циліндричному фрезеруванні тонкостінних елементів деталей, *Логомiнов Віктор Олексiйович, Гермашев Антон Игоревич, Дядя Сергiй Иванович, Козлова Олена Борисiвна* - u201405981; заявл 02.06.2014; опубл 10.12.2014. 2. *Mamalis, A.G., Grabchenko A.I., Fedorovich V.A., Kundrak J.*: Simulation of effects of metal phase in a diamond grain and bonding type on temperature in diamond grinding. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 58/2012 pp. 195-200 DOI: 10.1007/s00170-011-3382-7.

**Bibliography (transliterated):** 1. Pat. UA 94974 МПК (2006) G01H11/00; G01M7/02, Стенд длja doslidzhennja kolivan' pri kincevomu cilindrichnomu frezeruvanni tonkostinnih elementiv detalej, *Logominov Viktor Oleksijovich, Germashev Anton Igorovich, Djadja Sergij Ivanovich, Kozlova Olena Borisivna* - u201405981; zajavl 02.06.2014; opubl 10.12.2014. 2. *Mamalis, A.G., Grabchenko A.I., Fedorovich V.A., Kundrak J.*: Simulation of effects of metal phase in a diamond grain and bonding type on temperature in diamond grinding. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 58/2012 pp. 195-200 DOI: 10.1007/s00170-011-3382-7.

*Поступила в редколлегию 19.07.2015*

УДК 621.923

Ю.Г. Гуцаленко, Харьков, Украина

## **ВЗАИМОСВЯЗЬ ПАРАМЕТРОВ РЕЖУЩЕГО РЕЛЬЕФА С ШЕРОХОВАТОСТЬЮ И ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТЬЮ АЛМАЗНО-ИСКРОВОГО ШЛИФОВАНИЯ**

*Отримано взаємопов'язані з параметрами рельєфу алмазного круга аналітичні вираження шорсткості та продуктивності обробки. Практичне застосування розрахункового підходу можливо при забезпеченні стійкості параметрів рельєфу інструменту в умовах алмазно-іскрового шліфування з керуванням електричними режимами їх стабільної реновації за рахунок підтримки темпу ерозійного руйнування зв'язки електричними розрядами, погодженого з контактним зносом ріжучих зерен.*

*Получены взаимосвязанные с параметрами рельефа алмазного круга аналитические выражения шероховатости и производительности обработки. Практическое применение расчетного подхода возможно при обеспечении устойчивости параметров рельефа инструмента в условиях алмазно-искрового шлифования с управлением электрическими режимами их стабильной реновации за счет поддержания темпа эрозионного разрушения связи электрическими разрядами, согласованного с контактным износом режущих зерен.*

*The analytical relationships of roughness and processing performance related to the parameters of the diamond wheel relief are received. Practical application of the computational approach is possible with the sustainability parameters of the instrument relief under a diamond- spark grinding with control of electric mode of their stable renovating by maintaining the rate of bond erosion damage under electrical discharges agreed with the contact wear of the cutting grains.*

**Введение.** Практика использования технологий алмазно-искрового шлифования (АИШ) и электроэрозионной правки инструмента, основанных на введении в зону шлифования (правки) дополнительной электрической энергии в форме электрических разрядов [1] свидетельствует о возможностях эффективного разрешения противоречий между режущей способностью алмазных кругов на металлических связках, прочностью этих связок, производительными возможностями и экономикой процесса шлифования. На рис. 1 показан типичный пример реализации различных способов обработки в идентичных кинематико-геометрических условиях на операциях внутреннего шлифования подшипниковой стали ШХ15, твёрдого сплава ВК15 и магнитотвёрдого сплава ЮНДК24Т2 [2].

К важнейшим преимуществам алмазно-искровой обработки перед обычной относится снижение энергоёмкости собственно шлифования и повышение энергоотдачи работы стружкообразования. На рис. 2 показан характерный пример сопоставления удельной энергоёмкости и производительности алмазного и алмазно-искрового круглого шлифования от продолжительности обработки в идентичных механических условиях,

обрабатываемый материал – теплостойкая наплавка марки 3Х2В8, расчетная (режимная) производительность – 100 % [3]. Условия АИШ соответствуют обработке восстановленного наплавкой валка штрипового стана «300» металлургического комбината «Криворожсталь» (объем снимаемого материала примерно 2000 см<sup>3</sup>). Сборная конструкция инструмента большого диаметра (в условиях комбината использовался алмазный шлифовальный круг типоразмерной характеристики 1А1 800х90х5х305) разработана в ИСМ НАН Украины специально для шлифования крупногабаритных деталей типа валков прокатных станов и им подобных [4].

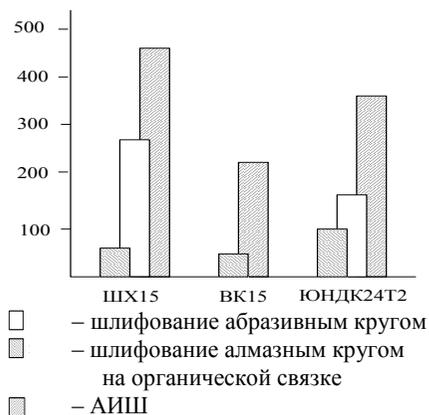


Рисунок 1 – Изменение производительности обработки для различных способов шлифования, мм<sup>3</sup>/мин

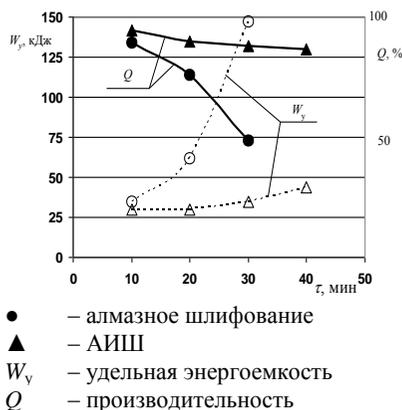


Рисунок 2 – Зависимость  $W_y$  и  $Q$  алмазного шлифования и АИШ от продолжительности обработки

Варьирование высотными параметрами режущего рельефа круга данной характеристики при АИШ с обеспечением их устойчивости позволяет добиваться и улучшенной шероховатости обработанной поверхности при работе инструментом с повышенным притуплением режущих зерен в условиях с умеренным темпом принудительного изнашивания связки, и повышенной производительности обработки при работе инструментом с умеренным притуплением режущих зерен в условиях с повышенным темпом принудительного изнашивания связки [5, 6]. Получение взаимосвязанных с параметрами рельефа алмазного круга аналитических выражений шероховатости и производительности обработки, удобных практическому технологю для определения доступных в реальных условиях путей эффективного решения заданий на механическую обработку, является важной задачей поддержки современных гибких машиностроительных производств.

**Основная часть.** Для выполнения поставленной задачи избирательно в ее контексте воспользуемся структурированной логикой выкладок и обобщений по [7] в части математического моделирования устойчивого во времени процесса алмазного шлифования и теоретических исследований технологических возможностей повышения эффективности алмазного шлифования.

Сначала определим параметр шероховатости обработки  $R_{max}$  с учетом условия стабилизации режущего рельефа круга. Для этого воспользуемся условием равенства  $R_{max}$  максимальной (вероятностной) толщины среза  $H_{max}$  и глубины шлифования  $t$ , приведенным в работе [8]:

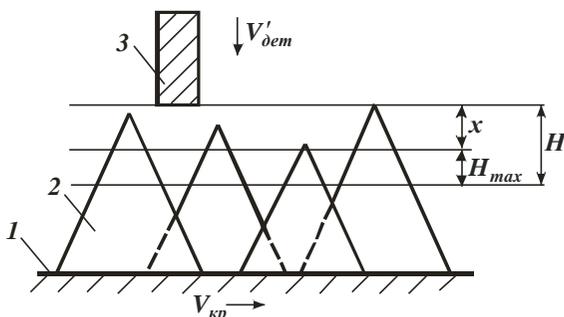
$$R_{max} = H_{max} = t \quad (1)$$

где параметр  $H_{max}$  определяется из расчетной схемы по рис. 3 зависимостью:

$$H_{max} = (1 - \eta) \cdot H, \quad (2)$$

где  $H$  – максимальная глубина внедрения обрабатываемого материала в рабочую поверхность круга, отсчитывая ее от вершины исходного (неизношенного) максимально выступающего над уровнем связки зерна,  $m$ ;  $\eta = x / H$  – безразмерный коэффициент, учитывающий степень затупления зерна ( $\eta \rightarrow 0$  – для острого зерна,  $\eta \rightarrow 1$  – для затупленного зерна);  $x$  – величина линейного износа максимально выступающего над уровнем связки зерна,  $m$ .

Приведение здесь расчетной схемы параметров шлифования (рис. 3) восполняет методическую недостаточность предыдущего обращения к этой же задаче [9].



1 – связка круга; 2 – алмазное зерно; 3 – обрабатываемый образец

Рисунок 3 – Расчетная схема параметров шлифования

Параметры  $H$  и  $\eta$  могут быть представлены в виде:

$$H = \{(9 \cdot b \cdot V'_{\text{дем}}) / [tg \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}} (1 - \eta^2)]\}^{1/3}, \quad (3)$$

$$\eta = [1 - (k^2 \cdot V_{\text{кр}}^2 \cdot S^3_{\text{пред}}) / (81 \cdot tg \gamma \cdot b^2 \cdot V'^2_{\text{дем}})]^{1/2}, \quad (4)$$

где  $b$  – максимальная высота выступания зерен над уровнем связки круга,  $m$ ;  $k$  – поверхностная концентрация зерен круга,  $шт/m^2$ ;  $2\gamma$  – угол при вершине конусообразного режущего зерна;  $S_{\text{пред}}$  – предельная площадь поперечного сечения среза отдельным зерном круга, обусловленная собственно прочностью зерна или прочностью его удержания в связке круга (в зависимости от типа связки и механизма износа алмазного круга),  $m^2$ ;  $V_{\text{кр}}$  – скорость круга,  $m/c$ ;  $V'_{\text{дем}}$  – скорость подачи обрабатываемого прямолинейного образца, движущегося по нормали к рабочей поверхности круга,  $m/c$ .

После соответствующих преобразований (1) имеем

$$R_{\text{max}} = \{[(1 - \eta)^4 / (1 + \eta)^2] \cdot (18 \cdot 10^4 \cdot \pi^2 \cdot \bar{X}^6 \cdot V'^2_{\text{дем}} \cdot \rho) / (tg^2 \gamma \cdot k^2 \cdot V_{\text{кр}}^2)\}^{1/5}, \quad (5)$$

где  $\bar{X}$  – зернистость круга,  $m$ ;  $t$  – объемная концентрация зерен круга;  $\rho = (1/R_{\text{кр}}) + (1/R_{\text{дем}})$ ;  $R_{\text{кр}}$ ,  $R_{\text{дем}}$  – соответственно радиусы круга и детали,  $m$ .

В зависимости (5) входит безразмерная величина  $[(1 - \eta)^4 / (1 + \eta)^2]^{1/5}$ , которая определяет степень износа (сглаженность) режущего рельефа алмазного круга. С увеличением безразмерного коэффициента  $\eta$  параметр шероховатости обработки  $R_{\text{max}}$  уменьшается.

Преобразуем зависимость (4) путем выражения параметра  $S_{\text{пред}}$  через силу резания, действующую на отдельное зерно круга. Будем считать, что объемное разрушение зерна или его выпадение из связки без разрушения (в зависимости от прочности удержания зерна в связке) происходит от действия радиальной составляющей силы резания  $P_{y1}$ , действующей на зерно, так как  $P_{y1} > P_{z1}$ , где  $P_{z1}$  – тангенциальная составляющая силы резания, действующая на зерно. Как показано в работе [10], в этом случае

$$S_{\text{пред}} = (P_{y1} / 2 \sigma_{\text{сж}}) \cdot (1 - \eta), \quad (6)$$

где  $\sigma_{\text{сж}}$  – предел прочности обрабатываемого материала на сжатие,  $H/m^2$ .

С использованием (6) зависимости (4), (3) и (2) соответственно примут вид [11]:

$$\eta = 1 - [(9 \cdot b \cdot V'_{\text{дем}}) / (tg \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}})] \cdot (2 \sigma_{\text{сж}} / P_{y1})^{1/2}, \quad (7)$$

$$H = (P_{y1} / 2 \sigma_{\text{сж}})^{1/2}, \quad (8)$$

$$H_{\text{max}} = [(9 \cdot b \cdot V'_{\text{дем}}) / (tg \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}})] \cdot (2 \sigma_{\text{сж}} / P_{y1}). \quad (9)$$

Применительно к круглому наружному (плоскому) шлифованию, преобразуем зависимость (7) с учетом известного соотношения [12]:  $V_{\text{дет}} = V_{\text{дет}} \cdot (2 \cdot t \cdot \rho)^{1/2}$ , а также соотношений [13]:  $b = (1 - \varepsilon) \cdot \bar{X}$ ;  $k = 3m \cdot (1 - \varepsilon) / (200\pi \cdot \bar{X}^2)$ , где  $(1 - \varepsilon)$  – коэффициент, учитывающий степень выступания зерен над уровнем связки;  $V_{\text{дет}}$  – скорость детали, м/с.

Тогда

$$\eta = 1 - [600\pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{\text{дет}} \cdot (2 \cdot t \cdot \rho)^{1/2} / (tg \gamma \cdot m \cdot V_{\text{кр}})] \cdot (2\sigma_{\text{сжл}} / P_{y1})^{1/2}, \quad (10)$$

Подставим в зависимость (5) зависимость (10), пренебрегая множителем  $(1 + \eta) \approx 1$ :

$$R_{\text{max}} = \{ [600\pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{\text{дет}} \cdot (2 \cdot \rho)^{1/2} \cdot (2\sigma_{\text{сжл}} / P_{y1}) / (tg \gamma \cdot m \cdot V_{\text{кр}})]^6 \cdot t^2 \}^{1/5}. \quad (11)$$

Как видим, при условии стабилизации режущего рельефа алмазного круга влияние параметров  $\bar{X}$ ,  $m$ ,  $V_{\text{дет}}$ ,  $V_{\text{кр}}$ ,  $\rho$  на параметр шероховатости обработки  $R_{\text{max}}$  усиливается. Имеет место увеличение  $R_{\text{max}}$  с увеличением глубины шлифования  $t$ . Следовательно, изменение параметров режущего рельефа круга ведет к существенному изменению шероховатости обработанной поверхности.

Рассмотрим влияние механизма износа круга на параметры его режущего рельефа.

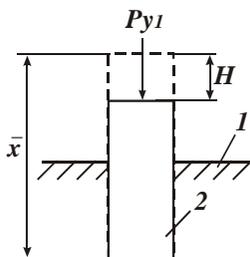
Приведенные выше аналитические зависимости справедливы для условий:  $b \geq H$  и  $P_{y1} = P$ , где  $P$  – сила, при которой происходит разрушение (раздавливание) режущего зерна. Если из расчетов вытекает, что  $H > b$ , то предельное значение радиальной составляющей силы резания  $P_{y1}$ , действующей на отдельное зерно, будет меньше  $P$  и равно силе, удерживающей зерно в связке. В этом случае объемное разрушение зерен не произойдет, зерна будут выпадать из связки под действием силы  $P_{y1} < P$ .

Рассмотрим условие устойчивости зерна в связке от действия радиальной составляющей силы резания  $P_{y1}$ , действующей на отдельное зерно.

Радиальная составляющая силы резания  $P_{y1}$ , действующая на отдельное зерно, условно определяется (рис. 4)

$$P_{y1} = a \cdot (\bar{X} - H), \quad (12)$$

где  $a$  – размерный коэффициент, зависящий от прочности связки круга (чем прочнее связка, тем больше коэффициент  $a$ ).



1 – связка круга; 2 – режущее зерно

Рисунок 4 – Расчетная схема устойчивости зерна в связке

Из зависимости (12) следует, что с увеличением параметра  $H = b$  (вследствие уменьшения глубины залегания зерна в связке круга) радиальная составляющая силы резания  $P_{y1}$ , действующая на отдельное зерно, уменьшается.

Подставим зависимость (12) в зависимость (8):

$$H^2 + (a / 2\sigma_{сж}) \cdot H - (a \cdot \bar{X}) / 2\sigma_{сж} = 0. \quad (13)$$

После несложных преобразований приходим к квадратному уравнению относительно неизвестной величины  $H$ .

Решение уравнения имеет вид:

$$H = \bar{X} / [1/2 + (1/4 + 2\sigma_{сж} \cdot \bar{X} / a)^{1/2}]. \quad (14)$$

Знаменатель зависимости (14) больше единицы, поэтому  $H < \bar{X}$ . Чем больше предел прочности на сжатие обрабатываемого материала  $\sigma_{сж}$  и меньше коэффициент  $a$ , тем меньше величина  $H$ . Следовательно, с уменьшением прочности удержания зерна в связке величина  $H = b$  уменьшается.

Подставим зависимость (14) в зависимость (12). После преобразований имеем

$$P_{y1} = 2\sigma_{сж} \cdot \bar{X} / [1/2 + (1/4 + 2\sigma_{сж} \cdot \bar{X} / a)^{1/2}]. \quad (15)$$

Нетрудно видеть, что с увеличением параметров  $\sigma_{сж}$ ,  $\bar{X}$  и  $a$  радиальная составляющая силы резания  $P_{y1}$ , действующая на отдельное зерно, увеличивается.

Из зависимостей (7) и (9) следует, что с увеличением  $P_{y1}$  безразмерный коэффициент  $\eta$  увеличивается, а  $H_{max}$  уменьшается. Следовательно,

с увеличением прочности удержания зерна в связке (с увеличением коэффициента  $a$ ) максимальная (вероятностная) толщина среза  $H_{max}$  уменьшается, а безразмерный коэффициент  $\eta$  увеличивается (режущий рельеф круга становится более сглаженным).

Как видим, все основные параметры шлифования (в случае, когда в механизме износа круга преобладает выпадение зерен из связки без их объемного разрушения) определяются прочностными свойствами связки круга и обрабатываемого материала, а также зернистостью круга  $\bar{X}$ .

Выразим в зависимости (14) параметр  $H$  зависимостью (3) и разрешим полученное выражение относительно скорости детали  $V'_{дет}$ :

$$V'_{дет} = [(tg \gamma \cdot k \cdot V_{кр}) \cdot (1 - \eta) / 9b] \cdot \{ \bar{X} / [1/2 + (1/4 + 2\sigma_{сж} \cdot \bar{X} / a)^{1/2}] \}^3. \quad (16)$$

Определим производительность обработки  $Q = V'_{дет} \cdot F$ , где  $F$  – площадь поперечного сечения обрабатываемого образца,  $m^2$ . Для этого преобразуем зависимость (16) с учетом известных, приведенных выше, соотношений [13]:  $b = (1 - \varepsilon) \cdot \bar{X}$ ;  $k = 3m \cdot (1 - \varepsilon) / (200\pi \cdot \bar{X}^2)$ , где  $(1 - \varepsilon)$  – коэффициент, определяющий степень выступания зерен над уровнем связки:

$$Q = [(tg \gamma \cdot k \cdot V_{кр}) \cdot (1 - \eta) \cdot F / 600\pi] \cdot \{ 1 / [1/2 + (1/4 + 2\sigma_{сж} \cdot \bar{X} / a)^{1/2}] \}^3. \quad (17)$$

Как следует из зависимости (17), увеличить производительность обработки  $Q$  можно увеличением параметров  $m$ ,  $V_{кр}$ ,  $F$  и уменьшением безразмерного коэффициента  $\eta$ .

Данное решение получено для случая  $H = b$ . В реальных условиях шлифования параметр  $H$  всегда меньше максимальной высоты выступания режущих зерен над уровнем связки круга  $b$  на величину, равную высоте межзеренного пространства круга  $\Delta$ , занимаемого образующимися стружками и другими продуктами обработки.

Для того чтобы учесть указанную высоту, необходимо рассматривать вместо величины  $\bar{X}$  величину  $\bar{X} - \Delta$ . Очевидно, это приведет к уменьшению параметра  $H$ . Однако, не столь значительно, т.к.  $\bar{X} \gg \Delta$ . Поэтому можно считать, что параметр  $H$ , скорость детали  $V'_{дет}$  и соответственно производительность обработки  $Q$  обусловлены устойчивостью зерен в связке, определяемой прочностными свойствами связки круга и обрабатываемого материала.

Следует отметить, что данный вывод справедлив для случая, когда в механизме износа круга преобладает выпадение зерен из связки без их объемного разрушения. В случае, когда в механизме износа круга преобладает объемное разрушение зерен и их последующее выпадение из связки, параметры  $H$  и  $H_{max}$  будут определяться зависимостями (8) и (9).

В этих зависимостях радиальную составляющую силы резания  $P_{y1}$ , действующую на максимально выступающее из связки зерно, необходимо рассматривать равной предельной силе, при которой происходит объемное разрушение (раздавливание) алмазного зерна.

**Выводы.** Полученные выражения шероховатости и производительности, основанные на аналитической методологии Ф. В. Новикова и А. В. Якимова [5, 6, 8, 10], связывают эти важнейшие выходные показатели механической обработки шлифованием с высотными параметрами режущего рельефа круга. Использование этих зависимостей на практике ориентировано на процессы обработки с возможностью обеспечения устойчивости параметров рельефа инструмента – АИШ с управлением электрическими режимами эрозионного разрушения связки круга электрическими разрядами, согласованного с контактным износом режущих зерен. На основании полученных аналитических результатов в таких условиях возможно принимать обоснованные технологические решения для выполнения конкретных производственных задач.

Автор благодарит Ф. В. Новикова за обсуждение, советы и комментарии.

**Список использованных источников:** 1. *Беззубенко, Н. К.* Повышение эффективности алмазного шлифования путем введения в зону обработки дополнительной энергии в форме электрических разрядов : Дис. ... д-ра техн. наук : 05.03.01 – процессы механической обработки, станки и инструменты / *Н. К. Беззубенко*; Харьк. гос. политехн. ун-т. – Харьков, 1996. – 468 с. 2. *Гуцаленко, Ю. Г.* Обрабатываемость материалов различными способами шлифования / *Ю. Г. Гуцаленко* // Вестник НТУ «ХПИ». – 2001. – Вып. 11. – С. 127-131. 3. *Гуцаленко, Ю. Г.* Энергоёмкость алмазного шлифования наплавки кругами на металлической связке / *Ю. Г. Гуцаленко, М. В. Буренков* // Резание и инструмент в технологических системах. – 2001. – Вып. 59. – С. 45-51. 4. *Беззубенко, М. К.* Алмазно-искровое шлифование наплавки валков прокатных станин: досвід і перспективи / *М. К. Беззубенко, Ю. Г. Гуцаленко, В. А. Рибицький, О. Г. Гуцаленко.* – Спец. наук.-техн. інформ. вип. : Міжнародна виставка „Алмаз-2001”, 4-6 липня 2001 р., м. Київ. – Х. : НТУ „ХПІ”, 2001. – 5 с. – Рос. мовою. 5. Качество обработки деталей машин // Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общ. ред. *Ф. В. Новикова и А. В. Якимова.* В десяти томах. – Т. 6. – Одесса : ОНПУ, 2003. – 716 с. 6. Проектирование технологических процессов в машиностроении // Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общ. ред. *Ф. В. Новикова и А. В. Якимова.* В десяти томах. – Т. 9. – Одесса : ОНПУ, 2005. – 584 с. 7. Разработка технических решений специальной модернизации универсальных станков и технологических баз данных для алмазно-искрового шлифования труднообрабатываемых материалов: Отчет о НИР (заключит.) / Нац. техн. ун-т «Харк. политехн. ин-т»; рук. *А. Грабченко*, отв. исп. *Ю. Гуцаленко.* – Харьков, 2014. – 518 с. – № ГР 0113U000425. – Инв. № 0215U001303. 8. *Якимов, А. В.* Теоретические основы резания и шлифования материалов: Учеб. пособие / *А. В. Якимов, Ф. В. Новиков, Г. В. Новиков, Б. С. Серов, А. А. Якимов.* – Одесса : ОГПУ, 1999. – 450 с. 9. *Гуцаленко, Ю. Г.* Взаимосвязь параметров режущего рельефа алмазного круга с шероховатостью и производительностью обработки при устойчивом шлифовании / *Ю. Г. Гуцаленко* // Сучасні системи технологій у машинобудуванні : Зб. наук. праць, присвяч. 90-річчю з дня народж. професора Одес. нац. політехн. ун-ту Якимова О. В. – Дніпропетровськ : Ліра, 2015. – С. 128-133. 10. Теория абразивной и алмазно-абразивной обработки материалов // Физико-математическая теория процессов обработки материалов и

технологии машиностроения / Под общ. ред. *Ф. В. Новикова и А. В. Якимова*. В десяти томах. – Т. 4. – Одесса : ОНПУ, 2002. – 802 с. **11.** *Новиков, Ф. В.* Формирование рабочей поверхности алмазного круга в процессе шлифования / *Ф. В. Новиков, Ю. Г. Гуцаленко* // *Вісн. Нац. техн. ун-ту «Харк. політехн. ін-т»* : 36. наук. пр. Тем. вип. : Технології в машинобудуванні. –2002. – № 9, т. 10. – С. 115-120. **12.** *Новиков, Ф. В.* Физические и кинематические основы высокопроизводительного алмазного шлифования : Дис... д-ра техн. наук : 05.02.08 – технология машиностроения; 05.03.01 – процессы механической обработки, станки и инструменты / *Ф. В. Новиков*; Харьковское НПО «Прогресс»; Одес. гос. политехн. ун-т. – Одесса, 1995. – 438 с. **13.** Абразивная и алмазная обработка материалов : Справочник / Под ред. *А. Н. Резникова*. – М. : Машиностроение, 1977. – 390 с.

**Bibliography (transliterated):** **1.** Bezzubenko, N. K. Povyshenie jeffektivnosti almaznogo shlifovanija putem vvedenija v zonu obrabotki dopolnitel'noj jenerгии v forme jelektricheskikh razrjadov. Dys. ... d-ra tehn. nauk. Kharkov, 1996. Print. **2.** Gutsalenko, Yu. G. "Obrabatyvaemost' materialov razlichnymi sposobami shlifovanija". *Visnyk NTU "KhPI"*. 2001. Iss. 11. Print. **3.** Gutsalenko, Yu. G. "Jenergojomkost' almaznogo shlifovanija naplavki krugami na metallicheskoj svjazke" Rezanie i instrument v tehnologicheskikh sistemah. Iss. 59 (2001). Print. **4.** Bezzubenko, M. K., et al. Almazno-iskrove shlifuvannya naplavok valkiv prokatnih staniv: dosvid i perspektivi. *Spec. nauk.-tehn. inform. vip.: Mizhnarodna vystavka „Almaz-2001”*. 4th-6th Jule 2001, Kiev. Kharkov: NTU "KhPI", 2001. Print. **5.** Fiziko-matematicheskaja teorija processov obrabotki materialov i tehnologii mashinostroenija. 10 vols. Vol. 6: Kachestvo obrabotki detalej mashin. Ed. by F. V. Novikov and A. V. Jakimov. Odessa: ONPU, 2003. Print. **6.** Fiziko-matematicheskaja teorija processov obrabotki materialov i tehnologii mashinostroenija. 10 vols. Vol. 9: Proektirovanie tehnologicheskikh processov v mashinostroenii. Ed. by F. V. Novikov and A. V. Jakimov. Odessa: ONPU, 2005. Print. **7.** Razrabotka tehniceskikh reshenij special'noj modernizacii universal'nyh stankov i tehnologicheskikh baz dannyh dlja almazno-iskrovogo shlifovanija trudnoobrabatyvaemyh materialov. Otchet o NIR. No. GR 0113U000425. Inv. No. 0215U001303. Ruk. A. Grabchenko, otv. isp. Yu. Gutsalenko. *Nat. Tech. Univ. "Kharkov Polytechnic Inst."* Kharkov, 2014. 518 p. Print. **8.** Jakimov, A. V., et al. Teoreticheskie osnovy rezanija i shlifovanija materialov: Ucheb. posobie. Odessa: OGPU, 1999. Print. **9.** Gutsalenko, Yu. G. "Vzaimosvjaz' parametrov rezhushhego rel'efa almaznogo kruga s sherohovatost'ju i proizvoditel'nost'ju obrabotki pri ustojchivom shlifovanii". *Suchasni sistemi tehnologij u mashinobuduvanni: Zb. nauk. prac', prisyvjach. 90-richhju z dnja narodzh. profesora Odes. nac. politehn. un-tu Jakimova O. V. Dnipropetrovsk: Lipa*, 2015. Print. **10.** Fiziko-matematicheskaja teorija processov obrabotki materialov i tehnologii mashinostroenija. 10 vols. Vol. 4: Teorija abrazivnoj i almazno-abrazivnoj obrabotki materialov. Ed. by F. V. Novikov and A. V. Jakimov. Odessa: ONPU, 2002. Print. **11.** Novikov, F. V. and Yu. G. Gutsalenko. "Formirovanie rabochej poverhnosti almaznogo kruga v processe shlifovanija". *Visn. Nat. Tech. Univ. "Kharkov Polytechnic Inst."*: Zb. nauk. pr. Tem. vip.: Tehnologії v mashinobuduvanni. 2002. No. 9, Vol. 10. Print. **12.** Novikov, F. V. Fizicheskie i kinematicheskie osnovy vysokoproizvoditel'nogo almaznogo shlifovanija. Dys. ... d-ra tehn. nauk. Odessa, 1995. Print. **13.** Abrazivnaja i almaznaja obrabotka materialov: Spravochnik. Ed. A. N. Reznikov. Moscow: Mashinostroenie, 1977. Print.

*Поступила в редколлегию 15.06.2015*

УДК 621.923

Ю.Г. Гуцаленко, В.В. Ивкин, А.В. Руднев, Харьков, Украина

## **МОДЕРНИЗАЦИЯ ЭКСПЛУАТИРУЕМЫХ УНИВЕРСАЛЬНЫХ ШЛИФОВАЛЬНЫХ СТАНКОВ И ВОЗМОЖНОСТИ СОВРЕМЕННОГО РАЗВИТИЯ МОДЕЛЬНОГО РЯДА СТАНКОСТРОЕНИЯ ДЛЯ РЕАЛИЗАЦИИ АЛМАЗНО-ИСКРОВОГО ШЛИФОВАНИЯ**

*У статті представлено виконану в НТУ «ХПІ» розробку електронної конструкторської документації на модернізацію популярних в механообробних галузях промисловості пострадянського простору базових моделей кругло- і плоскошлифовального верстатів. Розробку доповнює запатентована пропозиція ізоляційних покриттів підвищеної зносостійкості для струмозахисту корпусу верстата в реалізації технології алмазно-іскрового шліфування з ініціацією електричних розрядів в зоні обробки. Визначено зарубіжні верстатобудівні підприємства потенційної першочергової зацікавленості у використанні презентованої комплексної розробки.*

*В статье представлена выполненная в НТУ «ХПИ» разработка электронной конструкторской документации на модернизацию популярных в механообрабатывающих отраслях промышленности постсоветского пространства базовых моделей кругло- и плоскошлифовального станков. Разработку дополняет запатентованное предложение изоляционных покрытий повышенной износостойкости для токозащиты корпуса станка в реализации технологий алмазно-искрового шлифования с инициацией электрических разрядов в зоне обработки. Определены зарубежные станкостроительные предприятия потенциальной первоочередной заинтересованности в использовании представленной комплексной разработки.*

*The article presents made in NTU "KPI" the development of electronic engineering design documentation for modernization of the base models of the cylindrical and surface grinders which are popular in machining processing industries on the post-Soviet space. The development is supplemented by patented proposal the insulating coatings with increased wear resistance for current protection of a machine housing in the implementation of diamond-spark grinding with the initiation of electrical discharges in the treatment area. There are defined the foreign machine tool enterprises with potential priority interest in the use of the represented complex development.*

**Введение.** Разработка метода алмазно-искрового шлифования (АИШ) со времени его основания выполняется в НТУ «ХПІ» более 40 лет [1] и является национальным приоритетом Украины. Этот метод является практически безальтернативной технологической идеологией эффективной обработки труднообрабатываемых токопроводящих материалов абразивным инструментом. Появление новых материалов повышенной функциональности, например, инструментального наноструктурного монокарбида вольфрама повышенной твердости по сравнению с традиционными твердыми сплавами, только подтверждает это, как

показывает собственный исследовательский опыт НТУ «ХПИ» [2]. Однако в трудный для науки и промышленности Украины постсоветский конверсионный, а теперь еще и мировой кризисный период, проявления которого в Украине ныне крайне обострены ее вовлечением в геополитические противостояния с неподдающимися оценке потерями людских и материальных ресурсов в региональном театре военных действий на собственной территории, научные исследования в этом направлении и освоение метода промышленностью, за редкими исключениями, почти прекратились. К тому же все предприятия-производители начальных партий специальных станков для реализации метода [1], кроме Мукачевского завода заточных шлифовальных станков, находятся за пределами Украины. Поэтому прогрессивный метод АИШ вошел сейчас в постоянную практику только немногих отечественных предприятий.

Именно преодолению этой ограниченности через формирование и донесение до потенциальных потребителей в реальном секторе экономики технологических основ и инвестиционной привлекательности АИШ в контексте вызовов современности, совместно с разработкой предложений по модернизации существующих универсальных станков для его реализации, посвящена выполненная в НТУ «ХПИ» в 2013-2014 гг. прикладная НИР «Разработка технических решений специальной модернизации универсальных станков и технологических баз данных для алмазно-искрового шлифования труднообрабатываемых материалов» [3]. Функциональным и эксплуатационным назначением применения разработанной по [3] модернизационной конструкторской документации (КД) является подготовка универсальных шлифовальных станков к включению в электрическую цепь нагрузки автономного генератора электрической энергии шлифовального круга и обрабатываемой заготовки в процессе резания-шлифования с обеспечением токозащиты корпуса шлифовального станка.

Разработка электронной КД на модернизацию универсальных станков для реализации АИШ создает предпосылки для малозатратной модернизации существующего парка шлифовальных станков, в том числе морально устаревших, в высокоэффективное, прогрессивное оборудование с расширенными технологическими возможностями.

Весомость потенциально вовлекаемой в такую модернизацию части станочного парка в Украине и заинтересованность внешнего рынка определяются наличием большого количества промышленных предприятий (машино-, приборостроительные, оборонные и другие), на которых происходит обработка шлифованием изделий из труднообрабатываемых материалов.

Операции шлифования, в особенности круглого наружного и плоского периферией круга, используются практически на всех машиностроительных предприятиях, поэтому рынок сбыта разработанной КД может быть очень

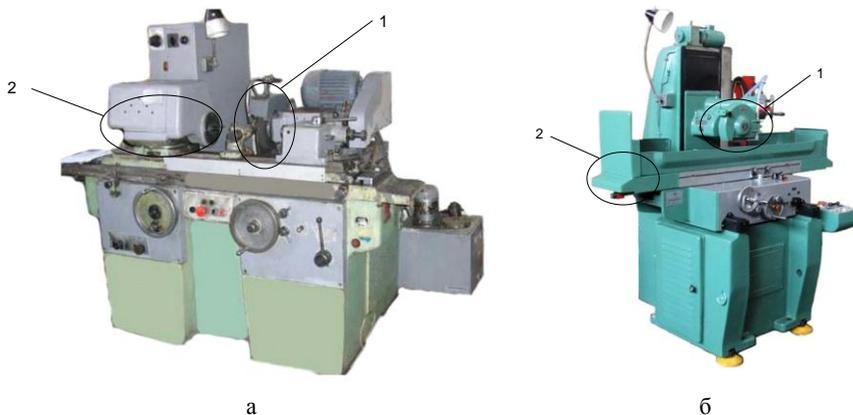
большим. Удельный вес шлифовальных станков в общем объеме металлорежущего оборудования постоянно возрастает и достигает, например, в подшипниковой промышленности и на автозаводах западных стран 80%. При этом массивы численности кругло- и плоскошлифовальных станков примерно одинаковы [4].

**Цель и задача.** Авторы преследуют цель рыночной популяризации возможности и доступности специальной модернизации универсальных станков для АИШ как в условиях потребителей этих станков, так и в условиях их производителей с учетом последних современных наработок в *alma mater* метода – НТУ «ХПИ». Ближайшей задачей в контексте этой цели, решаемой представленным авторами обзором, является информирование промышленников и исследователей о конкретных объектах приложения выполненной по [3] разработке электронной КД, как уже эксплуатируемых механообрабатывающими предприятиями, так и находящихся в станкостроительном производстве.

**Базовые станки прямого применения модернизационной КД в обрабатывающей промышленности.** Базовыми моделями разработки КД для практической реализации АИШ на универсальных кругло- и плоскошлифовальных станках приняты популярные в механообрабатывающих отраслях промышленности станки соответственно модели 3Б12 (рис. 1, *а*), предназначенный для шлифования наружных и внутренних цилиндрических поверхностей в условиях индивидуального и мелкосерийного производства [5], и модели 3Г71 (рис. 1, *б*), предназначенный для высокоточного шлифования плоских поверхностей периферией круга [6].

Общие виды станков представлены на рисунке 1 с выделением узлов модернизации. Следуя технологической идее метода АИШ [7, 8], конструкторская модернизация затрагивает шпиндельные узлы станков – токозащита корпуса станка при включении в электрическую цепь токоподвода в зону резания инструмента, установочные места которого на планшайбе и участок контакта на внешнем фланце защищены специальной электроизоляцией, и организация места закрепления защищенного специальными крышкой и колпаком щеточного контактного устройства, заключающего анодный вывод от генератора электрической энергии (зона 1 на рис. 1, *а, б*), и место расположения устройства для закрепления проводного контакта, заключающего катодный вывод от того же генератора на включение заготовки в эту электрическую цепь через защищенный специальным кожухом узел токоподвода к ее посадочному месту (зона 2 на рис. 1, *а, б*).

Пакет КД на модернизацию для практической реализации АИШ универсального кругло-/плоскошлифовального станка включает 20/14 чертежей, в том числе 4/2 сборочных [3].



*Универсальные станки:*  
а – круглошлифовальный, модель 3Б12;  
б – плоскошлифовальный, модель 3Г71

*Узлы модернизации:*

- 1 – шлифовальная бабка со шпинделем шлифовального круга;
- 2 – передняя бабка со шпинделем заготовки (3Б12) или стол для крепления магнитного стола или приспособления для крепления заготовки (3Г71, выделен фрагмент стола в зоне левого торца с привернутым к нему крылом, на котором установлен защитный щиток)

Рисунок 1 – Общий вид узлов модернизации универсальных шлифовальных станков

**Станки прямого применения модернизационной КД в станкостроительной промышленности.** Современные производители станка модели 3Б12 и последующей ее модификации с незначительным усовершенствованием эстетического вида, эргономики и системы ручного управления станком – Армения (модель 3Б12, см. рис. 1, а) и Литва (модель 3U12RA, рис. 2, а). В Армении – АООТ «Шлифстанок», г. Гюмри (предприятие более известно как Ленинанканский завод шлифовальных станков; на постсоветском рынке представлено специализированной ассоциацией [9], объединяющей ведущих производителей, поставщиков и потребителей промышленного оборудования, отраслевых высших учебных заведений и научно-исследовательских институтов). В Литве – АО «Вингрэй», бывший станкозавод «Комунарас», известный в ряду ведущих в Восточной Европе производителей широкоуниверсальных фрезерных станков [10]. Включение шлифовальных станков в производственную номенклатуру АО «Вингрэй» связано с объединением в 1998 г. с заводом «Шлифавимо стаклес», более известным как Вильнюсский завод шлифовальных станков.



а



б

- а – круглошлифовальный, модель 3U12RA (Вингрий);  
б – плоскошлифовальный, модель 3Д711АФ (Белстанкоинструмент)

Рисунок 2 – Общий вид универсальных шлифовальных станков прямого применения модернизационной КД в станкостроительной промышленности

Разработанную КД на модернизацию универсального круглошлифовального станка 3Б12 [3] и ее последующие адаптации для практической реализации АИШ на других станках того же модельного ряда целесообразно включать в состав последующих переизданий руководства по эксплуатации [5] и ему подобных, с расположением после разделов, содержащих спецификацию и чертежи запасных деталей, перечень которых в поставочной комплектации станка также включает детали шпиндельного узла, ответственных рабочих контактов и с ограничительной функцией: стальной – 38ХЮА – шпиндель, бронзовые кольца, резиновые уплотнительные манжеты и др. [5].

Сегодня производитель базовой модели 3Г71 (ОАО Станкозавод «Красный борец» – холдинг «Белстанкоинструмент») выпускает ее современные аналоги – это станки моделей 3Д711АФ и 3Д711ВФ [11]. В таблице приведены основные характеристики этих станков.

Из табл. следует, что по геометрическим характеристикам форморазмерно и установочно зависимого узла модернизации, каким в случае плоскошлифовального станка является шпиндельный узел, модель 3Д711АФ является более близким конструктивным аналогом разработанному инновационному конструкторскому решению для рассматриваемого

модельного ряда с базовой моделью 3Г71. Причем в этом случае, в контексте рекомендаций производителю, сформулированных выше в отношении использования разработки КД на модернизацию универсального круглошлифовального станка 3Б12, доработка выполненной разработки КД по плоскошлифовальному станку [3] не требуется ни для совершенствования в условиях производителя, ни для предложения такого совершенствования (под возможность АИШ) в условиях потребителя.

Таблица

Технические характеристики		Модель станка		
		3Г71	3Д711АФ	3Д711ВФ
Диапазон шлифования, мм		200x630	270x450	240x630
Размеры рабочей поверхности стола, мм		200x630	200x450	200x630
Рабочие подачи	стола, мм	5...20	1...25	2...35
	суппорта, мм/ход.	0,2...4	0,3...20	0,3...40
	шлифголови, мм	0,005...0,05	0,002...0,04	0,002...0,08
Частота вращения шпинделя, об/мин		2680	2250	2230
Мощность главного привода, кВт		2,2	2,2	4,0
Размеры шлифовального круга, мм		250x32x76	250x32x76	300x76x40...63
Наибольшая масса устанавливаемой заготовки, кг		100	220	250
Габариты, мм	длина	630	1600	2595
	ширина	200	1680	1775
	высота	320	1540	2035
Масса, кг		2000	1740	2950

Обобщения и выводы. Разработка КД на модернизацию универсальных станков для реализации АИШ по [3], впервые выполненная в электронном виде (в современной программной среде САПР Аскон Компас-3D v.15), в техническом плане принципиально отличается от более ранних эксклюзивов, характерно представленных [8], прежде всего конструкторским решением токоподвода к обрабатываемой заготовке и соответствующего схеме этого токоподвода обеспечения токозащиты корпуса станка в его зоне (зона 2 на рис. 1, а, б). В известных предшественниках разработанной по [3] КД в сопроводительных описаниях встречаются указания по этому поводу общего порядка, но строгие (чертежные) решения необходимой модернизации этой зоны не рассматриваются. Важно и то, что в нынешнюю разработку гибко вписывается разработанное и запатентованное

НТУ «ХПИ» предложение изоляционных покрытий повышенной износостойкости для токозащиты корпуса станка в реализации технологий АИШ [12]. При этом выполненная комплексная разработка и в целом, и во всех своих частях по отношению к постмодернизационной состоятельности технических возможностей базовых моделей станков по уровню требований к условиям эксплуатации, функциональным характеристикам, надежности и безопасности в полной мере исповедует восходящую к предтечам новой эры человеческой цивилизации и перекликающуюся с ключевыми определителями современного авангардного (шестого) технологического уклада [13] *bio-cogno* сентенцию *primum non nocere* – прежде всего не навреди. Применение модернизационных приспособлений по разработанной КД, например, не создает препятствий автоматической блокировке подачи технологического тока и охлаждающей жидкости в рабочую зону после выхода шлифовального круга из обрабатываемой заготовки; не исключает, усложняет или ограничивает применимость станка для шлифования круглых наружных поверхностей к обработке внутренних поверхностей с помощью комплектующей специальной оснастки; и т. д.

В контексте дополнений вышеупомянутых ключевых определителей шестого технологического уклада до их известного квартета, АИШ им (*nano-info* [13]) органично по своей и информационной емкости, и потенциальной тонкости преобразований, особенно с учетом высокоскоростных перспектив с включением в массотрансформацию изменений состояния частиц атомно-молекулярного уровня [14].

Объектами прямого применения на механообрабатывающих предприятиях КД на модернизацию универсальных станков для реализации АИШ, разработанной по [3], являются усовершенствованные приспособления круглошлифовального станка модели ЗБ12 и плоскошлифовального станка модели ЗГ71 для реализации на них рабочих процессов обработки круглых наружных (цилиндрических и конических, модель ЗБ12) и плоских (модель ЗГ71) поверхностей.

Выполненная разработка КД может быть также предметом неисключительной лицензии в первую очередь предприятиям-производителям с теми же базовыми моделями станков – армянскому АО «Шлифстанок», литовскому АО «Вингряй» (модель ЗБ12 и последующая ее литовская модификация с незначительным усовершенствованием эстетического вида, эргономики и системы ручного управления станком – модель ЗУ12РА), белорусскому ОАО Станкозавод «Красный борец» в составе холдинга «Белстанкоинструмент» (модель ЗД711АФ – ближайший конструктивный аналог модели ЗГ71).

Выполненная разработка КД предоставляет этим предприятиям (АООТ «Шлифстанок», АО «Вингряй», холдинг «Белстанкоинструмент») возможность конструкторски обеспеченного развития модельного ряда

выпускаемого оборудования, расширения его технологических возможностей, в том числе поставкой по специальному заказу за отдельную плату вместе со станком соответствующей модернизационной оснастки, и (или) предоставления потребителям выпускаемых станков разработанных в НТУ «ХПИ» спецификаций и чертежей этой модернизации, в том числе их включением в состав руководств по эксплуатации.

Заклучение. Обострение кризисных явлений в условиях глобальной конкуренции товаров особенно стимулирует как заинтересованность производителей в энергоэффективных производственных технологиях высококачественной обработки с одновременной правкой инструмента в применениях современных алмазных шлифовальных кругов на металлических связках, так и пользователей к повышению их функционально-эксплуатационных показателей. Метод АИШ как технологическая парадигма по обем группам требований (производителей и пользователей продукции) бесспорно отработает инвестиции в свое дальнейшее развитие, поддержанное впервые созданной электронной КД по модернизации универсальных шлифовальных станков для его расширенной реализации.

**Список использованных источников:** 1. *Гуцаленко, Ю. Г.* Алмазно-искровое шлифование : обзор сорокалетия разработки харьковской научной школы физики процессов резания / *Ю. Г. Гуцаленко* // Физические и компьютерные технологии в народном хозяйстве : Тр. 18-й междунар. науч.-практ. конф., 5-6 дек. 2012 г. – Харьков : ГП ХМЗ «ФЭД», 2012. – С. 79-88. 2. *Стрельчук, Р. М.* Визначення особливостей та раціональних умов алмазно-іскрового шлифування твердих сплавів з нанорозмірних зерен монокарбїду вольфраму : Дис. ... канд. техн. наук : 05.03.01 – процеси механічної обробки, верстати та інструменти / *Р. М. Стрельчук*; Нац. техн. ун-т «Харк. політехн. ін-т». – Х., 2011. – 193 с. – Рос. мовою. 3. Разработка технических решений специальной модернизации универсальных станков и технологических баз данных для алмазно-искрового шлифования труднообрабатываемых материалов: Отчет о НИР (заклучит.) / Нац. техн. ун-т «Харк. політехн. ін-т»; рук. *А. Грабченко*, отв. исп. *Ю. Гуцаленко*. – Харьков, 2014. – 518 с. – № ГР 0113U000425. – Инв. № 0215U001303. 4. *Переверзев, П. П.* Теория и методика расчета оптимальных циклов обработки деталей на круглошлифовальных станках с программным управлением : Дис. ... д-ра техн. наук : 05.02.08 – Технология машиностроения / *П. П. Переверзев*; Южно-Урал. гос. ун-т. – Челябинск, 1999. – 295 с. 5. 3Б12 : Универсальный круглошлифовальный станок : Руководство по эксплуатации. – М. : Внешторгиздат, [между 1980 и 1990]. – 84 с. 6. Универсальный плоскошлифовальный станок высокой точности с горизонтальным шпинделем и прямоугольным столом : Модель 3Г71 : Руководство по эксплуатации [3Г71.00.000.РЭ]. – Минск : Изд-во «Полымя», 1975. – 48 с. 7. Семко, М. Ф. Способ абразивной обработки металлов : а. с. № 494130 (СССР) : МКИ<sup>1</sup> В 24 в 1/00, В 23 р 1/10 / М. Ф. Семко, Н. К. Беззубенко, И. С. Сальтевский, А. Т. Калашников. – № 1828222/25-8; заявл. 12.09.72; опубл. 25.08.76. Бюл. № 31. 8. *Беззубенко, Н. К.* Повышение эффективности алмазного шлифования путем введения в зону обработки дополнительной энергии в форме электрических разрядов : Дис. ... д-ра техн. наук : 05.03.01 – процессы механической обработки, станки и инструменты / *Н. К. Беззубенко*; Харьк. гос. политехн. ун-т. – Харьков, 1996. – 468 с. 9. ООО «КАМИ-Центр» : [Официальный сайт ; г. Москва, Россия]. – Режим доступа : <http://www.stanki.ru>. 10. АО «Винграй» : [AB «Vingriai»; официальный сайт ; г. Вильнюс, Литва]. – Режим доступа : <http://www.vingriai.lt>. 11. ОАО Станкозавод «Красный борец» : [Официальный сайт ; г. Орша, Беларусь]. – Режим доступа : <http://www.krasnyborets.com>. 12. *Гуцаленко, Ю. Г.*

Композиція для електроізоляційних зносостійких покриттів : патент на корисну модель № 92786 Україна : МПК C08L 63/02 (2006.01), C08J 5/16 (2006.01) / Ю. Г. Гуцаленко, В. В. Івкін, О. В. Руднев, О. К. Севидова; власник : Нац. техн. ун-т «Харк. політехн. ін-т». – № u 201315441; заявл. 30.12.2013; опубл. 10.09.2014. Бюл. № 17. **13.** Converging Technologies for Improving Human Performance: Nanotechnology, Biotechnology, Information Technology and Cognitive Science: NSF/DOC – sponsored report / Ed. by M. C. Roco and W. S. Bainbridge. – Arlington, Virginia: National Science Foundation, June 2002. – 424 p. – Режим доступа : <http://www.wtec.org/ConvergingTechnologies/1/NBIC-report.pdf>. **14.** Гуцаленко, Ю. Г. Особенности электроэрозионного разрушения металлов при высокоскоростном алмазно-искровом шлифовании / Ю. Г. Гуцаленко // Інформаційні технології: наука, техніка, технологія, освіта, здоров'я : Матер. міжнар. наук.-практ. конф. 15-16 трав. 2003 р. – Х. : НТУ "ХПІ", 2003. – С. 17-26.

**Bibliography (transliterated):** **1.** Gutsalenko, Yu. G. "Almazno-iskrovое shlifovanie: obzor sorokaletija razrabotki хар'ковској научној shkoly fiziki processov rezanija". Fizicheskie i komp'yuternye tehnologii v narodnom hozjajstve: Tr. 18-j mezhdunar. nauch.-prakt. konf. 5th-6th Dec. 2012. Kharkov: GP HMZ "FED", 2012. Print. **2.** Strel'chuk, R. M. Vznachennja osoblivostej ta racional'nih umov алмазно-искрового шліфування твердих сплавів з нанорозмірних зерен монокарбиду вол'фрам. Dys. ... kand. tehn. nauk. Kharkov, 2011. Print. **3.** Razrabotka tehničeskikh reshenij special'noj modernizacii universal'nyh stankov i tehnologičeskikh baz dannyh dlja алмазно-искрового шліфования труднообрабатываемых материалов. Otchet o NIR. No. GR 0113U000425. Inv. No. 0215U001303. Ruk. A. Grabchenko, otv. isp. Yu. Gutsalenko. Nat. Tech. Univ. "Kharkov Polytechnic Inst." Kharkov, 2014. 518 p. Print. **4.** Pereverzev, P. P. Teorija i metodika rasčeta optimal'nyh ciklov obrabotki detalej na krugloshlifoval'nyh stankah s programmnyim upravleniem. Dys. ... d-ra tehn. nauk. Chelyabinsk, 1999. Print. **5.** 3B12: Universal'nyj krugloshlifoval'nyj stanok. Rukovodstvo po jekspluatacii. Moscow: Vneshtorgizdat, between 1980 and 1990. 84 p. Print. **6.** Universal'nyj ploskoshlifoval'nyj stanok vysokoj točnosti s gorizontaľnym shpindel'em i prjamougol'nym stolom: Model' 3G71. Rukovodstvo po jekspluatacii 3G71.00.000.RE. Minsk: Izd-vo "Polymja", 1975. 48 p. Print. **7.** Semko, M. F., et al. Sposob abrazivnoj obrabotki metallovo: a. s. No. 494130 USSR. IPC<sup>1</sup> B 24 v 1/00, B 23 p 1/10. No. 1828222/25-8. Appl. 12.09.1972. Publish. 25.08.1976. Bull. No. 31. Print. **8.** Bezzubenko, N. K. Povyshenie jeffektivnosti алмазного шліфования путем vvedenija v zonu obrabotki dopolnitel'noj jenerгии в форме jelektričeskikh razrjadov. Dys. ... d-ra tehn. nauk. Kharkov, 1996. Print. **9.** "KAMI-Centr" Co., Ltd. Moscow, Russia. Web. 15 June 2015 <<http://www.stanki.ru>>. **10.** AB "Vingriai". Vilnius, Lithuania. Web. 15 June 2015 <<http://www.vingriai.lt>>. **11.** Public Corporation Stankozavod "Krasnyj borec". Orsha, Belarus. Web. 15 June 2015 <<http://www.krasnyborets.com>>. **12.** Gutsalenko, Yu. G., et al. Kompozicija dlja elektroizoljacionnih znosostijkih pokrittiv: patent na korisnu model'. No. 92786 Ukraine. IPC, 2006.01 C08L 63/02, C08J 5/16. No. u 201315441. Appl. 30.12.2013. Publish. 10.09.2014. Bull. No. 17. Print. **13.** Converging Technologies for Improving Human Performance: Nanotechnology, Biotechnology, Information Technology and Cognitive Science. NSF/DOC – sponsored report. Ed. by M. C. Roco and W. S. Bainbridge. Arlington, Virginia. National Science Foundation, June 2002. 424 p. Web. 15 June 2015 <<http://www.wtec.org/ConvergingTechnologies/1/NBIC-report.pdf>>. **14.** Gutsalenko, Yu. G. "Osobnosti jelektroerozionnogo razrushenija metallovo pri vysokoskorostnom алмазно-искровом шліфованні". Informacijni tehnologii: nauka, tehnika, tehnologija, osvita, zdorov'ja: Mater. mizhnar. nauk.-prakt. konf. 15th-16th May 2003. Kharkov: NTU "KhPI", 2003. Print.

*Поступила в редколлегию 15.06.2015*

УДК 621.9.01

О.Г. Дерев'янченко, д-р техн. наук, С.К. Волков,  
Д.О. Криницин, канд. техн. наук, Одеса, Україна

## **КОНТРОЛЬ СТАНІВ СИСТЕМИ ЕЛЕМЕНТІВ РІЖУЧОЇ ЧАСТИНИ РІЗЦІВ В ІНСТРУМЕНТАЛЬНОМУ МАГАЗИНІ ВЕРСТАТУ З ВИКОРИСТАННЯМ СТЗ**

*Розроблено систему контролю станів ріжучої частини різців в інструментальному магазині верстату. Працездатність системи та програмного комплексу контролю, формування моделей динаміки станів, діагностування та прогнозування остатнього ресурсу перевірено та підтверджено на прикладі оцінки станів розточувальних різців*

*Разработана система контроля состояний режущей части резов в инструментальном магазине станка. Работоспособность системы и программного комплекса контроля, формирования моделей динамики состояний, диагностирования и прогнозирования остаточного ресурса проверена и подтверждена на примере оценки состояний расточных резов.*

*The checking system of cutting part states in the instrumental shop of machine-tool is developed. The capacity of the system and programmatic complex of control, models of dynamics forming, diagnosing and prognostications of remaining resource is tested and confirmed on the example of boring tools states estimation.*

**Аналіз попередніх досліджень.** Питання контролю станів ріжучої частини (РЧ) різальних інструментів (РІ) з використанням систем технічного зору (СТЗ) розглянуті в ряді робіт, у тому числі в [1]. Приведено результати розробок відповідних стендових систем контролю РІ. Однак для сучасних систем класу ГВМ контроль інструментів поза верстату призводить до неприпустимих простоїв та збитків. Тому розробка підходу до створення та дослідження систем контролю РІ в зоні інструментального магазину (ІМ) верстату є актуальною. Як показано в [2], ріжуча частина інструментів (зокрема – різців) уявляє собою систему елементів зі змінною структурою. Ці елементи (робочі поверхні та ріжучі кромки) мають різну, параметрично обумовлену орієнтацію у просторі інструментальної системи координат. В процесі зношування різців ця орієнтація змінюється. Очевидно, що для контролю кожного з названих елементів відповідна система повинна мати спеціальні пристрої для автоматичного (чи автоматизованого) настроювання цифрових камер СТЗ.

**Метою даної статті є** викладення деяких результатів розробки системи контролю РЧ РІ в інструментальному магазині свердлильно - фрезерно - розточувального (СФР) верстату та формування з її використанням моделей динаміки ріжучої частини.

**Розглянемо основні результати досліджень.** Насамперед проведемо

уточнення моделей системи елементів різальної частини, створення яких повинна забезпечувати система контролю. Різні варіанти класифікації технічних систем та підходів до їх моделювання наведені в ряді робіт, у тому числі в [3, 4].

Результати дослідження систем з використанням фізичного або математичного моделювання наведені у монографії [3]. Показано, що математична модель уявляє собою спрощене відображення найбільш істотних сторін досліджуваної технічної системи (ТС), формування сукупності математичних виразів, що описують процес її функціонування (зміни станів) і дозволяють оцінити якість системи. Прогнозування певних результатів функціонування систем є головною метою побудови моделі.

Динамічні системи з дискретним часом і відповідні моделі розглянуті в роботі [4]. Модель динаміки РЧ (ДМ РЧ) в процесі зношування (що поступово формується за наслідками періодичного контролю) належить до цього класу моделей.

ДМ РЧ уявляє собою математичну модель, одночасно топологічну (тому що відображає поточну структуру різальної частини) та геометричну (відображає форми та текстури зон зносу чи руйнування). Вона є функціональною, бо текстурні параметри відображають наслідки дії складних фізичних процесів, супроводжуваних зношування. ДМ РЧ формується в результаті обробки комплексної обробки наборів цифрових зображень РЧ з використанням наборів спеціальних алгоритмів та програм, тому вона також є алгоритмічною динамічною моделлю з дискретним часом.

Фрагмент моделі динаміки станів зношених задніх поверхонь –  $A_2^T$  різця ( $M_{A_2^T}^{(0, T_K)}$ ) та відповідний графік динаміки висоти зони зношування представлені на рис. 1. Вона містить набір моделей станів на кожен момент контролю РІ (у інтервалі часу  $(0, T_K)$ ). Відповідно позначено:  $I_{A_2^T}^{RGB}$ ,  $I_{A_2^T}^{OS}$ ,  $I_{A_2^T}^{BIN}$  - цифрові зображення зони  $A_2^T$  у форматі RGB, у "відтінках сірого" та бінарне;  $K_{A_2^T}^\Sigma$  - набір контурів зон зношування;  $i \in (0, T_K)$ .

ДМ РЧ дозволяє виконувати прогнозування залишкового ресурсу різця не тільки за одним параметром (графік на рис. 1), але й багатопараметричне прогнозування розвитку усіх значних дефектів як передньої, так і задніх поверхонь різальної частини. Зазначимо, що для цього система контролю РІ повинна забезпечувати можливість позиціонування цифрової (WEB) камери відносно кожної з поверхонь зносу. Випробувано і визнано конструкційно ефективним розміщення апаратних частин системи контролю станів РІ в інструментальному магазині верстату.

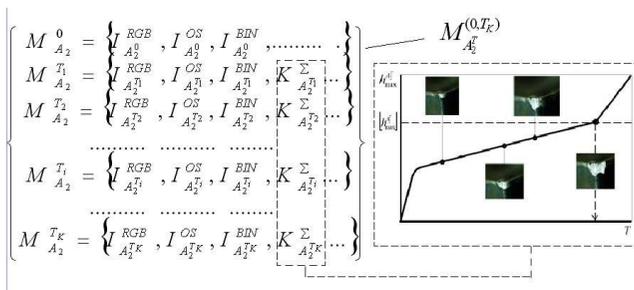


Рисунок 1 – Модель динаміки станів зношених задніх поверхонь РЧ різця (фрагмент)

На основі розроблених на кафедрі технології конструктивних матеріалів та матеріалознавства ОНПУ стендових систем [1] створена та досліджена система контролю станів РЧ безпосередньо у зоні інструментального магазину. Вона пройшла випробування на СФР – верстаті мод. 2202ВФ4 кафедри металорізальних верстатів, метрології та сертифікації ОНПУ (рис. 2). Система включає такі елементи: 1 – інструментальний магазин; 2 – перевантажувач РІ; 3 – автооператор; 4 – розточувальна борштанга; 5 – різець; 6 – ПЕОМ; 7 – пристрій для контролю станів РЧ РІ з використанням СТЗ; 8 – пульт дистанційного керування пристроєм; 9 – кнопка лінійних переміщень; 10 – керування різкістю; 11 – перемикач; 12 – магнітна основа; 13 – штанга; 14 – рухливий супорт, на якому кріпиться система контролю; 15 – цифрова (WEB) камера; 16 – система освітлення РЧ.

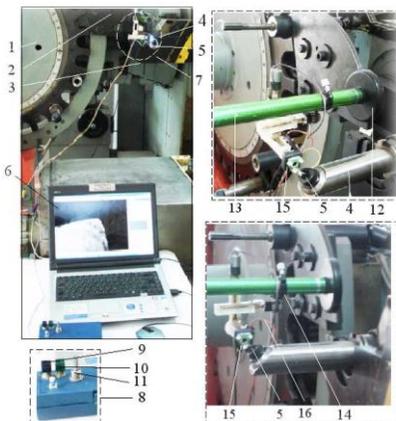


Рисунок 2 – Загальні види системи контролю станів РІ, розміщеної в зоні інструментального магазину СФР – верстату, та її елементів

Система дозволяє дистанційно керувати переміщеннями WEB-камери відносно РІ, що контролюється, отримувати цифрові зображення зон зносу РЧ, обробляти їх у ПЕОМ з використанням спеціального програмного комплексу та формувати відповідні моделі динаміки станів РЧ, виконувати прогнозування залишкового ресурсу інструменту. Наявність блоку позиціонування WEB-камери в трьох вимірах (рис. 3) – це важлива особливість системи контролю, яка забезпечує її гнучкість з позицій контролю РІ різного типу.

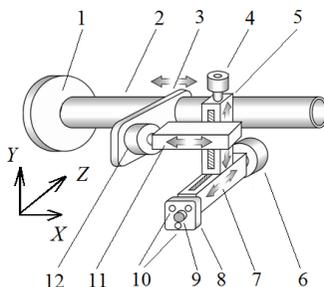


Рисунок 3 – Блок позиціонування WEB-камери в трьох вимірах відносно інструменту, що контролюється

Основні вузли, показані на рис. 3: 1 – магнітна підставка; 2 – штанга; 3 – рухливий супорт; 4 – кроковий двигун для переміщення WEB-камери уздовж осі Y; 5 – привод переміщення WEB-камери уздовж осі Y; 6 – кроковий двигун для переміщення WEB-камери уздовж осі Z; 7 – привод переміщення WEB-камери уздовж осі Z; 8 – WEB-камера; 9 – посилююча лінза для макрозйомок; 10 – підсвічування зони реєстрації зображення РЧ; 11 – кроковий двигун для переміщення WEB-камери уздовж осі X; 12 – привод переміщення WEB-камери уздовж осі X.

Працездатність розробленої системи та програмного комплексу контролю, діагностування та прогнозування остатнього ресурсу РІ перевірено та підтверджено на прикладі оцінки станів розточувальних різців. Подальші дослідження дозволять надати рекомендації для майбутнього створення відповідних промислових систем контролю та діагностування станів РІ.

Накопичена велика кількість цифрових зображень динаміки станів різців різноманітного типу в умовах чистової та напівчистової обробки. Це дає можливість побудови відповідних ДМ РЧ, проведення подальших досліджень для покращення якості методів діагностування РІ та відповідних класифікаторів.

**Висновки.** Розроблено систему контролю станів елементів РЧ РІ в інструментальному магазині СФР – верстату. Працездатність системи та програмного комплексу контролю, формування моделей динаміки РЧ, діагностування та прогнозування остатнього ресурсу РІ перевірено та підтверджено на прикладі оцінки станів розточувальних різців.

**Список использованных источников:** 1. Формирование первичных образов режущей части с использованием СТЗ для диагностирования состояний инструментов на основе анализа 3D-моделей, *Деревянченко А.Г., Волков С.К., Марченко Е.Н., Крилицын Д.А.* // Резание и инструмент в технологических системах: научно-технический сборник, Харьков, НТУ «ХПИ», 2014. – Вып 84, С. 62-69. 2. *Деревянченко А.Г.* Диагностирование состояний режущих инструментов при прецизионной обработке / *Деревянченко А.Г., Павленко В.Д., Андреев А.В.* – Одесса: Астропринт, 1999. – 184 с. 3. *Кузнецов Ю.М., Луцив І.В., Дубиняк С.К.* Теорія технічних систем. – Тернопіль. 1997 – 310 с. 4. *Аносов, Д. В.* Топология, обыкновенные дифференциальные уравнения, динамические системы, Сборник обзорных статей. Д. В. Аносов / Тр. МИАН СССР, С. 169, 1985, С. 59–93.

**Bibliography (transliterated):** 1. Formirovanie pervichnyh obrazov rezhushhej chasti s ispol'zovaniem STZ dlja diagnostirovanija sostojanij instrumentov na osnove analiza 3D – modelej, *Derevjanchenko A.G., Volkov S.K., Marchenko E.N., Kricincyn D.A* // *Rezanie i instrument v tehnologicheskix sistemah: nauchno-tehnicheskij sbornik, Har'kov, NTU «HPI»*, 2014. – Vyp 84, S. 62-69. 2. *Derevjanchenko A. G.* Diagnostirovanie sostojanij rezhushhix instrumentov pri precizionnoj obrabotke / *Derevjanchenko A. G., Pavlenko V. D., Andreev A. V.* — Odessa : Astroprint, 1999. — 184 s. 3. *Kuznecov Ju.M., Luciv I.V., Dubinjak S.K.* Teorija tehnicnih sistem. – Ternopil'. 1997 – 310 s. 4. *Anosov, D. V., Topologija, obyknovennye differencial'nye uravnenija, dinamicheskie sistemy, Sbornik obzornyh statej. D. V. Anosov / Tr. MIAN SSSR, S. 169, 1985, S. 59–93.*

*Поступила в редколлегию 12.11.2014*

УДК 006.072.025:658.563

В.О. Залога, д-р техн. наук, Ю.О. Денисенко,  
О.В. Івченко, канд. техн. наук, Суми, Україна

## **СИСТЕМА ТЕХНІКО-ЕКОНОМІЧНИХ ПОКАЗНИКІВ ІНСТРУМЕНТАЛЬНОЇ ПІДГОТОВКИ ВИРОБНИЦТВА**

*На основі узагальнення вітчизняного та зарубіжного досвіду, запропоновані принципи створення системи техніко-економічних показників інформаційної системи інструментальної підготовки виробництва машинобудівного підприємства. Це дозволило виділити групи техніко-економічних показників за видами діяльності інструментального виробництва та розробити універсальну класифікацію техніко-економічних показників інформаційної системи інструментальної підготовки виробництв машинобудівної галузі.*

*На основе обобщения отечественного и зарубежного опыта, предложены принципы создания системы технико-экономических показателей информационной системы инструментальной подготовки производства машиностроительного предприятия. Это позволило выделить группы технико-экономических показателей по видам деятельности инструментального производства и разработать универсальную классификацию технико-экономических показателей информационной системы инструментальной подготовки производств машиностроительной отрасли.*

*Based on the aggregation of domestic and international experience have been proposed the principles of technical and economic indicators (TEI) system creation of the engineering enterprise information system of the instrumental pre-production (IS IPP). It is allowed to allocate groups TEI and develop a universal classification TEI IS IPP of machine-building enterprises.*

Стан справ всіх сфер господарчої діяльності сучасних машинобудівних підприємств відображають (характеризують) відповідні техніко-економічні показники (ТЕП). Кожен показник характеризує підприємство чи його окремих підрозділ за напрямками, як зовнішньої, так і внутрішньої діяльності. Своєчасний аналіз ТЕП з боку керівництва підприємством дозволяє оцінити переваги чи недоліки структури підприємства, а також якість перебігу відповідних процесів та своєчасно обрати (відкоригувати) необхідну стратегію діяльності підприємства.

Аналіз ТЕП підприємства в цілому або його відповідних (складових) підрозділів (виробництв) можна проводити різними шляхами: порівнянням між собою; порівнянням з аналогічними показниками інших споріднених підприємств (підрозділів, виробництв); порівняння фактичних ТЕП свого підприємства (відповідного підрозділу або виробництва) із плановими значеннями.

Відомо [1], що значний вплив майже на всю господарську діяльність підприємств має інструментальна підготовка виробництва (ІПВ), яка включає: діяльність з технологічного контролю конструкторської

документації на предмет технологічності конструкції, міжвидовій і внутрішньовидовій уніфікації виробів, їх складових частин і конструктивних елементів (лінійні розміри, радіуси, діаметри, фаски, різьблення, пази, матеріали, покриття й т.і.); проведення маркетингових досліджень і укладання договорів на придбання інструментів і технологічного оснащення; організація виготовлення інструментів й оснащення, організація зберігання інструментів й оснащення; організація доставки інструментів й оснащення до робочих місць; організація експлуатації інструментів й оснащення; організація обліку й контролю використання інструментів й оснащення; організація ремонту й відновлення інструментів й оснащення; аналіз ефективності використання інструментів й оснащення; розробка й економічне обґрунтування організаційно-технічних заходів щодо поліпшення використання інструментів і технологічного оснащення й ін. Сучасні великі промислові підприємства використовують у своїй діяльності велику кількість різноманітних інструментів і пристосувань. Наприклад, у комплект інструментів для виробництва тільки однієї марки бурового агрегату (нафтове машинобудування) входить понад двох тисяч типорозмірів інструментів й пристосувань, а також численне технологічне оснащення (ТО) для ливарних, гальванічних, термічних та інших процесів, у т.ч. до п'ятисот штампів і прес-форм [1]. Частка витрат на їхнє придбання й виготовлення в собівартості продукції підприємства може становити до 30 % [1, 2]. Запаси (резерви) інструментів, пристосувань і ТО у грошовому вираженні можуть досягати 30-40% загальної суми обігових коштів підприємства [2, 3]. Тому покращення системи ТЕП ПІВ сучасного машинобудівного підприємства є актуальним напрямком в підвищенні його ефективності.

Одними з найефективніших напрямів покращення системи ТЕП ПІВ, особливо в умовах багатотономенклатурного виробництва є впровадження процесного підходу (у відповідності з вимогами міжнародного стандарту ISO 9001) та використання сучасних інформаційних технологій, в основі яких лежать системні методи [5]. Разом з тим, аналіз довідкової літератури та наукових джерел [2-4] показав, що ТЕП ПІВ сучасних машинобудівних підприємств або систематизовані недостатньо, або майже зовсім не систематизовані, що не дозволяє проводити (з метою вдосконалення системи ПІВ) ефективний аналіз її основних ТЕП, які використовуються для фінансової звітності як відповідних підрозділів інструментального виробництва (ІВ), так і підприємства в цілому. У роботі [4] автором для більш ефективного забезпечення якості діяльності інструментального господарства підприємства запропоновано його поділити на два рівні (тактичний і оперативний). Аналіз літературних джерел показав, що в умовах впровадження програмних засобів з автоматизації різних робіт як управлінського, так і виробничого характеру, необхідно вдосконалювати діяльність підприємства шляхом розробки та впровадження таких

інформаційних систем управління виробництвом, що відповідають вимогам і принципам CALS-технологій. Таким чином, окрім вже створених та вже достатньо широко впроваджених на багатьох підприємствах систем управління різними видами діяльності виробництва (підрозділів) – систем управління якістю, систем управління охороною навколишнього середовища та ін. – є доцільним розроблення також і інформаційні системи техніко-економічних показників ІПВ (ІС ТЕП ІПВ).

**Метою роботи** є розроблення основних принципів створення універсальної інформаційної системи техніко-економічних показників інструментальної підготовки виробництва, яка може забезпечити суттєве підвищення ефективності сучасного машинобудівного підприємства.

В процесі діяльності підприємства оснащення усіх його виробничих процесів високоякісними інструментами, пристосуваннями і ТО, що можуть гарантувати випуск конкурентоспроможної продукції (надання послуг), повинне забезпечуватися усіма підрозділами інструментального виробництва (ІВ) такими видами його діяльності, як управління: інструментальним виробництвом та його персоналом; якістю всієї інструментальної продукції, у т.ч. і покупної; охороною навколишнього середовища та охороною праці персоналу.

Впровадження ІС ТЕП ІПВ дозволить всебічно управляти як результатом, так і динамікою розвитку процесів, що входять до ІС ІПВ.

Запропоновано розглядати в ІС ТЕП ІПВ наступні види діяльності:

- а) організаційно-економічні;
- б) виробничі;
- в) управління якістю;
- г) екологічні;
- д) соціальні.

Примітка. У зв'язку з многогранністю поняття управління персоналом, показники, що його характеризують рекомендовано розподілити по видам діяльності.

**Організаційно-економічні ТЕП** характеризують як організаційно-економічний рівень ІС ТЕП ІПВ, так і її складові елементи: фінансовий стан, обігові кошти, основні засоби, персонал, а також результат діяльності.

Узагальнюючи вже накопичений, у т.ч. і авторами цієї роботи [6, 7], досвід з організаційно-економічних показників ІС ІПВ можна віднести:

- капіталовіддачу/капіталомісткість інструментального виробництва;
- матеріаловіддачу/матеріаломісткість продукції ІВ;
- енергомісткість продукції ІВ;
- обсяг виготовленої продукції ІВ;
- собівартість продукції ІВ;
- середньомісячну заробітну плату працівників системи ІПВ;

- продуктивність праці працівників системи ІПВ;
- показник використання робочого часу виробничих робітників;
- показник, що характеризує питому вагу виробничих робітників системи ІПВ у загальній чисельності працюючих;
- показник, що враховує питому вагу інструментальної продукції в загальному обсязі виробництва;
- показник, що враховує питому вагу ТО в загальному обсязі виробництва;
- показник рівня організації ремонту та забезпечення запасними частинами;
- показник організації робіт по зібранню та відновленню зношеного ТО;
- показник централізованої доставки відповідних вантажів ІВ;
- показник стану організації прокату;
- показник рівня витрат на ТО;
- показник рівня використання системи централізованого заточення інструменту;
- показник технічного рівня інструментальної підготовки оперативних (змінних) завдань.

**Виробничі ТЕП** характеризують технічну досконалість ІС ІПВ, забезпеченість ІВ необхідною інфраструктурою, прогрес в техніці і впровадження інноваційних технологій ІВ, застосування сучасних методів і форм організації виробництва інструментів, пристосувань і ТО, раціональний розподіл витрат матеріалів, засобів, праці та часу при технологічній підготовці виробництва, виготовлення й експлуатацію продукції ІВ.

До виробничих ТЕП ІС ІПВ можна віднести наступні показники [7, 8]:

- питомої ваги ТО, що відповідає світовим стандартам;
- питомого обсягу бракованого ТО;
- прогресивності структури обладнання;
- використання обладнання;
- використання виробничих площ;
- використання площ складу ІРК;
- диференціації ІВ;
- спеціалізації ІВ;
- безперервності ІВ;
- повторюваності ІВ;
- паралельності ІВ;
- пропорційності ІВ;
- прямоточності ІВ;
- універсалізації ІВ;
- гнучкості ІВ;

- автоматизації інструментального виробництва;
- механізації інструментального виробництва;
- рівня дефективності ТО;
- коефіцієнт використання ТО;
- коефіцієнт використання виробничої потужності;
- коефіцієнт інтенсивного навантаження устаткування;
- коефіцієнт дублювання функцій;
- коефіцієнт використання робочого часу.

Підходи до управління якістю процесів регламентуються стандартом ISO 9001 (в Україні ДСТУ ISO 9001), одним з вимог якого є орієнтація на процесний підхід. Тому при виборі показників управління якістю ІС ТЕП ППВ важливо враховувати не тільки якість виготовлених інструментів, пристосувань і ТО, але й рівень якості процесів їхніх життєвих циклів.

Під якістю ППВ розуміють здібність сукупності властивостей процесів ППВ виконувати пред'явлені до них вимоги виробництва. Показники якості процесів ППВ можуть розглядатися як для окремих видів інструментів, пристосувань і ТО, так і для відповідних складових підприємства: робочого місця, дільниці, цеху, підприємства в цілому [8].

Тому до **ТЕП управління якістю** в ІС ППВ, які характеризують відповідні рівні якості процесів проектування й технології виробництва інструментів, пристосувань і ТО, а також якості процесів їх експлуатації та управління якістю перебігу процесів ППВ, пропонується віднести наступні показники:

- коефіцієнт стандартизації;
- якості технічної документації по ІС ППВ;
- уніфікації ІВ;
- прогресивності ТП ІВ;
- надійності ІВ;
- відновлення інструментів та ТО;
- технологічний коефіцієнт точності ТП;
- рівень нормативного забезпечення;
- результативність ІС ППВ;
- ефективність ІС ППВ.

Безпечність діяльності персоналу та охорона його праці також являється важливим напрямком в удосконаленні діяльності сучасних підприємств. Впровадження вимог стандарту OHSAS 18001 (в Україні ДСТУ OHSAS 18001:2010 [9]) на підприємстві зменшує небезпечні фактори на виробництві, попереджає виникнення нещасних випадків при зменшенні витрат на відшкодування втрат на забезпечення необхідного здоров'я або працездатності працівників та зменшенні збитків від простоїв на виробництві.

Отже при аналізі вимог ДСТУ OHSAS 18001:2010 можна виділити наступні **соціальні ТЕП**:

- показник функціонального розподілу праці робітників
- показник функціонального розподілу праці ІТР та службовців ІС ІПВ
- рівень нормативної документації в сфері охорони праці;
- рівень інструктажу персоналу;
- показник зайнятості персоналу;
- показник наявності використання засобів індивідуального захисту;
- рівень потенційної небезпечності процесів ІВ;
- показник рівня атестації персоналу, що працює з підвищеною небезпечністю.

Необхідно звернути увагу на той факт, що здійснення господарської діяльності підприємства, як правило, може суттєво впливати на стан навколишнього середовища. Сучасні підприємства вже усвідомлюють, що є необхідним знаходження ефективних шляхів в зменшенні наслідків від їх діяльності. Одним із таких шляхів є впровадження вимог стандарту ISO 14001 (в Україні ДСТУ ISO 14001-2006 [10]), на базі якого створюється система екологічного керування. Тому **екологічні ТЕП** повинні характеризувати: екологічний стан об'єкту і його вплив на навколишнє середовище, ефект від реалізації природоохоронних завдань та заходів, раціональне використання природних ресурсів, а також соціальні питання, які залежать від екологічного стану в ІВ [7, 8, 11, 12].

До екологічних ТЕП можна віднести:

- рівень потенційної небезпечності технологічних процесів ІВ для навколишнього середовища;
- рівень планування і контролю заходів;
- рівень змісту та оформлення доказової документації екологічної безпеки процесів;
- питомий показник утворення відходів;
- частка скорочення обсягів викидів від їх загального обсягу;
- зменшення щільності викидів в атмосферне повітря по відношенню до певної території;
- зменшення кількості днів, у які забруднення атмосферного повітря перевищувало ГДК;
- рівень відповідності НД вимогам стандартів щодо навколишнього середовища;
- рівень виконання вимог до захисту навколишнього середовища (по кожному процесу).

Оскільки ІС ІПВ функціонує як на тактичному, так і на оперативному рівнях управління її процесами, в роботі запропоновані системи ТЕП, що

дозволяють виконувати раціональний вибір ТЕП для кожного з вказаних рівнів окремо (табл. 1 та 2).

Таблиця 1 – Система ТЕП на оперативному рівні

ТЕП за видами діяльності	ТЕП за результатуючим оптимальним значенням		
	Показники, які обраховуються за відносною шкалою від 0 до 1	Показники, які мають оптимальне абсолютне значення	Показники, які визначаються згідно логічних суджень експертів (бальна система оцінювання)
1	2	3	4
Організаційно-економічний показник	що характеризує питому вагу виробничих робітників системи ППВ у загальній чисельності працюючих; рівня організації ремонту та забезпечення запасними частинами; що враховує питому вагу інструментальної продукції в загальному обсязі виробництва; стану організації прокату; рівня витрат ТО; рівня використання системи централізованого заточення інструменту	що враховує питому вагу інструментальної продукції в загальному обсязі виробництва; організації робіт по збору та відновлення ТО; централізованої доставки вантажів ІВ; технічного рівня інструментальної; підготовки оперативних (змінних) завдань	-
Виробничий показник	коефіцієнт використання ТО; коефіцієнт інтенсивного навантаження устаткування; - питома вага ТО, що відповідає світовим стандартам		-
Показник якості	витрати на якість процесів ІС ППВ; відновлення ТО; коефіцієнт стандартизації ППВ; рівень стандартизації ТО		- рівня якості ТО
Соціальний показник	функціонального розподілу праці ІТР та службовців системи ППВ рівня нормативної документації в сфері охорони праці; рівня інструктажу персоналу; - зайнятості персоналу	рівня атестації персоналу, що працює з підвищеною небезпечністю	- наявності використання засобів індивідуального захисту

Продовження табл. 1

1	2	3	4
Екологічний показник	що характеризує питому вагу утворених відходів; що характеризує частку скорочення обсягів викидів від загального обсягу; зменшення кількості днів, у які забруднення атмосферного повітря перевищувало ГДК; рівня відповідності НД вимогам стандартів навколишнього середовища	зменшення щільності викидів в атмосферне повітря по відношенню до певної території	рівня змісту та оформлення доказової документації екологічної безпеки процесів; рівня потенційної небезпечності ТП ТО для навкол. середовища; рівня планування і контролю заходів; рівня виконання вимог до захисту навкол. середовища

Таблиця 2 – Система ТЕП на тактичному рівні

ТЕП за видами діяльності	ТЕП за результуючим оптимальним значенням		
	Показники, які обраховуються за відносною шкалою від 0 до 1	Показники, які мають оптимальне абсолютне значення	Показники, які визначаються згідно логічних суджень експертів (бальна система оцінювання)
1	2	3	4
Організаційно-економічний показник	капіталовіддачі ІВ; матеріаловіддачі ІВ; використання робочого часу виробничих робітників ІВ	капіталомісткості ІВ; матеріаломісткості ІВ; обсягу виготовленої ТО; енергомісткості ТО; собівартості ТО; середньомісячної зароб. плати робітників ІС ІПВ; продуктивності праці.	-
Виробничий показник	використання обладн.; використ. виробн. площ; диференціації ІВ; безперервності ІВ; повторюваності ІВ; паралельності ІВ; прямоточності ІВ; універсализації ІВ; гнучкості ІВ; автоматизації ІВ; рівня дефективності ТО	прогресивності структури обладнання; використання площ складу ІРК; спеціалізації ІВ; пропорційності ІВ; механізації/ автоматизації ІВ; використання виробничої потужності; дублювання функцій	-

Продовження табл. 2

1	2	3	4
Показник якості	коефіцієнт стандартизації ІПВ; уніфікації ІВ; прогресивності ТП ІВ; технолог. коэф-т точн. ТП рівня стандартизації ТО рівня нормат. забезпеч.		технічної документації по ІС ІПВ; рівня ТО
Соціальний показник	зайнятості персоналу; рівня атестації персоналу, що працює з підвищеною небезпечністю. рівня потенційної небезпечності технологічних процесів ІВ для навколишнього середовища	функціонального розподілу праці ІТР та службовців системи ІПВ.	рівня інструктажу персоналу; рівня нормативної документації в сфері охорони праці; наявності використання засобів індивід. захисту; рівня потенційної небезпечності; рівня планування і контролю заходів
Екологічний показник	частки скорочення обсягів викидів від загального обсягу; зменшення щільності викидів в атмосферне повітря по відношенню до певної території; рівня відповідності НД вимогам стандартів навк. середовища	утворення відходів (питомий); зменшення кількості днів, у які забруднення атмосферного повітря перевищувало ГДК	рівня змісту та оформлення доказової документації екологічної безпеки процесів; рівня виконання вимог до захисту навколишнього середовища (по кожному процесу)

Виходячи із визначення та задач, що вирішуються системою ІПВ, в першу чергу задоволення потреб виробництва в інструменті й ТО належної якості при мінімальних витратах в заданий термін, пропонується додатково оперувати наступними окремими показниками:

- витратами на якість процесів ІС ІПВ. Вони повинні прагнути до мінімального значення і можуть бути використані у цільовій функції з оптимізації діяльності підприємства в частині ІПВ;

- рівнем якості продукції ІВ. Вони можуть бути використані в якості обмежень, наприклад, якщо показник якості інструмента або ТО нижче за необхідний (встановлений конструктором або технологом), то унеможливити його використання;

- терміни реалізації процесів з ІПВ. Вони можуть бути використані в якості як цільової функції з оптимізації діяльності підприємства в частині ІПВ, наприклад, пошук шляхів реалізації технологічного завдання з інструментального забезпечення виробництва за найкоротший час або в якості обмежень, наприклад, обмеження за

максимально-припустимим терміном виконання завдання з інструментального забезпечення.

Отже, узагальнюючи відзначене, можна виділити такі рівні ієрархії в класифікації ТЕП: за рівнем управління (оперативний і тактичний), за видами діяльності (організаційно-економічні, виробничі, управління якістю, екологічні; соціальні) та відповідним результуючим значенням ТЕП (показники, які обраховуються за відносною шкалою від 0 до 1; показники, які мають оптимальне абсолютне значення; показники, які визначаються згідно логічних суджень експертів).

Запропонована система ТЕП сприятиме прийняттю своєчасних та ефективних організаційно-економічних, виробничих, соціальних та екологічних рішень як для поточного, так і для перспективного розвитку ІС ІПВ.

### **Висновки**

За результатами досліджень, можна зробити наступні висновки.

1. Показано, що в наш час поліпшення системи ТЕП є актуальним питанням, про що говорить достатня кількість праць, але в яких питаннях поліпшення ТЕП ІПВ, як правило відсутні. Тому в роботі запропоновані принципи створення ТЕП ІС ІПВ, які враховують специфіку протікання процесів в ІВ.

2. ТЕП ІС ІПВ запропоновано класифікувати за:

- рівнями управління (оперативний та тактичний);
- видами діяльності: організаційно-економічні, виробничі, управління якістю, екологічні; соціальні;
- відповідним результуючим значенням показників ТЕП, які:
  - а) обраховуються за відносною шкалою від 0 до 1;
  - б) мають оптимальне або регламентоване абсолютне значення;
  - в) визначаються згідно логічних суджень експертів (бальна система оцінювання).

3. Запропоновано систему комплексних техніко-економічних показників ІПВ, яка дозволяє підвищувати ефективність сучасного машинобудівного підприємства шляхом проведення аналізу результатів оцінювання техніко-економічного рівня ІПВ на основі врахування вимог міжнародних стандартів на системи менеджменту (управління) ISO 9001, ISO 14001, OHSAS 18001 та ін.

4. Запропонована система ТЕП ІС ІПВ може бути використана для раціоналізації діяльності (мінімізація витрат на ІПВ або пошук технології реалізації інструментального забезпечення в найкоротший термін) з питань, пов'язаних з ІПВ машинобудівних підприємств як на оперативному, так і на тактичному рівнях управління.

**Список використаних джерел.** 1. Залоза, В.О. Математична модель управління витратами на якість інструментальної підготовки виробництва/ В.О. Залоза, О.В. Івченко, Ю.О. Погоржельська. – Матеріали XII всеукраїнської молодіжної науково-технічної конференції «Машинобудування

Україні очима молодих» – Київ:НТУУ «КПІ» – 2012 р. **2.** *Новицкий, Н.И.* Организация производства на предприятиях. Учебно-методическое пособие. / *Н.И. Новицкий.* – М.: Финансы и статистика, 2001. – 392 с.: ил. **3.** Организация инструментального хозяйства, основные положения: Методические рекомендации/НПО "НИИПТМаш". – Краматорск: НПО НИИПТМаш, 1988. – 168 с. **4.** *Полевой С.Н.* Инструментальная подготовка производства на машиностроительном предприятии: Справочник./С.Н. Полевой. – К.:Техніка. – 1985. – 103 с. **5.** *Янковский Н.А.* Совершенствование системы управления промышленным предприятием: проблемы и решения: монография / Под ред. *Н.А. Янковского // Янковский Н.А., Белоусов А.В., Веревкин В.Н., Гармаш А.Н., Жадан А.В., Захаров В.А., Назаренко В.В., Пилушенко В.Л., Смеричевский С.Ф., Степанов В.А.* – Донецк: Норд-Пресс, ДонГУУ. – 2006. – 393 с. **6.** *Волкова, В.А.* Экономико-статистическое исследование эффективности материальных затрат в промышленности: дис. ... к.э.н.: спец. 08.00.11/ *В.А.Волкова.* – М., 1986. – 183 с. **7.** *Ивченко, А.В.* Управление качеством инструментальной подготовки производства многономенклатурного машиностроительного предприятия [Текст] : дис. ... канд. техн. наук : 05.01.02 – Стандартизация, сертификация и метрологическое обеспечение/ *А.В.Ивченко;* КНУТД. – Сумы: СГУ, 2009. – 278 л. **8.** *Федюкин, В. К.* Управление качеством производственных процессов / *В.К. Федюкин.* – СПб: Питер. – 2004. – 208 с.: ил. **9.** *Клименко, Г. П.* Основы рациональной эксплуатации ризального инструмента на важных верстаках: автореферат докт. техн. наук. Спец. 05.03.01 – Процеси механічної обробки, верстати та інструменти/ *Г.П.Клименко.* – Київ: НТУУ "КПІ". – 2002. – 37 с. **10.** DSTU OHSAS 18001:2010 «Система управління гігієною та безпекою праці. Вимоги». - Введ. 2010-12-27. **11.** DSTU ISO 14001-2006 Система екологічного керування. Вимоги та настанови щодо застосування. – Введ.2006-05-15 – 17 с. **12.** Методика оцінки ефективності реалізації регіональних природоохоронних та державних (загальнодержавних) цільових екологічних програм: затв. Міністерством екології та природних ресурсів України 15.10.2012. - Введ: 2012-12-25. - 23 с.

**Bibliography (transliterated):** 1. Zaloga, V.O. Matematichna model' upravlinnja vitratami na jakist' instrumental'noї pidgotovki virobnictva/ V.O. Zaloga, O.V. Ivchenko, Ju.O. Pogorzhel's'ka. – Materiali HII vseukrains'koї molodizhnoї naukovо-tehničnoї konferenції «Mashinobuduvannja Ukraїni очима молодих» – Київ:НТУУ «КПІ» - 2012 р. **2.** *Novickij, N.I.* Organizacija proizvodstva na predprijatijah. Uchebno-metodicheskoe posobie. / *N.I. Novickij.* – М.: Finansy i statistika, 2001. – 392 s.: il. **3.** Organizacija instrumental'nogo hozjajstva, osnovnye polozhenija: Metodicheskie rekomendacii/NPO "NIIPTMash". – Kramatorsk: NPO NIIPTMash, 1988. - 168 s. **4.** Polevoj S.N. Instrumental'naja podgotovka proizvodstva na mashinostroitel'nom predprijatii: Spravochnik./S.N. Polevoj. – K.:Tehnika. – 1985. – 103 s. **5.** Jankovskij N.A. Sovershenstvovanie sistemy upravlenija promyshlennym predprijatiem: problemy i reshenija: monografija /Pod red. N. A. Jankovskogo // N. A. Jankovskij, Belousov A.V., Verevkin V.N., Garmash A.N., Zhadan A.V., Zaharov V.A., Nazarenko V.V., Pilushenko V.L., Smerichevskij S.F., Stepanov V.A. - Doneck: Nord-Press, DonGUU. - 2006. - 393 s. **6.** Volkova, V.A. Jekonomiko-statisticheskoe issledovanie jeffektivnosti material'nyh zatrat v promyshlennosti: dis. ... k.e.n.: spec. 08.00.11/ V. A.Volkova. - M., 1986. - 183 s. **7.** Ivchenko, A.V. Upravlenie kachestvom instrumental'noj podgotovki proizvodstva mnogonomenklaturnogo mashinostroitel'nogo predprijatija [Tekst] : dis. ... kand. tehn. nauk : 05.01.02 – Standartizacija, sertifikacija i metrologicheskoe obespechenie/ A. V. Ivchenko; KNU TD. - Sumy : SGU, 2009. - 278 l. **8.** Fedjukin, V. K. Upravlenie kachestvom proizvodstvennyh processov / V.K. Fedjukin. - SPb: Piter. - 2004. - 208 s.: il. **9.** Klimenko, G. P. Osnovi racional'noj ekspluatacii rizal'nogo instrumentu na vazhkih verstatih: avtoreferat dokt. tehn. nauk. Spec. 05.03.01 – Procеси механічної обробки, verстати та instrumenti/ G.P.Klimenko. - Kiiv: NTUU "KPI". - 2002. - 37 s. **10.** DSTU OHSAS 18001:2010 «Sistemi upravlinnja gigieniju ta bezpekoju праці. Vimogi». - Vved. 2010-12-27. **11.** DSTU ISO 14001-2006 Sistemi ekologichnogo keruvannja. Vimogi ta nastanovi shhodo zastosovuvannja. - Vved.2006-05-15 - 17 s. **12.** Metodika ocinki jeffektivnosti realizacii regional'nih prirodoohoronnih ta derzhavnih (zagal'noderzhavnih) cil'ovih ekologichnih program: zatv. Ministerstvom ekologії та природних resursiv Ukraїni 15.10.2012. - Vved: 2012-12-25. - 23 s.

*Поступила в редакцію 22.07.2015*

УДК 621.9.06-529

С.А. Зелинский, канд. техн. наук, В.В. Натальчишин, Одесса, Украина

## **ПРОГРАММНОЕ УПРАВЛЕНИЕ МОДУЛЯЦИЕЙ СКОРОСТИ РЕЗАНИЯ В МЕТАЛЛОРЕЖУЩИХ СТАНКАХ С ЧПУ**

*Підвищення ефективності лезвийної обробки нежорстких деталей вимагає застосування нових технологічних рішень. Одним з таких рішень є концепція придушування регенеративних коливань за рахунок модуляції швидкості різання. У роботі розглядаються різні варіанти реалізації додаткової коригуючої ланки системи управління металорізальних верстатів з функцією модуляції швидкості різання. Вказуються переваги і недоліки кожного з варіантів. Наведена оригінальна структурна схема системи та наводиться опис її практичної реалізації на фрезерному верстаті ОММ64 з системою ЧПК SINUMERIK 802D.*

*Повышение эффективности лезвийной обработки нежестких деталей требует применения новых технологических решений. Одним из таких решений является концепция подавления регенеративных колебаний за счет модуляции скорости резания. В работе рассматриваются различные варианты реализации дополнительного корректирующего звена системы управления металлорежущим станком с функцией модуляции скорости резания. Указываются преимущества и недостатки каждого из вариантов. Приведена оригинальная структурная схема системы и приводится описание ее практической реализации на фрезерном станке ОММ64 с системой ЧПУ SINUMERIK 802D.*

*A further increase in the efficiency of processing of the blade is not rigid parts requires the use of new technological solutions. One such area is becoming a concept of regenerative oscillation suppression by modulation of the cutting speed. The paper discusses the various embodiments of the additional correction link management function of a machine tool with a cutting speed of modulation. Show the advantages and disadvantages of each option. Shows a block diagram of the original system and describes its implementation on a milling machine with CNC system OMM64 SINUMERIK 802D.*

**Введение.** В авиационной, энергетической и других отраслях машиностроения достаточно широко применяется класс деталей сложной криволинейной формы, таких как, моноколеса, турбинные лопатки, лопасти и т. д. Как правило, это ответственные детали механизмов и поэтому к ним предъявляются высокие требования по точности обработки и качеству поверхности.

Обработка деталей этого класса чаще всего осуществляется методом контурного фрезерования на станках с ЧПУ. Причем, контурное фрезерование концевыми фрезами, обычно, является финишной операцией.

Эффективность обработки, и качество поверхности, снижаются из-за вибраций, возникающих в процессе резания. Причем, природа возникновения вибраций связана с различными факторами. Среди основных факторов, можно выделить недостаточную жесткость технологической системы (ТС), термомеханические явления процесса резания и регенеративные вибрации.

Вибрации приводят к возникновению регенеративных колебаний, что резко ухудшает точность, шероховатость поверхности, увеличивает скорость износа инструмента.

**Анализ последних исследований и публикаций.** К настоящему времени, разработаны и созданы научные основы динамики металлорежущих станков, выполнены и опубликованы большие объемы научно-исследовательских работ по повышению динамической стабильности процессов резания путем повышения жесткости и демпфирующей способности ТС, выбора оптимальных режимов и стратегий обработки. Результаты этих исследований и работ позволили значительно расширить границы зон оптимальных режимов резания и повысить производительность обработки. Вместе с тем возможности известных технических решений в значительной степени уже исчерпаны, что определяет необходимость поиска новых путей.

Одним из новых путей является концепция использования переменной скорости резания для гашения регенеративных автоколебаний. Основы концепции изложены в [1] где приводится теоретическое обоснование того факта, что варьированием частоты и глубины модуляции скорости резания можно добиться положительного результата в гашении регенеративных колебаний.

В работах [2, 3] разрабатывается концепция подавления регенеративных колебаний за счет периодического или случайным образом изменяемой скорости резания. В частности указывается, что устойчивый результат гашения автоколебаний может дать принудительное создание переменного периода волны на поверхности резания, который определяется частотой колебаний ТС вдоль оси  $X$ , перпендикулярной к поверхности резания, и скоростью движения *последней* вдоль оси  $Z$ , т.е. скоростью резания.

Промышленное внедрение способов механической обработки с переменной скоростью резания сдерживается тем обстоятельством, что современные металлорежущие станки не обладают способностью модулировать скорость резания, а серийно выпускаемых технологической оснастки и инструментов такого назначения не существует. Этот путь является более универсальным и перспективным, но требует разработки новых систем управления приводами современных металлорежущих станков или доработки существующих систем, с целью реализации возможности программного модулирования скорости резания, непосредственно в процессе обработки.

**Цель работы.** Целью работы является создания на базе фрезерного станка с ЧПУ SINUMERIK 802D системы управления, позволяющей осуществлять модуляцию скорости резания при фрезеровании. Разработанная система должна обеспечивать возможность варьирования величины скорости вращения шпинделя по периодическому закону с заданной глубиной и частотой модуляции.

**Изложение основного материала.** Существуют различные способы снижения уровня вибраций. Классические решения основаны на увеличении жесткости технологической системы.

Однако, в случае обработки вышеуказанного класса деталей, увеличение жесткости технологической системы не всегда можно реализовать по двум основным причинам. Первая состоит в том, что рассматриваемые детали имеют малую жесткость и сложную геометрическую поверхность, что создает трудности использования демпфирующих элементов и как следствие, обрабатываемая деталь является самым вибронеустойчивым элементом технологической системы. Вторым вибронеустойчивым элементом ТС, в случае контурного фрезерования, концевыми фрезами, малого диаметра  $D_{фр}$  с большой длиной вылета фрезы  $L$  является инструмент.

Кроме этого, повышение жесткости ТС не устраняет основной фактор возникновения вибраций – регенеративные колебания. Регенеративные колебания, как вид автоколебаний, существуют постоянно и не затухают из-за переменной силы резания. Осциллировать силу резания заставляют переменные параметры, такие как толщина среза, угол зацепления между фрезой и заготовкой, а также периодическое появление нароста на режущей кромке, причем частота образования и скола нароста равна частоте колебания силы резания.

Поэтому, современные методы гашения регенеративных колебаний, основаны на управлении частотой вращения шпинделя (скоростью резания).

Реализовать этот метод можно двумя различными путями:

1. Определение скорости резания, обеспечивающей безвибрационную обработку, на основе математической модели заложенной в ЧПУ станка и связывающую параметры вибраций и режимы обработки (скорость) для конкретных условий протекания процесса резания в реальном масштабе времени с автоматической модуляцией (коррекцией) скорости резания по данным модели.

2. Оснащение металлорежущего станка системой управления, позволяющей осуществлять модуляцию скорости резания.

Реализация, как первого, так и второго методов связана с определенными проблемами. Реализация первого способа затруднена в связи с тем, что в математической модели должно быть учтено большое количество взаимосвязанных переменных факторов, в том числе случайного характера. Поэтому практическая реализация этого метода на металлорежущем станке, оснащенный самыми современными ЧПУ, весьма трудоемка.

Реализация второго метода на основе использования программных методов модуляции скорости резания в металлорежущих станках обусловлена проблемами, связанными со «встройкой» специального корректирующего звена в систему ЧПУ.

Современные системы ЧПУ позволяют производить изменение величины скорости вращения шпинделя в достаточно широком диапазоне за определенный промежуток времени.

Рассмотрим возможные конфигурации корректирующих звеньев, работающих совместно с системой ЧПУ SINUMERIK 802D.

SINUMERIK 802D это система ЧПУ, объединяющая все компоненты системы – NC, PLC, HMI и коммуникационные задания в единый блок. Цифровые привода подключаются посредством интерфейса DRIVE-CLiQ. Периферия системы, модули входных и выходных сигналов PLC подключаются по промышленной локальной шине PROFIBUS. В качестве привода используется цифровой привод SIMODRIVE (рис. 1). Такая конструкция обеспечивает очень простой и надежный монтаж с минимальным количеством соединительных кабелей. В сочетании с модульным построением привода, в данной системе управления достигается максимальная гибкость. Широкий набор функций системы управления делает это решение идеальным для использования в стандартных токарных и фрезерных станках, как для простых механизмов, так и для 3х-координатных станков со сложным формообразованием.

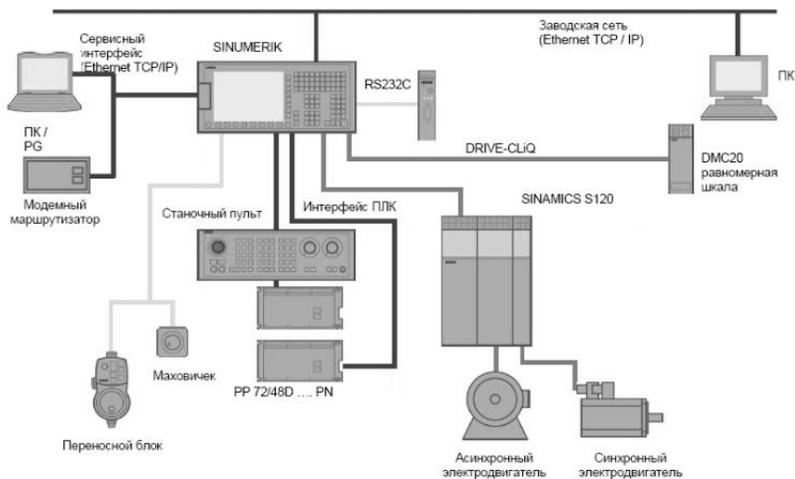


Рисунок 1 – Структурная схема системы ЧПУ SINUMERIK 802D

Данная система ЧПУ представляет собой достаточно закрытую систему. В частности, обмен информацией между системой ЧПУ и приводом шпинделя осуществляется в цифровой форме по промышленной шине PROFIBUS. Это исключает возможность осуществлять, в ходе выполнения управляющей

программы, коррекцию задания скорости вращения шпинделя изменением задающего сигнала, направленного от ЧПУ к приводу. Кроме того, ЧПУ может иметь в наличии систему обратной связи, контролирующую соответствие задания скорости вращения с реальной величиной. При превышении величины заданного порогового значения, ЧПУ получает сигнал о неисправности системы, что в свою очередь ведет к аварийной остановке системы.

Существует несколько вариантов реализации возможности осуществлять коррекцию скорости вращения шпинделя по внешнему управляющему сигналу.

Первый путь состоит в создании дополнительной адаптивной системы управления. SINUMERIK 802D позволяет в ходе выполнения управляющей программы (в ходе обработки детали) анализировать состояние нескольких управляющих входов. И по результатам этого анализа производить корректировку хода выполнения программы. Однако, эта возможность должна быть дополнительно поддержана производителем станка в ходе привязки системы ЧПУ к конкретному станку. Сама управляющая программа должна быть составлена таким образом, чтобы периодически анализировать состояние управляющих входов и вносить соответствующие коррекции в ход обработки. Реализация такой структуры представлена на рис. 2.

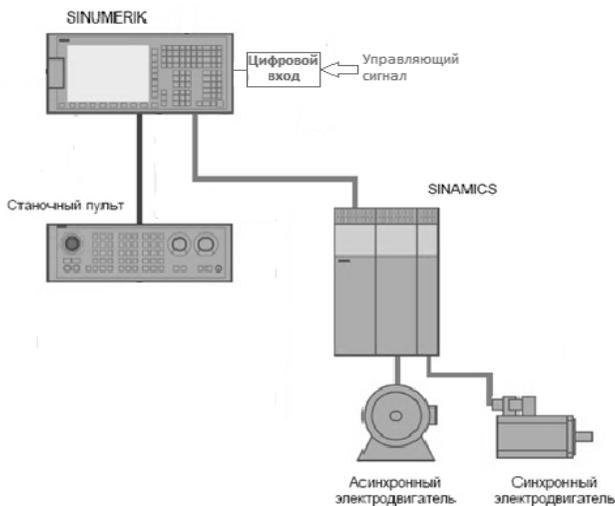


Рисунок 2 – Схема реализации управления через PLC

Возможности системы ЧПУ позволяют запрограммировать систему таким образом, чтобы коррекция обработки вносилась по состоянию управляющих входов и без написания специальных управляющих программ.

Реализовать эту возможность можно только непосредственно на предприятии-изготовителе станка, запрограммировав соответствующим образом PLC.

Второй, предложенный в статье путь состоит в имитации сигналов, приходящих в систему ЧПУ со станочного пульта. На станочном пульте расположены два механических корректора – величины подачи и скорости вращения шпинделя. Система ЧПУ постоянно опрашивает состояние этих корректоров и в зависимости от их положения корректирует задания, отправляемые на приводы (рис. 3).

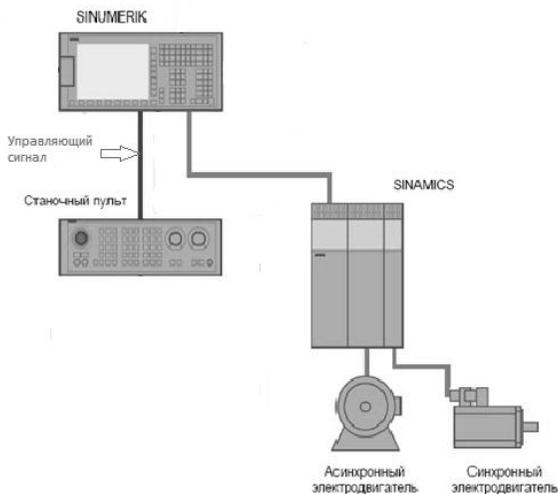


Рисунок 3 – Схема реализации управления имитацией управляющих сигналов

Информация с корректоров снимается в виде кода Грея. Важным моментом является то, что по этому интерфейсу не передается никакая другая информация. Этот способ накладывает определенное ограничение на диапазон коррекции. Для величины скорости вращения шпинделя диапазон составляет 50% - 120% от величины, указанной в программе. Допустимая минимальная дискретность изменения составляет 5% от величины заданной в программе. Этот путь наиболее простым в реализации, не требует больших трудозатрат и может быть легко реализован на других системах ЧПУ.

Предлагаемая система модулирования скорости вращения шпинделя состоит из двух модулей – аппаратного и программного.

Аппаратный модуль состоит из блока ввода-вывода E14-140, подключенного к системе ЧПУ Siemens 802D и персональному компьютеру. Подключение осуществляется между станочным пультом и модулем

интерфейса МСРА. Такое подключение позволяет блоку E14-140 имитировать сигнал от корректора скорости вращения шпинделя станочного пульта. В свою очередь, блок E14-140 также подключен через интерфейс USB к персональному компьютеру, который и непосредственно управляет процессом модуляции.

Модуль E14-140 представляет собой малогабаритный многофункциональный USB-модуль аналого-цифрового и цифро-аналогового преобразователя общего назначения. Основное назначение модуля в системе – осуществление цифрового асинхронного ввода-вывода значений.

Программный модуль выполнен на платформе Labview. Блок ввода-вывода E14-140 имеет специальную библиотеку, позволяющую реализовывать функцию асинхронного чтения и записи данных в модуль в среде Labview. Для управления скоростью вращения шпинделя необходимо задавать следующие параметры: верхняя и нижняя границы диапазона изменения частот вращения шпинделя, частота изменения скорости вращения (рис. 4).

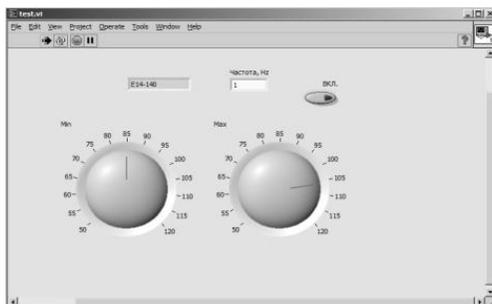


Рисунок 4 – Панель управления программного модуля

Изменение скорости вращения шпинделя осуществляется по периодическому импульсному закону – в первую половину периода задается нижняя граница частоты вращения, во вторую половину периода – верхняя граница.

Алгоритм системы можно сформулировать следующим образом. Первоначально необходимо задать параметры работы системы – верхняя граница диапазона изменения частоты вращения шпинделя (в процентах), нижняя граница диапазона и частота модуляции. В программном модуле заданные значения параметров диапазона преобразовываются в соответствующие значения в коде Грея. Соответствующее бинарное значение устанавливается на цифровых выходах модуля E14-140. Система ЧПУ, считав данное значение, производит корректировку скорости вращения шпинделя. При этом ход выполнения управляющей программы не изменяется. Процесс

корректировки происходит параллельно, и распространяется на все операции и инструменты, используемые в технологическом процессе. Через промежуток времени, равный половине периода, программный модуль изменяет значение на цифровых выходах модуля E14-140, в соответствии с заданными параметрами диапазона. Соответствующим образом изменит задание на скорость вращения шпинделя и система ЧПУ. Далее процесс повторяется.

Предложенная реализация системы управления шпинделем имеет ряд преимуществ:

- простота встройки корректирующего звена в станок с ЧПУ;
- система с корректирующим звеном может работать с различными системами ЧПУ без их существенных доработок и модернизаций;
- система может быть модернизирована для изменения скорости вращения шпинделя по другим законам – импульсный (кратковременное изменение скорости), треугольный, кратковременный останов шпинделя.

**Результаты.** Реализованная на базе фрезерного станка ОММ64 система управления может быть использована для осуществления научно-исследовательских работ по подавлению регенеративных колебаний за счет модулирования скорости резания.

Дальнейшая реализация предложенной системы позволит реализовывать другие алгоритмы управления модуляцией скорости резания. Использование в работе в качестве программной среды пакета Labview позволит использовать треугольный, гармонический, случайный и другие предложенные законы управления модуляцией.

**Выводы.** В результате проведенной исследовательской работы разработаны принципы работы и представлены конструктивные решения для введения в систему ЧПУ специального корректирующего звена с возможностью варьирования частоты вращения шпинделя по периодическому импульсному закону с заданной глубиной и частотой модуляции.

**Список использованных источников:** 1. *Свинин В.М.* Фрезерование с модулированной скоростью резания/ Под. ред. *А.И. Промтова* – Иркутск: Изд-во ИрГТУ, 2007, – 304 с. 2. *Жарков, И.Г.* Вибрации при обработке лезвийным инструментом / И.Г. Жарков. -Л.:Машиностроение, 1986. –184 с. 3. *S. Seguy, T. Insperger, L. Arnaud, G. Dessein, G. Peign'e.* On the stability of high-speed milling with spindle speed variation, *Int. J. Adv. Manuf. Techn.* 48 (2010) 883–895. 4. SIEMENS SINUMERIK 802D. Справочник пользователя: Управление и программирование. 2-е переработанное издание, 2003г. /Siemens AG (Erlangen), R.&S. Keller GMBH (Wuppertal).

**Bibliography (transliterated):** 1. *Svinin V.M.* Frezerovanie s modulirovannoj skorost'ju rezanija/ Pod. red. *A.I. Promtova* – Irkutsk: Izd-vo IrTTU, 2007, – 304 s. 2. *Zharkov, I.G.* Vibracii pri obrabotke lezviynym instrumentom / I.G. Zharkov. -L.:Mashinostroenie, 1986. –184s. 3. *S. Seguy, T. Insperger, L. Arnaud, G. Dessein, G. Peign'e,* On the stability of high-speed milling with spindle speed variation, *Int. J. Adv. Manuf. Techn.* 48 (2010) 883–895. 4. SIEMENS SINUMERIK 802D. Spravochnik pol'zovatel'ja: Upravlenie i programirovanie. 2-e pererabotannoe izdanie, 2003g. /Siemens AG (Erlangen), R.&S. Keller GMBH (Wuppertal).

*Поступила в редколлегию 21.11.2014*

УДК 621.923

В.І. Кальченко, д-р техн. наук, Д.В. Кальченко,  
О.С. Следнікова, Чернігів, Україна

## **МОДУЛЬНЕ 3D-МОДЕЛЮВАННЯ ІНСТРУМЕНТІВ, ПРОЦЕСУ ЗНЯТТЯ ПРИПУСКУ ТА ФОРМОУТВОРЕННЯ ПРИ ШЛІФУВАННІ ЗІ СХРЕЩЕНИМИ ОСЯМИ РОЗПОДІЛЬЧОГО ВАЛА І КРУГА**

*Запропоновано модульне трьохмірне геометричне моделювання інструментів, зняття припуску та формоутворення опорних шийок та кулачків розподільчих валів на базі трьох уніфікованих модулів: інструментального, орієнтації та формоутворення. Шліфування опорних шийок та кулачків розподільчого валу виконується за один установ кругом зі схрещеними осями його і деталі. Розроблено новий спосіб шліфування опорних шийок та кулачків, де обробка ведеться шліфувальним кругом, висота якого менше довжини опорної шийки та кулачка. Після врізання, чорновий припуск знімається торцем круга за рахунок позовжнього переміщення, а чистове шліфування виконується периферією.*

*Предложено модульное трехмерное геометрическое моделирование инструментов, съема припуска и формообразования опорных шеек и кулачков распределительных валов на базе трех унифицированных модулей: инструментального, ориентации и формообразования. Шлифование опорных шеек и кулачков распределительного вала осуществляется за один установ кругом со скрещивающимися осями его и детали. Разработан новый способ шлифования опорных шеек и кулачков, где обработка ведется шлифовальным кругом, высота которого меньше длины опорной шейки и кулачка. После врезания, черновой припуск снимается торцом круга за счет продольного перемещения, а чистовое шлифование выполняется периферией.*

*A modular unique three dimensional geometric modeling tools, removal allowance and shaping of basic necks and cams of distribution shaft at three standardized modules: tool orientation and formation. Grinding supporting necks and cam shaft distribution is carried out by one institution around with crossed axes and its details. A new way of supporting grinding necks and cams where processing is grinding wheel, height is less than the height of the neck bearing and cam. After cutting, roughing allowance was withdrawn butt circle by longitudinal movement and fair grinding is performed periphery.*

В сучасному машинобудуванні постійно підвищуються вимоги до точності обробки розподільчих валів, які широко застосовуються в автомобілебудуванні, тракторобудуванні, суднобудуванні та інших галузях промисловості. При цьому необхідно забезпечити високу продуктивність їх обробки, що потребує розробки більш ефективних універсальних способів шліфування деталей. В умовах, коли вітчизняне машинобудування прагне стати конкурентоспроможним та високоефективним, ця проблема набуває народногосподарського значення.

На вітчизняних підприємствах обробка кулачків розподільчих валів відбувається на верстатах з ЧПК моделей ХШЗ-57Ф2 та ХШЗ-33 ПАТ

«Харківський верстатобудівний завод ХарВерст» [1]. При обробці кулачка розподільчий вал обертається, при цьому здійснює зворотно-поступальний рух в горизонтальній площині, що проходить через вісь деталі, забезпечуючи обкатку профілю. Обробка опорних шийок відбувається на круглошліфувальних напівавтоматах моделей 3M152BM, 3M162B та 3K152BF20. Обробка методом копіювання опорних шийок на круглошліфувальних верстатах відбувається кругом, висота якого дорівнює довжині шийки, при цьому спочатку відбувається чорнове шліфування потім чистове та виходжування. Недоліками цього способу є обробка опорних шийок та кулачків на різних верстатах та різна глибина різання при обробці кулачка, яка залежить від положення точки контакту інструмента і деталі.

Вперше обробку опорних шийок та кулачків за один установ впровадила фірма Junker (Германія) [2, 3]. Обробка опорних шийок виконується вузьким кругом, висота якого менша її довжини, як на круглошліфувальному верстаті. При обробці кулачків контакт з кругом відбувається за рахунок зворотно-поступального руху в площині, яка проходить через вісь обертання інструмента та розподільчого вала, що забезпечує обкатку кулачка за один оберт деталі.

В процесі обертання розподільчого вала точка контакту круга з кулачком виходить з площини, яка проходить через осі обертання інструмента та деталі, що призводить до зміни глибини врізання, яка завжди більше величини знімаемого припуску. Це призводить до нерівномірного зняття припуску, знижує продуктивність і точність обробки.

Метою даної роботи є підвищення продуктивності і точності обробки опорних шийок та кулачків за один установ при глибинному високошвидкісному шліфуванні зі схрещеними осями круга і розподільчого вала за рахунок стабілізації глибини різання і подачі по контуру при нерівномірному обертанні деталі. Стабілізація глибини різання досягається за рахунок синхронних вертикального і поперечного переміщень шліфувального круга, а подачі по контуру відбувається за рахунок нерівномірного обертання розподільчого вала при обробці кулачка.

Схема нового способу глибинного шліфування розподільчого валу зі схрещеними осями круга 2 та деталі 1, при якому після врізання, чорновий припуск знімається торцем круга, за рахунок позадвожнього переміщення, а чистове шліфування опорних шийок та кулачків виконується периферією, зображена на рис. 1.

При обертанні розподільчого вала 1 на кут  $\theta_0$  (рис. 2) точка контакту 3 круга 2 з деталлю 1 переміщується, за рахунок синхронних вертикального і поперечного рухів інструмента  $S_{\text{ш}}$ , вона завжди знаходиться в горизонтальній площині, яка проходить через вісь обертання круга та центр кривизни деталі, це забезпечує постійну глибину різання по контуру. Нерівномірне обертання

стабілізує подачу по контуру (рис. 3, б) в порівнянні з методом обробки з рівномірним обертанням розподільчого вала (рис. 3, а).

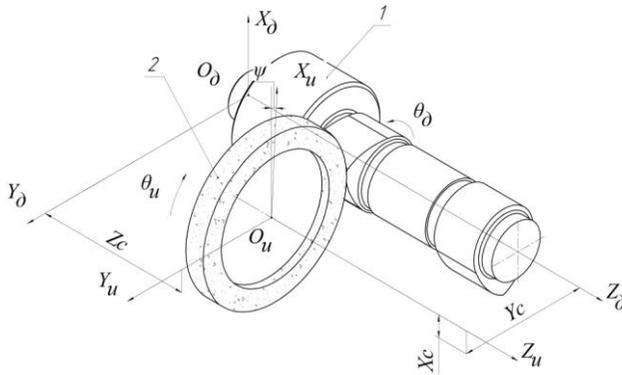


Рисунок 1 – Розрахункова схема шліфування розподільчого валу

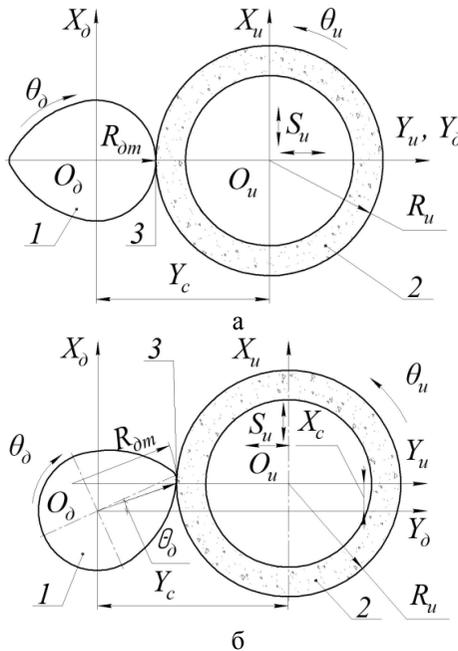


Рисунок 2 – Схема шліфування кулачка новим способом

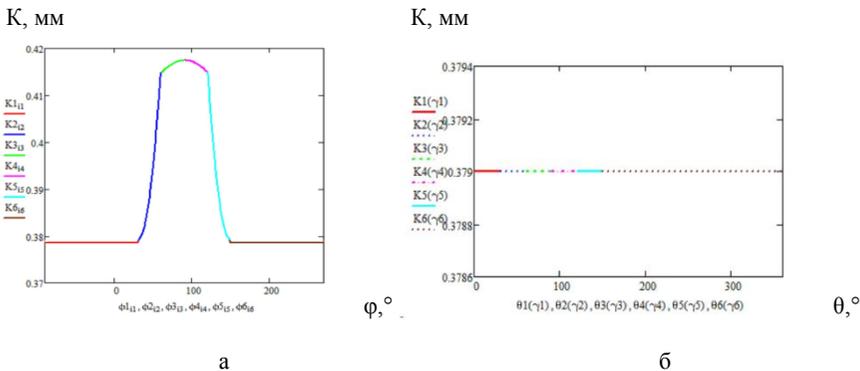


Рисунок 3 – Подача по контуру

а – при рівномірному обертанні розподільчого вала  
 б – при нерівномірному обертанні розподільчого вала

Це дозволить при шліфуванні криволінійних поверхонь на верстатах з ЧПК враховувати тільки форму деталі, виключаючи вплив радіуса інструмента і його знос на точність формоутворення. Завдяки цьому підвищується продуктивність і якість обробки.

Загальну модель інструментальної поверхні шліфувального круга (рис. 3) можна представити у вигляді

$$\vec{r}_u = C_{Z_u(i)}^u \cdot \theta_u \cdot R_u(i) \cdot \vec{e}_4, \quad (1)$$

де  $\vec{r}_u$  – радіус-вектор точок шліфувального круга;  $Z_u(i)$  –  $i$ -та осьова координата шліфувального круга,  $\theta_u$  – кут повороту інструмента навколо осі  $O_u Z_u$ ,  $R_u(i)$  –  $i$ -та координата радіуса шліфувального круга (рис. 4).

Циліндричний модуль, який описує інструментальну поверхню

$$C_{\theta_u, i}^u = M3(Z_u(i)) \cdot M6(\theta_u) \cdot M2(R_u(i)). \quad (2)$$

У модульних 3D-моделях використовуються однокоординатні матриці  $M1, M2, M3, M4, M5, M6$  [4], які описують переміщення вздовж осей  $X_u, Y_u, Z_u$  та повороти навколо них  $O_u X_u, O_u Y_u, O_u Z_u$ , відповідно.

Розрахунки та побудова моделей проводилась у математичному пакеті MatchCAD, профіль шліфувального круга, зображено на рис. 4, де  $i_0$  – початкова точка профілю, яка лежить на осі симетрії круга,  $i_k$  – кінцева точка профілю.

Профіль шліфувального круга запишемо за допомогою функції Хевісайда:

$$Z_u(i) = i \cdot (1 - \Phi(i - i_{\text{поч}})) + (i_{\text{поч}} + r \cdot \sin(\frac{i - i_{\text{поч}}}{r})) \cdot (\Phi(i - i_{\text{поч}}) - \Phi(i - i_{\text{кін}})) + (i_{\text{поч}} + r) \cdot \Phi(i - i_{\text{кін}}), \quad (3)$$

$$R_u(i) = R \cdot (1 - \Phi(i - i_{\text{поч}})) + (R + r \cdot \cos(\frac{i - i_{\text{поч}}}{r}) - 1) \cdot (\Phi(i - i_{\text{поч}}) - \Phi(i - i_{\text{кін}})) + (R - r - i + i_{\text{кін}}) \cdot \Phi(i - i_{\text{кін}}), \quad (4)$$

де  $i_{\text{поч}}$ ,  $i_{\text{кін}}$  – координата  $i$  (рис. 4) початку та кінця радіусної ділянки шліфувального круга;  $R$  – радіус шліфувального круга;  $r$  – радіус-заокруглення кромки шліфувального круга.

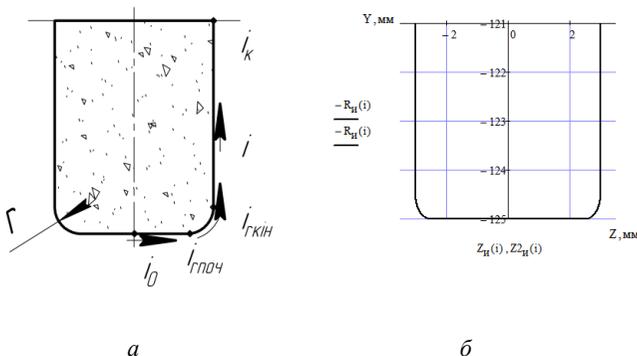


Рисунок 4 – Профіль шліфувального круга

Номінальна поверхня розподільчого вала описується добутком радіус-вектора шліфувального круга, модуля орієнтації та модуля формоутворення

$$\bar{r}_0 = C_{Z_0 \cdot \theta_0 \cdot Y_c}^\phi \cdot S_{\psi \cdot X_c}^o \cdot \bar{r}_u, \quad (5)$$

де  $S_{\psi \cdot X_c}^o$  – сферичний модуль орієнтації шліфувального круга щодо системи координат деталі;  $C_{Z_0 \cdot \theta_0 \cdot Y_c}^\phi$  – циліндричний модуль формоутворення, який задає рух інструмента відносно деталі.

Сферичний модуль орієнтації інструмента дорівнює

$$S_{\psi \cdot X_c}^o = M5(\psi) \cdot M1(X_c). \quad (6)$$

Циліндричний модуль формоутворення

$$C_{Z_\delta, \theta_\delta, Y_c}^\phi = M3(Z_\delta) \cdot M6(\theta_\delta) \cdot M2(Y_c), \quad (7)$$

де  $\psi$  – кут нахилу шліфувального круга відносно вісі  $O_u Y_u$ ;  $X_c$  – міжосьова відстань шліфувального круга і деталі в вертикальній площині;  $\theta_\delta$  – кут повороту деталі;  $Y_c$  – міжосьова відстань шліфувального круга і деталі в горизонтальній площині;  $Z_\delta$  – подача, яка описує рух деталі вздовж осі  $O_\delta Z_\delta$  відносно шліфувального круга.

Поверхня деталі залежить від 6 параметрів. За допомогою наведених нижче рівнянь зв'яжемо чотири параметри

$$Z_\delta = \theta_\delta \cdot p, \quad (8)$$

$$X_c = X_c(\theta_\delta), \quad (9)$$

$$Y_c = Y_c(\theta_\delta), \quad (10)$$

$$\bar{V} \cdot \bar{n} = 0, \quad (11)$$

де  $\bar{n}$  – одиничний вектор нормалі до інструментальної поверхні;  $\bar{V}$  – вектор швидкості відносного руху інструмента в системі координат деталі;  $p$  – параметр гвинтового руху, який визначається за формулою:

$$p = \frac{S_z}{2 \cdot \pi}, \quad (12)$$

де  $S_z$  – подача.

Нормаль можна знайти як добуток векторів, дотичних до інструментальної поверхні, тобто для знаходження нормалі необхідно диференціювати радіус-вектор деталі за двома незалежними параметрами  $\theta_u$  та  $i$ . Для знаходження вектора відносної швидкості необхідно радіус-вектор інструментальної поверхні в системі координат деталі диференціювати за параметром  $\theta_\delta$ , який моделює кут повороту оброблюваної поверхні за одиницю часу.

Отже, при однопараметричному огинанні зв'язок між параметрами  $\theta_u$ ,  $i$ ,  $\theta_\delta$  має вигляд рівності нулю змішаного добутку трьох векторів частинних похідних вектора  $\bar{r}_\delta$

$$\left( \frac{\partial \bar{r}_\delta}{\partial i} \times \frac{\partial \bar{r}_\delta}{\partial \theta_u} \right) \cdot \frac{\partial \bar{r}_\delta}{\partial \theta_\delta} = 0, \quad (13)$$

де  $\frac{\partial \vec{r}_\theta}{\partial i} \times \frac{\partial \vec{r}_\theta}{\partial \theta_u} = \vec{n}$  – вектор нормалі;  $\frac{\partial \vec{r}_\theta}{\partial \theta_\theta} = \vec{V}$  – вектор швидкості руху інструмента відносно деталі.

Положення лінії контакту кулачка з шліфувальним кругом (рис. 4) знаходиться за методикою, викладеною в роботі [8].

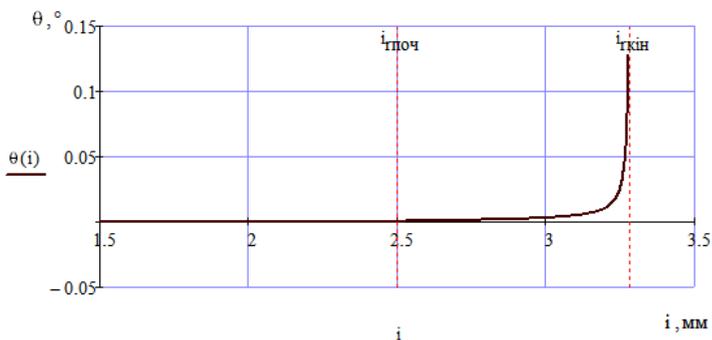


Рисунок 5 – Лінія контакту

Пляма контакту розподільчого вала 5 з шліфувальним кругом 4 зображена на рисунку 6, яка обмежена лініями перетину 1, 2, 3 орієнтованого шліфувального круга 6 і торця заготовки 5.

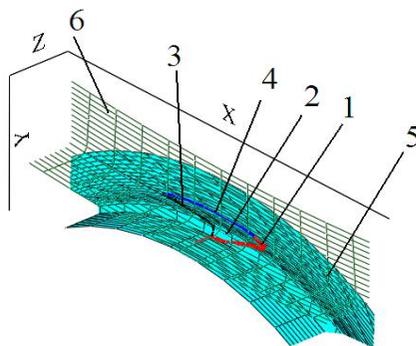


Рисунок 6 – Пляма контакту розподільчого вала з шліфувальним кругом

На рис. 7 представлена 3D-модель поверхні кулачка розподільчого вала, яка утворена рухом лінії контакту по еквідистанті поверхні деталі.

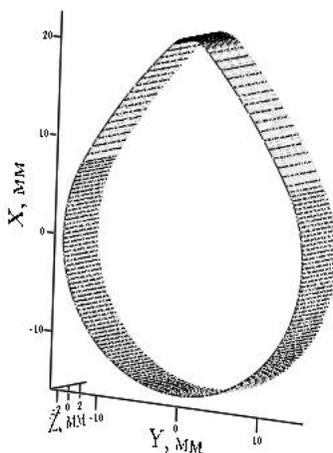


Рисунок 7 – Подача по контуру

#### Висновок

Запропоновано модульне трьохмірне геометричне моделювання інструментів, зняття припуску та формоутворення опорних шийок та кулачків розподільчих валів на базі трьох уніфікованих модулів: інструментального, орієнтації та формоутворення. На базі дослідження моделей запропоновано новий спосіб шліфування опорних шийок та кулачків зі схрещеними осями розподільчого вала та круга за один установ, який забезпечує стабілізацію глибини різання та подачі по контуру.

В запропонованому способі, круг торкається деталі по нормалі. При цьому не виникають додаткові деформації, напруження, оскільки дотична до поверхонь завжди вертикальна. При цьому швидкість різання залишається незмінною, що також сприяє покращенню умов шліфування та підвищенню точності та якості обробленої деталі.

Запропонована методика шліфування криволінійних поверхонь на верстатах з ЧПК, що враховує тільки форму деталі, виключає вплив радіуса інструмента і його знос на точність формоутворення. Вона може бути застосована для процесів шліфування різноманітних циліндричних поверхонь складного профілю зі схрещеними осями інструмента і деталі.

**Список використаних джерел:** 1. Станкостроительный дивизион Завод харверст // Харьковский станкостроительный завод «Харверст» Украина, 61055, г. Харьков, пр. Московский, 277, 18с. 2. Шлифование распределительных валов кругами из кубического нитрида бора// Проспект фирмы «Junker maschinen» на станки «JUCAM 1000», «JUCAM 3000», «JUCAM 5000», «JUCAM 6000».

Erwin Junker. Maschinen fabric GmbH, Junkerstraße 2. 77787 Nordrash. Germany. 2006, 8 с. 3. CBN crankshaft grinding// Prospect firm «Junker maschinen» on machines «JUCRANK 1000», «JUCRANK 3000», «JUCRANK 5000», «JUCRANK 6S/L/XL». Erwin Junker. Maschinen fabric GmbH, Junkerstraße 2. 77787 Nordrash. Germany. 2012, 12 p. 4. *Решетов Д.Н., Портман В.Т.* Точность металлорежущих станков. – М.: Машиностроение, 1996. – 336 с. 5. *Кальченко В.И., Кальченко В.В., Дмитренко М.А.* Глибинне кругле шліфування зі схрещеними осями деталі і круга // Вісник Черніг. держ. технолог. ун-ту. – Чернігів, 2009. – №37. – С.64-72. 6. *Кальченко В.В.* Модульне 3D моделювання формоутворюючих систем шліфувальних верстатів, інструментів та оброблених поверхонь. // Вісник Тернопільського державного технологічного університету, 2005. – Том 12. – С. 68-79. 7. *Грabenко А.И., Кальченко В.И., Кальченко В.В.* Шлифование со скрещивающимися осями инструмента и детали (Монография). – Чернигов: ЧДТУ, 2009. – 256 с. 8. *Кальченко В.И., Позыба Н.Н., Кальченко Д.В.* Повышение производительности и точности шлифования со скрещивающимися осями зльборового круга и ступенчатого валика. // Резание и инструмент в технологических системах. Межд. научн.- техн. сб. – Харьков: НТУ «ХПИ». – 2011. Вып. 80 с. 131-140. 9. *Кальченко В.И., Кальченко Д.В.* Модульне 3D-моделювання інструментів, процесу зняття припуску та формоутворення при шліфуванні зі схрещеними осями ступінчастого вала і круга. // Вісник Чернігівського державного технологічного університету. Серія «Технічні науки»: науковий збірник / Черніг. держ. технол. ун-т. – Чернігів: Черніг. держ. технол. ун-т, 2013 №3 (67). – 291 с. 10. *Кальченко В.И., Кальченко Д.В.* Модульне 3D-моделювання інструментів, процесу зняття припуску та формоутворення при шліфуванні зі схрещеними осями колінчастого вала і круга. // резание и инструмент в технологических системах. Межд. научн.- техн. сб. – Харьков: НТУ «ХПИ». – 2014. Вып. 84 с. 107-114.

**Bibliography (transliterated):** : 1. Stankostroitel'nyj divizion Zavod harverst // Har'kovskij stankostroitel'nyj zavod «Harverst» Ukraina, 61055, g. Har'kov, pr. Moskovskij, 277, 18s. 2. Shlifovanie raspreditel'nyh valov krugami iz kubicheskogo nitrida bora// Prospekt firmy «Junker maschinen» na stanki «JUCAM 1000», «JUCAM 3000», «JUCAM 5000», «JUCAM 6000». Erwin Junker. Maschinen fabric GmbH, Junkerstraße 2. 77787 Nordrash. Germany. 2006, 8 s. 3. CBN crankshaft grinding// Prospect firm «Junker maschinen» on machines «JUCRANK 1000», «JUCRANK 3000», «JUCRANK 5000», «JUCRANK 6S/L/XL». Erwin Junker. Maschinen fabric GmbH, Junkerstraße 2. 77787 Nordrash. Germany. 2012, 12 p. 4. Reshetov D.N., Portman V.T. Tochnost' metallorazhushhhih stankov. – M.: Mashinostroenie, 1996. – 336 s. 5. Kal'chenko V.I., Kal'chenko V.V., Dmitrenko M.A. Glibinne krugle shlifuvannja zi shreshhenimi osjami detali i kruga // Visnik Chernig. derzh. tehnolog. un-tu. – Chernigiv, 2009. – №37. – S.64-72. 6. Kal'chenko V.V. Modul'ne 3D modeljuvannja formoutvorjujuchih sistem shlifival'nih verstativ, instrumentiv ta obroblyvanih poverhon'. // Visnik Ternopil'skogo derzhavnogo tehnologichnogo universitetu, 2005. – Tom 12. – S. 68 -79. 7. Grabchenko A.I., Kal'chenko V.I, Kal'chenko V.V. Shlifovanie so skreshhivajushhimisja osjami instrumenta i detali (Monografija). – Chernigov: ChDТУ, 2009. – 256 s. 8. Kal'chenko V.I., Pogiba N.N., Kal'chenko D.V. Povyshenie proizvoditel'nosti i tochnosti shlifovannja so skreshhivajushhimisja osjami jel'borovogo vvalika i stupenchatogo valika. // Rezanie i instrument v tehnologicheskikh sistemah. Mezhd. nauchn.- tehn. sb. – Har'kov: NTU «HPI» . – 2011. Vyp. 80 s. 131-140. 9. Kal'chenko V.I., Kal'chenko D.V. Modul'ne 3D-modeljuvannja instrumentiv, procesu znjattja pripusku ta formoutvorennya pri shlifuvanni zi shreshhenimi osjami stupinchastogo vala i kruga. // Visnik Chernigivs'kogo derzhavnogo tehnologichnogo universitetu. Serija «Tehnichni nauki»: naukovij zbirk / Chernig. derzh. tehnol. un-t. – Chernigiv : Chernig. derzh. tehnol. un-t, 2013 №3 (67). – 291 s. 10. Kal'chenko V.I., Kal'chenko D.V. Modul'ne 3D-modeljuvannja instrumentiv, procesu znjattja pripusku ta formoutvorennya pri shlifuvanni zi shreshhenimi osjami kolinchastogo vala i kruga. // rezanie i instrument v tehnologicheskikh sistemah. Mezhd. nauchn.- tehn. sb. – Har'kov: NTU «HPI» . – 2014. Vyp. 84 s. 107-114.

*Поступила в редколлегию 30.06.2015*

УДК 621.91.01

B. Karpuschewski, Prof. Dr.-Ing. habil. Prof. h.c. Th. Emmer, Dr.-Ing. Dr. h.c.  
H. Popke, Prof. Dr.-Ing. Habil. D.A. Borysenko, M.Sc.  
Magdeburg, Deutschland

## **STRATEGIE DER SCHNITTAUFTEILUNG. EINE WIRKSAME METHODE ZUR LEISTUNGSANPASSUNG UND VERBESSERUNG DES DYNAMISCHEN SCHNITTVERHALTENS BEIM PLANFRÄSEN**

*В статті розглядається ефективний метод регулювання потужності фрезерування та покращення динамічних характеристик фрезерування. Запропоновано стратегію скорочення проходів.*

*В статье рассматривается эффективный метод регулирования мощности и улучшения динамических характеристик фрезерования. Предложена стратегия сокращения проходов.*

*Der Beitrag beinhaltet eine zusammenfassende Darstellung des Prinzips der Schnittaufteilung als Methode zur dynamischen Prozessstabilisierung beim Planfräsen. Es wird dargelegt, wie die Schnittaufteilung beim Fräsen durch die Kombination von WSP mit unterschiedlichen Formen prinzipiell realisiert werden kann. Neben der Erläuterung weiterer positiver Effekte wird auf die Nutzung der Schnittaufteilung zur Leistungsanpassung unter stabilen Bearbeitungsbedingungen eingegangen.*

### **1. Stand der Technik beim Planfräsen**

Der gegenwärtige Stand der Technik beim Fräsen von ebenen Werkstückoberflächen wird bestimmt durch leistungsstarke Werkzeugmaschinen und produktive Werkzeuge, die als Fräsköpfe und Ansteckfräser zur Verfügung stehen. Der Fräsprozess kann also mit hoher Produktivität ausgeführt werden, wenn die vorhandenen technischen Potentiale ausgeschöpft werden. Wesentlichen Einfluss dabei haben aber die konkret in der Praxis vorliegenden Bearbeitungsbedingungen im Gesamtsystem, die vom Werkstück und den Aufspannungen entscheidend mitbestimmt werden. So kann sich die Gestalt der Werkstücke von robuster Kompaktheit bis hin zu filigraner Konfiguration ändern, woraus sich der Stabilitätszustand im Fräsprozess ergibt. Durchgeführte Recherchen haben ergeben, dass kompakte dynamisch stabile „Laborbedingungen“ nur selten vorkommen. Überwiegend werden Flächen an gegossenen oder geschweißten gehäuseförmigen Werkstücken überfräst, bei denen auch die Aufspannbedingungen unzureichend sind. Insgesamt muss eingeschätzt werden, dass in der Fräspraxis sehr oft semistabile bis labile Bearbeitungsbedingungen beim Planfräsen vorliegen.

Erschwerend kommt dazu, dass verfahrenstechnisch durch den unterbrochenen Schnitt beim Fräsen periodische Kraftimpulse auf das Gesamtsystem einwirken und damit eine Schwingungserregung unvermeidlich ist.

Aus dieser Situation erwächst die Forderung nach Werkzeugen, die diese Gegebenheiten berücksichtigen und einen wirtschaftlichen und schwingungstechnisch beherrschbaren Fräsprozess gewährleisten. Fräser mit einer Schneidenanordnung nach der Strategie der Schnittaufteilung können durch ihre stabilisierenden Effekte einen wirksamen Beitrag dafür leisten. Abgeleitet wurde die Entwicklung der Schnittaufteilung aus der jahrelangen Praxiserfahrung, wonach ein kurzer und dicker Span im Spannungsvorgang stabilisierend wirkt und umgekehrt. Offensichtlich geht diese Wirkung auf die geometrische Form des Spanungsquerschnittes und die Kontaktlänge zwischen Schneide und Schnittfläche zurück. Eine weitere Nutzung der Methode der Schnittaufteilung ist aber durchaus auch bei stabilen Bearbeitungsbedingungen auf leistungsstarken Fräsmaschinen gegeben. Im Zusammenhang mit den neueren Schneidelementen, den sogenannten Trigon-Wendescheidplatten sind Hochleistungsfräser auf dem Markt, die vorschubseitig an die Leistungsgrenzen der Maschinen stoßen und für die Praxis nur beschränkt nutzbar sind. Fräswerkzeuge mit einer gestuften Schneidenanordnung können eine Anpassung an die hochmoderne Technik bei stabilen Gegebenheiten und damit eine bessere Nutzung der Leistungspotentiale gewährleisten.

## **2. Die Strategie der Schnittaufteilung und ihr Einfluss auf das dynamische Schnittverhalten**

### **2.1 Grundanliegen der Schnittaufteilung**

Das dynamische Schnittverhalten beim Fräsen und Maßnahmen zur Stabilisierung sind Gegenstand jahrelanger Forschungsarbeiten. So wurden umfangreiche Untersuchungen zu den Auftreffbedingungen, zur Optimierung der Schneidengeometrie, zur Ungleichteilung u. a. durchgeführt. Eine Umsetzung der Erkenntnisse in schwingungsdämpfende Werkzeugkonstruktionen ist jedoch nur ansatzweise erfolgt. Die Möglichkeit zur dynamischen Stabilisierung durch die geometrische Form des Spanungsquerschnittes ist forschungsseitig dagegen nicht aufgegriffen worden, obwohl die Effekte aus der Praxis längst bekannt sind. Mit der Strategie der Schnittaufteilung wurde eine Methode entwickelt, mit der die Wirkung aus der Geometrie des Spanungsquerschnittes deutlich gemacht wird, sich technisch im Werkzeug einfach realisieren lässt und somit einen wirksamen Beitrag zur Verbesserung des dynamischen Verhaltens im Spannungsvorgang leisten kann.

Das Grundanliegen besteht darin, eine solche Schneidenanordnung an den Fräsern vorzunehmen, bei der die Späne mit einer kleinen Spanungsbreite und großer Spanungsdicke entstehen und gleichzeitig geringe Kontaktlängen mit Schnittunterbrechungen auftreten. Üblicherweise wird das Gesamtmaß des Werkstückes in einem oder mehreren Durchgängen abgefräst. Alle Fräferschneiden laufen dabei auf einem gemeinsamen Flugkreis, sind axial auf der gleichen Tiefe angeordnet und erzeugen jeweils einen Span mit vorgegebener Größe und Form.

Bei der Schnittaufteilung wird die Gesamtschnitttiefe auf mehreren aufeinanderfolgenden Schneiden so aufgeteilt, dass sich Größe und Form der einzelnen Spanungsquerschnitte ändern.

Grundsätzlich gilt dabei, dass keine Einbußen an der Produktivität des Fräsvorganges erfolgen. Konkret heißt dies, den Umdrehungs-Vorschub bewusst konstant zu halten. Daraus ergibt sich zwangsläufig, dass sich beispielsweise bei einer Aufteilung der Gesamtschnitttiefe auf zwei Stufen die Schnitttiefe einer Schneidenreihe halbiert und der Zahnvorschub verdoppelt. Mit dieser Grundidee bleibt zwar die Größe des Spanungsquerschnittes gleich, es ändert sich aber seine geometrische Form in der Weise, dass ein möglichst kurzer und dicker Span mit geringem Schlankheitsgrad entsteht, so wie es die bereits erwähnte Praxiserfahrung fordert.

Zu beachten ist aber, dass neben dem erreichbaren Effekt der dynamischen Stabilisierung eine Erhöhung der partiellen Belastung der Werkzeugschneide einhergeht. Wegen dieser gegenläufigen Auswirkungen erfordert die praktische Anwendung der Methode der Schnittaufteilung eine ständige Suche nach der geeigneten Variante und einer akzeptablen Kompromisslösung. Diese Aufgabe ist immer in Abhängigkeit von den aktuell vorliegenden dynamischen und statischen Bearbeitungsbedingungen zu erfüllen.

## **2.2 Konstruktive Maßnahmen zur Werkzeuggestaltung nach dem Prinzip der Schnittaufteilung**

Für eine anwenderfreundliche konstruktive Gestaltung der Werkzeuge müssen folgende Anforderungen erfüllt werden:

- a) Die entwickelten Varianten der Schnittaufteilung sollen für alle Typen von Planfräswerkzeugen, also für Aufsteckfräser und Planfräsköpfe nutzbar sein.
- b) Als Wendschneidplatten werden die üblichen Formen als Acht- und Zwölfkant sowie Trigon verwendet.
- c) Die Anordnung der Schneidplatten erfolgt entweder direkt im Werkzeug-Grundkörper (Monoblockbauweise) oder über Schneidenträger (Kassettenbauweise).
- d) Für verschiedene Werkzeugdurchmesser sollte die Zähnezahl nach der Anzahl der vorgesehenen Stufen der axialen Schnittaufteilung wie folgt ausgewählt werden:
  - für 2 Stufen:  $z = 6, 10, 12, 16, 18, 22$
  - für 3 Stufen:  $z = 6, 12, 18, 24$
- e) Die notwendigen konstruktiven Maßnahmen sollen sich auf geringfügige Veränderungen und lediglich auf die Plattensitz-Aufnahmen beschränken.

### 2.3 Bedeutung der Geometrie des Spanungsquerschnittes

Der Spanungsquerschnitt wird in Größe und Form von den Schnittgrößen Zahnvorschub  $f_z$ , Schnitttiefe  $a_p$  und dem Einstellwinkel  $\kappa_r$  bestimmt, womit auch die Kontaktlänge festgelegt ist. Wie bereits dargelegt, haben eine kurze Kontaktlänge und ein kompakter Span mit geringem Schlankheitsgrad eine stabilisierende Wirkung im Spanungsvorgang. Dynamisch gesehen ist der quadratische Spanungsquerschnitt ein Extrem- und ebenso ein Idealfall, er verursacht aber gleichzeitig eine maximale partielle Schneidenbelastung und eine große Bruchgefahr. Eine große Kontaktlänge und ein schlanker Span ergeben dagegen eine geringe Verschleißausprägung, eine minimale Gefahr von Eckenausbrüchen und eine meist günstige Spanbildung bewirken jedoch dynamisch eine hohe Instabilität.

In Bild 1 sind die beiden Extremfälle mit dem Einfluss des Einstellwinkels  $\kappa_r$  schematisch dargestellt. Aufgrund der extremen Schneidenbelastung ist der quadratische Spanungsquerschnitt praktisch nicht gebräuchlich. Im zweiten Extremfall ist die volle Ausnutzung einer langen Schneide mit dem kleinstmöglichen Einstellwinkel dargestellt. Bild 1 verdeutlicht den großen Einfluss des Einstellwinkels auf die geometrische Form des Spanungsquerschnittes bei konstanter Größe.

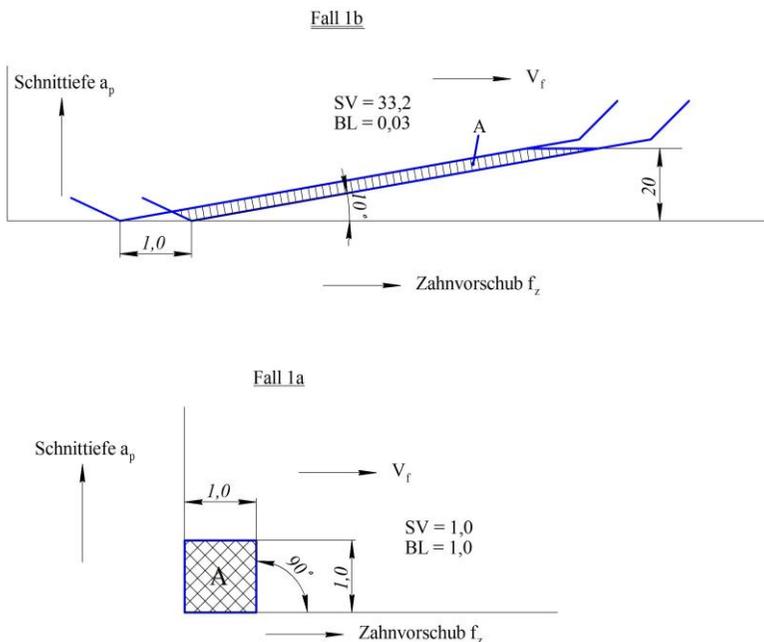


Bild 1 – Einfluss des Werkzeugeinstellwinkels auf die Form des Spanungsquerschnittes

#### **2.4 Quantitative Bewertung des dynamischen Effektes**

Für die Bewertung des Einflusses von Größe und geometrischer Form des Spanungsquerschnittes auf das dynamische Schnittverhalten wird das sogenannte Spanungsverhältnis SV eingeführt, das auch den Schlankheitsgrad des Spanes zum Ausdruck bringt.

$$SV = a_p / f_z \cdot 1 / \sin \kappa_r \quad (1)$$

Wendet man diese Gleichung auf die in Bild 1 dargestellten Spanungsquerschnitte an, dann erhält man:

SV = 1,0 für den quadratischen Querschnitt

SV = 32,2 für die schlanke Form

Der zahlenmäßige Betrag von SV = 1,0 drückt also die maximale Stabilität aus. Je größer dieser Wert, desto instabiler wird der Prozess.

#### **2.5 Quantitative Bewertung des Einflusses auf die Schneidenbelastung**

Die Haupteinflussgröße für die Schneidenbelastung BL ist der Einstellwinkel  $\kappa_r$ . Kleine Einstellwinkel verschlanken die Spanform, vergrößern die Spannungsbreite, verringern die Spannungsdicke und verbessern damit das Verschleißverhalten der Hauptschneide.

$$BL = a_p / f_z \cdot 1 / \sin \kappa_r \quad (2)$$

Bezogen auf die geometrischen Formen der Spanungsquerschnitte im Bild 1 ergeben sich folgende Zahlenwerte:

BL = 1,0 für die quadratische Form

BL = 0,03 für die schlanke Form

Kleinere Beträge von BL sind ein Ausdruck für eine geringe partielle Schneidenbelastung.

#### **2.6 Festlegung von konstanten Schnittdaten für die Bewertung der vorgeschlagenen Varianten der Schnittaufteilung**

- Schnitttiefe  $a_p = 3,0$  mm
- Zahnvorschub  $f_z = 0,3$  mm
- Spanungsquerschnitt  $A = 0,9$  mm<sup>2</sup>
- Zähnezahl  $z = 12$
- Umdrehungsvorschub  $f_U = 3,6$  mm/U
- Drehzahl  $n = 300$  U/min
- Vorschubgeschwindigkeit  $v_f = 1.080$  mm/min

In Bild 2 sind die geometrischen Grundformen des Spanungsquerschnittes A für das Eckfräsen und das Planfräsen schematisch dargestellt.

Mit den obigen Schnittdaten lassen sich folgende Bewertungskenngrößen berechnen:

- für das Eckfräsen:  $SV = 10,0$   
 $\kappa_r = 90^\circ$                        $BL = 0,1$
- für das Planfräsen:  $SV = 20,0$   
 $\kappa_r = 45^\circ$                        $BL = 0,05$   
 $\kappa_r = 30^\circ$                        $SV = 40,0$   
 $BL = 0,025$

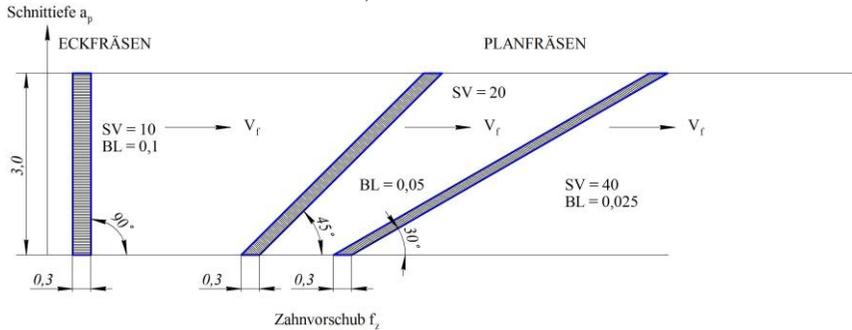


Bild 2 – Grundformen des Spanungsquerschnittes

### 3. Entwickelte Varianten für die Schnittaufteilung zur dynamischen Stabilisierung sowie zur Leistungsanpassung

#### 3.1 Varianten der Schnittaufteilung zur dynamischen Stabilisierung

##### 3.1.1. Schnittaufteilung durch Schneidenüberkreuzung von zwei aufeinanderfolgenden Acht- und Zwölfkant-Wendeschneidplatten

Durch den wechselnden Eintritt von Acht- und Zwölfkant-Platten mit den Einstellwinkeln  $\kappa_r = 45^\circ$  bzw.  $\kappa_r = 30^\circ$  kommen unterschiedliche Schneideteile in Kontakt und teilen das Gesamtaufmaß in zwei getrennte Späne auf, wie Bild 3 zeigt. Im Fall 3a wird deutlich, dass bei dem vorgegebenen Zahnvorschub von  $f_z = 0,3$  mm durch die Verdoppelung des Vorschubes und Halbierung der Schnitttiefe eine stabilisierende Wirkung erreicht wird, was durch ein durchschnittliches Spanungsverhältnis von  $SV = 8,3$  quantitativ zum Ausdruck kommt. Eine Vergrößerung des Vorschubes auf  $f_z = 0,5$  mm (siehe Fall 3b) ist durchaus möglich, wobei noch immer eine Schneidenüberkreuzung entsteht und neben der Stabilität eine höhere Produktivität erreicht wird. Erst mit einer Erhöhung des Zahnvorschubes auf  $f_z = 0,75$  mm wird der Grenzwert für die Schneidenüberkreuzung erreicht. Dieser Fall 3c ist zudem praktisch nicht relevant, da mit dem realen Zahnvorschub von  $f_z = 1,5$  mm die Belastungsgrenze an der Einzelschneide überschritten ist.

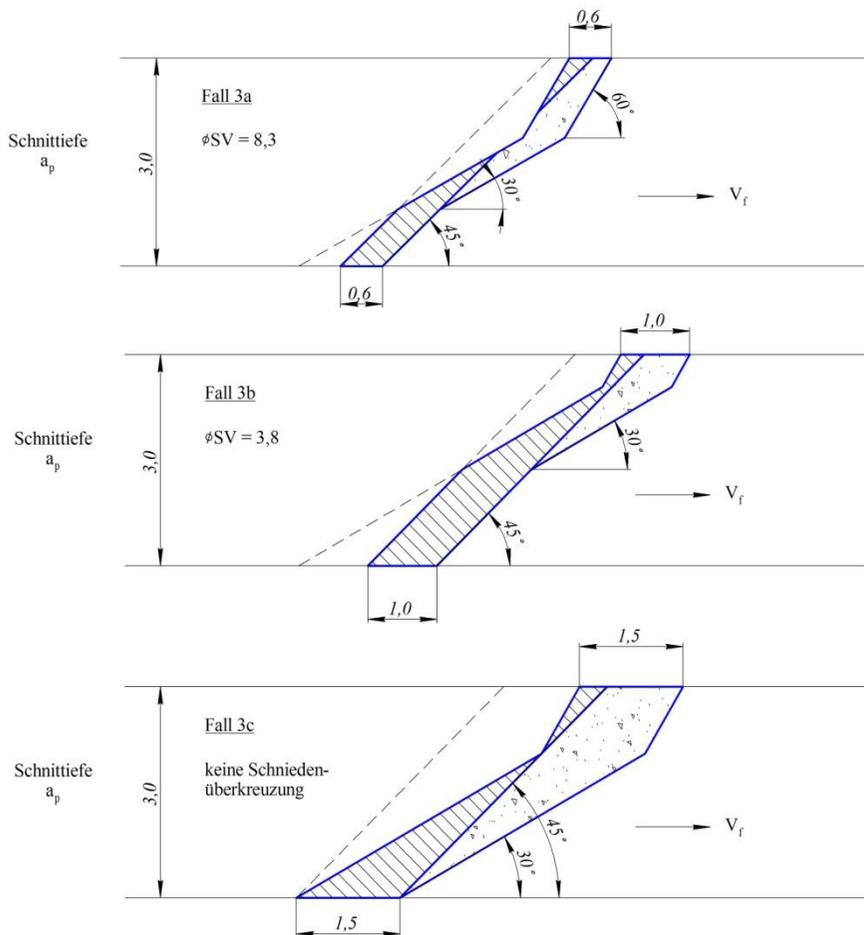


Bild 3 – Varianten zur Aufteilung des Gesamtaufmaßes

### 3.1.2. Schnittaufteilung durch koaxiale Durchdringung von zwei aufeinanderfolgenden Achtkant-Wendeschneidplatten

Bei dieser Variante wird jede zweite Schneidplatte bei koaxialer Lage um einen Winkel von  $30^\circ$  verdreht, sodass es zu einer Schneidendurchdringung mit der nachfolgenden Achtkant-Schneidplatte kommt. Es entstehen drei voneinander getrennte Späne (Bild 4). Alle Schneidplatten laufen auf einem gemeinsamen Flugkreis, die notwendige konstruktive Maßnahme beschränkt sich lediglich auf die veränderte Winkelstellung jedes zweiten Plattensitzes. Nachteilig ist bei dieser Variante allerdings, dass die Schneidenecke unter  $\kappa_r = 15^\circ$  deutliche

Vorschubriefen auf der Werkstückoberfläche hinterlässt, was oft nicht akzeptiert werden kann.

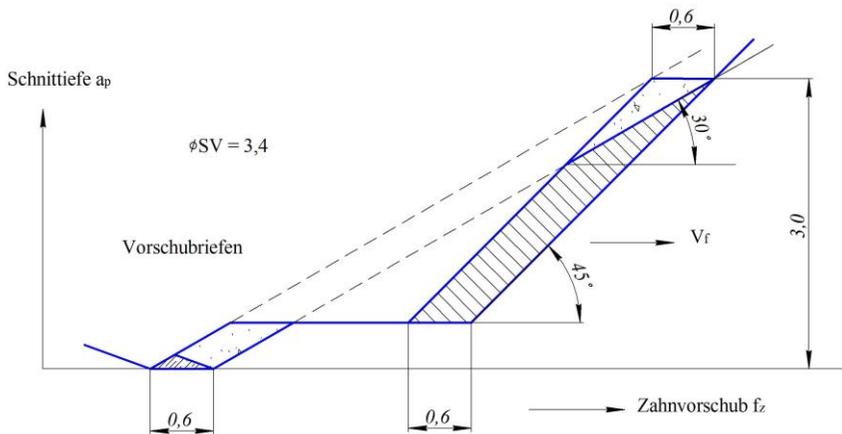


Bild 4 – Prinzip der Schnittaufteilung mit koaxialer Durchdringung

### 3.1.3. Axiale Schnittaufteilung in zwei und drei Stufen mit Kombination von Acht- und Zwölfkant-Wendeschneidplatten

Bei der zweistufigen Schnittaufteilung entstehen jeweils zwei getrennte Späne mit entsprechender Änderung des Spanungsquerschnittes durch Halbierung der Schnitttiefe und Verdopplung des Zahnvorschubes (siehe Bild 5).

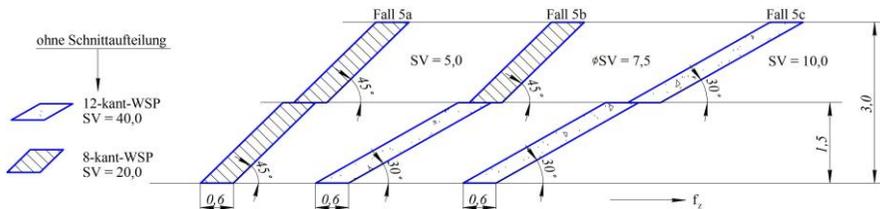


Bild 5 – Prinzip der axialen Schnittaufteilung in zwei Stufen

Im Fall 5a wird ein Spanungsverhältnis von  $SV = 0,5$  gegenüber dem Normalfall von  $SV = 20,0$  erzielt. Zu der Konstellation 5b wird durch die Anordnung von Zwölfkant-Platten auf der unteren Stufe eine Verstärkung der Schneidenecke angestrebt, während im Fall 5c durch die Nutzung von  $\kappa_r = 30^\circ$  auf beiden Stufen eine weitere Entlastung der Schneiden ermöglicht wird.

Bei der dreistufigen Schnittaufteilung fällt eine generell stärkere Wirkung auf die dynamische Stabilisierung auf. Das Spannungsverhältnis von  $SV = 2,2$  im Fall 6a nähert sich bereits dem Idealwert von  $SV = 1,0$ . Allerdings kommt es zu einer extremen Schneidenbelastung mit  $BL = 0,45$  und einer hohen Bruchgefahr an den Schneidecken, die im Fall 6b wesentlich entschärft wird. Die Variante 6c führt durch den Einsatz von Zwölfkant-Wendeschnidplatten auf allen drei Stufen zu einer wirksamen Schneidentlastung und hat außerdem den bedeutsamen Vorteil, dass mit der Verfügbarkeit von 12 Schneidkanten eine praktisch relevante Einsparung des Schneidstoffes Hartmetall erreicht werden kann.

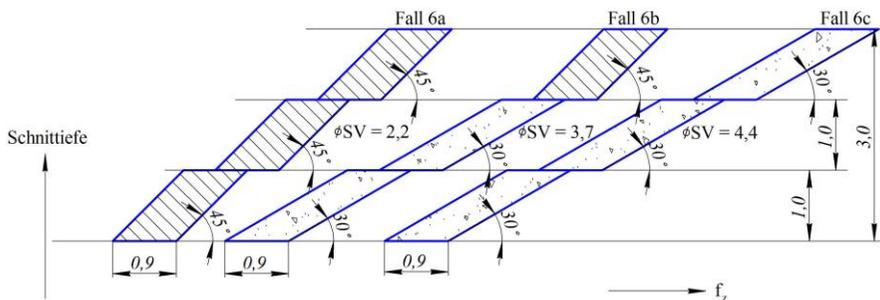


Bild 6 – Prinzip der axialen Schnittaufteilung in drei Stufen

### **3.2 Nutzung der Schnittaufteilung zur Leistungsanpassung bei stabilen Bearbeitungsbedingungen**

#### **3.2.1 Anliegen beim Einsatz von Werkzeugen mit Trigon-Wendeschnidplatten**

Zur Leistungssteigerung auf modernen Fräsmaschinen und stabilen Bearbeitungsgegebenheiten wurden Hochleistungs-Fräswerkzeuge auf den Markt gebracht, die mit sogenannten Trigon-Wendeschnidplatten sehr hohe Zahnvorschübe in der Größenordnung von  $f_z = 4$  bis 5 mm ermöglichen. Durch die elliptische Schneidengestaltung verfügen diese Schneidplatten über ein großes Leistungspotential und können Vorschubgeschwindigkeiten von 15 bis 20 m/min und damit eine extrem hohe Produktivität erbringen. Allerdings verfügen auch die leistungsstärksten Fräsmaschinen nicht über derart hohe Vorschubgeschwindigkeiten, zudem machen diese in der praktischen Anwendung wenig Sinn. Nachteilig ist auch, dass wegen der balligen Schneidenform nur Schnitttiefen von etwa  $a_p = 1,0$  mm in einem Durchgang abgespannt werden können. Um ein mehrmaliges Überfräsen bis zu einem üblichen Aufmaß zu vermeiden, kann hier die Strategie der Schnittaufteilung zweckdienlich zum Einsatz kommen, nicht wie bisher zur dynamischen Stabilisierung, sondern zur besseren Anpassung an die praktischen Erfordernisse. Dabei werden die Schneidplatten im Fräser axial

gestuft angeordnet. In Bild 7 ist der Spanungsquerschnitt einer Trigon-Wendeschneidplatte mit einer Schnitttiefe von  $a_p = 1,0$  mm und einem noch moderaten Zahnvorschub von  $f_z = 3,0$  mm schematisch dargestellt. Bei einer Drehzahl von angenommen 300 U/min und einer Zähnezahl von  $z = 12$  ergibt sich rechnerisch eine Vorschubgeschwindigkeit von  $v_f = 10,8$  m/min, die praktisch realisiert werden kann. Über die Steigerung der Drehzahl wird eine gewünschte Vorschubgeschwindigkeit einstellbar.

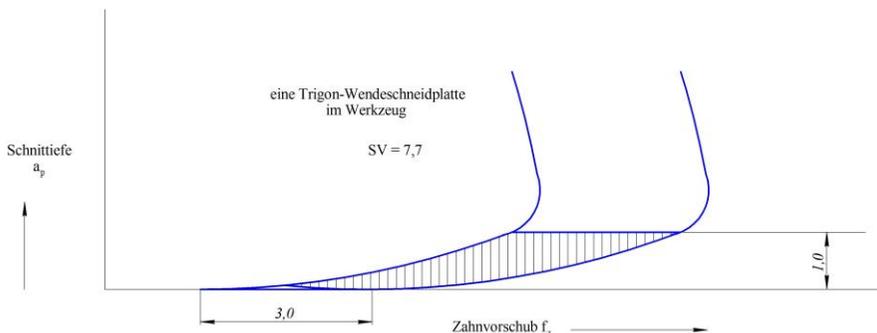


Bild 7 – Spanungsquerschnitt bei Einsatz einer Trigon-Platte

### 3.2.2 Konstruktive Realisierung zur Leistungsanpassung

Nach der Strategie der Schnittaufteilung können auch die Trigon-Schneidplatten auf zwei oder drei Stufen axial im Werkzeug angeordnet werden.

Bild 8 zeigt ein Beispiel mit einer zweistufigen axialen Anordnung, mit der in einem Durchgang eine Gesamttiefe von 2,0 mm abgespannt werden kann. Dabei halbiert sich die Zähnezahl je Stufe und damit auch die Vorschubgeschwindigkeiten. Um eine praktisch übliche Schnitttiefe von  $a_p = 3,0$  mm abzuheben, müssen die Schneidplatten auf 3 Stufen angeordnet werden, wodurch nur noch 4 Zähne auf jeder Stufe zur Verfügung stehen. Die Vorschubgeschwindigkeit reduziert sich dadurch auf  $v_f = 3,6$  m/min. Dennoch ist auch in diesem Fall noch eine sehr hohe Produktivität gegeben, die nur bei höchster Maschinen- und Bearbeitungsstabilität technisch und praktisch realisierbar ist. Eine weitere Anpassung an die technischen Gegebenheiten ist mit dieser Strategie dadurch gegeben, den Zahnvorschub  $f_z$  weiter zu verringern oder die Gesamtzähnezahl am Fräser zu reduzieren.

Insbesondere durch die Variation des Zahnvorschubes ist eine optimale Ausnutzung und Ausschöpfung des vorliegenden Leistungsvermögens im Gesamtsystem möglich.

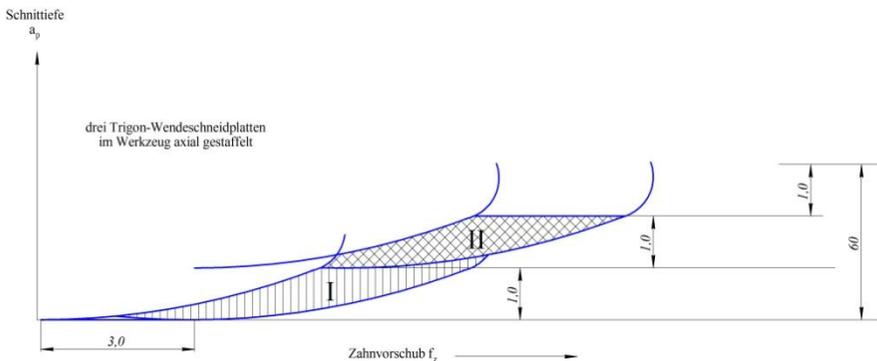


Bild 8 – Zweistufige Anordnung von Trigon-Platten

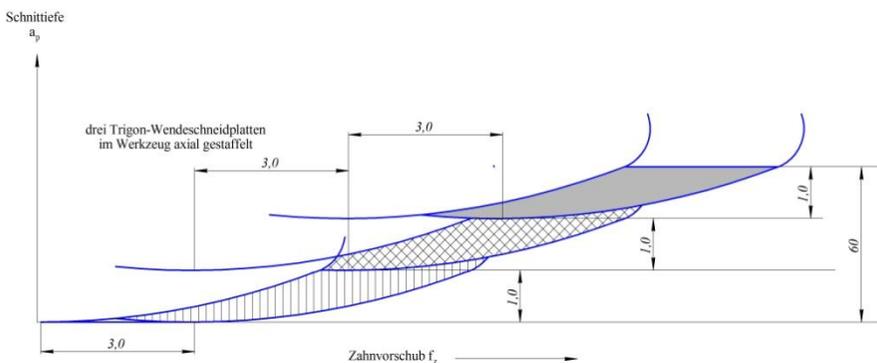


Bild 9 – Dreistufige Anordnung von Trigon-Platten

#### 4. Bewertung der Varianten der Schnittaufteilung

Ausgehend vom Grundanliegen der Schnittaufteilung können die entwickelten Varianten mit den vorgestellten Kenngrößen SV und BL bezüglich ihrer Effekte im Schnittverhalten quantitativ bewertet werden. Für eine Einführung in die Praxis ist darüber hinaus der Aufwand für konstruktive Änderungen z. B. an den Plattensitzen sowie eine möglichst hohe Ausnutzung des Schneidstoffes Hartmetall zu berücksichtigen.

Unter dem Aspekt einer aufwandsarmen Praxiseinführung kann die Variante mit der gegenseitigen Schneidenüberkreuzung (Bild 3) empfohlen werden. Hinsichtlich der stabilisierenden Wirkung ist die axiale dreistufige Schnittaufteilung unübertroffen, wobei die Variante im Fall 6c mit dem generellen Einsatz von Zwölfkant-Schneidplatten ein Optimum darstellt. Die

Anwendungsmöglichkeit, auch bei stabilen Bearbeitungsbedingungen und Hochleistungswerkzeugen, wertet die Strategie der Schnittaufteilung noch auf. Für eine praktische Nutzung der Trigon-Wendeschnidplatten in einfacher Werkzeuggestaltung sollte durch eine Variation des Zahnvorschubes ein Optimum bei möglichst hoher Produktivität angestrebt werden.

## **5. Schlussbemerkungen**

Die Methode der Schnittaufteilung hat sich als wirksame Möglichkeit zur Verbesserung des dynamischen Schnittverhaltens, aber auch zur Steigerung der Produktivität erwiesen.

Die vorgeschlagenen Varianten sind unter Laborbedingungen geprüft worden und haben ihre erwarteten Effekte zum Teil bereits nachgewiesen. Nunmehr gilt es, konstruktive Lösungen zu entwickeln, um der Industrie ausgereifte und leistungsstarke Fräswerkzeuge bereitzustellen, die unter oft labilen Bearbeitungsbedingungen als auch stabilen Gegebenheiten eine schwingungsarme und zuverlässige Fräsbearbeitung gewährleisten.

**Literaturnachweise:** 1. *Beňo, J.; Maňková, I.; Karpuschewski, Bernhard; Emmer, Thomas; Schmidt, Konrad*; Some results from FEM analysis of advanced milling tool design; In: 13th International Conference on Tools. - Miskolc: Univ., S. 265-270, 2012; Kongress: ICT 2012; 13 (Miskolc, Hungary): 2012.03.27-28. 2. *Karpuschewski, Bernhard ; Janděčka, Karel ; Emmer, Thomas ; Schmidt, Konrad ; Česánek, Jiří ; Kushnarenko, Olga ; Česáková, Ivana ; Mourek, Daniel*: Postprocessor development for multi-axis machining; Kongress: ERIN 2010 ; 4 (Plzeň) : 2010.03.16-17. 3. *Emmer, Th.; Kundrák, J.; Nguyen, D. T.*: Qualifizierung der Einsatzbedingungen eines universell einsetzbaren Rundschäuf-Werkzeug-Systems mittels Belastbarkeitsuntersuchungen, MicroCAD ; 23 (Miskolc) : 2009.03.19-20, XXIII. MicroCAD; M szekció: Gépgyártástechnológia és gyártórendszerek . - Miskolc : Univ., ISBN 978-963-661-878-0. - 2009, S. 91-97. 4. *Schmidt, K.; Emmer, Th.; Beňo, J.; Maňková, I.*: Advanced design of milling cutter with cassette-shaped insert holding, Acta mechanica Slovaca . - Kosice, ISSN 1335-2393. - Vol. 4A.2008, H. 12, S. 71-74. 5. *Schmidt, K.; Emmer, Th.; Beňo, J.; Maňková, I.*: Analysis of cornering cut when end milling with tool inserts, Acta mechanica Slovaca . - Kosice, ISSN 1335-2393. - Vol. 4A.2008, H. 12, S. 75-78. 6. *Karpuschewski, B.; Emmer, Th.; Nguyen, D. T.; Petzel, M.*: All-purpose tool-system for research and industry based on circle shanks, COMEC 2008; 5 (Santa Clara, Cuba) : 2008.11.04-06, Memorias "La ingeniería mecánica en el milenio" . - Editorial Freijóo, ISBN 978-959-250404-2. - 2008, insges. 9 S. 7. *Karpuschewski, B.; Emmer, Th.; Schmidt, K.; Nguyen, D. T.*: Flexible tool concept based on circle shanks for high performance cutting, CIRP International Conference High Performance Cutting ; 3 (Dublin) : 2008.06.12-13, International Conference High Performance Cutting <3, 2008, Dublin> : High performance cutting - micromachining; Vol. 1 : . - Dublin: Univ. College Dublin. - 2008, S. 305-314. 8. *Kundrák, J. ; Schmidt, K.; Emmer, Th.* Werkzeuge für eine schwingungsarme Zerspannung : theoretische Ansätze und Lösungen. In: Dudás, Illés (Hrsg.); University of Miskolc (Veranst.): ICT-2004 (11th international conference on tools, Miskolc, Hungary, September 9-11, 2004). Miskolc : Univ. Press, 2004, S. 227 - 232 (ICT-2004) . - Production processes and systems. 9. *Emmer, Th., Schmidt, K., Sova, F.*: Fräskopfrundmeißelsystem – ein altes Prinzip neu aufgelegt Sborník z konference TECHNOLOGIE 2004, ZČU Pzeň, září 2004.

*Поступила в редакцию 20.07.2015*

УДК 621.91

С.А. Клименко, д-р техн. наук, А.С. Манохин, канд. техн. наук,  
М.Ю. Копейкина, канд. техн. наук, Киев, Украина

## **СОСТОЯНИЕ ПОВЕРХНОСТНОГО СЛОЯ ИНСТРУМЕНТОВ С ПСТМ НА ОСНОВЕ cBN ПРИ ТОЧЕНИИ ЗАКАЛЕННОЙ СТАЛИ**

*Виконано комплекс досліджень окислення і зміни механічних властивостей поверхневого шару полікристалічних надтвердих матеріалів на основі cBN при їх використанні у різальному інструменті. Запропоновано гіпотезу, яка пояснює зв'язок еволюції структурного стану і механічних властивостей поверхневого шару інструментів, оснащених ПНТМ на основі cBN, з механізмом їх зношування.*

*Выполнен комплекс исследований окисления и изменения механических свойств поверхностного слоя поликристаллических сверхтвердых материалов на основе cBN при их использовании в режущем инструменте. Предложена гипотеза, связывающая процесс эволюции структурного состояния и механических свойств поверхностного слоя инструментов, оснащенных ПСТМ на основе cBN, с механизмом их изнашивания.*

*A complex studies of oxidation and changes in mechanical properties of the surface-layer superhard polycrystalline cBN-based materials, when used in a cutting tool. The hypothesis linking the evolution of the structural state and mechanical properties of the surface layer of tools, equipped with PSTM based on cBN, with the mechanism of wear.*

### **Введение.**

Состояние поверхностного слоя режущего инструмента во многом обусловлено воздействием тепла, генерируемого в зоне резания. Для совершенствования путей повышения эффективности инструмента необходимо установить зоны влияния тепла, в которых могут происходить явления, связанные с изменениями химического состава и механических характеристик материала поверхностного слоя инструмента.

Это во многом относится к инструментам, оснащенным поликристаллическими сверхтвердыми материалами (ПСТМ) на основе кубического нитрида бора (cBN), которым эффективно обрабатываются изделия из сталей и сплавов высокой твердости [1, 2]. Инструменты работают на воздухе со скоростями, которым соответствует температура в зоне резания до 1200 °С.

**Целью настоящего исследования** было изучение состояние поверхностного слоя инструментов с ПСТМ на основе cBN (композиты – cBN+10%TiN+30%Si<sub>3</sub>N<sub>4</sub>; cBN+15%TaN+15%Si<sub>3</sub>N<sub>4</sub>+10%SiC; cBN+3%Si<sub>3</sub>N<sub>4</sub>) при точении закаленной стали ШХ15 (62-64 HRC).

### **Полученные результаты и их обсуждение.**

В зависимости от состава, различные композиты взаимодействуют с

кислородом воздуха при разных условиях. ПСТМ являются сложными материалами и с кислородом воздуха взаимодействуют не только частицы cBN, но и другие компоненты композитов – TiN, TaN, SiC, Si<sub>3</sub>N<sub>4</sub>. Вступая в реакцию с кислородом, составляющие композита образуют систему окислов, что обуславливает нарушение структуры и межзеренных связей в материале. В таком состоянии поверхностный слой ПСТМ характеризуется пониженными механическими свойствами, в результате чего возрастает вероятность его разрушения.

В [2] показано, что в условиях обработки со скоростями резания 1,5-3,0 м/с ( $T = 1000-1250$  °С) на контактных поверхностях инструмента с ПСТМ на основе cBN имеет место химическое взаимодействие между материалом инструмента, обрабатываемыми материалами и элементами окружающей среды. Анализ результатов исследования показывает, что в механизме химического изнашивания следует выделить составляющую, связанную с окислением инструментального материала. Появление изменений в структуре и механических свойствах материала поверхностного слоя инструментального композита вероятно при воздействии высоких температур, потому за величину температурного нагружения нами принята температура 1200 °С, отвечающая скорости резания 2,35 м/с и подаче  $S = 0,10$  мм/об для случая точения закаленной стали ШХ15 инструментом с фаской износа 0,3 мм. Результаты моделирования методом конечных элементов распределения температуры в режущем инструменте показаны на рис. 1.

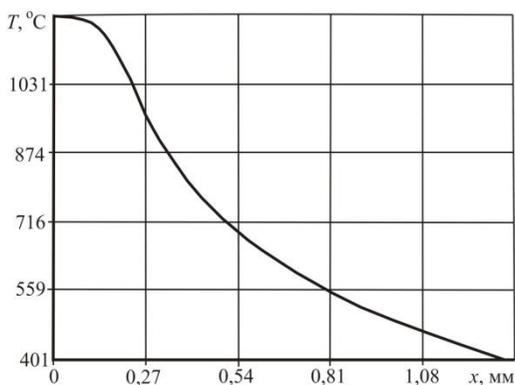


Рисунок 1 – Распределение температуры в инструменте

Из анализа полученных результатов следует, что на участке инструмента, прилегающем к контактному со стружкой участку, градиент температуры вдоль оси  $X$  составляет  $\sim 140$  К/мм. Это позволяет оценить величины температурного нагружения для участков, на которых следует выполнить



Химический состав поверхности режущих инструментов на контактных участках определялся методом микрорентгеноспектрального анализа.

Повышенное содержание железа и кислорода на поверхности инструмента связано с налипанием частиц обрабатываемого материала и продуктов взаимодействия контактирующих материалов.

Химические реакции при взаимодействии в системе cBN – (Fe, Ni, Cr) на воздухе приводят к образованию соединений типа  $(Fe, Ni, Cr)_x B_y O_z$ , содержащих кислород [2]. Кислород на поверхности режущего инструмента появляется также в результате окисления на воздухе элементов, входящих в состав ПСТМ, при действии высокой температуры. Зона, где при высокоскоростной обработки такие процессы интенсивно протекают, достаточно велика и удалена от режущей кромки на расстояние до 0,3 мм.

На рис. 3 представлены диаграммы распределения кислорода на передней поверхности инструментов с композитами на основе cBN в направлении, перпендикулярном режущей кромке.

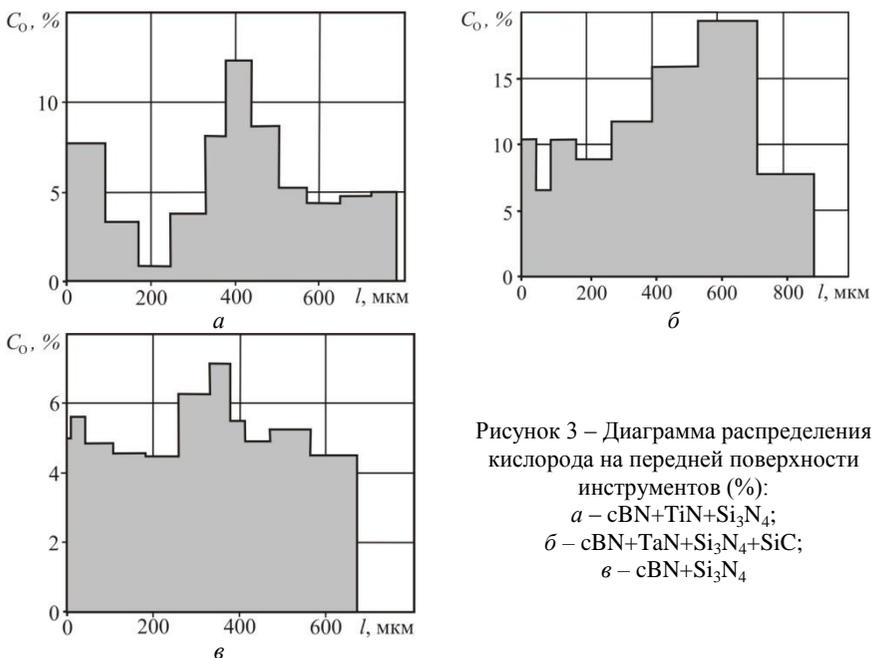


Рисунок 3 – Диаграмма распределения кислорода на передней поверхности инструментов (%):  
 а – cBN+TiN+Si<sub>3</sub>N<sub>4</sub>;  
 б – cBN+TaN+Si<sub>3</sub>N<sub>4</sub>+SiC;  
 в – cBN+Si<sub>3</sub>N<sub>4</sub>

Для всех исследованных инструментов характерным является наличие относительно низкого количества кислорода на расстоянии до  $x = 180\text{--}200$  мкм от режущей кромки. При длине контакта стружки с передней

поверхностью инструмента  $\sim 120$  мкм, этот участок изолирован от внешней среды. На расстоянии  $> 250$  мкм от режущей кромки для исследуемых инструментов имело место увеличение содержания кислорода с максимумом при  $x = 300\text{--}600$  мкм. Это объясняется тем, что более удаленная от режущей кромки зона инструмента открыта для взаимодействия с кислородом воздуха. В эту же зону выносятся продукты взаимодействия материала инструмента и обрабатываемого материала, содержащие кислород.

Результаты расчетов свидетельствует о наличии корреляционной связи между содержанием кислорода на передней поверхности инструмента, отнесенным ко времени работы инструмента,  $C_o^{отн}$  и скоростью его изнашивания  $j$  (табл. 1). Из исследованных инструментов наибольшей работоспособностью в условиях высокоскоростного резания закаленной стали характеризуются резцы, оснащенные композитом с высоким содержанием сверхтвердой фазы и резцы, оснащенные материалом с низким содержанием cBN при наличии в композите TiN и  $Si_3N_4$  ( $< 15\%$ ). Данные о содержании кислорода на поверхности инструмента позволяют сделать вывод о том, что повышенная стойкость режущих инструментов с композитом cBN+TaN+ $Si_3N_4$ +SiC, в сравнении с инструментом с другим композитом с низким содержанием cBN, связана с меньшей интенсивностью окислительного процесса в зоне резания.

Таблица 1 – Содержание кислорода на поверхности и скорость изнашивания инструментов

Композит	$C_o^{отн}$ , %/мин	$j$ , мкм/мин
cBN+TiN+ $Si_3N_4$	3,28	180
cBN+TaN+ $Si_3N_4$ +SiC	0,85	27
cBN+ $Si_3N_4$	0,51	25

Для оценки изменения механических свойств материала поверхностного слоя инструментов выполнена серия исследований методом ScratchTest и установлена величины тангенциальной силы сопротивления поверхностного слоя инструментов контактному взаимодействию  $F_\tau$  вдоль трассы сканирования.

Анализ полученных результатов позволяет установить корреляционную связь между изменением механических свойств поверхностного слоя ПСТМ и состоянием его рабочих поверхностей (табл. 2).

На этапе равномерного износа ( $0,1 \text{ мм} < h_3 < 0,3 \text{ мм}$ ) изменения силы  $F_\tau$  не выявлено. Значительные изменения силы  $F_\tau$  наблюдаются при величинах износа инструмента, близких к величине, отвечающей критерию стойкости

( $h_3 \approx 0,32-0,35$  мм). На расстоянии  $x > 200$  мкм от режущей кромки сила  $F_\tau$  снижается, достигая минимального значения при  $x = 240-270$  мкм (инструмент с композитом cBN+TiN+Si<sub>3</sub>N<sub>4</sub>) и  $x = 340-420$  мкм (инструмент с композитом cBN+TaN+Si<sub>3</sub>N<sub>4</sub>+SiC). Такой характер зависимости силы  $F_\tau$  от координаты  $x$ , характерен инструментам, для которых было достигнуто критическое значения ширины фаски износа и имело место разрушение режущей кромки. Нужно отметить, что снижение силы  $F_\tau$  свидетельствует о локальном увеличении микротвердости, проявляющееся в уменьшении глубины внедрения индентора в исследуемый композит.

Таблица 2 – Склерометрические характеристики поверхностного слоя инструментов

Композит	Участок измерений на инструменте	$M[F_\tau]$ , сН	$\sigma[F_\tau]$ , сН <sup>2</sup>
cBN+TiN+Si <sub>3</sub> N <sub>4</sub>	контрольный	7,79	0,83
	приближенный к зоне износа	5,71	0,89
cBN+TaN+Si <sub>3</sub> N <sub>4</sub> +SiC	контрольный	6,87	0,69
	приближенный к зоне износа	7,3	1,4
cBN+Si <sub>3</sub> N <sub>4</sub>	контрольный участок	7,84	1,49
	приближенный к зоне износа	7,15	1,41

Длина контакта стружки с передней поверхностью инструмента при  $S = 0,1$  мм/об составляет  $\sim 80$  мкм. Таким образом зона инструмента, в которой наблюдаются существенные изменения механических свойств композита, находится за пределами контактного участка. В связи с этим, пояснить появление на поверхности инструмента зон, где сила  $F_\tau$  имеет экстремальные значения, только трибохимическими эффектами в паре «стружка-инструмент» невозможно.

По результатам расчетно-экспериментальной оценки, температура поверхностного слоя режущего инструмента, оснащенного ПСТМ на основе cBN, при обработке со скоростью резания 2,35 м/с на рассматриваемых участках достигает  $T = 1000-950$  и  $T = 860-780$  °С соответственно, что достаточно для того, что бы связать зону повышенной твердости с возможностью окисления свободных, незащищенных стружкой поверхностей инструмента. Большие размеры этой зоны во втором случае объясняются тем, что время резания было существенно большим (1,4 и 13,6 мин соответственно).

**Выводы.** Анализ полученных результатов позволяет заключить, что расположение зон, где наблюдается снижения силы  $F_{\tau}$ , совпадает с началом участков, где содержание кислорода на передней поверхности инструмента начинает возрастать.

В качестве гипотезы, связывающей процесс эволюции структурного состояния и механических свойств поверхностного слоя инструментов, оснащенных композитами на основе cBN, с механизмом их изнашивания, можно принять следующее. Окисление свободных участков поверхности инструментов, непосредственно примыкающих к контактными зонам «инструмент–обрабатываемый материал», приводит к некоторому повышению твердости (за счет формирования вторичных структур II-го рода [3]) и снижению прочности материала их поверхностного слоя, что обуславливает микроскалывание фрагментов инструментального композита, вызывая ускоренное изнашивание инструмента.

**Список использованных источников:** 1. Инструменты из сверхтвердых материалов / Под ред. *Н.В. Новикова и С.А. Клименко*. – М.: Машиностроение, 2014. – 608 с.; 2. Сверхтвердые материалы. Получение и применение: В 6-и т. / Под общ. ред. *Н.В. Новикова*. – Т.5: Обработка материалов лезвийным инструментом / Под ред. *С.А. Клименко*. – К.: ИСМ им. В.Н. Бакуля, ИПЦ «АЛКОН» НАН Украины, 2006. – 316 с.; 3. Поверхностная прочность материалов при трении / Под ред. *Б.И. Костецкого*. – К.: Техніка, 1976.– 296 с.

**Bibliography (transliterated):** 1. Instrumenty iz sverhtverdyh materialov / Pod. red. N.V. Novikova i S.A. Klimenko. – M.: Mashinostroenie, 2014. – 608 s.; 2. Sverhtverdye materialy. Poluchenie i primeneniye: V 6-i t. / Pod obstch. red. N.V. Novikova. – T.5: Obrabotka materialov lezviinym instrumentom / Pod red. S.A. Klimenko. – K.: ISM im. V.N. Bakulya, IPTSH «ALKON» NAN Ukrainy, 2006. – 316 s.; 3. Poverhnostnaya prochnost' materialov pri trenii / Pod red. B.I. Kostetskogo. – K.: Tehnika, 1976.– 296 s.

*Поступила в редколлегию 30.07.2015*

В.А. Колесник, Д.В. Криворучко, д-р техн. наук, Сумы, Украина  
Д. Митал, PhD, Прешов, Словацкая республика

## **ТЕМПЕРАТУРА РЕЗАНИЯ ПРИ СВЕРЛЕНИИ ПАКЕТОВ УГЛЕПЛАСТИК/ТИТАНОВЫЙ СПЛАВ**

*В статті виконано аналіз існуючих методів вимірювання температури для різних конструкційних матеріалів в тому числі і композиційних. Показано, що визначення температури на свердлі, що обертається, при різанні неелектропровідних матеріалів є задачею, що потребує подальшого розв'язання. Метою статті є розроблення способу вимірювання та дослідження температури різання методом штучної термопары при свердлінні пакетів вуглепластик/титановий сплав. Використовуючи сучасну елементну базу розроблено спосіб вимірювання температури, за яким система оброблення інформації обертається разом зі свердлом, а данні передаються на нерухомий приймач за допомогою радіохвиль. У дослідженому діапазоні режимів різання температура різання в вуглепластику складала 100-320 °С, а в шарі титанового сплаву - 500-900 ° С. Встановлено, що при малій товщині шарів (приблизно 5мм) рівень температури у вуглепластиковому шарі більше залежить від режиму різання, а в титановому шарі - від співвідношення товщини шару і хвилинної подачі та швидкості різання.*

*В статье выполнен анализ существующих методов измерения температуры различных конструкционных материалов, в том числе и композиционных. Показано, что определение температуры на вращающемся сверле при резании неэлектропроводных материалов является задачей, требующей дальнейшего решения. Целью статьи является разработка способа измерения и исследование температуры резания методом искусственной термопары при сверлении пакетов углепластик/титановый сплав. Используя современную элементную базу разработан способ измерения температуры, согласно которого система обработки информации вращается вместе со сверлом, а данные передаются на неподвижный приемник с помощью радиоволн. В исследованном диапазоне режимов резания температура резания в слое углепластика составила 100-320 °С, а в слое титанового сплава - 500-900 °С. Установлено, что при малой толщине слоев (примерно 5мм) уровень температуры в углепластиковом слое в основном зависит от режима резания, а в слое титанового сплава - от соотношения толщины слоя и минутной подачи, а также скорости резания.*

*This article gives an analysis of the existing methods for measuring the cutting temperature during machining of various structural materials including composites. It is shown that the determination of the temperature on the rotating drill when drilling non-conductive materials is a task that requires a further decision. The aim of the article is to provide a method for measuring and research of the cutting temperature by artificial thermocouple during drilling of CFRP / titanium stacks. Using modern electronic hardware authors provide a method of temperature measurement according to which the temperature handling system rotates with the drill bit and the collected data is transmitted to the fixed receiver via radio waves. In the investigated range of cutting conditions cutting temperature in the CFRP layer was 100-320 °C, and in a titanium layer was 500-900 ° C. It was found that at a small layer thickness (about 5 mm) the cutting temperature in CFRP layer mainly depends on the cutting conditions and in titanium layer it depends on the ratio of the layer thickness and the minute feed as well as on cutting speed.*

*Постановка проблемы.* В процессе резания происходят интенсивные процессы тепловыделения и теплопередачи, формирующие сложное температурное поле в инструменте, заготовке и стружке [1]. Температура оказывает влияние на стойкость инструмента и качество обработанной поверхности, и должна учитываться в исследованиях процесса резания. Особенно остро этот вопрос стоит при сверлении пакетов углепластик/титановый сплав, поскольку и титановый сплав и углепластик весьма чувствительны к повышенной температуре, хотя критические значения для каждого слоя сильно отличаются. В этой связи, измерение температуры в процессе сверления является важной научно-технической задачей. На сегодняшний день существует как традиционные, так и современные методики, позволяющие производить измерение температуры резания.

*Анализ последних исследований.* Известные в настоящее время методики и техники измерения температуры могут быть классифицированы по методам измерения на калориметрический, сопротивления, термопары, термофизический, термографический методы. Наиболее распространенными методами при исследовании процессов механической обработки являются калориметрический, термофизический, термографический методы и метод измерения термопарой.

Последними достижениями в этой области является применение различных пирометров, инфракрасных камер и телевизоров. Вместе с тем закрытость зоны резания, особенно при сверлении, является существенным ограничением этого метода [2]. В ряде исследований проблему закрытости зоны резания решают путем получения информации о тепловом излучении с помощью оптоволокна, помещаемого непосредственно в зону резания. Так в ходе опытов по сверлению алюминиевых сплавов [3] и пластиков [4] были измерены распределение температуры в обрабатываемый материал путем регистрации интенсивности инфракрасного излучения с помощью оптоволокна, размещенного в специальных отверстиях на удалении от 0,2 до 1 мм от стенки обрабатываемого отверстия. В результате была измерена температура в диапазоне от 20°C до 70°C с точностью  $\pm 0,2^\circ\text{C}$  при скорости резания от 6 до 15 м/мин.

Метод термопары остается, пожалуй, самым востребованным и в настоящее время. В сочетании с расчетными методами он позволяет достаточно дешево и с приемлемой точностью получить информацию о температуре резания. Так в ряде исследований при сверлении алюминиевого (A17075-T651), титанового сплавов (Ti6Al4V) и сталей (AISI 4140) был использован метод искусственной термопары для измерения изменения температуры по глубине отверстия [5], путем закладки не разрушаемой термопары К-типа в отверстия, на удалении 0,2 мм от стенки обрабатываемого отверстия, что позволило установить влияние покрытий

(TiAlN, CrCN или TiCN) на стойкость твердосплавного сверла. Bagci and Ozcelik [6-8], определили температуру сверления стали AISI 4140 и алюминиевого сплав Al7075-T651 на неподвижном сверле, методом искусственной термопары, разместив ее в сверле в отверстии для подачи СОЖ с последующим уточнением температурного поля методом конечных элементов. При варьировании режимов резания была измерена максимальные температура для AISI 4140 и Al7075-T651 в диапазоне от 165°C до 420°C и от 160 °C до 240 °C, соответственно. Battaglia, Kusiak и Kalidas, S., Karoog, S. G. [9, 10] использовали метод искусственной термопары, размещенной в заготовке, для оценке количества поглощаемого тепла при изучении износа сверла в процессе высокоскоростного сверления. J.L. Merino-Perez, R. Royer и др. [11] предложили комбинированный метод измерения температуры при сверлении углепластика, сочетающий метод искусственной термопары размещенной в детали и термографический метод на выходе сверла из отверстия, что позволило соотнести температуру измеренную термопарой и инфракрасной камерой. Полученные результаты показали расхождение данных этих двух методов измерения в пределах только 10% при скоростях резания в диапазоне от 49,8 м/мин до 199,2 м/мин при подаче 0,05 мм/об, но не позволили сделать вывод о динамике изменения температуры в процессе резания. С. Ramirez, G. Poulachon и др. исследовали влияние износа твердосплавного сверла при сверлении углепластика методом срезаемой искусственной термопары К-типа, предварительно заформованной в углепластик на разной глубине. Было установлено, что температура резания углепластика вблизи поперечной режущей кромки по мере износа изменялась в сторону увеличения от 100°C до 250 °C, а при вершине сверла от 480°C до 525°C [12].

Наиболее значимыми факторами, которые следует учитывать при выборе метода измерения температуры являются: диапазон температур; надежность датчика; разрыв температурного поля датчиком; тип сигнала/чувствительность к шуму; инерционность; погрешность измерений. , которые должны быть ранжированы по следующим критериям: (1) простота калибровки; (2) работоспособность; (3) стоимость; и (4) размер. Где под неопределенностью понимается дисперсия значений, которые могли бы обоснованно отнести к измеряемой величине (табл. 1) [13].

Таким образом, измерение температуры методом искусственной термопары остается наиболее достоверным и информативным при исследовании процессов механической обработки с закрытой зоной резания. *Не решенная часть общей проблемы.* Вместе с тем, использование этого метода при изучении влияния технологических параметров обработки на температуру резания, износ инструмента, точность и качество обработанной поверхности ограничивается тем, что в реальных условиях сверло вращается с достаточно большой частотой, что делает невозможным применение

традиционных схем регистрации данных. Это не позволяет измерить температуру непосредственно на вращающемся сверле и получить данные в реальных условиях его работы.

Таблица 1 – Сравнение методов измерения

Критерии	Метод измерения		
	Термопара	Термографический	Термофизический
Предел измерения	0 °С -3000°С	20 °С – 5000 °С	20 °С – 2000 °С
Разрешающая способность	500 мкм	20 мкм	100 мкм
Временное разрешения	100 мс	мс до мкс	-
Легкость установки	легко	сложно	средней сложности
Основной источник погрешности	точка контакта	коэффициент излучения	-
Стоимость	низкая	средняя - высокая	низкая

*Цель статьи.* Разработать способ измерения температуры на вращающемся сверле и изучить влияние режимов сверления на температуру резания при сверлении пакетов углепластик/титановый сплав.

*Основной материал.* Идея работы состоит в измерении температуры на вращающемся сверле методом искусственной термопары, размещенной в непосредственной близости от режущей кромки. Для этого была разработана система беспроводной передачи данных от датчика (термопары К-типа диаметром 0,6 мм), размещенного на вращающемся сверле на неподвижный персональный компьютер (ПК). Блок регистрации информации имеет независимый источник питания и закрепляется непосредственно на вращающейся оправке. Он включает в себя устройства регистрации термоЭДС, оцифровки, накопления и Bluetooth передачи цифровых данных (рис. 1). Неподвижный приемник принимает эти данные и через USB канал передает их на ПК.

Устройство регистрации термоЭДС представляет из себя нормирующий усилитель с компенсацией холодного спая. Регистрация и передача данных происходит с частотой 200 измерений в секунду. Погрешность измерения температуры не превышала 0,1°С. Для исключения возможности повреждения термопары титановой стружкой в процессе сверления было использовано сверло с отверстиями для подачи СОЖ. Через одно из таких отверстий термопара была выведена на заднюю поверхность сверла. В дальнейшем спай был заложен с специально обработанную канавку, которая позволила приблизить термопару к

зоне резания без ущерба для прочностных характеристик режущего клина (рис. 2). Канавка была заполнена высокопрочной термостойкой смолой, которая после застывания обеспечивает фиксацию и сохранность термопары, предохраняя ее от абразивного воздействия фрагментов стружки.

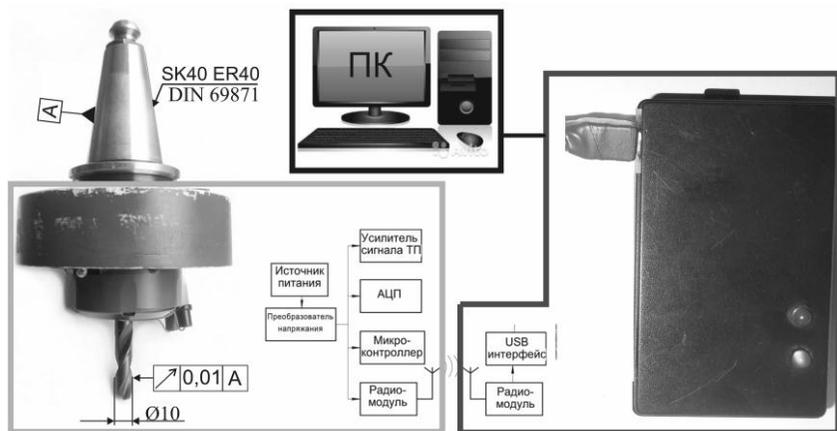


Рисунок 1 – Структурная схема устройства регистрации температуры на вращающемся сверле

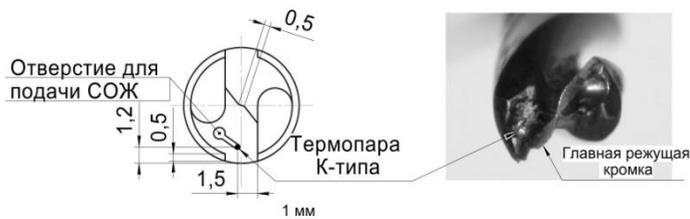


Рисунок 2 – Схема размещения термопары в сверле Ø10 мм

В силу того, что место закрепления термопары удалено на некоторое расстояние от режущей кромки действительное значение температуры резания оценивалось расчетным путем. Для этого методом конечных элементов с использованием пакета ANSYS решена задача нестационарной теплопроводности и определена связь максимальной температуры на режущей кромке с температурой в месте расположения термопары и

временем резания. Сделано допущение, что температура перемычки составляет 30% температуры в вершине сверла (рис. 3). Температура вдоль режущей кромки изменяется линейно. Температура хвостовика равна 20 °С, а теплообмен с окружающей средой ничтожно мал. Теплофизические свойства однокарбидного твердого сплава приняты по [14].

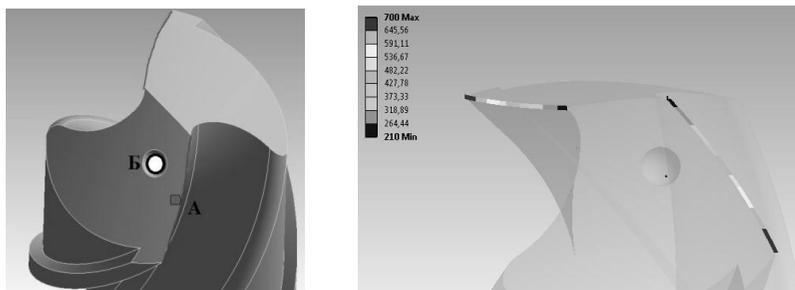


Рисунок 3 – Место закладки термопары и распределение температуры (°С) на режущей кромке сверла в его КЭ модели

Полученная связь температуры резания и термопары представлена графически на рис. 4. Можно заметить, что температура в месте регистрации составляет в установившемся состоянии 40% температуры в вершине сверла. В начальные моменты времени, пока процесс нестационарный, это соотношение еще меньше. Аппроксимируя полученные численные данные методом наименьших квадратов температура резания  $T_{р.к.}$  в момент времени  $t$  от момента касания сверлом заготовки может быть определена выражением

$$T_{р.к.} = \frac{(T_0 - 6,21 \cdot 10^{-2} \cdot (71,5t^{0,284} + 20))}{1,87 \cdot 10^{-3} \cdot (71,5t^{0,284} + 20)},$$

где  $T_0$  - температура, измеренная в месте закладки термопары, °С.

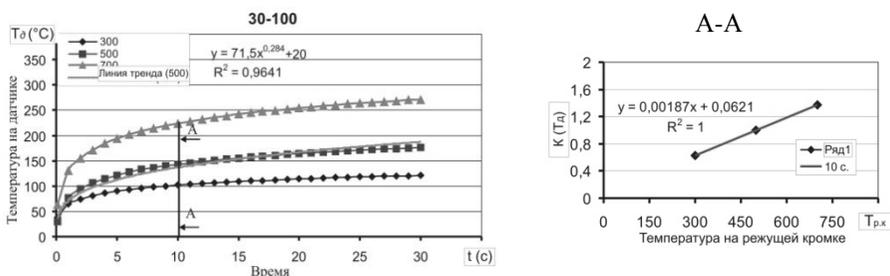


Рисунок 4 – Зависимость температуры в месте закладки термопары от температуры резания и времени измерения

Исследования температуры проводились при сверлении пакета углепластик/титановый сплав. Пакет состоял из листа титанового сплава марки BT-1-0 толщиной 5 мм твердостью 170 НВ пределом прочности 450 МПа плотностью 4,5 г/мм<sup>3</sup> модулем упругости 113 ГПа и температурой плавления 1600°C. На поверхности листа размещался слой углепластика, который был изготовлен методом послойной укладки однонаправленного углеродного волокна по схеме 0°/90° с последующей вакуумной формовкой при температуре 35 °С в течении 5 часов. Для вакуумной формовки был использован вакуумный мешок Securlon L-500Y (Airtech). Герметичность пакета была обеспечена специальным герметиком AT 199. Вакуум 0,3 10<sup>-3</sup>Па, обеспечивался форвакуумным насосом 2НВР-5ДМ. В качестве матрицы была использована эпоксидная смола Larit 285. Массовая доля углеродного волокна в готовых образцах составила 60%, толщина одного слоя волокна равнялась 0,15 мм, а средний диаметр волокна – 10 мкм. Толщина пластины углепластика после шлифования составила 5 мм.

Сверление выполнялось на 3 координатном вертикально – фрезерном станке FADAL VMC 4020 с системой ЧПУ Fanuc Oi-MC. Экспериментальная установка состояла из станка (1), цанговой оправки (2), системы для измерения температуры на вращающемся сверле Ø10 (2φ=140°) (3), динамометра УДМ 600 (4), АЦП LTR 212 (5), ПК (6) (рис. 5).

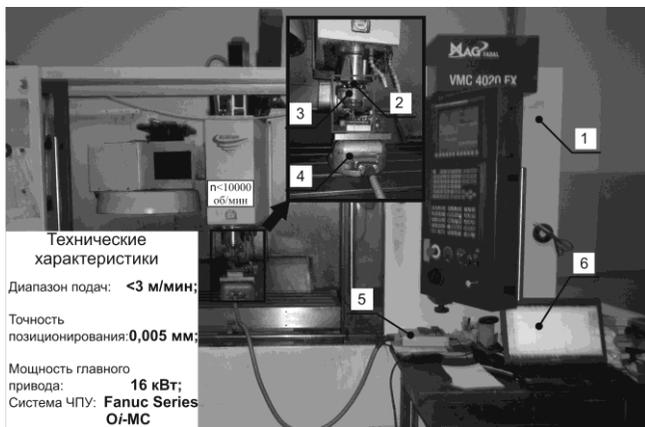


Рисунок 5 – Экспериментальная установка

В ходе эксперимента было выполнено сверление пакета углепластик/титановый сплав на 5 режимах с варьированием скорости резания в диапазоне от 15 м/мин до 65 м/мин и подачей от 0,02 мм/об до 0,08 мм/об. Сверление с каждым новым режимом выполнялось новым

сверлом, что позволило исключить влияние износа на измеряемые параметры.

Полученный характер изменения температуры резания в процессе сверления является характерным для всех случаев (рис. 6). Можно выделить шесть основных этапов. На первом этапе (от 0 до 3 мм глубины отверстия) происходит касание поперечной режущей кромки верхнего слоя пакета и полное врезание главной режущей кромки сверла. Участок от 0 до 1 мм для всех режимов резания характеризуется ростом осевой силы. Максимальные значения температуры резания на этом участке наблюдается при  $V=65$  м/мин и  $S=0,08$  мм/об ( $185\text{ }^{\circ}\text{C}$ ), а минимальное при  $V=15$  м/мин и  $S=0,08$  мм/об ( $60\text{ }^{\circ}\text{C}$ ). На втором характерном участке выделенного этапа происходит дальнейшее врезание главной режущей кромки в углепластик. При сверлении участка от 1 до 3 мм глубины отверстия температура резания продолжают расти. Максимальные значения достигаются при  $V=65$  м/мин и  $S=0,08$  мм/об –  $290\text{ }^{\circ}\text{C}$  (прирост  $+57\%$ ), а минимальные значения достигаются при  $V=15$  м/мин и  $S=0,08$  мм/об –  $102\text{ }^{\circ}\text{C}$  (прирост  $+70\%$ ). Осевая сила также увеличивается на величину от 14% до 62% в зависимости от режимов резания. Столь высокое возрастание температуры может быть связано с низкой теплопроводностью углепластика, малым количеством тепла, отводимым в стружку и как следствие его аккумулялирование в инструменте.

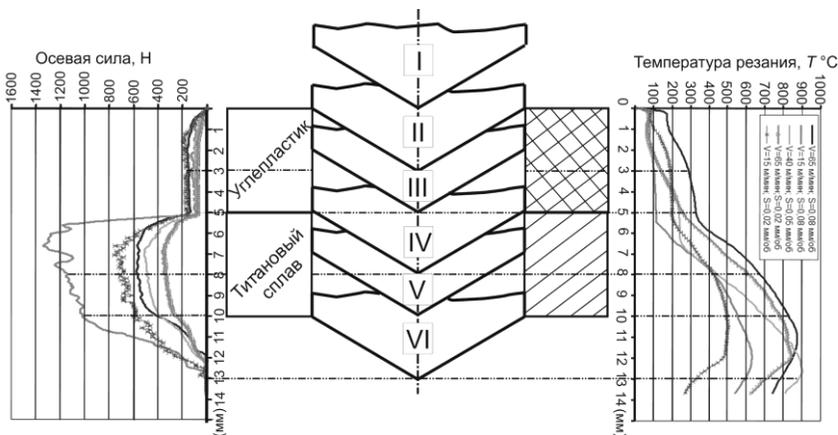


Рисунок 6 – Влияние режимов резания на температуру резания и осевую силу при сверлении пакета углепластик/титановый сплав острым сверлом (первое отверстие в серии опытов)

Вместе с тем относительно небольшой рост осевой силы связан с постепенным увеличением глубины резания и распределением оказываемого на материал давления со стороны сверла на большую площадь.

Сверление участка от 3 до 5 мм характеризуется снижением осевой силы и дальнейшим ростом температуры резания. Наименьшая температура резания наблюдалась при режиме  $V=40$  м/мин и  $S=0,05$  мм/об ( $110^{\circ}\text{C}$ ). При этом же режиме наблюдалось наименьшее снижение осевой силы (23%), что связано, по мнению авторов, с наименьшей величиной температуры резания. При больших температурах происходит интенсивная термическая деструкция и снижение прочности матрицы.

На четвертом этапе сверло врезается в титановый слой. Этому сопутствует стремительное увеличение осевой силы. Ее максимальное значение достигает 1300Н при  $V=15$  м/мин и  $S=0,08$  мм/об. Температура также увеличивается. К концу этапа максимальная температура составляет уже  $660^{\circ}\text{C}$ , а минимальная  $420^{\circ}\text{C}$ .

На пятом этапе происходит сверление только титанового слоя. Сила резания постепенно начинает уменьшаться, а температура еще больше увеличивается. Именно рост температуры обуславливает разупрочнение и снижение осевой силы.

На шестом этапе происходит выход сверла из отверстия. Освобождение перемычки приводит к интенсивному уменьшению осевой силы резания. Вместе с тем большая часть режущей кромки все еще находится в работе, и температура резания продолжает увеличиваться. Это происходит до середины шестого этапа. В дальнейшем мощность резания уменьшается, тепловыделение падает, и температура начинает снижаться. Характерно то, что режим резания  $V=40$  м/мин и  $S=0,05$  мм/об, который обеспечивает минимальную температуру в углепластике, показывает максимальную температуру в титановом слое (режим резания  $V=40$  м/мин и  $S=0,05$  мм/об), что связано с неблагоприятным сочетанием времени контакта сверла с титановым слоем и интенсивности теплообразования.

Температура резания при сверлении пакета углепластик-титановый сплав изменяется в широких пределах: от  $100^{\circ}\text{C}$  в углепластиковом слое до почти  $900^{\circ}\text{C}$  в слое титанового сплава. В течение 5 мм сверления в углепластиковом слое температура резания стабилизируется, в то время как в течение 5 мм сверления в титановом слое – нет. Это обусловлено значительно большей теплопроводностью титанового сплава по сравнению с углепластиком ( $16 \text{ Вт}/(\text{м}\cdot^{\circ}\text{C})$  [15] по сравнению с  $0.5\text{-}2.5(\text{Вт}/(\text{м}\cdot^{\circ}\text{C}))$ [16]). Это способствует отводу тепла в заготовку при сверлении слоя титанового сплава. Поэтому из-за небольшой толщины (5мм – половина диаметра сверла) уровень температуры в углепластиковом слое зависит от интенсивности теплообразования (процесс теплообмена установившийся), и, следовательно, режима резания. Уровень температуры в титановом слое – от соотношения

времени контакта сверла и интенсивности теплообразования (переходной процесс теплообмена).

*Выводы.* Процесс сверления пакета углепластик/титановый сплав порождает различные температуры резания в каждом из слоев. В исследованном диапазоне режимов резания температура резания в углепластике составила 100-320 °С, а в слое титанового сплава – 500-900°С. К концу переходного участка, когда сверло обрабатывает одновременно углепластик и титановый сплав, наблюдалась температура 400-650°С. Из-за малой толщины слоев в опытах уровень температуры в углепластиковом слое больше зависит от режима резания, а в титановом слое – от соотношения толщины слоя и минутной подачи, а также скорости резания. Для выбора режима резания, обеспечивающего наименьшие термические повреждения на границе слоев необходимы дальнейшие исследования процесса неустановившегося теплообмена между инструментом, заготовкой и стружкой.

*Благодарность.* Работа выполнена при поддержке Slovak Academic Information Agency в рамках Национальной стипендиальной программы (NSP) и Министерства образования и науки Украины в рамках темы 0115U000663. Коллектив авторов благодарит компанию Airtech и Эколан Ингриденты за любезно предоставленные материалы для формовки углепластика. Отдельная благодарность Знаменщикову Я. В., аспиранту кафедры электроники и компьютерной техники Сумского государственного университета, за конструкторскую и инженерную работу, выполненную им при создании системы для измерения температуры на вращающемся сверле.

**Список использованных источников.** 1. Резников, А.Н. Теплофизика резания / А.Н. Резников. – М. : Машиностроение, 1969. – 280 с. 2. Dörr, J. In-situ' temperature measurement to determine the machining potential of different tool coatings /J. Dörr, Th. Merthens, G. Engering, M. Lhares// Surface and Coatings Technology. -2003. -Vol.174- 175. –Pp. 389-392. 3. Belotserkovsky, E. Infrared fiberoptic temperature monitoring during machining procedures /E. Belotserkovsky, O. Bar-Or, A. Katzir//Journal of Measurement Science and Technology. -1994. -Pp.451-453. 4. Eisenblätter, G. Trockenbohren mit VollhartmetallToolen//Dissertation. -RWTH-Aachen, 2000. -124p. 5. Zeilmann, R. P. Analysis of temperature during drilling of Ti6Al4V with minimal quantity of lubricant /R. P. Zeilmann, W.L. Weingaertner//Journal of Materials Processing Technology. -2006. –V.179/1-3. –Pp.124-127. 6. Bagci, E. Investigation of the effect of drilling conditions on the twist drill temperature during step-by-step and continuous dry drilling /E. Bagci, B. Ozcelik//Materials and Design. -2005. –V.27/6. –Pp. 446-454. 7. Bagci, E. Finite element and experimental investigation of temperature changes on a twist drill in sequential dry drilling /E. Bagci, B. Ozcelik//International Journal of Advanced Manufacturing Technology. -2006. –V.28/7-8. –Pp.680-687. 8. Bagci, E. Analysis of temperature changes on the twist drill under different drilling conditions based on Taguchi method during dry drilling of Al 7075-T651/E. Bagci, B. Ozcelik//International Journal of Advanced Manufacturing Technology. -2006. –V.29/7-8. –Pp.629-636. 9. Battaglia, J. L. Estimation of heat fluxes during high-speed drilling/J. L. Battaglia, A. Kusiak//International Journal of Advanced Manufacturing Technology. -2005. –V.26/7-8. –Pp.750-758. 10. Kalidas, S. Influence of thermal effects on hole quality in dry drilling, Part 1: A thermal model of workpiece temperatures /S. Kalidas, S. G. Kapoor, R. E. DeVor//Journal of Manufacturing Science and Engineering. -2002. –V.124/2. –Pp.258-266. 11. Merino-Pérez, J.L. On the temperatures developed in CFRP drilling using uncoated WC-C tools Part I: Workpiece constituents, cutting speed and heat dissipation /J.L. Merino-Pérez, R. Royer,

S. Ayvar-Soberanis, E. Merson, A. Hodzic//Composite Structures. -2015. -Pp.161-168. 12. Ramirez, C/Tool wear monitoring and hole surface quality during CFRP drilling// C. Ramirez, G. Poulachona, F. Rossia, R. M'Saoubi// Procedia CIRP 13. -2014. -Pp. 163 – 168. 13. Davies, M. A. On The Measurement of Temperature in Material Removal Processes/ M. A. Davies, T. Ueda, R. M'Saoubi, B. Mullany, A. L. Cooke//Annals of the CIRP. -2007. – V. 56(2). -Pp.581 – 604. 14. Криворучко, Д. В. Основы 3D-моделирования процесів механічної обробки методом скінчених елементів: навчальний посібник/Д. В. Криворучко, В. А. Залого, В. Г. Корбач. – Суми: Вид-во СумДУ, 2010. – 208 с. 15. Лоцинин, Ю.В. Теплоемкость промышленных титановых сплавов при температурах 50-1100 °С /Ю.В. Лоцинин, В.А. Вертоградский, А.И. Ковалев, И.В. Фролкина, Теплоемкость промышленных титановых сплавов при температурах 50-1100 °С// Инженерно-физический журнал. – 1980. -Т. XXXVIII. -№4. -С.1-10. 16. Михайловский, К.В. Разработка высокотеплопроводных полимерных композиционных материалов для космических конструкций/К.В. Михайловский, П.В. Просунцов, С.В. Резник. //Вестник МГТУ им. Н.Э. Баумана. Сер. “Машиностроение”. -2012. -С 98-106.

**Bibliography (transliterated):** 1. Reznikov, A.N. Teplofizika rezanija / A.N. Reznikov. – М. : Mashinostroenie, 1969. – 280 s. 2. Dörr, J. In-situ' temperature measurement to determine the machining potential of different tool coatings /J. Dörr, Th. Merthens, G. Engering, M. Lhares// Surface and Coatings Technology. -2003. -Vol.174- 175. -Pp. 389-392. 3. Belotserkovsky, E. Infrared fiberoptic temperature monitoring during machining procedures /E. Belotserkovsky, O. Bar-Or, A. Katzir//Journal of Measurement Science and Technology. -1994. -Pp.451-453. 4. Eisenblätter, G. Trockenbohren mit Vollhartmetall/Tools//Dissertation. -RWTH-Aachen, 2000. -124p. 5. Zeilmann, R. P. Analysis of temperature during drilling of Ti6Al4V with minimal quantity of lubricant /R. P. Zeilmann, W.L. Weingaertner//Journal of Materials Processing Technology. -2006. -V.179/1-3. -Pp.124-127. 6. Bagci, E. Investigation of the effect of drilling conditions on the twist drill temperature during step-by-step and continuous dry drilling /E. Bagci, B. Ozcelik//Materials and Design. -2005. -V.27/6. -Pp. 446-454. 7. Bagci, E. Finite element and experimental investigation of temperature changes on a twist drill in sequential dry drilling /E. Bagci, B. Ozcelik//International Journal of Advanced Manufacturing Technology. -2006. – V.28/7-8. -Pp.680-687. 8. Bagci, E. Analysis of temperature changes on the twist drill under different drilling conditions based on Taguchi method during dry drilling of Al 7075-T651/E. Bagci, B. Ozcelik//International Journal of Advanced Manufacturing Technology. -2006. -V.29/7-8. -Pp.629-636. 9. Battaglia, J. L. Estimation of heat fluxes during high-speed drilling/J. L. Battaglia, A. Kusiak//International Journal of Advanced Manufacturing Technology. -2005. -V.26/7-8. -Pp.750-758. 10. Kalidas, S. Influence of thermal effects on hole quality in dry drilling, Part 1: A thermal model of workpiece temperatures /S. Kalidas, S. G. Kapoor, R. E. DeVor//Journal of Manufacturing Science and Engineering. -2002. -V.124/2. -Pp.258-266. 11. Merino-Pjrez, J.L. On the temperatures developed in CFRP drilling using uncoated WC-Co tools Part I: Workpiece constituents, cutting speed and heat dissipation /J.L. Merino-Pjrez, R. Royer, S. Ayvar-Soberanis, E. Merson, A. Hodzic//Composite Structures. -2015. -Pp.161-168. 12. Ramirez, C/Tool wear monitoring and hole surface quality during CFRP drilling// C. Ramirez, G. Poulachona, F. Rossia, R. M'Saoubi// Procedia CIRP 13. -2014. -Pp. 163 – 168. 13. Davies, M. A. On The Measurement of Temperature in Material Removal Processes/ M. A. Davies, T. Ueda, R. M'Saoubi, B. Mullany, A. L. Cooke//Annals of the CIRP. -2007. -V. 56(2). -Pp.581 – 604. 14. Криворучко, Д. В. Основы 3D-моделирования процесів механічної обробки методом скінчених елементів: навчальний посібник/Д. В. Криворучко, В. А. Залого, В. Г. Корбач. – Суми: Вид-во СумДУ, 2010. – 208 с. 15. Лощинин, Ю.В. Теплоемкость промышленных титановых сплавов при температурах 50-1100 °С /Ю.В. Лощинин, В.А. Вертоградский, А.И. Ковалев, И.В. Фролкина, Теплоемкость промышленных титановых сплавов при температурах 50-1100 °С// Инженерно – физический журнал. -1980. -Т. XXXVIII. -№4. -С.1-10. 16. Михайловский, К.В. Разработка высокотеплопроводных полимерных композиционных материалов для космических конструкций/К.В. Михайловский, П.В. Просунцов, С.В. Резник. //Вестник МГТУ им. Н.Э. Баумана. Сер. “Машиностроение”. -2012. -С 98-106.

*Поступила в редколлегию 28.07.2015*

УДК 621.91

Ю.Г. Кравченко, канд. техн. наук,  
В.А. Дербаба, канд. техн. наук, Днепропетровск, Украина,  
Н.В. Крюкова, Харьков, Украина

## **К ВОПРОСУ ЭМПИРИЧЕСКОГО ОПРЕДЕЛЕНИЯ НАПРЯЖЕНИЙ И КОЭФФИЦИЕНТОВ ТРЕНИЯ ПРИ СТРУЖКООБРАЗОВАНИИ**

*Розроблена спрощена методика визначення напружень в площині зсуву, коефіцієнтів тертя і контактних напружень на передній та задній поверхнях лека; наведені результати відповідних обчислень для сталей.*

*Разработана упрощенная методика определения напряжений в плоскости сдвига, коэффициентов трения и контактных напряжений на передней и задней поверхностях лезвия; приведены результаты соответствующих вычислений для сталей.*

*Simplified model for estimation of stress in shear plane, coefficients of friction and contact stress on face and flank face of tool is developed; the results corresponding to calculations for steels are given.*

### *Введение*

Главными механико-энергетическими показателями процесса резания являются составляющие силы резания (главная касательная  $P_Z$ , радиальная  $P_Y$  и осевая  $P_X$  проекции).

Для их расчета и для вычисления плотностей тепловых источников требуются исходные данные по коэффициентам трения  $\mu_\gamma$ ,  $\mu_\alpha$  касательным напряжениям  $\tau_\gamma$ ,  $\tau_\alpha$  на передней  $A_\gamma$  и задней  $A_\alpha$  поверхностях лезвия и напряжениям  $\tau_s$  в условной плоскости сдвига  $P_\phi$ .

Одним из направлений определения этих элементарных показателей может служить метод «обратного расчета» на основе эмпирических силовых зависимостей от параметров режима резания и геометрии лезвия.

*Цель работы* – получить расчетные выражения для коэффициентов трения и напряжений на контактных поверхностях лезвия и в плоскости сдвига.

Предлагаемое направление расчета включает использование наработанной информационной базы по силовым зависимостям процесса резания для большинства обрабатываемых материалов.

### *Постановка задачи*

Основой расчета принята система уравнений равновесия представленных на рис. 1 касательной  $P_Z$  и нормальной  $P_N$  составляющих силы резания /1, 2/

$$\left. \begin{aligned} P_z &= F_\gamma \cdot \sin \gamma + N_\gamma \cdot \cos \gamma + F_\alpha \\ P_N &= F_\gamma \cdot \cos \gamma - N_\gamma \cdot \sin \gamma + N_\alpha \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

где  $F$  и  $N$  с индексами  $\gamma$  и  $\alpha$  – силы трения и давления на передней  $A_\gamma$  и площадке износа задней  $A_\alpha$  поверхностях;  $\gamma$  – передний угол.

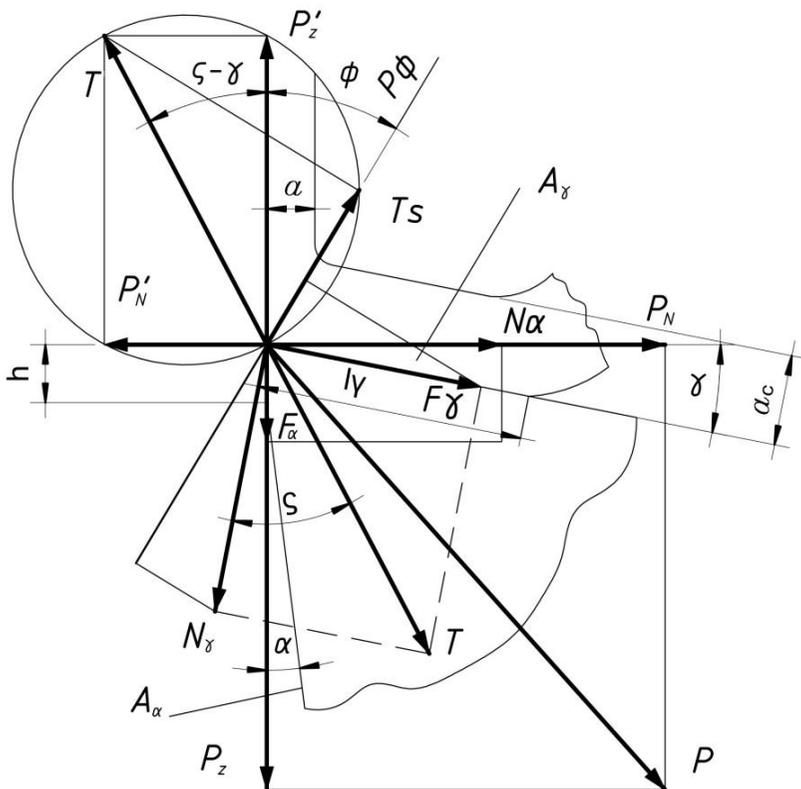


Рисунок 1 – Схема сил, действующих в плоскости сдвига  $P_\phi$ , на передней  $A_\gamma$  и задней  $A_\alpha$  поверхностях лезвия при свободном резании

При врезном точении диска с радиальной подачей  $P_N = P_y$ , при торцовом точении втулки с осевой подачей  $P_N = P_x$ , для условий прямоугольного резания

$$P_N = \sqrt{P_y^2 + P_x^2}. \quad (2)$$

Структура эмпирических зависимостей составляющих силы резания от переднего положительного или отрицательного угла  $\gamma$ , радиуса при вершине  $r$ , величины износа  $h$  по  $A_\alpha$  при определенной глубине  $t$ , подачи  $S$ , скорости  $V$  резания типа

$$P_i = C_p \cdot t^x \cdot S^y \cdot V^z \cdot (1 - \gamma/90)^n \cdot (1 + \eta)^v \cdot (1 + h)^u \quad (3)$$

позволяет определять  $P_Z$  и  $P_N$  при нулевых значениях  $r$  и  $h$ . Этим упрощается переход от условий несвободного резания к схеме свободного резания (ничтожной погрешностью влияния соотношения высоты неровностей профиля шероховатости обработанной поверхности  $R_Z$  к глубине резания  $t$  на дополнительную предельно малую работу вспомогательной режущей кромки пренебрегаем).

Возможность получения расчетных значений  $P_Z$  и  $P_N$  по (2) и (3) при  $h=0$  или при заданном  $h$  сокращает и упрощает определение коэффициентов трения  $\mu_\gamma$  и  $\mu_\alpha$ .

Из совместного решения (1) или в результате проецирования  $P_Z$ - $F_\alpha$  и  $P_N$ - $N_\alpha$  на направления сил  $F_\gamma$  и  $N_\gamma$  по рис. 1 получаем их отдельные значения

$$\left. \begin{aligned} F_\gamma &= (P_z - F_\alpha) \sin \gamma + (P_N - N_\alpha) \cos \gamma \\ N_\gamma &= (P_z - F_\alpha) \cos \gamma - (P_N - N_\alpha) \sin \gamma \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

Второй исходной зависимостью принято уравнение баланса механической (тепловой) энергии при резании

$$E = P_Z \cdot V = T_s \cdot V_s + F_\gamma \cdot V_C + F_\alpha \cdot V \quad (5)$$

с учетом касательной силы  $T_s$  и скорости сдвига  $V_s = V \cos \gamma / \cos(\phi - \gamma)$  в плоскости  $P_\phi$ . Угол сдвига  $\tan \phi = \cos \gamma / (K_a - \sin \gamma)$  обычно определяется через коэффициент утолщения стружки  $K_a = a_c/a$  (толщина среза  $a = S \cdot \sin \phi$ ,  $\phi$  – угол в плане). Скорость схода стружки по  $A_\gamma$  равна  $V_c = V / K_a = V \cdot \sin \phi / \cos(\phi - \gamma)$ .

Третье исходное положение следует из уравнения связи сил стружкообразования

$$T_s = N_\gamma \cdot \cos(\phi - \gamma) - F_\gamma \cdot \sin(\phi - \gamma), \quad (6)$$

получаемого проецированием  $N_\gamma$  и  $F_\gamma$  на направление  $T_s$  (рис. 1).

Длина контакта стружки с  $A\gamma$  вычисляется по формуле (3) с поправкой (4)  $l_\gamma = a \cdot Ka^{0.1} [Ka(1 - tg\gamma) + 2/\cos\gamma]$ , а ширина среза и длина плоскости сдвига равны  $b = t/\sin\varphi$  и  $l_s = a/\sin\phi$ .

*Основная часть*

Решение задачи имеет два направления.

1. Определение коэффициентов трения и контактных напряжений на  $A\gamma$  и  $A\alpha$

Искомые силы давления  $N_\gamma$  и  $N_\alpha$  определяются из (1). Выразив  $P_z = N_\gamma(\cos\gamma + \mu_\gamma \cdot \sin\gamma) + \mu_\alpha \cdot N_\alpha$  и  $N_\alpha = P_N - N_\gamma(\mu_\gamma \cdot \cos\gamma - \sin\gamma)$ , получаем

$$N_\gamma = \frac{P_z - \mu_\alpha \cdot P_N}{(1 - \mu_\gamma \cdot \mu_\alpha)\cos\gamma + (\mu_\gamma + \mu_\alpha)\sin\gamma}. \quad (7.1)$$

При  $\gamma=0^\circ$  и остром лезвии ( $h=0, \mu_\alpha=0$ ) имеем  $N_\gamma=P_z$ .

После подстановки  $N_\gamma$  (7.1) в выражение  $N_\alpha$  и соответствующих преобразований находим

$$N_\alpha = \frac{P_N(1 + \mu_\gamma \cdot tg\gamma) - P_z(\mu_\gamma - tg\gamma)}{(1 - \mu_\gamma \cdot \mu_\alpha) + (\mu_\gamma + \mu_\alpha) \cdot tg\gamma}. \quad (7.2)$$

При  $\gamma, h, \mu_\alpha$  и  $N_\alpha$  равными нулю имеем  $\mu_\gamma = P_N/P_z$ .

При измерении составляющих силы резания следует (1) учитывать влияние фактора кривизны фаски износа  $h$  по  $A\alpha$ .

По схеме врезного точения с радиальной подачей в результате постоянного уменьшения диаметра заготовки происходит соответственное уменьшение кривизны площадки износа  $A\alpha$  лезвия, что вызывает некоторую зависимость  $P_z$  и  $P_\gamma$  от диаметра заготовки и требует обязательной приработки фаски износа с поверхностью резания.

Большая стабильность результатов измерений и возможность предварительного экспресс-затупления лезвия под углом скорости резания  $\eta = \arctg \cdot S_x / \pi D$  ( $S_x$  – подача на оборот,  $D$  – диаметр заготовки) достигается по схеме торцового точения с осевой подачей за счет постоянства заднего кинематического угла  $\alpha_k = \alpha - \eta$  ( $\alpha$  – инструментальный задний угол) при изнашивании  $A\alpha$ .

Вычисления по формулам (7) предусматривает данные по коэффициентам трения  $\mu$ .

При остром лезвии ( $h=0, F\alpha=N\alpha=0$ ) из выражения (4) имеем:

$$\left. \begin{aligned} F_\gamma &= P'_Z \cdot \sin \gamma + P'_N \cdot \cos \gamma \\ N_\gamma &= P'_Z \cdot \cos \gamma - P'_N \cdot \sin \gamma \end{aligned} \right\}, \quad (8)$$

откуда получаем известную формулу (5,6) коэффициента трения на  $A_\gamma$

$$\mu_\gamma = \frac{F_\gamma}{N_\gamma} = (P'_Z \cdot \operatorname{tg} \gamma + P'_N) / (P'_Z - P'_N \cdot \operatorname{tg} \gamma). \quad (9)$$

Коэффициент трения на  $A_\alpha$  обычно определяется методом экстраполяции значений сил  $P_Z$  и  $P_N$  при существенной величине износа лезвия  $h$  на нулевую толщину среза  $a/1, 2/$

$$\mu_\alpha = P_{z0} / P_{N0}.$$

Более точно значение  $\mu_\alpha$  определяется методом разницы значений  $P_Z$  и  $P_N /1/$  для текущей и нулевой величинах износа  $A_\alpha$

$$\mu_\alpha = \Delta P_Z / \Delta P_N.$$

Коэффициент  $\mu_\alpha$  аналитически вычисляется из отношения известных (1) значений  $F_\alpha$  и  $N_\alpha$

$$\mu_\alpha = \frac{F_\alpha}{N_\alpha} = \frac{P_Z - (F_\gamma \cdot \sin \gamma + N_\gamma \cdot \cos \gamma)}{P_N - (F_\gamma \cdot \cos \gamma - N_\gamma \cdot \sin \gamma)}.$$

После подстановки  $F_\gamma, N_\gamma$  (8) и упрощений получаем

$$\mu_\alpha = (P_Z - P_Z^1) / (P_N - P_N^1). \quad (10)$$

Для определения  $\mu_\gamma$  также существует метод «разрезного резца» /7/, а для  $\mu_\alpha$  – метод «последнего оборота» [8].

Соответственно контактные напряжения на  $A_\gamma$  из  $N_\gamma$  (7.1) или  $F_\gamma$  (8) равны:

$$\tau_\gamma \frac{\mu_\gamma \cdot N_\gamma}{l_\gamma \cdot b} = \frac{F_\gamma}{l_\gamma \cdot b}, \quad (11)$$

а на  $A_\alpha$  из  $N_\alpha$  (7.2) или  $F_\alpha$  (1) с  $F_\gamma, N_\gamma$  (8)

$$\tau_{\alpha} = \frac{\mu_{\alpha} \cdot N_{\alpha}}{h \cdot b} = \frac{F_{\alpha}}{h \cdot b}. \quad (12)$$

## 2. Определение напряжений в плоскости $P\phi$

Вычисление касательных напряжений  $\tau_s$  выполняется на основе угла  $\phi$  и силы  $T_s$  сдвига.

Направления результирующей силы стружкообразования  $T = (P'_z + P'_N)^{0.5}$  и составляющей  $P'_z$  образуют угол действия  $\zeta - \gamma$  (угол трения  $\zeta = \arctg \mu_r$ ), а с касательной составляющей  $T_s$  – угол  $(\phi + \zeta - \gamma)$ , рис. 1. Тогда

$$T_s = T \cdot \cos(\phi + \zeta - \gamma). \quad (14)$$

Из (5) при  $F_{\alpha} = 0$  после исключения  $V$  имеем

$$T_s = \left[ P'_z \cdot \cos(\phi - \gamma) - F_{\gamma} \cdot \sin \phi \right] / \cos \gamma.$$

После подстановки  $F_{\gamma}$  и  $N_{\gamma}$  (8) в выражение  $T_s$  из (5) или  $T_s$  (6), разложения, группирования тригонометрических функций и соответствующих сокращений находим формулу

$$T_s = P'_z \cdot \cos \phi - P'_N \cdot \sin \phi, \quad (15)$$

которая без вывода приводится в работах [6, 9].

Искомые напряжения при значениях  $T_s$  (14) или (15) равны

$$\tau_s = T_s / (l_s \cdot b). \quad (16)$$

Из (6) в виде  $T_s = F_{\gamma} [\cos(\phi - \gamma) / \mu_r - \sin(\phi - \gamma)]$  с  $\tau_{\gamma}$  (11) и  $\tau_s$  (16) следует важное соотношение

$$C_K = \frac{\tau_s}{\tau_{\gamma}} \cdot \frac{l_s}{l_{\gamma}} = \frac{\cos(\phi - \gamma)}{\mu_r} - \sin(\phi - \gamma), \quad (17)$$

которое аналитически связывает все элементные показатели процесса стружкообразования. Угол  $\phi$  и коэффициент  $\mu_r$  выступают саморегуляторами процесса образования стружки с обеспечением минимального расхода потребляемой механической энергии.

Отношение касательных и нормальных сдвиговых напряжений (коэффициент «внутреннего трения») составляет

$$\mu_s = \frac{\tau_s}{\sigma_s} = \operatorname{ctg}(\phi + \zeta - \gamma). \quad (18)$$

*Применение полученных формул.*

Проведенные расчеты позволяют систему касательной и нормальной составляющих силы резания (1) представить в расчетном виде через элементные показатели.

1. По первому направлению на основании касательных напряжений  $\tau_\gamma$  (11),  $\tau_\alpha$  (12) и коэффициентов трения  $\mu_\gamma$  (9),  $\mu_\alpha$  (10) на  $A_\gamma$  и  $A_\alpha$ :

$$\left. \begin{aligned} P_Z &= \tau_\gamma \left( \sin \gamma + \frac{\cos \gamma}{\mu_\gamma} \right) \cdot l_\gamma \cdot b + \tau_\alpha \cdot h \cdot b \\ P_N &= \tau_\gamma \left( \cos \gamma + \frac{\sin \gamma}{\mu_\gamma} \right) \cdot l_\gamma \cdot b + \frac{\tau_\alpha}{\mu_\alpha} \cdot h \cdot b \end{aligned} \right\} \quad (19)$$

2. По известным в теории резания зависимостям на основании напряжений сдвига  $\tau_s$  (16), угла трения  $\zeta = \operatorname{arctg} \mu_\gamma$  на  $A_\gamma$  второго направления, касательных напряжений  $\tau_\alpha$  (12) и коэффициента трения  $\mu_\alpha$  (10) на  $A_\alpha$ :

$$\left. \begin{aligned} P_Z &= \frac{\tau_s \cdot l_s \cdot b \cdot \cos(\zeta - \gamma)}{\cos(\phi + \zeta - \gamma)} + \tau_\alpha \cdot h \cdot b \\ P_N &= \frac{\tau_s \cdot l_s \cdot b \cdot \sin(\zeta - \gamma)}{\cos(\phi + \zeta - \gamma)} + \frac{\tau_\alpha}{\mu_\alpha} \cdot h \cdot b \end{aligned} \right\} \quad (20)$$

В основной плоскости радиальная и осевая составляющие  $P_N$  (2) равны  $P_y = P_N \cdot \cos \phi$  и  $P_x = P_N \cdot \sin \phi$ .

Влияние радиуса при вершине  $r$  на составляющие  $P_Z$ ,  $P_y$ ,  $P_x$  учитывается поправочными коэффициентами  $k_i = (1+r)^V$  зависимости (3).

*Реализация и анализ*

Эмпирические зависимости (3) для базовых по обрабатываемости сталей и по применению твердых сплавов приведены в табл. 1.

Порядок и результаты расчетов элементных показателей для среднего уровня параметров процесса резания сведены в табл. 2.

Таблица 1 – Значение коэффициентов пропорциональности  $C_p$  (числитель – сталь 45,  $\sigma_B = 750$  МПа – твердый сплав Т15К6, знаменатель – 12Х18Н9Т  $\sigma_B = 600$  МПа – ВК8) и показателей степени  $x$ – $u$  зависимости (3) при  $\varphi = \varphi' = 45^\circ$ ,  $\lambda = 0^\circ$  и сухом резании [10, 11, 12, 13, 14]

Наименование сил, $H$	$C_p$	$x$	$y$	$-z$	$\eta$	$v$	$u$
		$t$ , мм	$S$ , мм/об	$V$ , м/с	$(1-\gamma/90)$	$(1+\eta)$ , мм	$(1+h)$ , мм
Касательная $P_z$	1560/1790	1	0,75	0,15	1,1	0,1	0,4
Радиальная $P_y$	620/809	0,9	0,6	0,3	2,8	0,3	1,4
Осевая $P_x$	437/460	1	0,5	0,4	2,4	-0,2	1,2

Таблица 2 – Расчетные значения элементарных показателей процесса резания по зависимостям (3) и табл. 1

Наименование параметров и показателей процесса		Условия точения и расчетные показатели для стали	
		45	12Х18Н9Т
Режимы резания	глубина $t$ , мм	2,8	
	подача $S$ , мм/об	0,35	0,44
	скорость $V$ , м/с	2	1
Геометрия лезвия	угол $\gamma$ , град.	10	15
	радиус $r$ , мм	1	
	износ $h$ , мм	0,5	0,4
Сечение среза	толщина $a \cdot 10^{-3}$ , м	0,25	0,31
	ширина $b \cdot 10^{-3}$ , м	4	
Силы резания при $r=0$ , $h=0$	касательная $P'_z$ (3), Н	1575	2206
	нормальная $P'_N$ (2), Н	640	920
Плоскость сдвига $P_\phi$	коэффициент $K_a$	2	1,8
	угол сдвига $\phi$ , град.	28	32
	длина $l_S \cdot 10^{-3}$ , м	0,53	0,59
	сила $T_S$ (14), (15), Н	1090	1384
	напряжение $\tau_S$ (16), МПа	514	586
Передняя поверхность $A_\gamma$	длина $l_\gamma \cdot 10^{-3}$ , м	0,99	1,11
	сила $F_\gamma$ (8), Н	904	1460
	коэффициент $\mu_\gamma$ (9)	0,63	0,77
	напряжение $\tau_\gamma$ (11)	228	329
	соотношение $C_K$ (17)	1,19	0,95
Силы резания при $r=0$ и $h$	касательная $P_z$ (3), Н	1852	2524
	нормальная $P_N$ (2), Н	1094	1441
Задняя поверхность $A_\alpha$	сила $F_\alpha$ (1), Н	281	313
	коэффициент $\mu_\alpha$ (10)	0,61	0,61
	напряжение $\tau_\alpha$ (12), МПа	140	196

Из полученных данных следует, что среди исследуемых напряжения  $\tau_s$ ,  $\tau_\gamma$ ,  $\tau_\alpha$  наибольшие значения имеют  $\tau_s$ , а наименьшие –  $\tau_\alpha$ . В сравнении со сталью 45 аустенитная сталь 12X18H9T с более низкой обрабатываемостью, резание которой сопровождается наростообразованием, имеет более высокие значения коэффициента  $\mu_\gamma$  всех напряжений  $\tau$  и меньшую величину отношения  $C_K$ .

Основные тенденции изменения расчетных показателей представлены в табл. 3

С увеличением главного энергетического параметра  $V$  при некотором постоянстве  $\mu_s$ ,  $\sigma_s$ ,  $\sigma_\gamma$  установлено незначительное снижение  $\tau_s$ ,  $\mu_\gamma$  и более значимое –  $\tau_\gamma$ , а также незначительное увеличение  $C_K$ .

С увеличением главного геометрического параметра  $\gamma$  соблюдается относительное постоянство  $\tau_s$  при некотором уменьшении  $\mu_s$  и увеличении  $\sigma_s$ , значительное увеличение  $\mu_\gamma$  и  $\tau_\gamma$  при постоянстве  $\sigma_\gamma$  и значительное уменьшение  $C_K$ .

Таблица 3 – Зависимость элементных показателей от исследуемых параметров процесса точения стали 45 при исходных данных табл. 1 и 2

Обозначение показателей	Значение показателей			
1. Влияние скорости резания $V$ ( $\gamma = 10^\circ$ , $h = 0,5$ мм)				
Скорость $V$ , м/с	0,5	1,25	2	2,75
Коэффициент $K_a = 2,3 \cdot V^{0,2}$	2,7	2,2	2,0	1,9
Угол сдвига $\phi$ град.	21,3	25,9	28,0	29,7
Длина $l_s \cdot 10^{-3}$ , м	0,67	0,57	0,53	0,50
Напряжение $\tau_s$ , МПа	533	522	514	507
Коэффициент $\mu_\gamma$	0,78	0,67	0,63	0,60
Коэффициент $\mu_s$	0,86	0,85	0,83	0,82
Напряжение $\sigma_s$ , МПа	620	614	619	618
Длина $l_\gamma \cdot 10^{-3}$ , м	1,17	1,04	0,99	0,96
Напряжение $\tau_\gamma$ , МПа	289	249	228	218
Напряжение $\sigma_\gamma$ , МПа	370	372	362	363
Соотношение $C_K$	1,06	1,15	1,19	1,22
Коэффициент $\mu_\alpha$	0,47	0,56	0,61	0,65
Напряжение $\tau_\alpha$ , МПа	169	143	140	132
Напряжение $\sigma_\alpha$ , МПа	359	255	230	203

Продолжение табл. 3

Обозначение показателей	Значение показателей			
2. Влияние переднего угла $\gamma$ ( $V = 2$ м/с, $h = 0,5$ мм)				
Угол $\gamma$ , град.	-10	0	10	20
Коэффициент $Ka = 2,4(1 - \gamma/90)^{1,7}$	2,9	2,4	2,0	1,6
Угол сдвига $\phi$ , град.	17,8	22,6	28,0	36,8
Длина $l_s, \cdot 10^{-3}$ , м	0,82	0,65	0,53	0,42
Напряжение $\tau_s$ , МПа	480	511	514	486
Коэффициент $\mu_\gamma$	0,36	0,49	0,63	0,79
Коэффициент $\mu_s$	0,91	0,88	0,83	0,70
Напряжение $\sigma_s$ , МПа	527	581	619	694
Длина $l_\gamma, \cdot 10^{-3}$ , м	1,51	1,20	0,99	0,82
Напряжение $\tau_\gamma$ , МПа	129	181	228	272
Напряжение $\sigma_\gamma$ , МПа	358	369	362	344
Соотношение $C_K$	2,0	1,51	1,19	0,92
Коэффициент $\mu_a$	0,43	0,51	0,61	0,75
Напряжение $\tau_{\alpha}$ , МПа	181	164	140	118
Напряжение $\sigma_{\alpha}$ , МПа	421	321	230	157
3. Влияние величины износа $h$ ( $V = 2$ м/с, $\gamma = 10^\circ$ )				
Износ $h, \cdot 10^{-3}$ , м	0,2	0,5	0,8	
Коэффициент $\mu_a$	0,68	0,61	0,55	
Напряжение $\tau_{\alpha}$ , МПа	155	140	132	
Напряжение $\sigma_{\alpha}$ , МПа	228	230	240	

При этом увеличение  $V$  и  $\gamma$  оказывает на  $A_\alpha$  повышение  $\mu_\alpha$  и снижение  $\tau_\alpha$  при значительном уменьшении  $\sigma_\alpha$ .

По мере роста  $h$  происходит незначительное снижение  $\mu_\alpha$  и  $\tau_\alpha$  при постоянстве  $\sigma_\alpha$ .

Так же расчеты показали, что для исследуемых сталей отношение длин  $l_s : l_\gamma$  в широком диапазоне  $V$  и  $\gamma$  равно близко 0,5 и может быть использовано в инженерных расчетах.

Полученные значения и функциональные зависимости служат ориентиром при отработке предпосылок по выбору коэффициентов трения  $\mu$  и напряжений  $\tau$  для аналитического расчета сил и температур на  $A_\gamma$  и  $A_\alpha$ .

#### *Заключение*

1. Выполнено обоснование формул для определения сил давления и коэффициентов трения на передней и задней контактных площадках лезвия, касательной силы в плоскости сдвига.

2. Выведена формула взаимосвязи элементарных показателей пластической деформации в плоскости сдвига и трибологии на передней поверхности лезвия.

3. Составлены итоговые выражения для вычисления составляющих силы резания на основе элементарных показателей процесса стружкообразования.

4. Установлено влияние скорости резания, переднего угла и фаски износа лезвия по задней поверхности на коэффициенты трения и касательные напряжения в плоскости сдвига, на передней и задней поверхностях лезвия.

5. Наибольшие касательные напряжения развиваются в плоскости сдвига, а касательные напряжения на передней поверхности значительно превосходят соответствующие напряжения на площадке износа задней поверхности лезвия.

**Список использованных источников:** 1. Зорев Н.Н. Вопросы механики процесса резания металлов. – М.: Машгиз, 1956. – 368с. 2. Розенберг А.М., Еремин А.Н. Элементы теории процесса резания металлов. – М.: Машгиз, 1956. – 319с. 3. Абуладзе Н.Г. Определение длины контакта сливной стружки с передней поверхностью инструмента. – Тр. Грузинского политехн. ин-та. – Тбилиси: ГПИ, 1969 – №3. – С.131–137. 4. Розенберг Ю.А. Методы аналитического определения степени деформации металла стружки при резании // Вестник машиностроения. – 2001. – №3. – С.34–38. 5. Макаров А.Д. Износ и стойкость режущих инструментов. – М.: Машиностроение, 1966. – 264с. 6. Армареги И.Д., Браун Р.Х. Обработка металлов резанием. – М.: Машиностроение, 1977. – 325с. 7. Гордон М.Б. Исследование трения и смазки при резании металлов. В кн.: Трение и смазка при резании металлов. – Чебоксары: Изд-во Чувашского гос. ун-та, 1972. – С.7–89. 8. Мазур М.П. Основи фізики процесу різання / Мазур М.П. Основи теорії різання матеріалів // М.П. Мазур, Ю.М. Внуков, В. Л. Доброскок та ін.; під заг. ред. М. П. Мазура. – Львів: Новий світ – 2000, 2010. – С.84–144. 9. Трент Е.М. Резание металлов. – М.: Машиностроение, 1980. – 263с. 10. Справочник технолога – машиностроителя. В 2-х т. Т.2 / Под ред. А.Г. Косиловой и Р.К. Мещерякова. – 4-е изд. – М.: Машиностроение, 1985. – 496с. 11. Зорев Н.Н. Расчет проекций силы резания. – М.: Машгиз, 1958. – 56с. 12. Резников Н.И. Производительная обработка нержавеющей и жаропрочных материалов / Н.И. Резников, И.Г. Жарков, В.М. Зайцев и др.; под ред. Н.И. Резникова – М.: Машгиз, 1960. – 200с. 13. Петрушин С.И., Грубый С.В. Обработка чугунов и сталей сборными резами со сменными многогранными пластинами. – Томск: Изд-ие ТПУ, 2000. – 156с. 14. Внуков Ю.Н., Саржинская А.Г. Методика теоретического определения составляющих силы резания при токарной обработке. – Резание и инструмент в технологических системах: Междунар. науч.-техн. сб. – Харьков: НТУ «ХПИ», 2008. – Вып.75. – С. 63–76.

**Bibliography (transliterated):** 1. Zorev N.N. Voprosy mehaniki processa rezaniya metallov. – М.: Mashgiz, 1956. – 368s. 2. Rozenberg A.M., Eremin A.N. Jelementy teorii processa rezaniya metallov. –

M.: Mashgiz, 1956. – 319s. 3. Abuladze N.G. Opredelenie dliny kontakta slivnoj struzhki s perednej poverhnost'ju instrumenta. – Tr. Gruzinskogo politehn. in-ta. – Tbilisi: GPI, 1969 – №3. – S.131–137. 4. Rozenberg Ju.A. Metody analiticheskogo opredelenija stepeni deformacii metalla struzhki pri rezanii // Vestnik mashinostroenija. – 2001. – №3. – S.34–38. 5. Makarov A.D. Iznos i stojkost' rezhushhih instrumentov. – M.: Mashinostroenie, 1966. – 264s. 6. Armarego I.D., Braun R.H. Obrabotka metallov rezaniem. – M.: Mashinostroenie, 1977. – 325s. 7. Gordon M.B. Issledovanie trenija i smazki pri rezanii metallov. V kn.: Trenie i smazka pri rezanii metallov. – Cheboksary: Izd-vo Chuvashskogo gos. un-ta, 1972. – S.7–89. 8. Mazur M.P. Osnovi fiziki procesu rizannja / Mazur M.P. Osnovi teorii rizannja materialiv // M.P. Mazur, Ju.M. Vnukov, V. L. Dobroskok ta in.; pid zag. red. M. P. Mazura. – L'viv: Novij svit – 2000, 2010. – S.84–144. 9. Trent E.M. Rezanie metallov. – M.: Mashinostroenie, 1980. – 263s. 10. Spravochnik tehnologa – mashinostroitelja. V 2-h t. T.2 / Pod red. A.G. Kosilovoj i R.K. Meshherjakova. – 4-e izd. – M.: Mashinostroenie, 1985. – 496s. 11. Zorev N.N. Raschet proekcij sily rezanija. – M.: Mashgiz, 1958. – 56s. 12. Reznikov N.I. Proizvoditel'naja obrabotka nerzhavejushhih i zharoprochnyh materialov / N.I. Reznikov, I.G. Zharkov, V.M. Zajcev i dr.; pod red. N.I. Reznikova – M.: Mashgiz, 1960. – 200s. 13. Petrushin S.I., Grubij S.V. Obrabotka chugunov i stalej sbornymi rezcami so smennymi mnogogrannymi plastinami. – Tomsk: Izd-je TPU, 2000. – 156s. 14. Vnukov Ju.N., Sarzhinskaja A.G. Metodika teoreticheskogo opredelenija sostavljajushhih sily rezanija pri tokarnoj obrabotke. – Rezanie i instrument v tehnologicheskix sistemah: Mezhdunar. nauch.-tehn. sb. – Har'kov: NTU «HPI», 2008. – Vyp.75. – S. 63–76.

*Поступила в редколлегию 15.05.2015*

Ю.Н. Кузнецов, д-р техн. наук, Киев, Украина

## **ЭВОЛЮЦИОННЫЙ И ГЕНЕТИЧЕСКИЙ СИНТЕЗ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОГО ОБОРУДОВАНИЯ НОВОГО ПОКОЛЕНИЯ**

*Показано, що в технологічному обладнанні різної складності (машини, верстати, механізми, вузли, інструментально-технологічне оснащення, тощо) діють такі ж закони еволюції і універсальні генетичні оператори синтезу, як у живій Природі. На прикладі верстатів і їх механізмів проілюстровано реалізація запропонованої концепції створення технологічного обладнання з використанням теорії еволюційного і генетичного синтезу, де в якості елементарного матеріального носія спадкової інформації в розумових експериментах використана матеріальна точка.*

*Показано, что в технологическом оборудовании различной сложности (машины, станки, механизмы, узлы, инструментально-технологическая оснастка, и т.п.) действуют такие же законы эволюции и универсальные генетические операторы синтеза, как и в живой Природе. На примере станков и их механизмов проиллюстрирована реализация предложенной концепции создания технологического оборудования с применением теории эволюционного и генетического синтеза, где в качестве элементарного материального носителя наследственной информации в мысленных экспериментах использована материальная точка.*

*It is shown that in the process equipment of varying complexity (machine, machine tools, mechanisms, assemblies, tools and tooling, etc.) is governed by same laws of evolution and universal genetic operators synthesis, as in Nature. For example, machines and their mechanisms illustrated implementation of the proposed concept of creating technological equipment with application of evolutionary theories and genetic synthesis, where the basic material carrier of hereditary information in mental experiments used a material point.*

### **1. Состояние проблемы**

Создание новых развивающихся технических систем ТС невозможно без анализа и учёта накопленного человеческого опыта, который как генетическая информация передается из поколения в поколение на различных носителях. Непрерывное расширение и усложнение ТС и выполняемых ими функций подтверждает диалектику их развития во времени. Если первые приспособления, предназначенные для расширения физических возможностей Человека при выполнении той или иной работы, были элементарными орудиями в виде палок, камней, топоров, ножей и т.п., то на современном этапе развития человеческого общества приходится иметь дело с целыми системами, которые не только заменяют физический и рутинный умственный труд, но и поддаются автоматическому управлению и интеллектуализации, а также позволяют осуществлять рабочие процессы при оптимальных параметрах и режимах. Появились большие ТС, к которым

относятся металлорежущие станки с ЧПУ и мехатронными системами, роботизированные технологические комплексы и даже гибкие автоматизированные заводы [10].

Развитие любой ТС включает эволюционные процессы, характеризующие количественные изменения, и революционные, отражающие качественные изменения.

Ретроспективный анализ развития ТС проводится именно с этих позиций, ориентируясь на достижения науки и техники. ТС быстро изменяются, их конструкции совершенствуются, они становятся более производительными, более качественными и надежными, многофункциональными, энергоэкономичными, быстроперенастраиваемыми и адаптивными к изменяющимся условиям окружающей среды.

Многолетняя практика показала, что игнорирование концепции развития ТС в процессах их проектирования, производства и эксплуатации приводит к созданию нежизнеспособных систем [5]. К сожалению, представители технических наук обычно пренебрегают исследованиями общих закономерностей развития систем и анализа трудностей и противоречий, возникающих в процессе разработки прикладных методов и методик создания систем определённого функционального назначения.

При эволюции сложных ТС, которые относятся к антропогенным (АГС), т.е. созданным в результате сознательно направленной деятельности Человека, наблюдаются те же законы, как и в живых системах, имеющих свои программы развития, так как наличие такой программы является фундаментальным свойством живых систем. Программы развития имеют генетическую природу, материализованную в структуре генома каждого живого организма. Поэтому наличие собственной программы развития до последнего времени считалось уникальным свойством, отличающим живую систему от искусственной [9].

По словам автора теории синергетики Германа Хакена [8, 16]: «Основная отличительная особенность сложных систем – их поистине неисчерпаемое разнообразие, в котором так и не удаётся разобраться, несмотря на многочисленные попытки понять до конца природу сложных систем ... . Перед нами возникает острая проблема отыскания унифицированных принципов, которые позволили бы нам должным образом подходить к исследованию таких систем...”

В расширяющемся разнообразии создаваемых Природой и Человеком объектов и систем наблюдаются общие принципы их структурной организации, которые проявляются в виде межсистемных аналогий или скрытых внутрисистемных гомологий (табл. 1). Такие свойства имеют место как в естественных (биологических, химических, электромагнитных и др.) системах, так и в системах естественно-антропогенного происхождения (числовых, лингвистических, технических и др.).

Таблица 1 – Аналогия уровней организации сложных развивающихся систем

Уровень структурной организации	Область знаний			
	Электромеханика	Механика	Биология*	Космогония*
Метасистемный	Интегрированная динамическая система (энергоблок, техноценоз)	Интегрированная механическая система (техноценоз)	Биогеоценоз	Вселенная
Системный	Электромеханические системы	Механические Системы	Эко-системы	Мета-галактики
Видовой	Виды электро-механических объектов	Виды механизмов	Виды	Галактики
Популяционный	Электро-механические структуры	Механизмы	Популяции собой	Звездные скопления
Объективный	Электромеханические пары (парные электро-магнитные хромосомы)	Кинематические пары (соединения звеньев), цепи и структуры	Особи	Звезды
Хромосомный	Первичные источники электро-магнитного поля (родительские хромосомы)	Механические звенья, элементарные твердые тела	Хромосомы	Элементарные частицы
Генетический	Электроны (электро-магнитные гены)	Элементарные частицы (механические гены)	Гены	Кварки
По данным	Проф. В.Ф.Шинкаренко (НТУУ КПИ)	Автора	Акад. И.А.Рапопорта	

В последние годы знания, полученные в генетике, начали использоваться в различных областях науки и техники, так как генетика – это междисциплинарная область знаний, изучающая законы наследственности и структурной изменчивости в природных и антропогенных системах [20].

Наличие межсистемных аналогий – свидетельство общности системных принципов структурной организации в развивающихся системах различной физической природы. Элементный базис и фундаментальные свойства таких целостных структур упорядочиваются периодическими порождающими системами, выполняющими функцию генетических программ структурной организации и развития сложных систем. Открытие

и познание порождающих систем в той или иной области знаний имеет общенаучное и междисциплинарное значение, так как непосредственно связано с возникновением и становлением новой научной парадигмы, определяющей переход от фрагментарных исследований к системным [18].

Согласно системно-структурного подхода в основу создания сложных систем заложено представление об элементарности, учение о свойстве элементарных структур, выполняющих роль теоретической основы для обобщения и синтеза знаний в современных фундаментальных науках. В данном случае методической основой выступает принцип существования ограниченного количества элементарных (порождающих) структур, что подтверждается исследованиями в различных областях, например: все живые организмы образованы из 24-х химических элементов; вся цветовая гамма образована из 7-ми цветов; все музыкальные произведения написаны из 7-ми нот; всё разнообразие чисел состоит из 10-ти цифр; все источники электромагнитного поля содержат 7 геометрических классов поверхностей.

Грановский Г.И. [6] предложив описывать различные принципиальные кинематические схемы резания как сочетание двух элементарных движений: прямолинейного и вращательного с их цифровым кодированием – номером схемы, что было использовано в теории компоновок станков на модульном принципе [1].

Смирнов В.А. [16], анализируя способы построения научных теорий пришел к выводу, что имеется две фундаментальные системы мышления. На семантическом уровне первая представлена теоретико-множественным мышлением и реализована в аксиоматическом методе построения теории. Вторая система основана на генетическом, конструктивном мышлении [17]. На практике объекты генетически строящейся теории являются хотя и эффективно определенными, но абстрактными объектами, которыми, например, могут быть символы алфавита или другие языки описания изучаемой области или объекта. Две системы мышления основываются на различных и даже несовместных концепциях истины.

**2. Цель настоящих исследований** – формулирование новых подходов к описанию, классификации, принципам создания и предвидения новых станков и их механизмов на основе теории эволюции, системного анализа, генетического и морфологического синтеза.

Системный генетико-морфологический подход позволяет удачно объединить структурные исследования в различных областях науки и техники благодаря его междисциплинарному характеру с использованием соответствующих философских категорий, положений общей теории систем. По степени функционально-структурной организации АГС бывают статические (строительные конструкции, несущие системы технологического оборудования и т.п.) и динамические (станки, машины, их механизмы и

приводы), для которых характерны непрерывные и дискретные процессы преобразования и обмена веществ (материи), энергии и информации.

В последнее время наблюдается проникновение эволюционно-генетических идей в технические и гуманитарные дисциплины (генетическая электромеханика, генетическое программирование, наследственная механика, технологическая наследственность, генетическая психология, генетическая лингвистика, генетическая история, генетическая социология, эволюционная кибернетика, эволюционная электроника, генетическая стандартизация [3, 20] и др.).

В зависимости от сложности структуры (табл. 1) и уровня генетической (наследственной) информации, отражающей базовые свойства Порождающей системы (первичной структуры, с появлением которой начинается эволюция любого класса системы), любую АГС можно описывать, анализировать, синтезировать и даже предвидеть (а не только прогнозировать) ее усовершенствование или создание.

### **3. Начало генетических программ механических систем**

Механика как древняя наука о законах движения тел [4, 7] используется при изучении различных физических явлений, химических и биологических процессов (рис. 1), при проектировании технологических процессов в различных производствах, при строительстве различных сооружений, при создании различных машин, механизмов, узлов и деталей, при изучении природных явлений на Земле, под Землей, под водой, в воздухе и Космосе [13]. Законам механики подчинены передвижения живых существ, процессы в живых организмах, изучение которых позволяет в медицине диагностировать болезни и создавать искусственные органы человеческого тела. Практически нет ни одной области знаний, где бы не требовалось знания основных законов механики. Открытие кажущихся на первый взгляд парадоксальными новых эффектов и явлений [21], объективно существующих в Природе позволяет на много лет вперед прогнозировать и предвидеть развитие науки и техники, решать сложнейшие проблемы, стоящие перед человечеством, среда которых энергетические, экологические, сырьевые, информационные, социальные и др.

Любое проектирование твердотельных конструкций связано с геометрическими построениями, так как природа человеческого сознания устроена таким образом, что всякие новые идеи воспринимаются им намного лучше, если сопровождаются поясняющими суть картинками. Именно поэтому практически любую конструкцию легче объяснить, описать или постичь, если она изложена не алгебраическим языком формул и уравнений, а графическими средствами схем, диаграмм и визуальных моделей, т.е. языком геометрии [6, 11, 13].



Рисунок 1 – Области применения науки механики, её прошлое, настоящее и будущее через генетическую механику

Если обратиться к истокам создания Человеком механических систем, то орудия каменного века представляли собой простые формы тел, на основе которых появились все последующие изобретения в механика (рис. 2) [4, 7, 14, 15, 22].

Кроме языка геометрии для эволюционного синтеза и построения научных теорий начали использовать генетически-конструктивный метод [17], при котором исходными понятиями оказываются не описания эмпирически фиксируемых предметов и явлений, а так называемые конструкты. Термин конструкт используется для указания на некую абстрактную модель (идеальный объект, порождаемый теоретическим сознанием и существующий лишь в языке соответствующих концептуальных

систем). Объекты такого рода служат средством представлений знаний о тех характеристиках изучаемого фрагмента действительности, которые невозможно непосредственно наблюдать ни при каких условиях. Введение в структуру теории идеальных моделей позволяют весьма успешно использовать такое познавательное средство, как **мысленный эксперимент**. Представляя воображаемые объекты в некоторой знаковой форме, исследователь может вносить в неё определенные преобразования, вводить в содержание конструкторские характеристики, не обнаруженные эмпирическим путём, рассматривать интересующие его сущности в таких условиях, которые в реальной обстановке могут быть невозможными. Всё это позволяет увидеть изучаемый объект в каком-то новом ракурсе и обнаружить такие способы его описания, которые ранее оставались незадействованными.

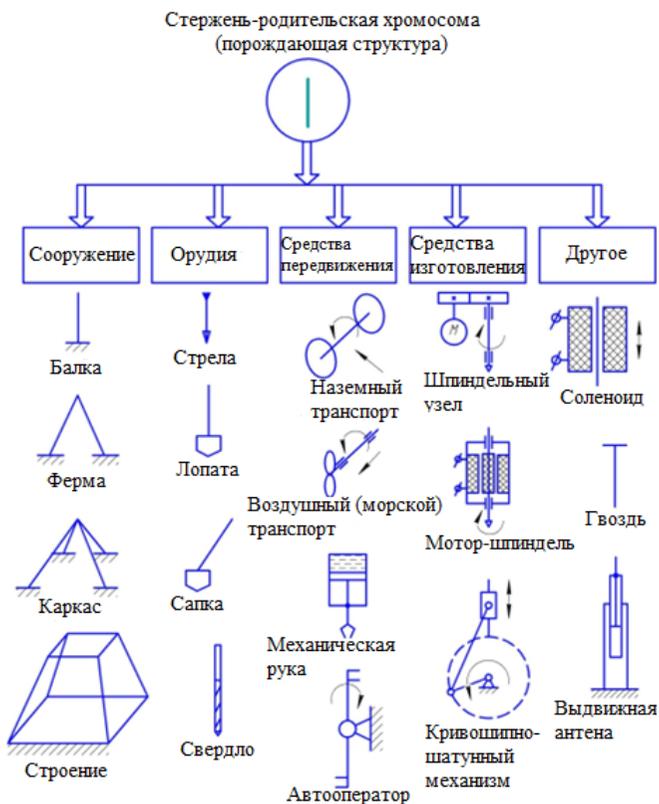


Рисунок 2 – Примеры использования цилиндрического стержня – родительской хромосомы в различных объектах

Такие возможности обусловлены тем обстоятельством, что значение конструкторов определяется исключительно его связями с другими терминами, входящими в структуру соответствующей теоретической системы. В связи с этим мысленное оперирование с идеальными объектами может изменять характер связей, существующих между языковыми средствами некоторой концепции, а тем самым открывать возможности качественно иного описания воображаемой действительности, а значит и появления новых содержательных интерпретаций тех результатов, которые получены с помощью интеллектуальных операций.

В механических системах материальным носителем наследственной информации – механическим геном может служить материальная точка, движущая в пространстве под действием силы и (или) момента (рис. 3).

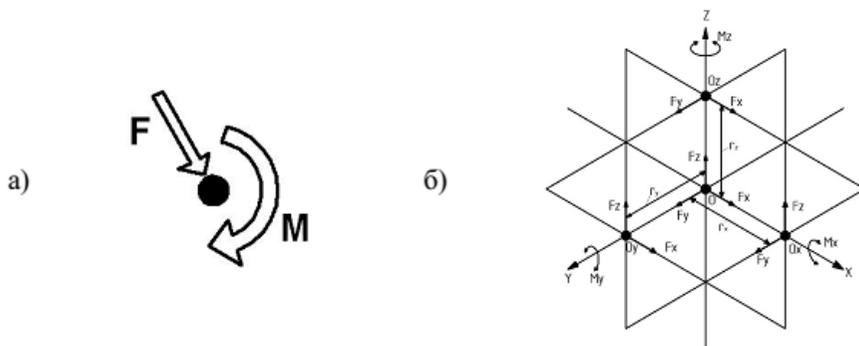


Рисунок 3 – Механический ген – движущаяся материальная точка (а) в декартовой системе координат XYZ (б)

Используя генетически-конструктивный метод [17], передачу перемещения, силы, и энергии в пространстве можно представить в виде силового (энергетического) потока от одной материальной точки  $O_1$  на входе в системе координат  $X_1 Y_1 Z_1$  к другой материальной точке  $O_2$  в системе координат  $X_2 Y_2 Z_2$  (рис.4), дающей 144 варианта потоков (родительских хромосом).

Произвольные структуры силового потока (родительские хромосомы), выполняющие роль порождающих элементов, в процессе генетического развития усложняются, образуя комбинаторные группы хромосом-потомков n-ого поколения с использованием пяти универсальных операторов синтеза: репликации, скрещивания, инверсии, кроссинговера и мутации.

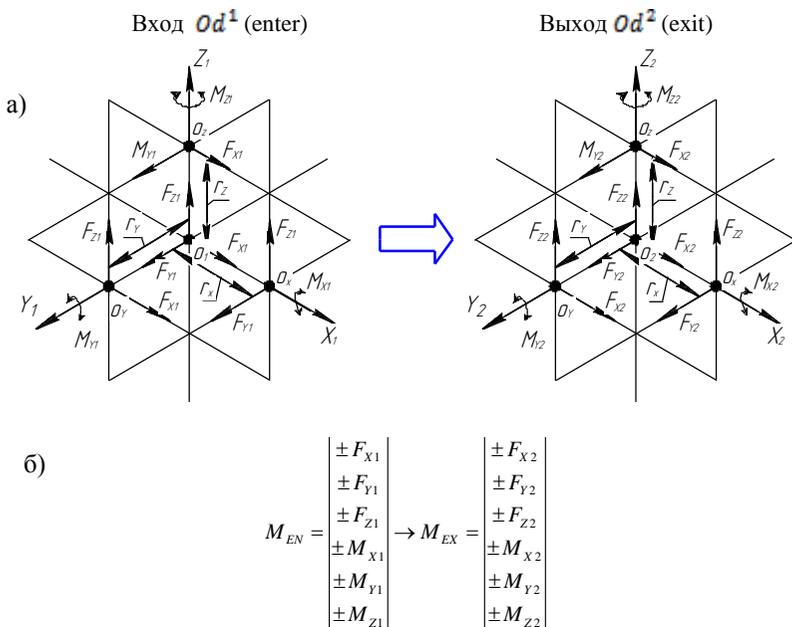


Рисунок 4 – Обобщённая модель силовых (энергетических) потоков в механической системе (а) и соответствующая ей морфологическая модель-матрица (б)

#### 4. Реализация концепции создания станков нового поколения

Представленная концепция включает:

- генетико-морфологический многоуровневый подход к классификации, описанию, эволюции, прогнозированию и синтезу сложных ТС [5, 11, 14, 18, 19];
- применение каркасных и оболочных конструкций несущих систем [10, 14];
- агрегатно-модульный принцип компоновок [1, 3, 10, 14];
- использование перспективных информационных технологий и интеллектуальных компьютерных систем [10].

Предложенная концепция успешно реализована при создании малогабаритных станков с компьютерным управлением разной компоновки, в том числе с механизмами параллельной структуры (МПС), с использованием ограниченного количества модулей (линейных перемещений с дополнительной функцией ребра каркаса, мотор-шпинделя, штанг постоянной длины, шарнирных соединений, основания и траверсы), рис. 5.

В условиях ограниченного финансирования использование модульного принципа при разработке и изготовлении станков нового поколения является экономически выгодным. Кроме того, полнофункциональные настольные станки целесообразно использовать в ВУЗах Украины для исследования и обучения студентов на уровне мировых требований.

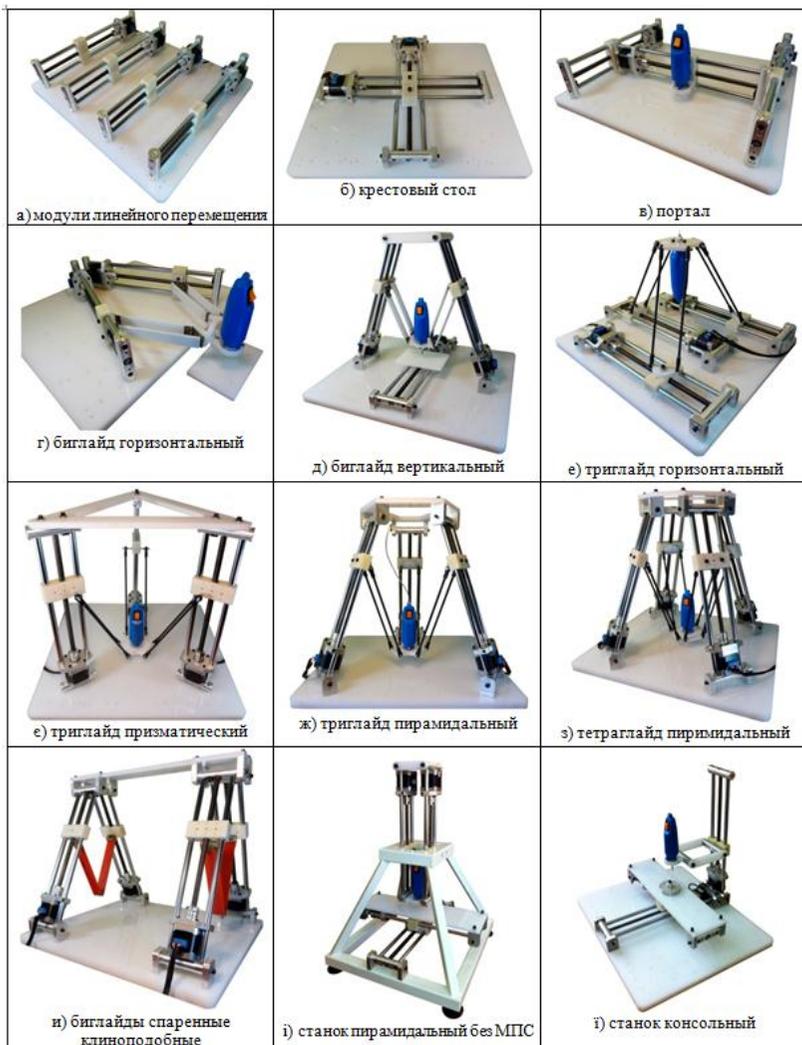


Рисунок 5 – Модели действующих малогабаритных фрезерных станков с компьютерным управлением на модульном принципе

### 6. Эволюционный и генетический синтез зажимных механизмов и мотор-шпинделей

Достоинства предложенного подхода проиллюстрировано на примерах создания новых зажимных патронов и мотор-шпинделей.

Соответствии с обобщенной моделью (рис. 4), все возможные энергетические (силовые) потоки в зажимных механизмах описываются морфологической матрицей, дающей 72 родительские хромосомы (для тел вращения 48, табл. 2) с одним входом и выходом, одним местом зажима, а при их увеличении число вариантов существенно увеличивается.

Таблица 2 – Классификация энергетических (силовых) потоков вращающегося 3М одинарного зажима в цилиндрической системе координат

От источника энергии	Вид усилия (момент)	Выход к объекту зажима					
		Направление	Выходное усилие $F_2$				
			Осевое $F_{2z}$	Радиальное $F_{2r}$			
Вход	Входное усилие $F_{1d}$	Осевое $F_{1z}$		$F_{z1} - F_{z2}$	$F_{z1} - F_{z2}$	$F_{z1} - F_{z2}$	$F_{z1} - F_{z2}$
				$F_{z1} - F_{z2}$	$F_{z1} - F_{z2}$	$F_{z1} - F_{z2}$	$F_{z1} - F_{z2}$
		Радиальное $F_{1r}$		$F_{r1} - F_{z2}$	$F_{r1} - F_{z2}$	$F_{r1} - F_{z2}$	$F_{r1} - F_{z2}$
				$F_{r1} - F_{z2}$	$F_{r1} - F_{z2}$	$F_{r1} - F_{z2}$	$F_{r1} - F_{z2}$
		Тангенциальное $F_{1t}$		$F_{t1} - F_{z2}$	$F_{t1} - F_{z2}$	$F_{t1} - F_{z2}$	$F_{t1} - F_{z2}$
				$F_{t1} - F_{z2}$	$F_{t1} - F_{z2}$	$F_{t1} - F_{z2}$	$F_{t1} - F_{z2}$
	Входной момент $M_1$	Вокруг оси вращения $M_{z1}$		$M_{z1} - F_{z2}$	$M_{z1} - F_{z2}$	$M_{z1} - F_{z2}$	$M_{z1} - F_{z2}$
				$M_{z1} - F_{z2}$	$M_{z1} - F_{z2}$	$M_{z1} - F_{z2}$	$M_{z1} - F_{z2}$
		Вокруг радиуса $M_{r1}$		$M_{r1} - F_{z2}$	$M_{r1} - F_{z2}$	$M_{r1} - F_{z2}$	$M_{r1} - F_{z2}$
				$M_{r1} - F_{z2}$	$M_{r1} - F_{z2}$	$M_{r1} - F_{z2}$	$M_{r1} - F_{z2}$
		В плоскости оси вращения $M_{t1}$		$M_{t1} - F_{z2}$	$M_{t1} - F_{z2}$	$M_{t1} - F_{z2}$	$M_{t1} - F_{z2}$
				$M_{t1} - F_{z2}$	$M_{t1} - F_{z2}$	$M_{t1} - F_{z2}$	$M_{t1} - F_{z2}$
Принцип зажима		Торцевой		Радиальный			

На объектном уровне генетической информации для зажимных механизмов на выходе могут быть разные замыкания силовых потоков в виде элементарных силовых контуров. По мере усложнения структуры введением различных преобразователей появляются популяции зажимных механизмов, причем среди известных механических преобразователей используется семь – рычажные, клиновые, плунжерные, спиральные, винтовые, зубчатые, упругие.

С использованием генетического оператора скрещивания родительских хромосом  ${}^3\text{ЦЛ } 0.2\text{y}$  (изотоп) и  $\text{ЦЛ } 2.0\text{x}$  [19] синтезированы гибридные структуры (рис. 6) самодействующего мотор-шпинделя, структура которого определяется совмещенной хромосомой пятого поколения  $S_{54}$ .

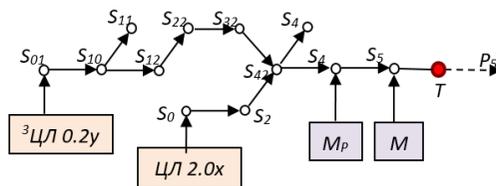


Рисунок 6 – Генетическая модель синтеза гибридной структуры мотор-шпинделя

Уровень генетической сложности синтезированной хромосомы  $S_{54}$  определяется структурной формулой объекта [14]:

$$S_{54} = \{ \{ ({}^3\text{ЦЛ}0.2\text{y})_1 \times [2(\text{ЦЛ}0.2\text{y}):R:M(r_2 > r_1):I_{Ox}]_2 \} \times \{ (\text{ЦЛ}0.2\text{x})_1 \times [(\text{ЦЛ}2.0\text{x}):M(L_2 > L_1):I_L]_2 \} \times (M_p, M_z) \subset T_5$$

Один из вариантов технической реализации структуры хромосомы  $S_{54}$  представлен на рис. 7.

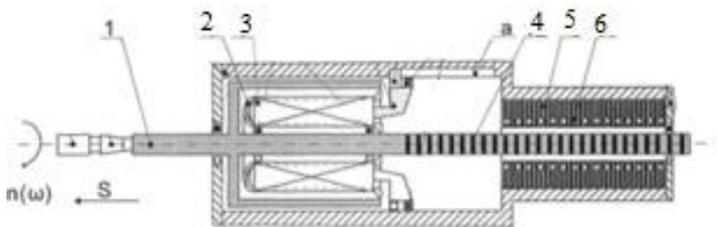


Рисунок 7 – Вариант конкурентноспособного решения самодействующего мотор-шпинделя (патент Украины №82880)

При подаче напряжения на обмотку 2 индуктора вращательного движения 3, возникает магнитное поле, которое взаимодействует с двухсторонней активной поверхностью шпинделя 1 и, таким образом, приводит шпиндель 1 во вращение с необходимой частотой  $n(\omega)$ . Для обеспечения подачи шпинделя 1 подаётся напряжение на обмотку 6 индуктора поступательного перемещения 5, электромагнитное поле которого взаимодействует со вторичным элементом с постоянными магнитами 4 и обеспечивает необходимую подачу S.

## **7. Заключение**

Показано, что применение теории эволюционного и генетического синтеза имеет междисциплинарный характер и позволяет успешно решать проблемы создания технологического оборудования нового поколения.

Открытие генетических программ и Порождающих систем в механике сплошных (твёрдых), текучих, газообразных, сыпучих, электромагнитных и других сред и полей свидетельствует о зарождении генетической механики и является ключом к генетическому предвидению и созданию Человеком сложных развивающихся АГС по объективным законам Природы.

**Список использованных источников:** 1. *Аверьянов О.И.* Модульный принцип построения станков с ЧПУ. – М.: Машиностроение, 1987. – 232с. 2. *Александров П.С.* Введение в теорию групп. – М.: Наука. Главная редакция физико-математической литературы, 1980. – 144с. – (Библиотека «Квант», Вып. 7). 3. *Амиров Ю.Д.* Стандартизация и проектирование технических систем. – М.: Изд-во Стандартов, 1985. – 312 с. 4. *Артоболевский И.И.* Теория механизмов и машин. – М.: Наука, 1988. – 638 с. 5. *Балашов Е.П.* Эволюционный синтез систем. – М.: Радио и связь, 1985. – 328 с. 6. *Грановский Г.И.* Кинематика резания. – М.: Машгиз, 1948.-200 с. 7. *Заблонский К.И., Белоконов И.М.,* и др. Теория механизмов и машин: Учебник. – К.: Вища шк. Головное изд-во, 1989. – 376 с. 8. *Князева Е.Н.* Синергетика. Нелинейность времени и ландшафты коэволюции /Е.Н. Кяезева, С.П.Курдюмов. – М.:Изд-во «Комкнига», 2014. – 272 с. (серия «Синергетика: от прошлого к будущему»). 9. *Короткова Г.П.* Принципы целостности (к вопросу о соотношении живых и неживых систем). – Л.: Изд. Ленинград. ун-та, 1968. – 160 с. 10. *Кузнецов Ю.Н., Дмитриев Д.А.,* и др. Компоновки станков с механизмами параллельной структуры /Под ред. Ю.Н. Кузнецова – Херсон: ПП Вишемирский В.С., 2010. – 471 с. 11. *Кузнецов Ю.Н., Хамуйела Жоаким А.Г., Хамуйела Т.О.* Морфологический синтез станков и их механизмов: Монография / Под ред. Кузнецова Ю.Н. – К.: ООО «Гнозис», 2013. – 401с. 12. *Кузнецов Ю.Н., Хамуйела Жоаким А.Г.,* и др. Генетико-морфологический подход к созданию и прогнозированию развития замкнутых механизмов для вращающихся деталей // Journal of the Technical University – Sofia. – Plovdiv branch, Bulgaria “Fundamental Sciences and Applications”. – Bulgaria, vol. 19, Book 2, 2013. – pp. П7–13. 13. *Кузнецов Ю.М.* Передача генетичної інформації в процесі еволюції металорізальних верстатів //Питання історії науки і техніки, №4, 2014. – с.3-10. 14. *Кузнецов Ю.Н., Шинкаренко В.Ф.* Генетический подход – ключ к созданию сложных технических систем //Технологічні комплекси, 2012, №1,2(5,6). – с. 15-29. 15. *Половинкин А.И.* Законы строения и развития техники. – Волгоград, 1985. – 202 с. 16. *Смирнов В.А.* Генетический метод построения научной теории / В.А.Смирнов //Философские вопросы современной формальной логики. – М.: 1962. – 283 с. 17. *Степин В.С.* Теоретическое знание / В.С. Степин. – М.: 1999. – 390 с. 18. *Урманцев Ю.А.* Эволюционика, или общая теория развития систем природы, общества и мышления. – М.: Книжный дом «ЛИБРОКОМ», 2009. – 240 с. 19. *Шинкаренко В.Ф.* Основы теорії еволюції електромеханічних систем. – К.: Наукова думка, 2002. – 288 с. 20. *Шинкаренко В.Ф., Шиманська А.А.* Словник з генетичної електромеханіки. – К.: НТУУ,

«КПБ», 2015. – 112 с. **21.** *Тредер Г.Ю.* Эволюция основных физических идей. – К.: Наук. Думка, 1989. – 368 с. **22.** *Mason O.T.,* The Origins of Inventions: A Study of Industry Among Primitive Peoples, Cambridge, Massachusetts, The M.I.T. Press, 1966.

**Bibliography (transliterated):** 1. Aver'janov O.I. Modul'nyj princip postroenija stankov s ChPU. – M.: Mashinostroenie, 1987.-232s. 2. Aleksandrov P.S. Vvedenie v teoriiu grupp. – M.: Nauka. Glavnaja redakcija fiziko-matematicheskij literatury, 1980. – 144s. – (Byblioteka «Kvant», Vyp. 7). 3. Amirov Ju.D. Standartizacija i proektirovanie tehniceskijh sistem. – M.: Izd-vo Standartov, 1985. – 312 s. 4. Artobolevskij I.I. Teorija mehanizmov i mashin. – M.: Nauka, 1988. – 638 s. 5. Balashov E.P. Jevoljucionnyj sintez sistem. –M.: Radio i svjaz', 1985. – 328 s. 6. Granovskij G.I. Kinematika rezanija.- M.: Mashgiz, 1948.-200 s. Zablonskij K.I., Belokonev I.M., i dr. Teorija mehanizmov i mashin: Uchebnik. – K.: Vishha shk. Golovnoe izd-vo, 1989. – 376 s. 7. Knjazeva E.N. Sinergetika. Nelinejnost' vremeni i landshafty kojevoljucii /E.N. Kejazeva, S.P.Kurdjumov. – M.:Izd-vo «Komkniga», 2014. – 272 s.(serija «Sinergetika: ot proshlogo k budushhemu»). 8. Korotkova G.P. Principy celostnosti (k voprosu o sootnoshenii zhivyh i nezhyvyh sistem). – L.: Izd. Leningrad. un-ta, 1968. – 160 s. 9. Kuznecov Ju.N., Dmitriev D.A., i dr. Komponentki stankov s mehanizmami parallel'noj struktury /Pod red. Ju.N. Kuznecova – Herson: PP Vishemirskij V.S., 2010. – 471 s. 10. Kuznecov Ju.N., Hamujela Zhoakim A.G., Hamujela T.O. Morfologicheskij sintez stankov i ih mehanizmov: Monografija / Pod red. Kuznecova Ju.N. – K.: OOO «Gnozis», 2013. – 401c. 11. Kuznecov Ju.N., Hamujela Zhoakim A.G., i dr. Genetiko-morfologicheskij podhod k sozdaniju i prognozirovaniju razvitija zazhimnyh mehanizmov dlja vrashhajushhihsja detalej // Journal of the Technical University – Sofia. – Plovdiv branch, Bulgaria “Fundamental Sciences and Applications”. – Bulgaria, vol. 19, Book 2, 2013. – pp. II7–13. 12. Kuznecov Ju.M. Peredacha genetičnoj informacii v procesi evoljucii metalorizal'nih verstativ //Pitannja istorii nauki i tehniki, №4, 2014. – s.3-10. 13. Kuznecov Ju.N., Shinkarenko V.F. Geneticheskij podhod – ključ k sozdaniju slozhnyh tehniceskijh sistem //Tehnologični kompleksi, 2012, №1,2(5,6). – s. 15-29. 14. Polovinkin A.I. Zakony stroenija i razvitija tehniki. – Volgograd, 1985. – 202 s. 15. Smirnov V.A. Geneticheskij metod postroenija nauchnoj teorii / V.A.Smirnov //Filosofskie voprosy sovremennoj formal'noj logiki. – M.: 1962. – 283 s. 16. Stepin V.S. Teoreticheskoe znanie / V.S. Stepin. – M.: 1999. – 390 s. 17. Urmancev Ju.A. Jevoljucionika, ili obshhaja teorija razvitija sistem prirody, obshhestva i myshlenija. – M.: Knizhnyj dom «LIBROKOM», 2009. – 240 s. 18. Shinkarenko V.F. Osnovi teorii evoljucii elektromehanicnih sistem. – K.: Naukova dumka, 2002. – 288 s. 19. Shinkarenko V.F., Shimans'ka A.A. Slovník z genetičnoj elektromehani. – K.: NTUU, «KPI», 2015. – 112 s. 20. Treder G.Ju. Jevoljucija osnovnyh fizicheskijh idej. – K.: Nauk. Dumka, 1989. – 368 s. 21. Mason O.T., The Origins of Inventions: A Study of Industry Among Primitive Peoples, Cambridge, Massachusetts, The M.I.T. Press, 1966.

*Поступила в редакцию 6.08.2015*

М.В. Кучугуров, Запорожье, Украина

## **ВЛИЯНИЕ ИЗНОСА РЕЖУЩЕГО ИНСТРУМЕНТА НА ОСОБЕННОСТИ ДИНАМИКИ ПРОЦЕССА РЕЗАНИЯ ПРИ ТОКАРНОЙ ОБРАБОТКЕ**

*В статті представлені результати експериментального дослідження автоколивань при точінні. Розглянуті особливості вивчення динаміки процесу вільного прямокутного різання на прикладі токарної обробки. Експериментально показано вплив зносу різця на параметри його пружного переміщення в умовах виникнення автоколивань при точінні.*

*В статье представлены результаты экспериментального исследования автоколебаний при точении. Рассмотрены особенности изучения динамики процесса свободного прямого резания на примере токарной обработки. Экспериментально показано влияние износа реза на параметры его упруго перемещения в условиях возникновения автоколебаний при точении.*

*The results of the experimental self-excited vibrations research in turning are submitted. The features of orthogonal cutting process dynamic are reviewed at turning example. It's shown experimentally the influence of tool wear on its elastic displacement parameters when self-excited vibrations occur in turning.*

Динамика процесса механической обработки по сей день остается актуальным направлением исследований. Вибрации, возникающие при резании, как правило, оказывают негативное влияние: колебания элементов системы станок – приспособление – инструмент – деталь (СПИД) приводят к резкому снижению стойкости инструмента, быстрому износу оборудования, ухудшению качества обработанной поверхности.

Наибольший интерес и трудность для исследования представляют автоколебания, так как природа вынужденных колебаний проста, источники их возникновения легко диагностируемы и подавление последних является простой задачей. Существует большое количество теоретических и экспериментальных исследований, раскрывающих основные причины возбуждения и поддержания автоколебаний. Однако, наиболее существенными и экспериментально подтвержденными являются:

1) Регенерация – резание по следу, приводящее к периодическим изменениям фактической толщины срезаемого слоя, что в свою очередь обуславливает колебания силы резания, действующей на резец и обрабатываемую деталь. По данным множества исследований [1, 2, 3], резание по следу обеспечивает наибольший вклад энергии, идущей на возбуждение автоколебаний.

2) Координатная связь – дополнительное возбуждение автоколебаний,

обусловленное несовпадением траекторий упругого отжатия и восстановления резца и детали под действием силы резания [4]. Это связано с тем, что элементы системы СПИД в зависимости от направления воздействия внешней нагрузки имеют различную жесткость.

Экспериментальное исследование динамики процесса резания является трудной задачей. Объект исследования сложен и многогранен, поэтому не всегда представляется возможным получение повторяемости результата при одинаковых условиях обработки. Причиной данного обстоятельства является высокая чувствительность системы “процесс резания – упругая система инструмента и детали”. Даже незначительные изменения фактических параметров обработки, которые можно зафиксировать, используя высокоточные и чувствительные датчики, способны полностью изменить динамическую картину процесса резания.

Авторами данной статьи проведены многочисленные экспериментальные исследования, позволившие расширить понимание особенностей динамики процесса токарной обработки. С этой целью было разработано ряд устройств для исследования автоколебаний при точении [5, 6]. Главной их особенностью является создание такой системы резания (рис. 1), в которой резец обладал бы пониженной жесткостью по сравнению с деталью: достаточно малой, чтобы создать благоприятные условия для возбуждения и исследования сильных автоколебаний; и в тоже время достаточной большой, чтобы колебания резца имели гармонический характер. Последние фиксируются бесконтактными датчиками перемещений в горизонтальном и вертикальном направлениях. Процесс резания рассматривается в главной секущей плоскости  $P\tau$ .

Основным отличием устройства для исследования физики явления автоколебаний при токарной обработке [6] является регулируемая упругая система резца, позволяющая раздельно изучать влияние координатной связи на возбуждение вибраций.

Конструкция устройства позволяет вести исследования продольного точения по схеме, максимально близкой к свободному прямоугольному резанию (рис. 1). Упрощение системы резания достигается точением короткой жесткой заготовки, колебаниями которой можно пренебречь. В ходе исследований делается допущение, что упругая система детали абсолютно жесткая, и в процессе возбуждения автоколебаний участвует только упругая система резца.

Разработанный экспериментальный стенд (рис. 2) позволяет в реальном времени фиксировать положение режущей кромки резца датчиками 4 и 5 в главной секущей плоскости  $P\tau$ , а также фактическую скорость вращения заготовки энкодером 9. Указанные измерительные устройства подключаются к персональному компьютеру через аналого-цифровой преобразователь, что позволяет:

- записывать осциллограммы сигналов датчиков и энкодера;
- выполнять пост-обработку получаемых данных для определения параметров колебаний реза с использованием программ математической обработки данных (MatLab и Octave).

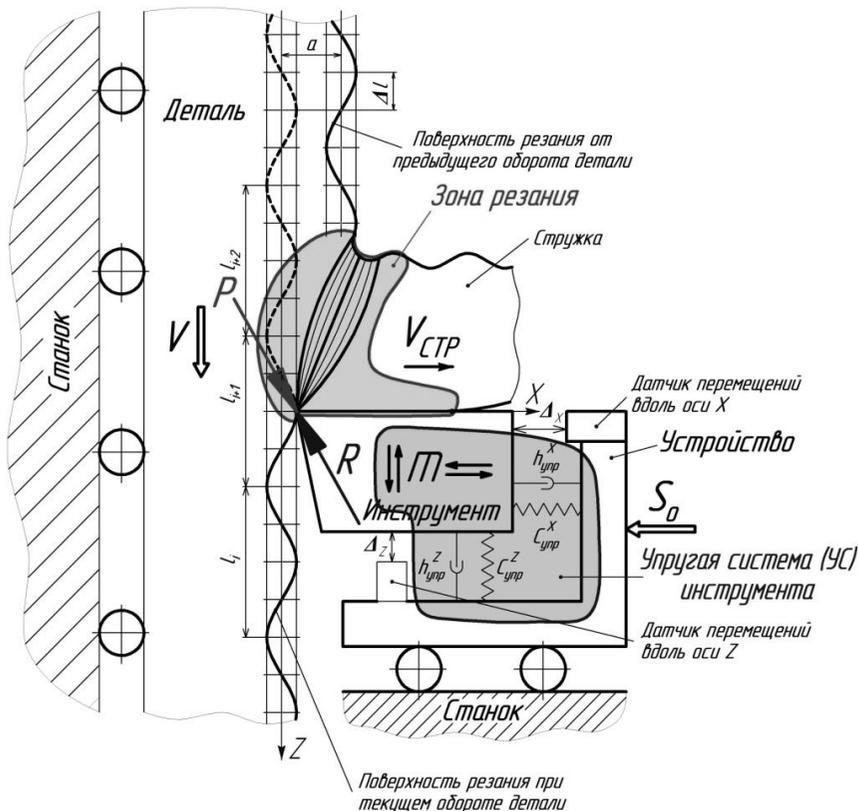


Рисунок 1 – Схема исследования процесса автоколебаний при точении (схема представлена в главной секущей плоскости  $P\tau$ ):

$C_{упр}^x, h_{упр}^x, C_{упр}^z, h_{упр}^z$  – параметры жесткости и демпфирования реза вдоль осей  $X$  и  $Z$ ;  $m$  – приведенная масса колебательной системы реза;  $S_0$  – движение подачи;  $V$  – скорость резания;  $a$  – номинальная толщина срезаемого слоя;  $\Delta l$  – сдвиг фаз волн на поверхности резания двух соседних оборотов детали;  $P$  – сила резания;  $R$  – реакция упругой системы реза

Использование данного стенда дает возможность изучать влияние на динамику токарной обработки следующих факторов:

- режимов резания (глубины  $t$ , подачи  $S_0$ , скорости резания  $V$ );
- геометрии инструмента (рабочие углы, радиусы, фаски и параметры износа);
- статических и динамических характеристик упругой системы инструмента;
- обрабатываемого материала заготовки;
- различных условий резания (резание в смазывающе-охлаждающей технологической среде, девиация скорости резания и подачи и др.).

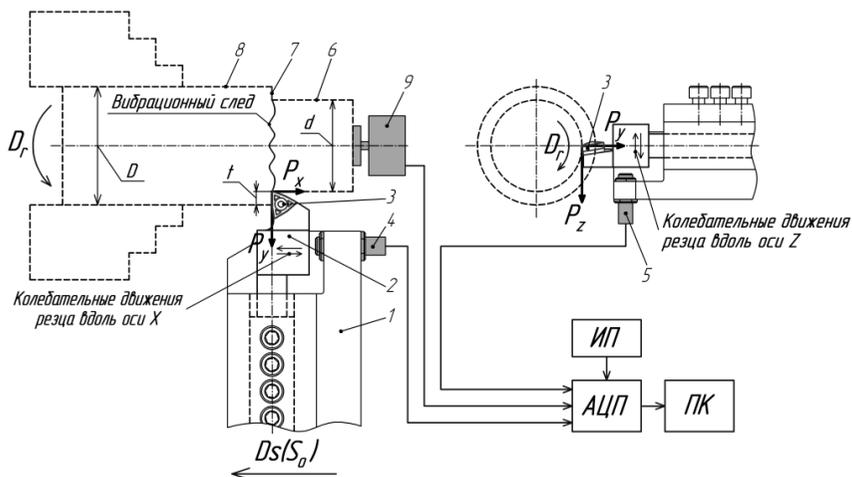


Рисунок 2 – Схема экспериментального стенда измерения колебаний резца при точении: 1 – корпус устройства; 2 – упругий элемент; 3 – режущая пластина; 4 – датчик горизонтальных перемещений резца; 5 – датчик вертикальных перемещений резца; 6 – обработанная поверхность; 7 – поверхность резания; 8 – обрабатываемая поверхность; 9 – энкодер;  $D_r$  – главное движение резания;  $Ds(S_0)$  – движение подачи; АЦП – аналого-цифровой преобразователь; ПК – персональный компьютер; ИП – источник питания

Исследование влияние скорости резания  $V$  на амплитуду вибраций является одной из наиболее важных задач при изучении динамики точения. Известно, что для данного обрабатываемого материала, режимов и условий обработки, геометрии инструмента, характеристик упругой доминирующей колебательной системы, существует диапазон скоростей резания, при котором наблюдаются сильные вибрации.

В условиях возникновения автоколебаний инструмент подвергается интенсивному износу. Последний приводит к изменению его фактической геометрии, что оказывает существенное влияние на амплитуду колебаний. При точении наблюдаются следующие виды износа:

- а) типичный износ инструмента по передней и задней поверхностям;
- б) выкрашивание и сколы режущей кромки;
- в) интенсивный износ переходной кромки между главной и вспомогательной задними поверхностями резца. В результате износа по задней поверхности происходит дополнительное трение с обработанной поверхностью, что приводит к увеличению шероховатости последней и к снижению амплитуды колебаний.

Ниже приведены результаты исследования влияния скорости резания  $V$  на параметры колебательного процесса. Эксперименты проводили на токарном станке 16K20 с помощью устройства для исследования физики явления автоколебаний при токарной обработке [6]. Рассматривали общее состояние износа пластины и режущей кромки, а также измеряли величину фаски износа по задней поверхности. Точение стали 45 НВ 170 проводилось при следующих режимах:  $t = 1$  мм;  $S = 0,15$  мм/об;  $n = 50 \dots 1600$  об/мин;  $D = 45 \dots 84$  мм;  $V = 10 \dots 370$  м/мин. Параметры инструмента:  $\gamma = -8^\circ$ ;  $\alpha = 8^\circ$ ;  $\alpha_1 = 8^\circ$ ;  $\varphi = 90^\circ$ ;  $\varphi_1 = 7^\circ$ ;  $\lambda = 8^\circ$ ;  $r = 0,1$  мм, материал пластины Т15К6.

На рис. 3, 4 приведены графики изменения статического отклонения резца от положения равновесия в зависимости от скорости резания  $V$ .

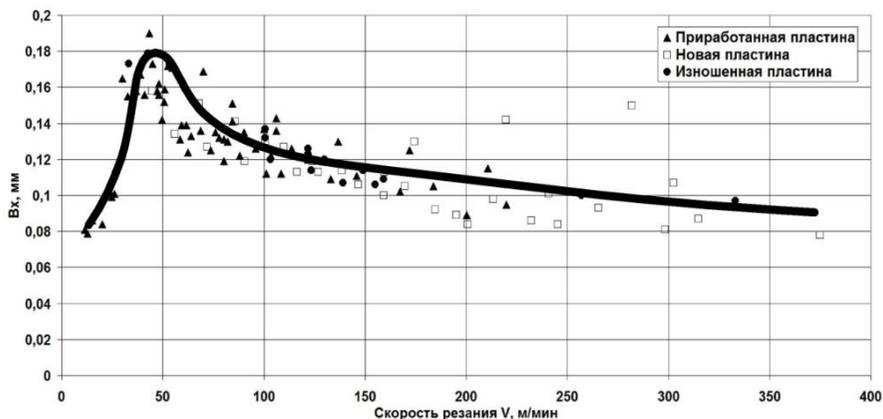


Рисунок 3 – График зависимости статической составляющей перемещений вершины резца в горизонтальном направлении  $V_x$  от скорости резания  $V$

Наблюдается классическая зависимость статических отклонений резца от положения равновесия в указанных направлениях, значения которых пропорциональны действующим составляющим силы резания  $P_x$  и  $P_z$ .

При этом влияние степени износа незначительно, и проявляется в незначительном изменении величин  $B_x$  и  $B_z$ . Однако, при рассмотрении проведенных точений в динамике, ситуация кардинально меняется (рис. 5, б).

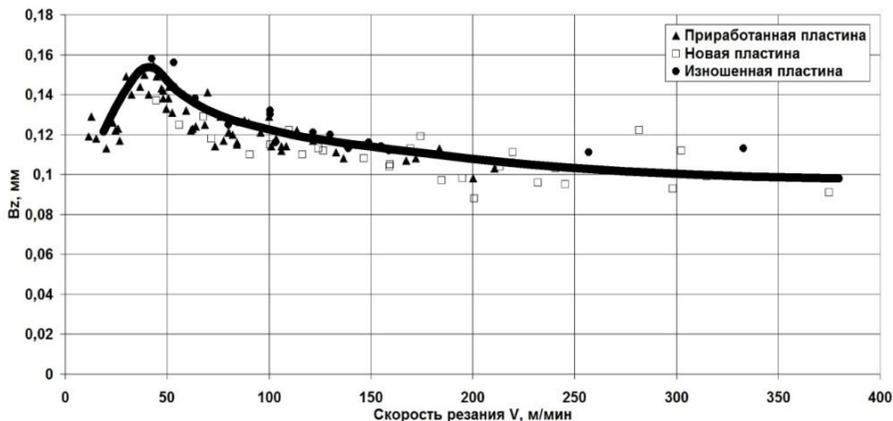


Рисунок 4 – График зависимости статической составляющей перемещений вершины резца в вертикальном направлении  $B_z$  от скорости резания  $V$

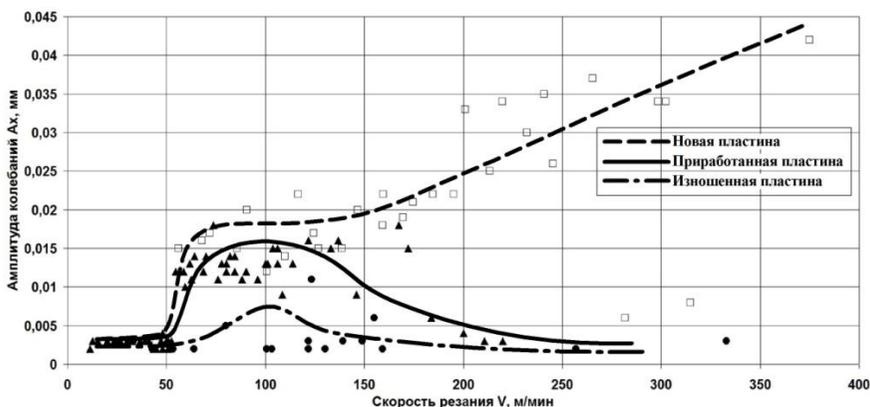


Рисунок 5 – График зависимости амплитуды колебаний резца в горизонтальном направлении  $A_x$  от скорости резания  $V$

Графики показывают, что величина амплитуды колебаний может существенно меняться в зависимости от степени износа резца. Точение новой

режущей пластиной сопровождается сильными вибрациями в широком диапазоне скоростей резания. Однако после ее приработки наблюдается устойчивая зависимость амплитуды колебаний реза от параметра  $V$  с явно выраженным диапазоном скоростей с максимальным уровнем вибраций. После проведения порядка 10-15 точений проявляется дальнейший износ режущей пластины и снижение уровня автоколебаний с ростом шероховатости обработанной поверхности.

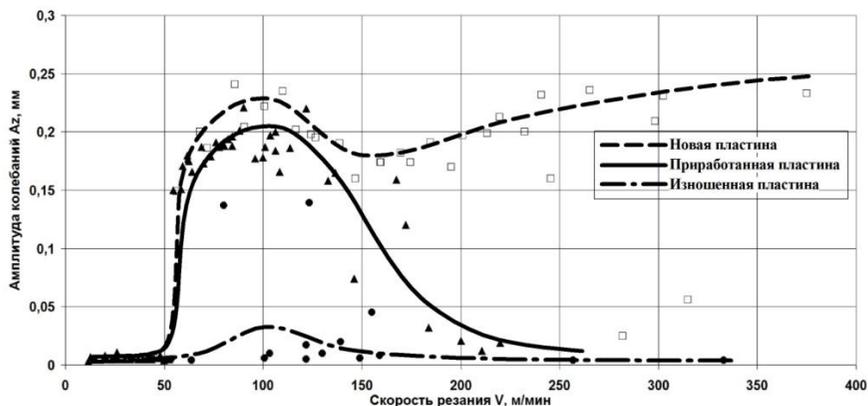


Рисунок 6 – График зависимости амплитуды колебаний реза в вертикальном направлении  $A_z$  от скорости резания  $V$

**Выводы.** Таким образом, износ реза оказывает демпфирующее действие на колебательный процесс резания. Незначительное изменение величины фаски износа режущей пластины по задней поверхности приводит к существенному снижению амплитуды колебаний инструмента. Данный факт необходимо учитывать при разработке методики проведения исследований динамики процессов механической обработки, т.к. от этого будет зависеть адекватность и повторяемость получаемых результатов. Положительное влияние наличия фаски износа по задней поверхности на динамическую картину процесса резания требует дальнейшего изучения с целью поиска сочетаний данного параметра и режимов резания для достижения высокопроизводительной безвибрационной обработки.

**Список использованных источников:** 1. *Ильницкий И.И.* Колебания в металлорежущих станках и пути их устранения. Машгиз, Москва – Свердловск, 1958, 142с. 2. *Siddhupura M., Paurobally R.* A review of chatter vibration research in turning / International Journal of Machine Tools and Manufacture, October 2012, Volume 61, pp. 27-47. 3. *Kai Cheng.* Machining Dynamics. Fundamental, applications and practices / Springer Series in Advanced Manufacturing. Advanced Manufacturing & Enterprise Engineering Department School of Engineering and Design. Brunel University. Middlesex UB8 3PH. UK, 2009. 4. *Лазарев Г.С.* Автоколебания при резании металлов / Изд-во “Высшая

школа”, Москва, 1971. -244с. 5. Внуков Ю.Н., Кучугуров М.В. и др. Способ и устройство для исследования регенеративных автоколебаний при точении / Резание и инструмент в технологических системах: Междунар. науч.-техн. сб. – Харьков: НТУ “ХПИ”. – 2013. – Вып. 83. – с. 42-54. 6. Внуков Ю.Н. Дядя С.И. и др. Устройство для исследования физики явления автоколебаний при токарной обработке / Інформаційні технології в освіті, науці та виробництві: збірник наукових праць. – Одеса: Наука і техніка. –2014. –Вип. 2(7). – с. 38-48.

**Bibliography (transliterated):** 1. П'ницький І.І. Кольвання в металорежущих станках і пути їх усунення. Mashgiz, Moskva – Sverdlovsk, 1958, 142s. 2. Siddhupura M., Paurobally R. A review of chatter vibration research in turning / International Journal of Machine Tools and Manufacture, October 2012, Volume 61, pp. 27 47. 3. Kai Cheng. Machining Dynamics. Fundamental, applications and practices / Springer Series in Advanced Manufacturing. Advanced Manufacturing & Enterprise Engineering Department School of Engineering and Design. Brunel University. Middlesex UB8 3PH. UK, 2009. 4. Lazarev G.S. Avtokolebanija pri rezanii metallov / Izd-vo “Vysshaja shkola”, Moskva, 1971. -244s. 5. Vnukov Ju.N., Kuchugurov M.V. i dr. Sposob i ustrojstvo dlja issledovanija regenerativnyh avtokolebanij pri tochenii / Rezanie i instrument v tehnologicheskikh sistemah: Mezhdunar. nauch.-tehn. sb. – Har'kov: NTU “HPI”. – 2013. – Vyp. 83. – s. 42-54. 6. Vnukov Ju.N. Djadja S.I. i dr. Ustrojstvo dlja issledovanija fiziki javlenija avtokolebanij pri tokarnoj obrabotke / Informacijni tehnologiji v osviti, nauci ta virobnictvi: zbirnik naukovih prac'. – Odesa: Nauka i tehnika. – 2014. –Vip. 2(7). – s. 38-48.

*Поступила в редколлегию 17.07.2015*

УДК 621.921

В. И. Лавриненко, д-р техн. наук, Киев, Украина,  
В.Ю. Солод, канд. техн. наук, Днепродзержинск, Украина

## **К ВОПРОСУ О ФУНКЦИОНАЛЬНОМ ДЕЙСТВИИ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ СРЕД ПРИ АБРАЗИВНОЙ ОБРАБОТКЕ КРУГАМИ ИЗ СВЕРХТВЕРДЫХ МАТЕРИАЛОВ**

*В даній статті розглядаються питання із застосування мастильно-охолоджувальних технологічних середовищ стосовно процесів абразивної обробки шліфувальним інструментом з НТМ. Наведені відомості по явищам, що супроводжують застосування технологічних середовищ, показані їх дії та функції при застосуванні в процесах абразивної обробки.*

*В данной статье рассматриваются вопросы использования смазочно-охлаждающих технологических сред применительно к процессам абразивной обработки шлифовальным инструментом из СТМ. Приведены сведения по явлениям, сопровождающим применение технологических сред, показаны их действия и функции при использовании в процессах абразивной обработки.*

*This article focuses on the effective use of lubrication-cooling technological environments as applied to the processes of abrasive machining with the grinding tool made of extra-hard materials. The article provides the information on the effects of the technological environments usage and describes their operational properties and functions in the abrasive machining processes.*

Технологические среды (ТС) при абразивной обработке должны обладать рядом функций: охлаждающей, смазывающей, моющей и др. В условиях шлифования кругами из синтетических алмазов и кубонита наибольшее влияние на процесс шлифования оказывают смазывающая и моющая способность ТС. При шлифовании алмазными кругами большее внимание уделяется смазывающей способности, а кубонитовыми – моющей способности. В других равных условиях охлаждающие способности ТС должны быть более высокими при шлифовании алмазными кругами [1]. Обратим внимание на то, что подача смазывающе-охлаждающей жидкости в зону шлифования не оказывает влияния на контактную температуру при шлифовании. Вследствие высоких давлений, возникающих в зоне контакта алмаза с металлом, жидкость не попадает в эту зону и ее охлаждающее действие происходит после прохождения режущего зерна, что в целом снижает только среднюю температуру шлифования [2]. Все это и определяет функциональное действие ТС при абразивной обработке кругами из СТМ. Рассмотрим далее эти функции. **Охлаждающая функция технологических сред.** Охлаждающий эффект внешней среды состоит в отборе, через конвективный теплообмен, тепла, образующегося при пластическом деформировании и трении. Скорость

нагревания в очаге деформации и контакте «абразивное зерно – обрабатываемый материал» является достаточно большой (около  $2 \cdot 10^7$  град/с) в связи с чем, отбор тепла из этой зоны путем выноса его частичками внешней среды является практически невозможным. Поэтому охлаждающий эффект имеет место только за пределами мгновенной зоны контакта [3].

Охлаждающая функция ТС связана с количеством теплоты, которое может быть отведено от режущего инструмента, и определяется коэффициентом теплообмена, который в значительной степени зависит от теплофизических и скоростных характеристик среды [4]. Пути интенсификации охлаждения [5]:

- использование в качестве ТС жидкостей, имеющих наиболее высокую теплопроводность, теплоемкость и плотность;
- использование ТС с наименьшей кинематической вязкостью;
- увеличение скорости относительного перемещения потока ТС и охлаждаемого объекта.

На прямые охлаждающие характеристики ТС оказывает влияние не только ее теплоемкость и теплопроводность, а и способность ТС к смачиванию и парообразованию, поскольку при высоких скоростях резания и температурах жидкость может не входить в непосредственный контакт с поверхностью инструмента из-за низкой смачиваемости или образования паровой подушки. Снижение температуры при резании достигается преимущественно за счет активного теплоотвода с незапятнанных стружкой поверхностей инструмента, примыкающих к зоне резания. Увеличение интенсивности отвода тепла от стружки оказывает меньшее влияние на температуру в зоне резания из-за кратковременного контакта стружки с инструментом. Для лучшего отбора тепла от инструмента в нем образуют внутренние полости, содержащие воду, фреон или металлы, имеющие низкую температуру плавления и высокую теплоемкость [6]. Одним из вариантов такого решения, разработанного нами, является использование эффекта предварительного водопоглощения рабочим слоем кругов из СТМ, что позволяет до 2-х раз повысить износостойкость кругов [7].

Среди методов интенсификации теплоотдачи через ТС по мнению авторов [8] наиболее эффективными являются те, которые могут воздействовать на пристенную турбулентность. Напомним, что турбулентный режим движения жидкости происходит в том случае, когда поток жидкости имеет определенную неупорядоченность и при этом число Рейнольдса  $Re$  является большим за 2000 [9]. К способам воздействия на пристенную турбулентность относится наложение на двигающийся поток ультразвуковых колебаний. Связано это с тем, что кинетическая энергия турбулентного движения является малой в сравнении с кинетической энергией усредненного течения, поэтому воздействие на пристенную турбулентность обычно требует

небольших (в сравнении с воздействием на течение в целом) энергетических затрат. Интенсификация теплоотдачи за счет наложения на поток жидкости периодических колебаний (ультразвуковых) позволяет до 1,25 раза повысить такую теплоотдачу. Так, при плоском шлифовании стали 40X снижение контактной температуры за счет теплоотвода без наложения ультразвука составило 7%, а с наложением ультразвука – 12%. Для стали 95X18 это снижение составило 3 и 7% соответственно [8].

Обратим внимание, что интенсификация теплоотдачи в зоне шлифования на 20% является эквивалентной повышению затрат на подачу ТС в 7 раз, а повышение теплоотдачи на 40% является эквивалентным более чем 30-кратному увеличению расхода ТС. Учитывая это, компенсация интенсивного теплообразования за счет экстенсивного повышения расхода ТС является малоэффективной [8].

Охлаждающая функция при кратковременном и прерывистом контакте не успевает проявиться и не оказывает влияние на контактную температуру. При удлинении контакта роль охлаждения увеличивается [10]. Наиболее эффективную охлаждающее действие обеспечивают растворы разных солей в воде, удельная теплоемкость которой составляет  $4,187 \text{ кДж}/(\text{кг} \cdot \text{K})$ , а теплопроводность  $0,5815 \text{ Вт}/(\text{м} \cdot \text{K})$ . Для масел – удельная теплоемкость составляет  $1,884 \text{ кДж}/(\text{кг} \cdot \text{K})$ , а теплопроводность  $0,14 \text{ Вт}/(\text{м} \cdot \text{K})$  [10].

Далее укажем свойства охлаждающих сред.

**Воздух** – как охлаждающая технологическая среда. Свойства [4]: при температуре 20 °С: плотность,  $\text{кг}/\text{м}^3$  – 1,205; теплопроводность,  $\text{Вт}/(\text{м} \cdot \text{K})$  – 0,025; теплоемкость,  $\text{кДж}/(\text{кг} \cdot \text{K})$  – 1,004; вязкость  $\nu \cdot 10^3$ ,  $\text{м}^2/\text{час}$  – 54,3; при температуре –40 °С: плотность,  $\text{кг}/\text{м}^3$  – 1,515; теплопроводность,  $\text{Вт}/(\text{м} \cdot \text{K})$  – 0,021; теплоемкость,  $\text{кДж}/(\text{кг} \cdot \text{K})$  – 1,013; вязкость  $\nu \cdot 10^3$ ,  $\text{м}^2/\text{час}$  – 36,0.

**Вода ( $\text{H}_2\text{O}$ )** – как охлаждающая технологическая среда и основа водных ТС. Свойства – плотность,  $\text{кг}/\text{м}^3$  – 998,2; теплопроводность,  $\text{Вт}/(\text{м} \cdot \text{K})$  – 0,598; теплоемкость,  $\text{кДж}/(\text{кг} \cdot \text{K})$  – 4,182; вязкость  $\nu \cdot 10^3$ ,  $\text{м}^2/\text{час}$  – 3,6 [4]; электропроводность,  $\text{Ом} \cdot \text{м}$  –  $10^{-4}$  [11]. Водородный показатель ( $\text{pH}$ ) для всех применяемых на практике концентрациях водных ТС должен составлять 9,0–9,5, что связано с требованиями безвредности для кожи человека [12].

Свойства солей, входящих в водные растворы охлаждающих сред:

**Аммоний бром ( $\text{NH}_4\text{Br}$ )** – плотность,  $\cdot 10^3 \text{ кг}/\text{м}^3$  – 2,40; стандартная молярная теплоемкость,  $\text{Дж}/(\text{моль} \cdot \text{K})$  – 88,7; растворимость в воде при 20 °С,  $\text{г}/100\text{г}$  – 74,2; температура возгонки, °С – 394 [13].

**Аммоний фосфат ( $(\text{NH}_4)_2\text{SO}_4$ )** – плотность,  $\cdot 10^3 \text{ кг}/\text{м}^3$  – 1,77; стандартная молярная теплоемкость,  $\text{Дж}/(\text{моль} \cdot \text{K})$  – 187; растворимость в воде при 20 °С,  $\text{г}/100\text{г}$  – 75,4; температура разложения, °С – 218 [13].

**Аммоний хлор ( $\text{NH}_4\text{Cl}$ )** – плотность,  $\cdot 10^3 \text{ кг}/\text{м}^3$  – 1,53; стандартная молярная теплоемкость,  $\text{Дж}/(\text{моль} \cdot \text{K})$  – 84,1; растворимость в воде при 20 °С,  $\text{г}/100\text{г}$  – 37,2; температура возгонки, °С – 338 [13]. Установлено,

что при полировании стекла инструментом со связанным абразивом ( $SeO_2$ ) введением в состав связки инструмента солей  $NH_4Cl$  производительность полирования повышается, а хемосорбция усиливается в 1,5 раза [14].

**Натрий тетраборнокислый ( $Na_2B_4O_7$ )** – плотность,  $\cdot 10^3 \text{ кг/м}^3$  – 1,73; растворимость в воде при  $20^\circ\text{C}$ ,  $г/100г$  – 5,0 [13]. При превышении ПДК в ТС работники страдают хронической экземой, может наблюдаться облысение [15].

**Нитрат калия ( $KNO_3$ )** – плотность,  $\cdot 10^3 \text{ кг/м}^3$  – 2,11; стандартная молярная теплоемкость,  $Дж/(моль \cdot K)$  – 96,27; растворимость в воде при  $20^\circ\text{C}$ ,  $г/100г$  – 31,6; температура плавления,  $^\circ\text{C}$  – 334 [13].

**Нитрат натрия ( $NaNO_3$ )** – плотность,  $\cdot 10^3 \text{ кг/м}^3$  – 2,26; стандартная молярная теплоемкость,  $Дж/(моль \cdot K)$  – 93,05; растворимость в воде при  $20^\circ\text{C}$ ,  $г/100г$  – 87,6; температура плавления,  $^\circ\text{C}$  – 307 [13]. Обращено внимание на то, что в организме соли нитрата могут переходить в нитриты [15].

**Нитрат никеля ( $Ni(NO_3)_2$ )** – плотность,  $\cdot 10^3 \text{ кг/м}^3$  – 2,04; стандартная молярная теплоемкость,  $Дж/(моль \cdot K)$  – 454,4; температура плавления,  $^\circ\text{C}$  – 56,7 [13].

**Нитрат хрома ( $Cr(NO_3)_3$ )** – стандартная молярная теплоемкость,  $Дж/(моль \cdot K)$  – 96,27; растворимость в воде при  $20^\circ\text{C}$ ,  $г/100г$  – 31,6; температура плавления,  $^\circ\text{C}$  – 37 [13].

**Нитрит натрия ( $NaNO_2$ )** – плотность,  $\cdot 10^3 \text{ кг/м}^3$  – 2,17; растворимость в воде при  $20^\circ\text{C}$ ,  $г/100г$  – 84,5; температура плавления,  $^\circ\text{C}$  – 271 [13]. Имеет ПДК – 0,05  $\text{мг/м}^3$ . Вызывает расширение сосудов вследствие пареза сосудисто-двигательного центра, а также образования в крови метгемоглобина. Работники, имевшие контакт с ТС, содержащими 3%  $NaNO_2$ , жаловались на слабость, быструю утомляемость, головные боли, плохой аппетит и сон, тянущие боли в конечностях и суставах [15]. Рекомендовано содержание в технологических жидкостях – не более 0,2 масс. %.

**Сода ( $Na_2CO_3$ )** – плотность,  $\cdot 10^3 \text{ кг/м}^3$  – 2,53; стандартная молярная теплоемкость,  $Дж/(моль \cdot K)$  – 109,2; растворимость в воде,  $г/100г$  – 21,8 [13].

**Сульфозфрезол** – плотность,  $\text{кг/м}^3$  – 900,1; теплопроводность,  $\text{Вт/(м} \cdot K)$  – 0,119; теплоемкость,  $\text{кДж/(кг} \cdot K)$  – 1,842; вязкость  $\nu \cdot 10^3$ ,  $\text{м}^2/\text{час}$  – 337,0 [4].

**Четыреххлористый углерод ( $CCl_4$ )** – плотность,  $\text{кг/м}^3$  – 1594,9; теплопроводность,  $\text{Вт/(м} \cdot K)$  – 0,101; теплоемкость,  $\text{кДж/(кг} \cdot K)$  – 0,531; вязкость  $\nu \cdot 10^3$ ,  $\text{м}^2/\text{час}$  – 2,19 [4].

**Смазывающее действие технологических сред.** Смазывающее действие состоит в том, что контактная зона СТМ, связки круга и обрабатываемого материала вступает во взаимодействие с кислородом воздуха и компонентами ТС. Причем пары воды и поверхностно-активные вещества, входящие в состав ТС, активируют процессы окисления, а образующиеся оксидные пленки, усиливают химическое взаимодействие контактных поверхностей с компонентами ТС. Наряду с образованием

хемосорбционных и химических пленок могут образовываться и пленки физического адсорбированных компонентов ТС. Последние преимущественно размещаются на хемосорбционных и химических пленках. Смазывающее действие многослойных пленок является наиболее влиятельным [1].

Обратим внимание на то, что граничная смазка – вид смазывания, обусловленный действием адсорбционно или химически связанной с поверхностью трения пленки, толщина которой колеблется от нескольких десятков до нескольких сотен ангстрем и сопротивление сдвига которой выше, чем для жидких пленок гидродинамической смазки. В механизме действия граничной смазки можно выделить [6]:

✓ хемосорбцию активных соединений с образованием на ювенильных поверхностях граничной пленки; хемосорбция приводит к пассивации этих поверхностей вследствие чего последние не имеют возможности войти в адгезионный контакт друг с другом и образовывать металлические связи (мостики сваривания); пассивация снижает усталостно-адгезионное и диффузионное изнашивание;

✓ появление между двумя металлическими поверхностями слоя с более низким, чем у металла сопротивлением сдвигу, что переводит процесс трения в область пластического контакта при значительно более низком нормальном нагружении и снижает коэффициент трения во столько раз, на сколько напряжение сдвига пленки меньше напряжения сдвига более мягкого металла пары;

✓ релаксацию напряжений сдвига на границе между пленками или в самой пленке, которая снижает непосредственное влияние на поверхностные слои металлической пары и уменьшает вероятность усталостного разрушения и изнашивания поверхности.

Пассивация ювенильной поверхности может рассматриваться как частный случай граничной смазки с толщиной пленки, не превышающей нескольких десятков ангстрем. Основной эффект пассивации – избежать образования металлических связей между контактирующими поверхностями. Пассивация происходит вследствие реакции активных компонентов физико-химической плазмы с непрерывно образующимися в процессе резания ювенильными поверхностями. Пассивация задерживает, хотя и не предупреждает, усталостно-адгезионное изнашивание и полностью приостанавливает диффузионное изнашивание [6].

Укажем, что галогенсодержащие соединения обладают способностью снижать износ трущихся пар, что объясняется образованием на ювенильных поверхностях металлов изолирующей пленки галогенида металла. В работе [16] выявлено, что такие соединения можно вводить в абразивный круг и шлифовать без использования ТС, а именно –  $NaCl$ ,  $MgCl_2$ ,  $MnCl_2$ ,  $ZnCl_2$ ,  $CdCl_2$ ,  $CoCl_2$ ,  $NaF$ ,  $MnF_2$ ,  $CdF_2$ ,  $CuF$ .

Обратим внимание, что такой подход используется для импрегнирования абразивных кругов. При этом, в качестве импрегнаторов используют графит, дисульфид молибдена, стеарин, парафин, формальдегидные смолы, теллур, спермацет, ланолин, воск, серу и др. Использование этих импрегнаторов снижает усилие резания, увеличивает удельную производительность и стойкость круга, а также повышает скорость охлаждения абразивных зерен. При использовании соединений серы на поверхностях абразивных зерен образуются защитные пленки сульфидов  $FeS$  или сульфатов  $FeSO_4$  железа. Следует указать, что защитные пленки сохраняются только до температур 300–400 °С. При более высоких температурах сульфат железа термически неустоек и разлагается на  $Fe_2O_3$ ,  $SO_2$  и  $SO_3$  и, тем самым, не выполняет защитные и антифрикционные функции. Антифрикционные функции сульфида железа значительно хуже, чем у  $FeSO_4$ , поскольку их коэффициенты трения составляют соответственно – 0,4 и 0,02 [17].

Укажем, что дисульфид молибдена может использоваться как добавка к углеродно-водородным ТС. Такие ТС (масла, например, Индустриальное 20, с присадками, сульфозфрезол и др.), легированные дисульфидмолибденовыми препаратами позволяют активно влиять на шлифуемость сталей. Повышение концентрации этих препаратов более 5% нецелесообразно, поскольку ухудшаются санитарно-гигиенические условия труда и только незначительно улучшаются показатели шлифования. Эффект от применения мелкоизмельченного дисульфида молибдена в масле более высок, чем в эмульсиях. Масла, имеющие более высокую проникающую и смазывающую способность, обеспечивают более активное транспортирование частичек  $Mo_2S$  в зону резания. Вследствие этого антифрикционные свойства среды значительно повышаются [18].

Кислород в процессах резания является важным фактором изменения триботехнических характеристик контактных поверхностей. Оксидные слои, возникающие под действием кислорода или его соединений на контактных поверхностях, в значительной мере снижают трение. Чем более высокой является химическая активность металла к кислороду тем наблюдается больший эффект снижения. Так, коэффициент трения стружки по передней поверхности инструмента при резании имеет значение для ювенильных поверхностей – 0,8–6,0, а для окисленных поверхностей – 0,4–0,8. Принудительный обдув зоны резания кислородом снижает составляющие усилия резания. Одним из вариантов является использование 0,5% раствора перекиси водорода в воде или ионизированного воздуха [19].

При шлифовании часто используются водные растворы ТС, приготовленные на основе солей щелочных металлов (растворы электролитов). Высокие температуры шлифования не исключают возможность одновременного присутствия в зоне обработки, как насыщенных соляных растворов, так и оксидов щелочных металлов. Достаток

кислорода воздуха, водной среды и продуктов термического разложения элементов ТС оказывает содействие быстрому окислению поверхности металла. При прочих равных условиях, отдельные элементы, находящиеся в составе обрабатываемого материала, по возрастающему сродству к кислороду, расположены в определенном ряду, в котором наиболее активными легирующими элементами по отношению к железу являются алюминий, титан, кремний, ванадий, марганец, углерод и др. Поэтому, на обрабатываемой поверхности железоуглеродистых сплавов кроме оксидов железа могут одновременно находиться и другие оксиды, количество которых может оказаться значительно больше, чем оксидов железа. Особенно интенсивно окисляются железоуглеродистые сплавы, в химическом составе которых присутствуют ванадий и вольфрам. Росту продуктов окисления содействуют не только высокие температуры в зоне резания шлифовальным кругом, но и накопление на обрабатываемой поверхности электрических зарядов с положительным потенциалом относительно массы станка, возникающих от действия абразивных зерен на метал (термоэлектрический эффект). В этом случае возникают условия для прохождения электрохимических реакций анодного растворения на всей обрабатываемой поверхности [20].

В работе [3] показана роль смазывающего действия, состоящая в том, что вследствие взаимодействия компонентов среды с трущимися металлическими поверхностями, на последних образуются более или менее сложные вещества, имеющие такие свойства, при появлении которых интенсивность непосредственного взаимодействия поверхностей приглушается или полностью устраняется. На разных участках поверхностей возникают и могут наслаиваться одна на другую разные по природе пленки. Наиболее значительным в смазывающем эффекте является участие кислорода, как компонента внешней среды. Смазывающее действие влажного воздуха возрастает при его распылении. Усиливает действие кислорода минеральные масла, поскольку они поставляют кислород в зону обработки, поскольку некоторые углеводородные соединения способны растворять кислород в количестве до 50%. При распылении масел активизируются процессы образования продуктов их окисления, которые легко отдают атомарный кислород металлической поверхности. Роль кислородсодержащих соединений возрастает по мере повышения скорости резания. В случае применения масел в качестве смазок важное значение имеют три факторы: окислительная активность газовой среды и его влажность, окисленность углеводородных соединений, условия переноса молекулярного кислорода в зону трения. Для повышения смазывающего действия в масла вводят добавки, чаще органические, содержащие химически активные элементы: серу, хлор, фосфор, йод и др., выделяющиеся преимущественно в зонах контакта при термическом разложении добавок. Механизм смазывающего

действия добавок основан на их способности образовывать в зонах контакта твердые смазывающие слои из соответствующих неорганических солей металлов, и, тем самым, химически модифицируется поверхность. Для расширения возможностей ТС используют комбинированные добавки, содержащие серу, хлор и фосфор одновременно [3].

Основное действие смазывающего эффекта ТС – уменьшение схватывания, задира, фрикционного нагрева и сил трения при перемещении стружки и обрабатываемого металла по передним и задним поверхностям инструмента. Смазывающее действие ТС осуществляется за счет [6]:

- ✓ снижения реакционной способности ювенильных поверхностей, образующихся в процессе резания;
- ✓ образования граничной пленки, защищающей поверхность материалов инструмента и детали от механической и физико-химической деструкции;
- ✓ снижения поверхностной энергии обрабатываемого металла;
- ✓ снижения предела текучести на сдвиг поверхностного слоя (эффект Ребиндера);
- ✓ снижения длины контакта стружки с передней поверхностью инструмента и снижения силы трения;
- ✓ создания расклинивающего давления в микротрещинах и избежания сваривания их краев.

Смазывающие свойства углеводородов, входящих в состав минеральных масел, повышаются с увеличением их молекулярного веса, и, тем самым, вязкости. Смазывающее действие ТС состоит в снижении трения между инструментом и деталью за счет образования на обрабатываемой поверхности защитных пленок. Пленки представляют собой продукты химических реакций между компонентами ТС и обрабатываемым металлом. Известно, что химические реакции проходят преимущественно между атомами, имеющими малую, и атомами, имеющими большую, энергию ионизации валентных электронов, например, между элементами I и VII групп периодической системы элементов Д.И.Менделеева. Поскольку металлы имеют малую энергию ионизации, то они будут преимущественно вступать в реакцию с теми ТС, энергия ионизации которых является большой [21].

Укажем свойства некоторых углеводородных ТС:

**Керосин** – плотность,  $\text{кг/м}^3$  – 800; теплопроводность,  $\text{Вт/(м}\cdot\text{К)}$  – 0,146; теплоемкость,  $\text{кДж/(кг}\cdot\text{К)}$  – 1,875; вязкость  $\nu \cdot 10^3$ ,  $\text{м}^2/\text{час}$  – 7,92 [4]; кинематическая вязкость,  $\text{сст}$  – 2,2; поверхностное натяжение,  $\text{дин/см}$  – 22,4 [22].

**Масло Индустриальное 20** – плотность,  $\text{кг/м}^3$  – 875,6; теплопроводность,  $\text{Вт/(м}\cdot\text{К)}$  – 0,126; теплоемкость,  $\text{кДж/(кг}\cdot\text{К)}$  – 1,833; вязкость  $\nu \cdot 10^3$ ,  $\text{м}^2/\text{час}$  – 162,0 [4].

Обратим внимание, что в целом, применительно к процессам обработки, смазывающее действие ТС проявляется в снижении силы резания и, соответственно, мощности теплообразования в зоне обработки [8].

**Смачивающая, проникающая и мощная способность технологических сред.** Степень смачивания жидкостью поверхности твердого тела оценивают по поверхностному натяжению жидкости на границе раздела фаз твердое тело – жидкость и по краевому углу смачивания. Хорошее смачивание обеспечивается при низких значениях поверхностного натяжения и небольших углах. Разные случаи смачивания можно поделить на две группы: смачивание под действием молекулярных сил (физическое или обратное смачивание) и смачивание с преимуществом сил химического взаимодействия (химическое смачивание). При химическом смачивании угол смачивания с возрастанием температуры резко снижается [23]. Смачивающая способность определяет проникающую способность ТС. Проникающая способность ТС играет значительную роль в условиях продолжительного контакта, например при упругом контакте, и зависит от степени растекания жидкости по поверхности контактирующего с ТС твердого тела и смачивания этой поверхности [10].

На проникающие свойства ТС оказывают влияние размеры молекул, атомов, ионов и их подвижность. Высокую проникающую способность имеют анионы галогенов (йода, фтора, хлора). С уменьшением угла смачивания и с повышением скорости растекания жидкости по поверхности твердого тела снижается как работа диспергирования, так и сила резания. Чем большей является зернистость абразива, тем меньше развита поверхность, тем меньшей является его площадь и меньше количество жидкости, адсорбируемой на ней [23].

Смачивающая и проникающая способность ТС определяют наличие у них реологического эффекта. Большинство жидкостей, используемых в качестве ТС, относятся к классу неньютоновских упруго-вязких сред, а потому их эффективные (неньютоновские) вязкости являются функциями напряжений и скоростей деформации сдвига. При резании эффективная вязкость по мере ее перемещения к режущей кромке растет из-за повышения скорости деформации сдвига и увеличения гидростатического давления. Разделение трущихся поверхностей за счет реологических эффектов в местах, куда ТС попадает, снижает силы трения и, как следствие, снижает разогрев и изнашивание инструмента. Жидкости, существующие при посредственных нагрузках как ньютоновские, в экстремальных условиях могут преобразоваться в неньютоновские и функционировать по реологическому механизму [23].

Важным фактором описанных выше эффектов, является растворимость солей, входящих в состав ТС. Обратим внимание, что все соли азотной кислоты растворимы в воде. Все нитриты растворимы в воде. Большинство

карбонатов являются нерастворимыми в воде, за исключением карбонатов щелочных металлов и аммония. Большинство фосфатов нерастворимы в воде, за исключением солей щелочных металлов.

Моющее действие представляет собой способность ТС предотвращать налипание и обволакивание зерен СТМ и связки круга частичками сошлифованного материала и очищать связку круга от отходов шлифования [1, 3]. Моющее действие ТС определяется степенью очистки обрабатываемой детали и инструмента от шлама. Требования к моющей способности ТС возрастают со снижением зернистости абразивного инструмента, поскольку уменьшается расстояние между зернами. Чем меньше частицы шлама, тем плотнее они удерживаются (особенно на поверхности связки) и ухудшают тем самым процесс обработки. Эффективное моющее действие имеют поверхностно-активные вещества (ПАВ), которые хорошо смачивают, адсорбируются на границе раздела твердое тело – жидкость, и снижают поверхностное натяжение жидкости на границе раздела фаз. Образующиеся пленки уменьшают адгезию шлама к поверхности инструмента и детали.

Обратим внимание на некоторые особенности экологического использования ТС с солями и ПАВ [15].

**Алюминий** – выявлено, что всасывание солей алюминия желудочно-кишечным трактом является незначительным.

**Барий** – ядовитость солей бария зависит от степени их растворимости. Сильно токсичны хлорид, нитрат, хлорат, ацетат, карбонат, сульфат.

**Бериллий** – соединения высокотоксичны.

**Бромиды** – общее действие является слабым и в производственных условиях острого отравления вызвать не может.

**Бура** – может способствовать появлению хронической экземы, облысению.

**Висмут** – профессиональных заболеваний не обнаружено.

**Железо** – соединения  $Fe(II)$  обладают некоторым общим токсическим действием, а соединения  $Fe(III)$  менее токсичны. Хлориды железа токсичнее сульфитов.

**Кадмий** – соединения очень ядовиты.

**Кобальт** – выявлено, что даже растворимые соли плохо всасываются желудочно-кишечным трактом.

**Магний** – токсического эффекта не наблюдается вследствие медленного всасывания соединений магния и быстрого выделения.

**Марганец** – соли марганца сильные яды.

**Медь** – соединения токсичны, а порошки чистой меди имеют раздражающее действие.

**Молибден** – неорганические соединения токсичны, а наличие в них меди и цинка усиливает эту токсичность. Молибдаты ядовиты.

**Никель** – соли никеля вызывают поражение кожи человека с развитием повышенной чувствительности к металлу. Может задерживаться в легких.

**Титан** – вредны нерастворимые соединения.

**Свинец** – растворимые соединения ядовиты.

**Селен** – соединения ядовиты.

**Сурьма** – соединения токсичны.

**Фосфаты** – соли фосфорной кислоты малотоксичны.

**Хром** – ядовиты соединения  $Cr(VI)$ , токсичны соединения  $Cr(III)$ .

В окончании тематики данной подглавы обратим внимание на эффект перманентной карбонизации [6], характерный для тех условий, когда резание металлов сопровождается диффузией углерода из слоев материала инструмента в заготовку и стружку при наличии между ними адгезионного контакта. Обнаружено одновременное уменьшение как цементита, так и карбидов легирующих примесей (металлов), входящих в быстрорежущую сталь. Добавки в ТС некоторых органических соединений задерживает процесс диффузионного выноса углерода из поверхностных слоев режущей кромки. А поэтому, вследствие сложных пиролитических преобразований таких присадок, на границе зоны пластического контакта непрерывно образуется углерод в активной форме, который внедряется в поверхностные слои и не только предотвращает их диффузионное изнашивание, но и приводит к их упрочнению из-за возрастания концентрации в них карбидов железа и легирующих примесей.

Таким образом, комплекс проведенных исследований [7] позволил выявить следующие пути достижения позитивных эффектов использования технологических жидкостей при абразивном шлифовании с точки зрения учета изложенных выше эффектов функционального воздействия к выбору составов технологических жидкостей и, при этом:

- ✓ охлаждающее действие достигается:
- введением в состав ТР добавок солей аммония сернокислого;
- использованием фактора предварительного водопоглощения рабочим слоем кругов;
- ✓ смазывающее действие достигается за счет:
- введения в ТР солей, содержащих фосфор ( $Na_2HPO_4$ ) и серу ( $(NH_4)_2SO_4$ );
- эффекта электрохимической гетерогенности поверхности связи с использованием фактора предварительного водопоглощения рабочим слоем кругов.
- ✓ моющее действие достигается введением в состав ТР сульфата –  $(NH_4)_2SO_4$ ;

**Список использованных источников:** 1. Шматов В.Е. Исследование процесса торцового шлифования быстрорежущих сталей кругами из синтетических алмазов и кубонита в различных средах : Автореф. ... канд. техн. наук. – Горький: ГПИ, 1970. – 22 с. 2. Синтетические алмазы в

машиностроении / В.Н.Бакуль, Б.И.Гинзбург, А.А.Сагарда и др. – К.: Наук. думка, 1976. – 351 с.

**3.** Клущин М.И. Смазочно-охлаждающе-моющее действие внешней среды при заточке режущего инструмента кругами из синтетических алмазов // Синтетические алмазы – ключ к техническому прогрессу. Часть 2. – К.: Наук. думка, 1977. – С. 48–54. **4.** Барсегян Р.О., Даен Э.Д. К вопросу об оценке охлаждающего действия жидких и газовых сред // Вопросы теории действия смазочно-охлаждающих технологических средств в процессах обработки металлов резанием. Сборник 1. – Горький: ГПИ, 1975. – С. 21–26. **5.** Худобин Л.В. Пути совершенствования технологии шлифования. – Саратов: Приволж. кн. изд., 1969. – 213 с. **6.** Смазочно-охлаждающие технологические средства для обработки металлов резанием : Справочник / Под ред. С.Г. Энтелуса, Э.М. Берлинера. – М.: Машиностроение, 1986. – 352 с. **7.** Лавріненко В.І. Наукові основи шліфування інструментальних матеріалів із спрямованою зміною характеристик контактних поверхонь: Автореф. ... докт. техн. наук. – К.: ІНМ НАН України, 2000. – 35 с.

**8.** Киселев Е.С., Ковальногов В.Н. Реализация потенциала функциональных действий СОЖ при механической обработке на основе рационального применения ультразвука // Вестник двигателестроения. – 2007. – № 2. – С. 112–116. **9.** Артамонов Б.А., Волков Ю.С. Анализ моделей процессов электрохимической и электроэрозионной обработки. Часть 1. Модель электрохимической обработки. – М.: ВНИИПИ, 1991. – 170 с. **10.** Penker H.J. Liquidi refrige e da taglio per lavori di rettifica // Rass. Mess. – 1977. – 11, N2. – P. 41. **11.** Справочник металлста. В 5-ти томах. Том 2. Под ред. А.Г.Рохитадта и В.А.Брострема. – М.: Машиностроение, 1976. – 720 с. **12.** Muller Jurgen. Profil festlegen Beurteilungskriterien fur die Quealital wessernischbarer Kuhlsmierstoffe // Maschinenmarkt. – 1987. – 93, N31. – P. 44–45. **13.** Рабинович З.Я. Краткий химический справочник. – Ленинград: Химия, 1978. – 392 с. **14.** Рогов В.В., Апанасенко В.Е., Михновская А.Н. Кинетика химического взаимодействия стекла с технологической средой в процессе полирования // Сверхтвердые материалы. – 1988. – № 4. – С. 53–55. **15.** Вредные вещества в промышленности: Справочник для химиков, инженеров и врачей. Том III. Неорганические и элементоорганические соединения. – Л.: Химия, 1977. – 608 с. **16.** Носенко В.А. Повышение эффективности шлифования адгезионно-активных металлов кругами с наполнителями // Современные проблемы механики и физико-химии процессов резания, абразивной обработки и поверхностного пластического деформирования: Матер. Межд. науч.-техн. конф., 14-16 мая 2002 г., г. Киев. – К.: АТМ України, 2002. – С. 136–138. **17.** Якимов А.А., Уминский С.М., Дмитриева С.Ю. Влияние импрегнирования кругов на их режущую способность // Авиационно-космическая техника и технология. Тр. Госуд. Аэрокосмического ун. «ХАИ». Вып. 14. – Харьков: ГАУ «ХАИ», 2000. – С. 254–258. **18.** Бударин А.М. Исследование эффективности некоторых технологических средств при шлифовании деталей из высоколегированных и легированных сталей : Автореф. ... канд. техн. наук. – Саратов: СПИ, 1970. – 26 с. **19.** Латышев В.Н., Наумов А.Г. Об эффективности использования кислорода в процессе резания // Резание и инструмент в технологических системах. – 2001. – Вып. 60. – С. 121–127. **20.** Корчак С.Н., Шамин В.Ю. Физико-химическое взаимодействие СОЖ на производительность шлифования // Вопросы теории действия смазочно-охлаждающих технологических средств в процессах обработки металлов резанием: Сборник 2. – Горький: ГПИ, 1975. – С. 50–53. **21.** Кубасов П.У., Кутуев И.Ф., Бухановский В.Г., Баринов В.Е. Влияние смазочных свойств СОЖ на процесс шлифования // Вопросы теории действия смазочно-охлаждающих технологических средств в процессах обработки металлов резанием: Сборник 2. – Горький: ГПИ, 1975. – С. 54–59. **22.** Рутман П.А., Львов В.Н., Сафронов В.Г. Исследование механизма действия маловязких углеводородных жидкостей при хонинговании // Вопросы теории действия смазочно-охлаждающих технологических средств в процессах обработки металлов резанием. Сборник 1. – Горький: ГПИ, 1975. – С. 175–181. **23.** Bowden F.P., Hanwell A.E. Friction and wear of diamond in high vacuum // Nature. – 1964. – 201, N 4926. – P. 1279–1282.

**Bibliography (transliterated):** 1. Shmatov V.E. Issledovanie processa torcovogo shlifovaniya bystrozrezushhiih stalej krugami iz sinteticheskikh almazov i kubonita v razlichnyh sredah : Avtoref. ... kand. tehn. nauk. – Gor'kij: GPI, 1970. – 22 s. 2. Sinteticheskie almazy v mashinostroenii / V.N.Bakul', B.I.Ginzburg, A.A.Sagarda i dr. – K.: Nauk. dumka, 1976. – 351 s. 3. Klushin M.I. Smazochno-

ohlazhdajushhe-mojushhee dejstvie vneshnej sredy pri zatochke rezhushhego instrumenta krugami iz sinteticheskikhalmazov // Sinteticheskie almazy – ključ k tehničeskomu progresu. Chast' 2. – K.: Nauk. dumka, 1977. – S. 48–54. 4. Barsegjan R.O., Daen Je.D. K voprosu ob ocenke ohlazhdajushhego dejstvija zhidkih i gazovyh sred // Voprosy teorii dejstvija smazочно-ohlazhdajushhih tehnologičeskikh sredstv v processah obrabotki metallov rezaniem. Sbornik 1. – Gor'kij: GPI, 1975. – S. 21–26. 5. Hudobin L.V. Puti sovershenstvovanija tehnologii shlifovanii. – Saratov: Privolzh. kn. izd., 1969. – 213 s. 6. Smazочно-ohlazhdajushhie tehnologičeskie sredstva dlja obrabotki metallov rezaniem : Spravochnik / Pod red. S.G.Jentelisa, Je.M.Berlinera. – M.: Mashinostroenie, 1986. – 352 s. 7. Lavrinenko V.I. Naukovi osnovi shlifuvannja instrumental'nih materialiv iz sprjamovanoju zminuju harakteristik kontaktnih poverhon': Avtoref. ... dokt. tehn. nauk. – K.: INM NAN Ukraïni, 2000. – 35 s. 8. Kiselev E.S., Koval'novog V.N. Realizacija potenciala funkcional'nyh dejstvij SOZh pri mehanicheskoj obrabotke na osnove racional'nogo pri-menenija ul'trazvuka // Vestnik dvigatelestroenija. – 2007. – № 2. – S. 112–116. 9. Artamonov B.A., Volkov Ju.S. Analiz modelej processov jelektro-himicheskoj i jelektroerozionnoj obrabotki. Chast' 1. Model' jelektrohimicheskoj obrabotki. – M.: VNIPI, 1991. – 170 s. 10. Penker H.J. Liquidi refrige e da taglio per lavori di rettifica // Rass. Mess. – 1977. – 11, N2. – P. 41. 11. Spravochnik metallista. V 5-ti tomah. Tom 2. Pod red. A.G.Rohshadta i V.A.Brostrema. – M.: Mashinostroenie, 1976. – 720 s. 12. Muller Jurgen. Profil festlegen Beurteilungskriterien für die Qualitat wes-ernischer Kuhlschmierstoffe // Maschinenmarkt. – 1987. – 93, N31. – R. 44–45. 13. Rabinovich Z.Ja. Kratkij himičeskij spravochnik. – Leningrad: Himija, 1978. – 392 s. 14. Rogov V.V., Apanasenko V.E., Mihnovskaja A.N. Kinetika himičeskogo vzaimodejstvija stekla s tehnologičeskoj sredjo v processe polirovanija // Sverhtverdyje materialy. – 1988. – № 4. – S. 53–55. 15. Vrednye veshhestva v promyšlennosti: Spravochnik dlja himikov, inženerov i vrachej. Tom III. Neorganicheskie i jelementoorganicheskie soedinenija. – L.: Himija, 1977. – 608 s. 16. Nosenko V.A. Povyšenie jeffektivnosti shlifovanija adgezionno-aktivnyh metallov krugami s napolniteljami // Sovremennye problemy mehaniki i fiziko-himii processov rezanija, abrazivnoj obrabotki i poverhnostnogo plasticheskogo deformirovanija: Mater. Mezhd. nauch.-tehn. konf., 14-16 maja 2002 g., g. Kiev. – K.: ATM Ukrainy, 2002. – S. 136–138. 17. Jakimov A.A., Uminskij S.M., Dmitrieva S.Ju. Vlijanie impregirovanija krugov na ih rezhushhuju sposobnost' // Aviacionno-kosmicheskaja tehni-ka i tehnologija. Tr. Gosud. Ajerokosmicheskogo un. «HA». Vyp. 14. – Har'kov: GAU «HA», 2000. – S. 254–258. 18. Budarin A.M. Issledovanie jeffektivnosti nekotoryh tehnologičeskikh sredstv pri shlifovanii detalej iz vysokolegirovannyh i legi-rovannyh stalej : Avtoref. ... kand. tehn. nauk. – Saratov: SPI, 1970. – 26 s. 19. Latyšev V.N., Naumov A.G. Ob jeffektivnosti ispol'zovanija kis-loroda v processe rezanija // Rezanie i instrument v tehnologičeskikh sistemah. – 2001. – Vyp. 60. – S. 121–127. 20. Korchak S.N., Shamin V.Ju. Fiziko-himičeskoe vzaimodejstvie SOZh na proizvoditel'nost' shlifovanija // Voprosy teorii dejstvija smazочно-ohlazhdajushhih tehnologičeskikh sredstv v processah obrabotki metallov rezaniem: Sbornik 2. – Gor'kij: GPI, 1975. – S. 50–53. 21. Kubasov P.U., Kutuev I.F., Buhanovskij V.G., Barinov V.E. Vlijanie smazочnyh svojstv SOZh na process shlifovanija // Voprosy teorii dejstvija smazочно-ohlazhdajushhih tehnologičeskikh sredstv v processah obrabotki metallov rezaniem: Sbornik 2. – Gor'kij: GPI, 1975. – S. 54–59. 22. Rutman P.A., L'vov V.N., Safronov V.G. Issledovanija mehanizma dejstvija malovjazkikh uglevodorodnyh zhidkostej pri honingovanii // Voprosy teorii dejstvija smazочно-ohlazhdajushhih tehnologičeskikh sredstv v processah obrabotki metallov rezaniem. Sbornik 1. – Gor'kij: GPI, 1975. – S. 175–181. 23. Bowden F.P., Hanwell A.E. Friction and wear of diamond in high vacuum // Nature. – 1964. – 201, N 4926. – P. 1279–1282.

*Поступила в редколлегию 15.05.2015*

УДК 621.9

М.О. Левченко, Л.С. Кравченко, канд. техн. наук, М.Г. Іщенко,  
Харків, Україна

## **МОДУЛЬНИЙ КОМБІНОВАНИЙ ІНСТРУМЕНТ ДЛЯ БАГАТОЦІЛЬОВИХ ВЕРСТАТИВ**

*Представлена збірна головка, що обертається при різанні, сконструйована за модульним принципом. Інструмент дозволяє одночасно обробляти три внутрішніх і три зовнішніх поверхні. При необхідності комбінований інструмент допускає регулювання зовнішніх поверхонь за допомогою компенсаторів. Наведено розмірний аналіз точності розмірів базових поверхонь інструменту.*

*Приведена сборная вращающаяся при резании головка, сконструированная по модульному принципу. Инструмент позволяет одновременно обрабатывать три внутренних и три наружных поверхности. При необходимости комбинированный инструмент допускает регулирование наружных поверхностей с помощью компенсаторов. Дан размерный анализ точности размеров базовых поверхностей инструмента.*

*Assembled tool head, rotating when cutting, constructed according to the modular approach, is shown. The tool makes it possible to machine three inner and three external surfaces simultaneously. If necessary, the external surfaces of multifunction tool can be adjusted using compensators. Dimensional analysis of dimensional accuracy of base surfaces of the tool is given.*

Важливою характеристикою металорізального обладнання є степінь концентрації технологічних переходів, яка визначається послідовністю формування поверхонь на заготовці і характером їх суміщення.

Упровадження концентрації технологічних переходів на багатоцільових верстатах є революційним підходом в технології обробки матеріалів [1].

Нами розроблена конструкція інструментальної головки для одночасної обробки декількох поверхонь тримача з конусом 7:24 по ГОСТ 25827-83 на базі рекомендацій фірми «GHRING» [2].

Збірним інструментом одночасно виконується обробка трьох внутрішніх (1, 2, 3) і трьох зовнішніх поверхонь (4, 5, 6) (рис. 1).

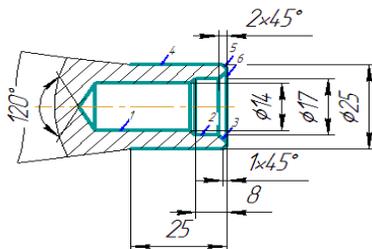


Рисунок 1 – Задані поверхні тримача для обробки збірним інструментом



Ми виконали розрахунок точності розмірів базових поверхонь збірної головки виходячи з допустимого биття різальних кромки комбінованого свердла 10.

Розрахунок точності розмірів базових поверхонь модульного комбінованого інструменту виконали за допомогою розмірного ланцюга похибок виготовлення і складання [3]. Розрахунок виконано двома методами: max-min і ймовірнісним.

Допустиме биття різальних кромки комбінованого свердла після установлення збірної головки в шпиндель верстата складає  $[e_{\Delta}] = 0,056$  мм [3].

На рис. 3 представлена схема розмірного ланцюга збірного комбінованої головки, встановленої в шпинделі верстата. Геометричний зміст похибок виготовлення й складання, що утворюють розмірний ланцюг інструменту, наведений в табл. 1.

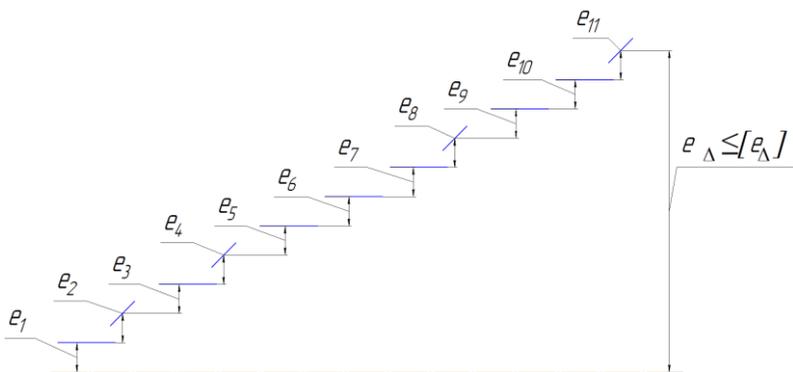


Рисунок 3 – Схема розмірного ланцюга похибок елементів модульного комбінованого інструменту, встановленого в шпинделі верстата

При розрахунку розмірного ланцюга методом max-min повинна бути виконана умова (1).

$$e_{\Delta} \leq [e_{\Delta}] \tag{1}$$

Рівняння складального розмірного ланцюга збірного комбінованого інструменту, встановленого в шпинделі (2):

$$e_{\Delta} = \xi_1 \cdot e_1 + \xi_2 \cdot e_2 + \xi_3 \cdot e_3 + \xi_4 \cdot e_4 + \xi_5 \cdot e_5 + \xi_6 \cdot e_6 + \xi_7 \cdot e_7 + \xi_8 \cdot e_8 + \xi_9 \cdot e_9 + \xi_{10} \cdot e_{10} + \xi_{11} \cdot e_{11} \leq [e_{\Delta}] \tag{2}$$

де  $\xi_1 = \xi_3 = \xi_5 = \xi_7 = \xi_9 = \xi_{10} = 1$ ;

$$\xi_2 = \frac{l+l_1+l_2}{l_{i_2}}; \xi_4 = \frac{l+l_1+l_2}{l_{i_4}}; \xi_6 = \frac{l_1+l_2}{l_{i_6}}; \xi_8 = \xi_{11} = \frac{l_2}{l_{i_8}};$$

$l = 50$  мм;  $l_1 = 80$  мм;  $l_2 = 65$  мм (рис. 2);

$l_{i_2} = 300$  мм;  $l_{i_4} = l_{i_6} = l_{i_8} = 100$  мм.

За формулою (1.2) розраховали величину замикаючої ланки  $e_{\Delta}$ , мкм:

$$e_{\Delta} = 1 \cdot 1 + 0,65 \cdot 0,1 + 1 \cdot 5 + 1,95 \cdot 0,65 + 1 \cdot 5 + 1,45 \cdot 19 + \\ + 1 \cdot 5 + 0,8 \cdot 4,3 + 1 \cdot 25 + 1 \cdot 18 + 0,8 \cdot 10 = 97,1775 \text{ мкм}$$

Результати розрахунку методом max-min показали, що прийнята точність деталей, які входять до збірного комбінованого інструменту, якщо вектори  $e_1 \dots e_{11}$  діють в одному напрямку, умова  $e_{\Delta} \leq [e_{\Delta}]$  не задовольняється. Тобто  $e_{\Delta} > [e_{\Delta}]$ .

Так як метод max-min застосовують при розрахунку розмірних ланцюгів з двома або трьома ланками з високою точністю замикаючої ланки й багатоланкових розмірних ланцюгів з малою точністю замикаючої ланки, тому вирішимо цю ж задачу ймовірнісним методом [5, с. 152].

В нашому прикладі економічно виправданим є ризик  $P = 0,27\%$ , при якому  $k_{\Delta} = 1$ . Значення коефіцієнтів  $k_i$  наведено в табл. 1.

Щоб прискорити підбір похибок  $e_3, e_4, \dots, e_{11}$ , мкм, при розрахунку розмірного ланцюга ймовірнісним методом, похибки, розраховані методом max-min, збільшили у два рази (табл. 1).

Правильність підбору допусків  $e_{\Delta}$ , мкм перевірили розрахунком за формулою (3) [4]:

$$e_{\Delta} = \frac{1}{k_{\Delta}} \sqrt{\sum (\xi_i \cdot e_i \cdot k_i)^2}. \quad (3)$$

Значення  $\xi_i$  й  $k_i$  наведено в табл. 1.

Таблиця 1 – Похибки розташування осей симетрії деталей збірного комбінованого інструменту у шпинделі

Деталь у розмірному ланцюзі	Геометричний зміст і тип похибки	$e_i$	$\xi_i$	$k_i$ [4]	Допуск похибки, мкм	
					1*	2*
1	2	3	4	5	6	7
Шпиндель верстата	Биття різальних кромки інструменту через паралельне перенесення осі конусного отвору шпинделя верстата. Похибка векторна	$e_1$	1	1,17	1	1
	Биття різальних кромки інструменту через перекид осі конусного отвору шпинделя верстата. Похибка кутова	$e_2$	0,65	1,1	0,1	0,1
Тримач (3)	Биття тримача через неспіввісність конічної й циліндричної поверхонь. Похибка векторна	$e_3$	1	1,09	5	10
	Биття тримача від перекосу у гнізді шпинделя. Конус 7:24. Прийнята точність конуса АТ5. Похибка кутова	$e_4$	1,95	1,51	0,65	1,3
Корпус (4)	Биття корпусу через неспіввісність базових поверхонь. Похибка векторна	$e_5$	1	1,17	5	10
	Биття різальних кромки інструменту через зміщення вісі корпусу відносно вісі тримача через зазор. Прийнята посадка $\varnothing 60 \frac{H6}{h6}$ Похибка векторна	$e_6$	1,45	1,09	19	21

Продовження табл. 1

1	2	3	4	5	6	7
Втулка-адаптер (7)	Биття різальних кромок інструменту через не співвісність двох базових циліндричних поверхонь ( $d_3, d_{сб}$ ). Похибка векторна	$e_7$	1	1,09	5	10
	Биття різальних кромок інструменту через перекиє втулки при закріпленні її базовими гвинтами. Похибка кутова	$e_8$	0,8	1,09	4,3	8
	Биття різальних кромок інструменту через зміщення при збірці вісі втулки відносно вісі отвору в корпусі через зазор. Прийнята посадка $\varnothing 31,5 \frac{H7}{h7}$ Похибка векторна	$e_9$	1	1,09	25	25
Свердло комбіноване (10)	Биття різальних кромок інструменту через зміщення вісі свердла відносно вісі втулки-адаптера через зазор між базовими поверхнями. Прийнята посадка $\varnothing 17 \frac{H7}{h7}$ Похибка векторна	$e_{10}$	1	1,09	18	20
	Биття різальних кромок інструменту відносно вісі циліндричної поверхні власного хвостовика. Похибка кутова	$e_{11}$	0,8	1,09	10	20

Порівняння розрахункового  $e_{\Delta} = 55,3 \text{ мкм}$  із допустимим значенням  $[e_{\Delta}] = 56 \text{ мкм}$  показує, що допуски прийняті (табл. 1) на складові ланки, гарантують точність замикаючої ланки.

Розрахунків посадки на базові поверхні збірної модульної головки приведені на рис. 2.

**Список використаних джерел:** 1. *Карпуть В.Є., Граніця В.О.* Ефективне використання верстатів з ЧПК у авіаційному агрегатобудуванні. – Харків: ДП ХМЗ «ФЕД». – 2009. – 228 с. 2. *GUHRING.* Modulare werkzeugsystem GE 100. 3. *Кравченко Л.С.* Розмірний аналіз при проектуванні, виготовленні й складанні: Навч. посібник[для студ. вищ. навч. закл.]. – Харків: НТУ «ХПІ», 2009. – 356 с. 4. *Кирсанов Г.Н.* Руководство по курсовому проектированию металлорежущих инструментов. – М.: Машиностроение, 1986, 280 с.

**Bibliography (transliterated):** 1. *Karpus' V.Є., Granicija V.O.* Efektivne vikoristannja verstativ z ChPK u aviacijnomu agregatobuduvanni. – Harkiv: DP HMZ «FED». – 2009. – 228 s. 2. *GUHRING.* Modulare werkzeugsystem GE 100. 3. *Kravchenko L.S.* Rozmirmij analiz pri proektuvanni, vigotovlenni j skladanni: Navch. posibnik[dlja stud. vishh. navch. zakl.]. – Harkiv: NTU «HPІ», 2009. – 356 s. 4. *Kirsanov G.N.* Rukovodstvo po kursovomu proektirovaniju metallorėzhushhij instrumentov. – M.: Mashinostroenie, 1986, 280 s.

*Поступила в редколлегию 21.11.2014*

UDC 621.923

N.V. Lishchenko, Ph.D., Odessa, I.A. Ryabekov, Ph.D., Kharkov,  
V.P. Larshin, Doctor of Science, Odessa, Ukraine

## **NONSTATIONARY AND INTERRUPTED GRINDING TEMPERATURE DETERMINATION**

*Розроблено метод суперпозиції для отримання математичної моделі температури переривчастого і високопористого шліфування. Це дозволило отримати умови для визначення постійної часу і оцінити час перехідного процесу, після якого обидві моделі будуть ідентичні за результатами обчислення температури. Перевагою такого вивчення стало нове уявлення температури шліфування, що містить періодичну компоненту, накладену на безперервно зростаючу компоненту від середнього значення поверхневого теплового потоку. Компоненти використані для визначення температури шліфування з урахуванням зміни геометричних параметрів переривчастих і високопористих шліфувальних кругів, у тому числі для обробки спеціальних поверхонь під ущільнення.*

*Разработан метод суперпозиции для получения математической модели температуры прерывистого и высокопористого шлифования. Это позволило получить условие для определения постоянной времени и оценить время переходного процесса, после которого обе модели будут идентичны по результатам вычисления температуры. Преимуществом такого изучения явилось новое представление температуры шлифования, содержащее периодическую компоненту, наложенную на непрерывно возрастающую компоненту от среднего значения поверхностного теплового потока. Компоненты использованы для определения температуры шлифования с учётом изменения геометрических параметров прерывистых и высокопористых шлифовальных кругов, в том числе для обработки специальных поверхностей под уплотнения.*

*The superposition method is created to get a mathematical model for interrupted and high porous grinding wheel temperature determination. It gave the condition to find time constant and evaluate transient time after which the both models will be identical to the temperature calculated. The benefits of this study are a new presentation of the grinding temperature consisting of a periodic component superposed on the rising temperature one, which is created by the average surface flux. Components used to find grinding temperature by changing the interrupted and high porous grinding wheel geometry parameters including sealing surface machining.*

**Introduction** The variety of constructive forms of machine parts is determined by the form of their individual surfaces and combinations of these surfaces. When these surfaces are machined even at one technological operation step there are changes of geometric, thermo-physical and technological parameters in the machining. For example, when a flat surface of a workpiece is grinding in a multi-clamping device for each next workpiece there are changes in value of the stock to be removed, hardness of the material, geometry of the contact zone and, in addition, there is a change in the cutting capacity of the grinding wheel as it is wearing. Considering these changes in time for geometrical, technological and thermal parameters of the machining, we can conclude that there are no constant

over time (that is stationary) machining processes. On the other hand the thermo-physical process schemes for temperature evaluation are usually simple, have constant parameters and do not correspond to the actual time-dependent complex phenomena occurring during cutting and abrasive machining. For example, moving heat source thermal scheme on the basis of which the grinding temperature calculations are performed is a simplified one that takes place in some short time stages for the flat and round grinding. However, even in this case there is a transition to establish the steady temperature field around the moving heat source. Duration in time of this transition, that is called thermal saturation time, is measured from the beginning of the heat strip source movement (движение теплового полосового источника) to the end of the transition in the moving coordinate system.

The task of developing the thermal phenomena theory in the grinding is topical for interrupted, composite, and highly porous grinding wheels, which differ from traditional thermal problems with a continuous heat flux by discrete (pulse) representation of the heat sources. For the highly porous grinding wheel, for example, the heat sources mentioned are grains of the wheel. Feature of these grinding processes is the uncertainty of its transition from transient (initial) state to steady (final) one, which takes place in the grinding temperature changing at the heating stage. Taking into consideration the discrete nature of heat generation is important in the calculation of surface and near-surface instant temperature, as with increasing a distance from the discrete surface heat flux it is transformed into a smoother and continuous one.

**Analysis of recent research and publications** In [1] it is shown that there are no constant over time that is no stationary machining processes. The problem is still not only resolved, moreover, it is not even set in grinding. The steady temperature at any point in grinding with the moving coordinate system is found when using the well-known equation for the two-dimensional mathematical model of a quasi-stationary temperature field [2]. In other words, the published two-dimensional mathematical model of the temperature field describes the stationary thermal process, i.e. after the temperature field in the moving coordinate system has been stabilized around the moving heat source. At the same time it is not frequently so in practice. Some evidence of the importance of the problem can be found in [3], but it does not have continuation into technological practice.

**The purpose of the research** is to establish the conditions for the transition from a no stationary thermal process state to a steady one for both the moving and fixed coordinate system and on the basis of these conditions to develop a mathematical model to determine the temperature due to the periodic grinding heat flux on a surface of a workpiece. And for any heat flux frequency, that is, for both micro and macro interrupted grinding.

**Presentation of the basic material** firstly is connected to a thermo-physical scheme on the basis of which calculations of grinding temperature are made includes a moving strip source, the length of which is  $2h$  and which moves with velocity  $V$  along the section  $L$  (Fig. 1).

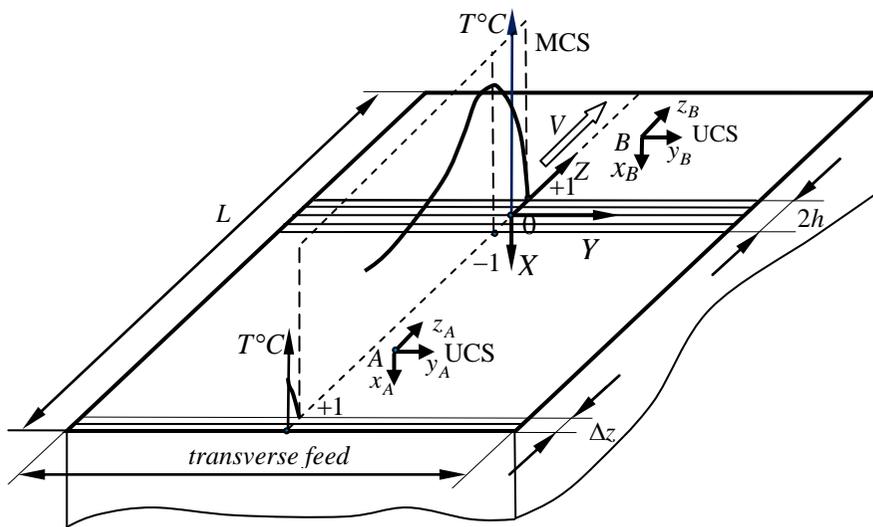


Figure 1 – Thermophysical scheme of the thermal process in grinding

Temperature field formation is usually viewed in two coordinate systems: the moving coordinate system (MCS), which is connected to the moving heat source and the unmoving one (UCS), belonging to individual points of the machining surface. The published formulas for determining the temperature of the MCS had been obtained for stationary (time-independent) thermal field of the source. This stationary field is formed for the transition time  $\tau_{t.p.}$ , known as "the heat saturation time." It is necessary to distinguish between two moving heat sources: a practical source, close to the real one, and a theoretical one existing in the mathematical sense. A description of a phased transition process of the temperature field formation for practical moving heat source might be done as follows (Fig. 2, a).

1. The beginning of the transition process for the practical source is measured from the initial touch between a wheel and a workpiece (step 1 in Fig. 2, a). Then the variable stripe length of contact with the current length  $\Delta z = V\Delta\tau'$  is formed, where  $0 \leq \Delta\tau' \leq \tau'_{t.p.}$  is the current time on the interval of the transition, i.e., transient, period. The length  $\Delta z$  of this strip during a non-stationary time interval is less, then  $2h$  i.e.  $\Delta z < 2h$  (step 1 in Fig. 2, a).

2. After some time, the length of the strip reaches its steady state value  $2h$  (step 2 in Fig. 2, a).

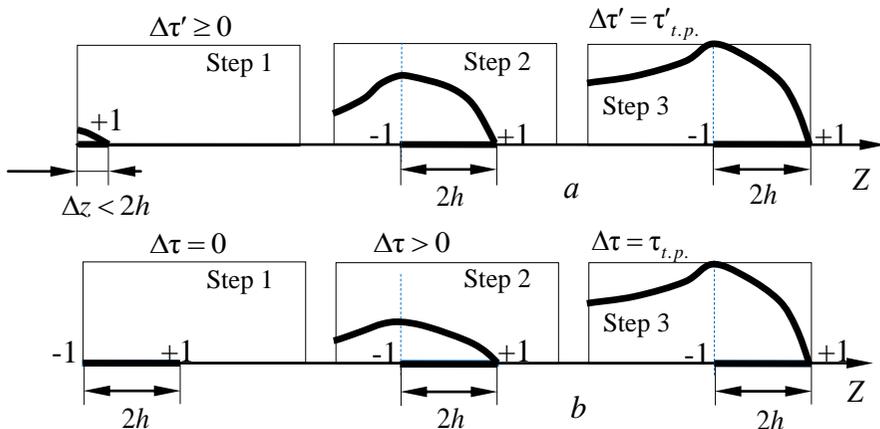


Figure 2 – Formation steps of the temperature field around the practical (a) and theoretical (b) moving heat sources

3. Then temperature field in the MCS stops its changing as along the coordinates  $X, Y, Z$  (see Fig. 1), and in the time interval which is measured after the end of the interval of the transition process  $0 \leq \Delta\tau' \leq \tau'_{t.p.}$  (step 3 in Fig. 2, a).

A similar staged formation of the theoretical moving heat source the following.

1. A source with the width  $2h$  at the time  $\Delta\tau = 0$  has touched the workpiece and simultaneously begun to moving with velocity  $V$  in the axial direction  $Z$  (step 1 in Fig. 2, b).

2. After a while  $\Delta\tau > 0$  an intermediate transient temperature field is forming around the moving source (step 2 in Fig. 2, b).

3. When  $\Delta\tau = \tau_{t.p.}$  the temperature field change stops. It will not be the change as to the coordinates  $X, Y, Z$  in the MCS (see Fig. 1) and the time also (step 3 in Fig. 2, b).

Thus, at the moment of contact of a grinding wheel and a workpiece the first transient formation of the temperature field of a moving heat source begins in the MCS. After the first transition, during which there is a non-stationary mode (temperature field is non-stationary), the thermal saturation occurs, after which the moving heat source temperature field will be stationary or quasi-stationary, i.e. independent of time (see graph on the vertical plane in Fig. 1). The term

"stationary" or quasi-stationary refers to the temperature field, which is formed in the MCS which goes together with a heat source. After the first transition process ends the presence of the built-in grinding wheel thermocouples can fix the maximum surface temperature of the grinding (the output of the thermocouples). It is taking place in the area of the rear edge of the source in the MCS. The steady temperature at any point in grinding with the coordinates  $Z$  and  $X$  is found by the well-known equation for the two-dimensional mathematical model of a quasi-stationary temperature field.

Farther, the transition process in the MCS for the theoretical moving heat source will be called "the time of the first transition" in contrast to "the time of the second transition" in the unmoving coordinate system (UCS). Note also that the achieved moving heat source steady-state thermal field corresponds only to the instantaneous state of the source and at any time can be broken. It is sufficient, for example only to change the velocity  $V$  of the source, all other things being equal and achieved temperature stability  $T(X_i, Y_i, Z_i, V)$  in the MCS is broken and a new transient formation of the steady temperature begins once again. This new transition process ends with the formation of new steady-state values of the temperature in the same points belonging to the MCS. For example, for the same  $i$ -th point a new steady-state temperatures will be  $T'(X_i, Y_i, Z_i, V')$  and  $T(X_i, Y_i, Z_i, V) \neq T'(X_i, Y_i, Z_i, V')$  that is, when the velocity changes its value from  $V$  to the  $V'$  stationary temperature changes from  $T$  to  $T'$ .

Thus, the published two-dimensional mathematical model of the temperature field describes the stationary thermal process, i.e. after the temperature field in the MCS has been stabilized around the moving heat source. Many researchers are unjustifiably use this model and do not compare the first transition time with a real grinding machine time separately for each machining workpiece including a multiprocessing of work pieces when they are placed in the join of the ends to each other, for example, on a table of the surface grinder. However, the temperature field during the time of a machine table longitudinal stroke "does not jump" from one workpiece to another because of their adiabatic walls. In each of the work pieces the first transition temperature change process takes place. If the length of the workpiece is negligible, i.e. less than 5 mm, the time of the first transition, which was called the thermal saturation, is comparable to the time machine processing of individual workpiece.

In applied problems the grinding temperature is determined at different points in the UCS centered on the surface point which is under consideration, see point A or point B in Fig. 1. Temperature field at these points appear after moving strip heat source has been formed and then in its motion it passes over the surface point which is under consideration. The stages of this process are as follows.

1. Initially this point is combined with an anterior edge of the heat source which is located at the coordinate  $Z = +1$  (Fig. 1).

2. After the heating time  $\tau_H = \frac{2h}{V}$  over this point it will be the rear edge of the moving heat source ( $Z = -1$ ).

As a result, the temperature at this point will be increased to a maximum level determined by the heating time. In connection with this temperature changing the second transition in the UCS, different from that described above in the MCS, takes place in the UCS. The mechanism of the second transition consists in sequential increasing temperature of the point (e.g. point A in Fig. 1) as well as all points lying below in the surface layer along the coordinate  $x_A$  (see Fig. 1). Here it is assumed that by the given moment of time a moving heat source has been formed and the grinding time exceeds the saturation that, i.e. the first transition is over. It should be noted that if the first transition is not over, then it would not be quasi-stationary thermal field around the moving heat source. Accordingly, there would not be the temperature distribution along the coordinate  $x_A$  (see Fig. 1). Therefore, before evaluating the temperature at point A and along the coordinate  $x_A$  (see Fig. 1), you must ensure that the first transition is over, i.e. machining time exceeds the current grinding heat saturation that, which was called  $\tau_{t.p.}$  It is indicated the saturation time for the theoretical heat source, as for the practical one the problem is still not only resolved, moreover, it is not even set.

The observed change in temperature at the point considered, e.g. point B in Fig. 1, as well as at other points over the depth of the surface layer is a reaction or response function to an abrupt heat flux change at this point, which takes place according to the boundary condition of the second kind.

Described transients feature, as for the first transient and the second one, is stabilization of the temperature level in the first transient (quasi-stationary temperature field), and absence of that in the second one: under the second kind boundary conditions surface temperature and the temperature at over the surface layer depth always increases in the interval of heating. In this case the second transition process contains a section with relatively rapid changes in temperature, which can be called quasi transition process, during which the temperature is relatively quickly reaches a high level that is close to the maximum level.

In relation to any discontinued or interrupted grinding the temperature is composed of two components: an aperiodic component and a periodic one. The amplitude of the periodic component is also subjected to the transient, during which it will be stabilized relatively quickly. It is found that the results of calculations of the maximum grinding temperature on the equations of two - and one-dimensional mathematical model as for stationary and non-stationary processes, respectively, do not differ by more than 10% [2], provided that the first transition is over. Therefore, it is advisable for process design and technological diagnostics of the grinding process using a one-dimensional model thermo-physical scheme with a linear heat

flux. According to this scheme, the thermal field is created by the heat flux movement over the coordinate  $x$  of the heat flux with parallel vectors of its density.

The temperature in the grinding zone can be adjusted, if the grinding is produced with a certain time grinding breaks over the next time interval  $0 \leq \tau \leq \tau_H$ . This allows you to change the character of the temperature field and the maximum temperature in the contact zone when the discontinued periodic heating of the workpiece surface is alternated with its periodic absence. This process can be done with special grinding wheels having on the working surface a series of alternating ledges and cavities with certain extent, which pairs form cycles of heating (ledges) and cooling (cavities). For example, if the length of the ledge  $l_1$  and cavity  $l_2$ , the amount of heating time in the contact zone  $T_1 = \frac{l_1}{V_{wh}}$  ( $V_{wh}$  – linear velocity of the wheel rotation) each time alternating with the corresponding cooling time interval  $T - T_1 = \frac{l_2}{V_{wh}}$ , where  $T$  – micro cycle timing, s.

During operation of the ledge (heating) there is a heat flux  $q(\tau) = q_{\max}$  for time  $T_1$  in the contact zone and there is no one, that is absence of cutting or cooling, without operation of the ledge (cavity) for time  $T - T_1$ . Thus, the heat flux acting on the work surface can be represented by the following step function [3]

$$q(\tau) = q_{\max}, \text{ at } nT < \tau < nT + T_1, \quad n = 0, 1, \dots$$

$$q(\tau) = 0, \text{ at } nT + T_1 < \tau < (n+1)T, \quad n = 0, 1, \dots$$

In other words the heat flux  $q(\tau)$  is “on” for time  $T_1$  and “off” for time  $T - T_1$ , and so on, with period  $T$ . A continuous sequence of the "heating-cooling" cycles is located on the site of heating, the duration of which both for continuous and discontinuous circle is determined by time  $\tau_H = \frac{2h}{V}$ . To optimize

the heat generation it is necessary to obtain the discontinued grinding temperature dependence on the wheel geometric parameters, which include the number of ledges  $N$  on the wheel and fill factor  $S$  at the cycle step. Also note that when the discontinued grinding wheel cavity is situated in the contact zone then a heat flow absence is accompanied by absence of material removal, which results in a corresponding additional load on the next ledge of the wheel and, as a consequence, an additional heat flux additive (i.e. increasing) at this ledge of the wheel. In accordance with the proposed method it is formulated condition of constant grinding intensity (of cutting work and power), which should be available for all

constructions of the discontinued wheels comparing each with other. This condition of constancy must be accompanied by constant cutting power in the grinding. The constancy of the cutting power at fixed regime parameters (and the diameter of the wheel) is accompanied by constant heat flux. So the above condition of the grinding intensity constancy is provided by the relative constancy of the average heat flux density  $q_{ave}$ .

The following approach to the determination of the temperature field in the discontinued periodic action of heat flow is proposing in the paper. It is known that in the absence of forced cooling the machining surface the temperature fields from the action shifted over time heat sources is under the principle of superposition: the temperature on different locations of the field can be summarized by adding the temperature of the same spatial coordinates. The essence of the principle of superposition as applied to the discontinued grinding is as follows. Temperature field from a single rectangular pulse of heat flow, operating on a time interval can be replaced by the sum of the temperature fields of action of the two time-continuous heat sources. The first heat source is a positive one ( $+q_{max}$ ). It acts continuously on a time interval  $0 \leq \tau \leq \infty$ . Second heat source (matched with the first one) is a negative source ( $-q_{max}$ ). It operates continuously at a time interval  $T_1 \leq \tau \leq \infty$ . This technique to represent a single pulse of the heat flux is known with respect to a single time interval of the heat flow in the ordinary grinding by continued grinding wheel. The duration of this interval is characterized by macro cycle of grinding (Fig. 1). Applied to a discontinued grinding wheel such way to represent a single pulse of heat flow is preserved, but instead of using the heating time macro cycle it is used the heating micro cycle.

Applying the principle of superposition for any number of micro-cycles of heating and cooling, we obtain the following recursive formula for the determination of the discontinued grinding temperature in the heating interval

$$T = \frac{2q}{\lambda} \left( \sum_{i=1}^n \sqrt{a[\tau - (i-1)T]} \cdot \operatorname{ierfc} \frac{x}{2\sqrt{a[\tau - (i-1)T]}} - \sqrt{a[\tau - (i-1)T - T_1]} \cdot \operatorname{ierfc} \frac{x}{2\sqrt{a[\tau - (i-1)T - T_1]}} \right), \quad (1)$$

where  $\lambda$  и  $a$  are thermal conductivity (W / (m · °C)) and the thermal diffusivity (m<sup>2</sup>/s) of the processed material.

For plotting the grinding temperature on the grinding time (Fig. 3) from (1) in the MathCAD medium the following input data are accepted:  $D = 390$  mm (out of

a possible range of 300 ... 400 mm),  $l_1 = 20$  mm,  $l_2 = 15$  mm,  $V_{kp} = 35$  m/s,  $V = 2$  m/min,  $t = 0,028$  mm,  $q_{max} = 40 \cdot 10^6$  W/m<sup>2</sup>,  $\lambda = 42$  W/(m · ° C) =  $8 \cdot 10^6$  m<sup>2</sup>/s.

Under these conditions  $l_1 + l_2 = 35$  mm, the number of ledges on a discontinued wheel  $N = 35$ , the time of one complete revolution of the wheel is 35 ms, the acting time of a unmoving plane heat source is 100 ms, the number of turns per a while  $\tau_H$  is equal to 2.9. Thus, one interrupted grinding micro cycle duration of  $\tau_H = 100$  ms has 100 micro cycles with  $T = 1$  ms, a time interval of one revolution of a wheel is equal to 35 micro cycles of grinding.

The time constant of the transition process can be found from the following equation

$$\frac{2q_{max}}{\lambda} \sqrt{\frac{aT_1}{\pi}} = \frac{2q_{ave}}{\lambda} \sqrt{\frac{a\tau_t}{\pi}} .$$

Taking into account the relationship between the parameters  $q_{max}$  and  $q_{ave}$  we can obtain

$$\tau_t = \frac{T}{S} = TQ, \tag{2}$$

where  $Q$  is the duty factor of the heat flux square wave.

For this case ( $S = 0.5714$ ), the time constant of the transient is 1.75 ms.

Time of exponential transition  $T_t$  will be

$$T_t = 3\tau_t = 3\frac{T}{S} = 3TQ < \tau_H \tag{3}$$

For this case the transient time is  $1.75 \cdot 3 = 5.25$  ms, which corresponds to the selected time interval in Fig. 2.

In the MATLAB program it is calculated the grinding temperature by the formula (1) in the whole interval of heating  $0 \leq \tau \leq \tau_H$  in grinding (Fig. 3).

There are following designations on Fig.3: 1 – the rising temperature due to the maximum surface heat flux  $q_{max}$ , 2 – interrupted grinding total temperature 3 – the rising temperature due to the average surface heat flux  $q(\tau) = q_{ave} = \frac{q_{max}T_1}{T}$  at  $S = 0,5714$ , 4 – a fragment of periodic steady temperature component.

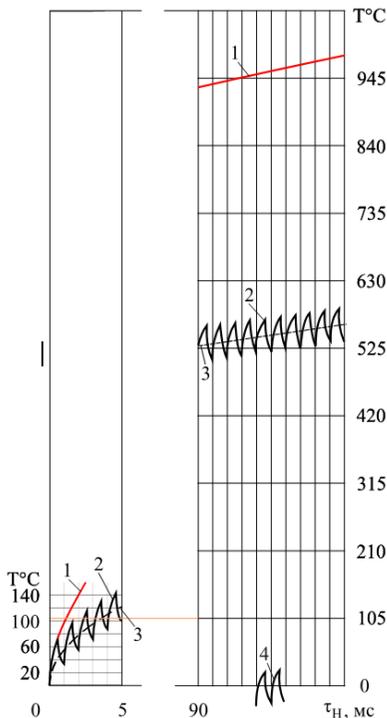


Figure 3 – Interrupted grinding temperature ( $N = 35$ ) over the transient time interval (a) and the steady one (b)

It can be seen that the temperature of the interrupted grinding (curve 2 in Fig. 3) can be ultimately represented as the sum of two components: the rising temperature 3 and periodic steady temperature 4.

The resulting mathematical model (1) to determine the temperature of the interrupted grinding can be used to study the temperature field at any frequency of periodic heat flux, including the frequency for the heat sources – grains of the grinding wheel. In order to solve this task it is necessary to have an appropriate geometrical model of a grinding wheel, and a corresponding thermo-physical scheme for the thermal process.

In this case, even an ordinary continued grinding wheel can be represented by a model of micro-interrupted grinding wheel which has a ledge – grinding active grain, and a cavity – air hollow, which is characteristic, for example, for high-porous grinding wheel.

Thus the equation (1) obtained above can be used to determine grinding temperature both for interrupted and continued grinding wheel.

A new approach for interrupted grinding is twist creation by means of the special interrupted grinding wheel which is made by its dressing [4]. Twist is a surface characteristic occurring over the entire area of rotation – symmetrical surfaces with a sealing function. One of the methods to create micro and macro twist is wheel dressing, which is in common use.

According to the method the profile structure applied to the grinding wheel with constant feed during the dressing process and then transferred to the workpiece. This is the so-called “dressing twist”. There are two kinds of dressing with constant feed: by the balanced and imbalanced grinding wheel.

To get non-periodic zero twist the dressing process is made with constant feed or without feed. Another feed twist method is feed changing during the wheel

dressing. At least, the offset twist can be made by parallelism deviation of grinding wheel axis and workpiece axis.

**Results** The equation (1) is obtained to determine the temperature due to the pulse grinding heat flux at any frequency for on and off action of the flux. Equations (2) and (3) are set to determine the time constant and the total time of the transient temperature changes both in the interrupted and continued grinding. Another interrupted grinding application is creation a sealing surface by means of grinding wheel dressing with constant feed and without one.

### **Conclusions**

1. A necessary condition for the adequacy of the two-dimensional steady-state solution of the differential equation of heat conduction is the end of the transition process when the temperature changes in the moving coordinate system; the duration of this transition is the time for the heat saturation.

2. A sufficient condition for the application of two-dimensional steady and unsteady one-dimensional solution (after the necessary condition) for a description of continuous and pulsed rising temperature is the end of the second transition temperature changes in a fixed coordinate system in which, for example, in relation to interrupted grinding, the amplitude of the temperature stabilizes pulses in this system.

3. Creation a sealing surface by means of grinding wheel dressing with constant feed and without one is another interrupted grinding application.

**References:** 1. *Постнов, В.В.* Термодинамика и технология нестационарной обработки металлов резанием / *В.В. Постнов, В.Л. Юрьев.*— М.: Машиностроение, 2009.— 269 с. 2. *Лищенко Н.В.* Исследование влияния смазочно-охлаждающей жидкости на температуру шлифования / *Н.В. Лищенко* // Тр. Одес. политехн. ун-та. — Одесса, 2011. — Вып. 2(36) . — С. 80 — 86. 3. *Carlsaw, H.S.* Conduction of Heat in Solids / *H.S. Carlsaw, J.C. Jaeger.* — Second edition. — London: Oxford University Press, 1959. — 510 p. 4. Roughness measuring systems from Jenoptik – Surface texture parameters in practice [Electronic resource]. – Available on: <http://www.jenoptik.com/en-roughness-measurement-and-contour-measurement> Friday, 17 July 2015 12:09:07.

**Bibliography (transliterated):** 1. Postnov, V.V. Termodinamika i tekhnologiya nestatsionarnoy obrabotki metallov rezaniem / *V.V. Postnov, V.L. Yur'ev.*— М.: Mashinostroenie, 2009.— 269 s. 2. Lishchenko N.V. Issledovanie vliyaniya smazochno-okhlazhdayushchey zhidkosti na temperaturu shlifovaniya / *N.V. Lishchenko* // Tr. Odes. politekh. un-ta. — Odessa, 2011. — Vyp. 2(36) . — S. 80 — 86. 3. Carlsaw, H.S. Conduction of Heat in Solids / *H.S. Carlsaw, J.C. Jaeger.* — Second edition. — London: Oxford University Press, 1959. — 510 p. 4. Roughness measuring systems from Jenoptik – Surface texture parameters in practice [Electronic resource]. – Available on: <http://www.jenoptik.com/en-roughness-measurement-and-contour-measurement> Friday, 17 July 2015 12:09:07.

*Поступила в редколлегию 15.07.2015*

УДК 621.91

Е. В. Мироненко, д-р техн. наук, Г. П. Клименко, д-р техн. наук,  
В. В. Калиниченко, канд. техн. наук, Краматорск, Украина

## **ОБЩАЯ СТРУКТУРА МАТЕМАТИЧЕСКОЙ МОДЕЛИ ДЛЯ ОПРЕДЕЛЕНИЯ ЭНЕРГОЭФФЕКТИВНЫХ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ ТОКАРНОЙ ОБРАБОТКИ ДЕТАЛЕЙ ТЯЖЕЛОГО МАШИНОСТРОЕНИЯ**

*У статті викладені загальні наукові підходи до формування структури оптимізаційної математичної моделі для визначення енергоефективних технологічних параметрів обробки на важких токарних верстатах. Обґрунтовано використання мінімуму питомої енергоємності різання у якості цільової функції моделі. Представлено загальний вигляд обмежень оптимізаційної моделі.*

*В статье изложены общие научные подходы к формированию структуры оптимизационной математической модели для определения энергоэффективных технологических параметров обработки на тяжелых токарных станках. Обосновано использование минимума удельной энергоёмкости резания в качестве целевой функции модели. Представлен общий вид ограниченной оптимизационной модели.*

*In the article the general scientific approaches near forming of structure of optimization mathematical model for determination of energy efficient technological parameters of heavy turning is expounded. The use of minimum of specific power consumption of cutting as the objective function of model is substantiated. The general view of constraints of optimization model is presented.*

### **Постановка проблемы**

Себестоимость и конкурентоспособность продукции современного машиностроения в значительной степени зависят от стоимости энергозатрат на механическую обработку деталей машин. По данным работы [1], удельная доля стоимости энергозатрат в общей себестоимости продукции машиностроения стран постсоветского пространства составляет от 15 до 25 % и характеризуется тенденцией неуклонного роста в связи с постоянным повышением цен на электроэнергию. В связи с этим, стратегическим направлением обеспечения высокой конкурентоспособности продукции отечественного машиностроения является повышение энергоэффективности процессов механической обработки деталей. Особое значение проблема повышения энергоэффективности механической обработки деталей приобретает для высокоэнергоемкого тяжелого машиностроения.

### **Анализ исследований и публикаций по рассматриваемой проблеме**

Рациональная эксплуатация станочного оборудования базируется на использовании оптимальных технологических параметров механической

обработки. При решении различных задач оптимизации процессов механической обработки в качестве критериев оптимизации могут использоваться различные по своей сущности критерии: как физические (например, интенсивность изнашивания инструмента), так и экономические (например, производительность, технологическая себестоимость обработки), а также обобщенные критерии, основанные на комплексной оценке различных аспектов процесса резания [2].

Очевидно, что при оптимизации высокоэнергоёмких процессов механической обработки, к которым относится обработка деталей тяжелого машиностроения, логично применять критерии оптимизации, связанные с величиной энергозатрат на процесс резания. В частности, в работах В. К. Старкова [2], Ж. А. Мрочка и соавторов [3], А. В. Карпова [1, 4, 5] в качестве критериев оптимизации процесса механической обработки предлагается использовать количественные показатели удельной энергоёмкости резания. Среди достоинств этих показателей, обуславливающих перспективность их применения в оптимизационных моделях процессов механической обработки, исследователи отмечают их четкий физический смысл, универсальность, простоту определения с помощью как теоретических, так и экспериментальных методов.

### **Обзор нерешенных частей проблемы**

Несмотря на общеизвестный высокий уровень энергозатрат при обработке деталей тяжелого машиностроения, в оптимизационных моделях процессов обработки на тяжелых токарных станках энергетические критерии оптимизации нашли достаточно ограниченное применение [6]. Однако с ростом стоимости электроэнергии проблема повышения энергоэффективности механической обработки деталей становится все более актуальной и предполагает разработку математических моделей оптимизации процессов резания, основанных на использовании энергетических критериев оптимизации.

**Цель статьи** – на основании анализа системы факторов, влияющих на энергозатраты процесса резания, сформулировать общие научные подходы к формированию структуры оптимизационной математической модели для определения энергоэффективных технологических параметров обработки на тяжелых токарных станках.

### **Основная часть**

Тяжелое машиностроение, являясь основой промышленного комплекса Украины, обеспечивает значительную часть внутреннего валового продукта государства и поступлений от экспорта. В структуре продукции предприятий отечественного тяжелого машиностроения значительную удельную долю занимают детали-тела вращения (валки прокатных станов, роторы

энергетических установок и др.). В качестве примера характеристик таких деталей в табл. 1 приведены характеристики валков прокатных станов производства ПАО НКМЗ (г. Краматорск). В структуре технологических процессов изготовления таких деталей преобладает токарная обработка, выполняемая на тяжелых токарных станках, причем около 70 % времени затрачивается на точение наружных цилиндрических поверхностей [6].

Таблица 1 – Характеристики валков прокатных станов производства ПАО НКМЗ (г. Краматорск) (по данным [7])

Габаритные размеры валков, мм	Масса валков, т	Материал валков	Твердость бочки и шеек	Точность валков	Шероховатость поверхности
1600×2700×6700 1500×2500×6300 1400×2000×5500 1200×1200×5000 1100×1500×4800	12–60	Сталь 50, 50ХН, 60ХН, 75Х2МФ, 75ХМФ, 90ХФ, 70Х3ГНМФ	Бочки и шеек до <i>HB</i> 320; бочки от <i>HSD</i> 60 до <i>HSD</i> 85; шеек от <i>HSD</i> 30 до <i>HSD</i> 55	Биение бочки и шеек от 0,02 мм до 0,005 мм	От $R_a$ 3,2 мкм до $R_a$ 0,4 мкм

Специфическими особенностями механической обработки деталей тяжелого машиностроения предопределяющими высокие энергозатраты на обработку, являются:

- большие значения мощности электродвигателя привода главного движения (ПГД) станка, обуславливающие высокий уровень абсолютных затрат (потерь) энергии при заданном значении удельных затрат (потерь);
- большие припуски на обработку деталей, обуславливающие высокие силовые нагрузки в зоне резания;
- большие потери электроэнергии при работе электродвигателя ПГД станка на холостом ходу во время смены режущей пластины (резцового блока) вследствие произошедшего отказа.

На основании анализа публикаций по теме исследования были систематизированы направления повышения энергоэффективности процессов механической обработки деталей на тяжелых токарных станках (рис. 1):

- 1) снижение затрат энергии на протекание физических процессов в зоне резания;
- 2) снижение потерь энергии в механической части (трансмиссии) ПГД станка;
- 3) снижение потерь энергии в электрической части ПГД станка.

Наиболее перспективным и реализуемым направлением повышения энергоэффективности механообработки деталей на тяжелых токарных

станках является снижение затрат энергии на протекание физических процессов в зоне резания, поскольку оно может быть обеспечено за счет оптимизации технологических параметров обработки и не требует обязательной модернизации ПГД используемых станков.



Рисунок 1 – Направления повышения энергоэффективности процессов механической обработки деталей на тяжелых токарных станках

Общая структура математической модели для определения оптимальных технологических параметров энергоэффективных процессов механической обработки деталей тяжелого машиностроения предполагает решение оптимизационной задачи вида [2]:

$$Q = \text{extr} \{f(x, \omega) | x \in D\}$$

с системой ограничений вида:

$$g(x, \omega) \leq 0;$$

$$f(x) \leq 0;$$

$$a_i \leq x_i \leq b_i,$$

где  $f(x, \omega)$  – целевая функция (критерий оптимизации);

$x$  – управляемые (варьируемые) параметры обработки;

$\omega$  – постоянные параметры обработки;

$D$  – область допустимых значений управляемых параметров  $x$ ;

$a_i = \text{const}$ ,  $b_i = \text{const}$ .

Проблема формирования математических моделей оптимизации обработки деталей на тяжелых токарных станках с учетом энергозатрат при резании рассматривалась в работе [8]. В представленной в работе задаче многокритериальной оптимизации токарной обработки в качестве одного из критериев оптимальности рассматривалась мощность резания как показатель уровня энергозатрат при обработке. Решение задачи снижения энергозатрат процесса резания при обеспечении заданного объема обработки в течение заданного времени потребовало включения в оптимизационную модель в качестве другого критерия оптимальности штучного времени обработки детали – величины, обратной производительности труда. Вместе с тем, проведенный авторами анализ публикаций по теме исследования [1, 2] показал, что уровень энергозатрат в зоне резания, расходуемых на сьем заданного объема материала срезаемого слоя заготовки, наилучшим образом отражается удельной энергоемкостью резания:

$$e = \frac{A_{рез}}{V} = \frac{N_{эф}}{P_{рез}} = \frac{N_{рез}}{vSt},$$

где  $A_{рез}$  – работа резания;

$V$  – объем срезаемого слоя материала, превращаемого в стружку;

$N_{эф}$  – эффективная мощность резания;

$P_{рез}$  – производительность резания (сьем стружки в единицу времени);

$v$  – скорость резания;

$S$  – подача резца;

$t$  – глубина резания.

Удельная энергоемкость резания  $e$  является универсальной характеристикой энергетической эффективности съема материала при резании, не зависящей от экономических показателей производства. Это предполагает целесообразность применения показателя удельной энергоемкости резания при оптимизации отличающихся съемом

значительных припусков процессов обработки на тяжелых токарных станках. Целевая функция оптимизации процесса механической обработки при поиске наиболее энергоэффективных параметров съема припуска примет общий вид:

$$e = \min\{f(x, \omega) | x \in D\}.$$

На основании опыта оптимизации процессов обработки деталей на тяжелых токарных станках в качестве управляемых параметров  $x_i$  оптимизационной модели имеет смысл принять скорость резания  $v$  (либо частоту вращения шпинделя  $n$  для станков со ступенчатым регулированием ПГД) и подачу резца  $S$ . Глубину резания  $t$ , назначаемую технологом, равно как и свойства обрабатываемого и инструментального материала, принимаем в качестве постоянных параметров  $\omega_i$  оптимизируемого перехода обработки.

$$\text{Логика известных закономерностей} \quad N_{\text{эф}} = \frac{P_z \cdot v}{60 \cdot 1020}$$

и  $P_z = 10 \cdot C_{P_z} \cdot t^{x_{P_z}} \cdot S^{y_{P_z}} \cdot v^{n_{P_z}} \cdot K_{P_z}$  ( $P_z$  – тангенциальная составляющая силы резания;  $C_{P_z}$  – коэффициент;  $x_{P_z}$ ,  $y_{P_z}$ ,  $n_{P_z}$  – показатели степени,  $K_{P_z}$  – поправочный коэффициент на фактические условия резания) обуславливает степенной характер зависимости  $e = f(S, v)$ . Целевая функция минимума удельной энергоемкости резания, выраженная через управляемые параметры модели, может быть представлена как

$$e = f(S, v) = \frac{C_{P_z} \cdot t^{x_{P_z}-1} \cdot S^{y_{P_z}-1} \cdot v^{n_{P_z}} \cdot K_{P_z}}{6120} \rightarrow \min,$$

где для заданного перехода обработки  $C_{P_z} = \text{const}$ ,  $K_{P_z} = \text{const}$ ,  $t = \text{const}$ .

Поиск экстремума целевой функции  $e = f(S, v) \rightarrow \min$  выполняется в области  $D$  допустимых значений управляемых параметров  $(S, v)$  модели, задаваемой системой ограничений по лимитирующим характеристикам обработки. Общий вид ограничений представлен в табл. 2. Перенеся в правую часть каждого из неравенств составляющие  $W$ , зависимые лишь от постоянных параметров обработки, получим общий вид ограничений как зависимостей управляемых параметров  $(S, v)$  модели, конкретизируемый в дальнейшем с помощью расчетно-теоретических формул и эмпирических зависимостей.

Таблица 2 – Общий вид ограничений модели оптимизации процесса продольного точения на тяжелых токарных станках

Лимитирующая характеристика	Общий вид ограничения	Общий вид ограничения как зависимости от управляемых параметров ( $S, v$ )
Мощность резания	$N_{\text{эф}} \leq N_{\text{дв}} \cdot \eta_{\text{см}}$	$S^y P_z \cdot v^z P_z^{+1} \leq W_M$
Режущая способность резца	$T \geq T_H$	$S^{yV} \cdot v \leq W_{p.c}$
Прочность державки резца	$P_z \leq [P_z]_{n.p}$	$S^y P_z \cdot v^z P_z \leq W_{n.p}$
Прочность режущей пластины	$P_z \leq [P_z]_{n.n}$	$S^y P_z \cdot v^z P_z \leq W_{n.n}$
Жесткость обрабатываемой детали	$P_y \leq [P_y]_{\text{жс.д}}$	$S^y P_y \cdot v^z P_y \leq W_{\text{жс.д}}$
Жесткость резца	$P_z \leq [P_z]_{\text{жс.p}}$	$S^y P_z \cdot v^z P_z \leq W_{\text{жс.p}}$
Шероховатость обработанной поверхности	$R_a \leq R_{a\text{мп}}$	$S \leq W_{\text{ш}}$
Прочность механизма подачи станка	$P_x \leq P_{\text{см}}$	$S^y P_x \cdot v^z P_x \leq W_{\text{нод}}$
Производительность обработки	$\Pi \geq \Pi_{\text{мп}}$	$S \cdot v \geq W_n$
Время работы двигателя ПГД станка на холостом ходу	$T_{x.x} \leq T_{x.x\text{мп}}$	$S^{yV} \cdot v^{nV} \leq W_{x.x}$
Кинематические характеристики станка	$n_{\text{min}} \leq n \leq n_{\text{max}}$ $S_{\text{min}} \leq S \leq S_{\text{max}}$	

Пояснения к таблице: 1.  $N_{\text{дв}}$  и  $\eta_{\text{см}}$  – мощность двигателя ПГД станка и КПД привода;  $T$  и  $T_H$  – период стойкости резца и его нормативное значение;  $[P_z]_{n.p}$ ,  $[P_z]_{n.n}$ ,  $[P_z]_{\text{жс.p}}$  – значения  $P_z$ , допускаемые прочностью державки резца, прочностью режущей пластины, жесткостью резца;  $P_y$  и  $[P_y]_{\text{жс.д}}$  – радиальная составляющая силы резания и ее значение, допускаемое жесткостью детали;  $P_x$  и  $P_{\text{см}}$  – осевая составляющая силы резания и наибольшая сила, допускаемая прочностью механизма подачи станка;  $R_a$  и  $R_{a\text{мп}}$  – фактическая и требуемая чертежом шероховатость обработанной поверхности;  $\Pi$  и  $\Pi_{\text{мп}}$  – фактическая и требуемая производительность обработки;  $T_{x.x}$  и  $T_{x.x\text{мп}}$  – фактическое и требуемое время работы двигателя ПГД станка на холостом ходу.

2 Составляющие  $W$  в ограничениях:  $W_M$  – в ограничении по мощности резания;  $W_{p.c}$  – по режущей способности резца;  $W_{n.p}$  – по прочности державки резца;  $W_{n.n}$  – по прочности режущей пластины;  $W_{\text{жс.д}}$  – по жесткости обрабатываемой детали;  $W_{\text{жс.p}}$  – по жесткости резца;  $W_{\text{ш}}$  – по шероховатости обработанной поверхности;  $W_{\text{нод}}$  – по прочности механизма подачи станка;  $W_n$  – по производительности обработки;  $W_{x.x}$  – по времени работы двигателя ПГД станка на холостом ходу

Помимо широко применяемых в практике оптимизации процессов токарной обработки ограничений, авторы статьи предлагают использовать ограничение по времени работы электродвигателя ПГД станка на холостом ходу. При замене режущей пластины (резцового блока) вследствие отказа двигатель ПГД станка работает на холостом ходу, потребляя электроэнергию из сети. Время работы двигателя на холостом ходу  $T_{x.x}$  можно выразить как

$$T_{x.x} = f(\bar{T}, T_g),$$

где  $\bar{T}$  – средний период стойкости резца;

$T_g$  – среднее время восстановления резца.

С учетом известного степенного характера зависимости  $\bar{T} = f(S, v)$  ограничение по времени работы электродвигателя ПГД станка на холостом ходу представим как  $S^{y_v} \cdot v^{n_v} \leq W_{x.x}$ .

Учитывая степенной характер целевой функции и большинства ограничений, оптимальные технологические параметры обработки будут определяться с применением аппарата нелинейной оптимизации. Удельная энергоемкость резания может применяться как в качестве единственного критерия в однокритериальной оптимизации, так и совместно с другими критериями экономического характера (такими, как критерии себестоимости обработки  $C$ , расхода твердого сплава  $R_c$  и др.) в многокритериальной оптимизации.

### **Выводы**

В статье изложены общие научные подходы к формированию структуры оптимизационной математической модели для определения энергоэффективных технологических параметров токарной обработки деталей тяжелого машиностроения. В качестве целевой функции модели предложена функция минимума удельной энергоемкости резания. Представлен общий вид ограничений модели, в том числе ограничения по времени работы двигателя привода главного движения станка на холостом ходу. Модели, сформированные на основе представленных подходов, могут использоваться в расчетах энергоэффективных технологических параметров обработки и при разработке принципов адаптивного управления станками.

**Список використаних джерел:** 1. Карнов, А. В. Об оценке энергетической эффективности технологических процессов обработки резанием / А. В. Карнов // Машиностроение и безопасность жизнедеятельности. – 2014. – № 2. – С. 61–68. 2. Старков, В. К. Физика и оптимизация резания материалов / В. К. Старков. – М. : Машиностроение, 2009. – 640 с. – ISBN 978-5-94275-460-0. 3. Мрочек, Ж. А. Оптимизация параметров формообразования поверхностей резанием по энергопотребляющим показателям технологического оборудования / Ж. А. Мрочек, В. М. Адаменко, Д. В. Адаменко // Вестник Брестского государственного

технического университета. – 2007. – С. 54–57. 4. *Карпов, А. В.* Оптимизация процессов обработки резанием на основе энергетических закономерностей деформации и разрушения материалов / *А. В. Карпов* // *Машиностроение и безопасность жизнедеятельности.* – 2012. – № 1. – С. 58–63. 5. *Карпов, А. В.* К вопросу определения обрабатываемости резанием конструкционных сталей / *А. В. Карпов* // *Машиностроение и безопасность жизнедеятельности.* – 2012. – № 4. – С. 50–54. 6. *Мироненко, Е. В.* Научные основы создания систем агрегатно-модульных инструментов для тяжелых токарных станков : дис. ... д-ра техн. наук : 05.03.01. / *Е. В. Мироненко* ; Донбасская гос. машиностроительная академия. – Краматорск, 2003. – 417 с. 7. *Васильченко, Я. В.* Разработка технологических систем для обработки крупногабаритных деталей на базе адаптивных многоцелевых тяжелых станков / *Я. В. Васильченко, Т. А. Сукова, М. В. Шаповалов* // *Вісник СевНТУ. Зб. наук. пр. Серія : Машиноприладобудування та транспорт.* Севастополь : СевНТУ. – 2013. – Вип. 139. – С. 28–32. 8. *Мироненко, Е. В.* Оптимизация режимов резания при обработке на тяжелых токарных станках с учетом энергозатрат / *Е. В. Мироненко, В. С. Гузенко, Л. В. Васильева, О. Е. Мироненко* // *Вісник Національного технічного університету «Харківський політехнічний інститут».* Збірник наукових праць. Тематичний випуск : Технології в машинобудуванні. Харків : НТУ «ХПІ». – 2010. – № 40. – С. 62–70.

**Bibliography (transliterated):** 1. Karpov, A. V. Ob ocenke jenergeticheskoj jeffektivnosti tehnologicheskikh processov obrabotki rezaniem / A. V. Karpov // *Mashinostroenie i bezopasnost' zhiznedejatel'nosti.* – 2014. – № 2. – S. 61–68. 2. Starkov, V. K. Fizika i optimizacija rezanija materialov / V. K. Starkov. – M. : Mashinostroenie, 2009. – 640 s. – ISBN 978-5-94275-460-0. 3. Mrochek, Zh. A. Optimizacija parametrov formoobrazovanija poverhnostej rezaniem po jenergotrebljajushhim pokazateljam tehnologicheskogo oborudovanija / Zh. A. Mrochek, V. M. Adamenko, D. V. Adamenko // *Vestnik Brestskogo gosudarstvennogo tehničeskogo universiteta.* – 2007. – S. 54–57. 4. Karpov, A. V. Optimizacija processov obrabotki rezaniem na osnovе jenergeticheskikh zakonomernostej deformacii i razrushenija materialov / A. V. Karpov // *Mashinostroenie i bezopasnost' zhiznedejatel'nosti.* – 2012. – № 1. – S. 58–63. 5. Karpov, A. V. K voprosu opredelenija obrabatyvaemosti rezaniem konstrukcionnyh stalej / A. V. Karpov // *Mashinostroenie i bezopasnost' zhiznedejatel'nosti.* – 2012. – № 4. – S. 50–54. 6. Mironenko, E. V. Nauchnye osnovy sozdanija sistem agregatno-modul'nyh instrumentov dlja tjazhelyh tokarnykh stankov : dis. ... d-ra tehn. nauk : 05.03.01. / E. V. Mironenko ; Donbasskaja gos. mashinostroitel'naja akademija. – Kramatorsk, 2003. – 417 s. 7. Vasil'chenko, Ja. V. Razrabotka tehnologicheskikh sistem dlja obrabotki krupnogabaritnyh detalej na baze adaptivnyh mnogocelevyh tjazhelyh stankov / Ja. V. Vasil'chenko, T. A. Sukova, M. V. Shapovalov // *Visnik SevNTU. Zb. nauk. pr. Serija : Mashinopriladobuduvannja ta transport.* Sevastopol' : SevNTU. – 2013. – Vip. 139. – S. 28–32. 8. Mironenko, E. V. Optimizacija rezhimov rezanija pri obrabotke na tjazhelyh tokarnykh stankah s uchetom jenergozatrata / E. V. Mironenko, V. S. Guzenko, L. V. Vasil'eva, O. E. Mironenko // *Visnik Nacional'nogo tehničeskogo universiteta «Harkiv'skij politehničnij institut».* Zbirnik naukovih prac'. Tematichnij vipusk : Tehnologії v mashinobuduvanni. Harkiv : NTU «HPІ». – 2010. – № 40. – S. 62–70.

*Поступила в редколлегию 30.06. 2015 г.*

УДК 621.921

Н.В. Новиков, д-р техн. наук, Е.А.Пашенко, д-р техн. наук,  
С.В.Рябченко, Киев, Украина

## **ШЛИФОВАНИЕ СПЕЦИАЛЬНОГО ИНСТРУМЕНТА НА СТАНКАХ С ЧПУ КРУГАМИ ИЗ СТВ**

*Розглянуто проблему розробки шліфувальних кругів з надтвердих матеріалів. Знос кругів, що мають спеціальну структуру, оцінювався з використанням ймовірнісних моделей. Обговорюються результати шліфування спеціальних інструментів на станках з ЧПУ.*

*Рассматривается проблема разработки шлифовальных кругов из сверхтвердых материалов. Износ кругов, имеющих специальную структуру, оценивался с использованием вероятностных моделей. Обсуждаются результаты шлифования специальных инструментов на станках с ЧПУ.*

*A problem on the development of grinding wheels with superhard materials has been considered. The wear of wheels having special structures have been assessed with the use of the probabilistic models. The results of grinding special tools on CNC machines are discussed.*

Задачи, стоящие перед современным производством, и возможности нового высокотехнологичного оборудования требуют для своей реализации применения новых, адекватных им, абразивных композитов и инструментов. Шлифование твердых и износостойких инструментальных материалов остается актуальной проблемой машиностроения.

По совокупности рабочих характеристик – стойкости, производительности обработки, возможности обеспечения заданных параметров макро- и микрогеометрии обработанных поверхностей – наилучшим типом шлифовальных композитов, наполненных порошками синтетических алмазов или кубического нитрида бора, можно считать композиты, сочетающие свойства материалов на керамических и полимерных связках.

Износ круга в процессе шлифования происходит в результате одновременного действия многих факторов (механического разрушения, истирания зерен, повышенных температур, химических реакций в зоне контакта круга с деталью, вибраций круга и т.п.), имеющих случайный характер и в общем случае являющихся взаимосвязанными. Поэтому оценку износостойкости шлифовальных кругов проводили по нескольким критериям (прочность, теплостойкость, точность оборудования и т.д.) с использованием вероятностных моделей, учитывающих взаимовлияние указанных факторов [1]. Очевидно, что износ шлифовального круга, при одновременном действии ряда разрушающих факторов, можно свести к определению надежности последовательной системы, в которой отказ любого элемента (разрушение абразивного зерна) приводит к отказу всей системы (разрушению круга). Часто в качестве понятия надежности

системы принимают вероятность ее безотказной работы в течение определенного промежутка времени.

Если указанные факторы слабо влияют друг на друга, что имеет место для многих условий шлифования, в частности, при черновых и финишных режимах шлифования различных материалов. В таком случае элементы системы можно считать не зависящими один от другого, и тогда согласно теореме о произведении вероятностей [2], вероятность  $P$  безотказной работы системы равна произведению  $P_i$  безотказной работы ее элементов:

$$P = \prod_{i=1}^N P_i, \quad (1)$$

здесь  $N$  – число элементов системы.

Поэтому для обеспечения высокой надежности многослойного шлифовального круга (система без резервирования) необходимо обеспечить высокую надежность его работы по каждому разрушающему фактору.

Если по  $i$ -у фактору имеют место рассеяния как действующей нагрузки  $P$ , так и несущей способности (разрушающей нагрузки)  $P_k$ , характеризующиеся плотностями распределения  $f_i(\xi)$  и  $f_{ik}(\xi)$  соответственно, то вероятность  $P_i$  можно вычислить по формуле

$$P_i = \int_{-\infty}^{\infty} f_i(P) \left[ 1 - \int_{-\infty}^P f_{ik}(\xi) d\xi \right] dP \quad (2)$$

Обозначив через  $F_{ik}(P)$  функцию вероятностей для величины  $P_{ik}$ :

$$F_{ik}(P) = \int_{-\infty}^P f_{ik}(\xi) d\xi, \quad (3)$$

с учетом (3) формулу (2) запишем в виде

$$P = \prod_{i=1}^N \int_{-\infty}^{\infty} f_i(P) [1 - F_{ik}(P)] dP. \quad (4)$$

Если в качестве исследуемой системы выступает шлифовальный круг, то очевидно, что величина  $P$ , равная отношению числа зерен, оставшихся на поверхности круга по истечению времени шлифования  $T$ , к их общему числу на поверхности до начала шлифования, может быть выбрана в качестве оценки надежности круга: чем больше  $P$ , тем выше надежность круга. С другой стороны, если  $f_i(\xi)$  – функция плотности распределения количества зерен на поверхности круга в зависимости от величины, действующей на них нагрузки. А  $f_{ik}(\xi)$  – плотность распределения зерен в зависимости от величины допустимой нагрузки по  $i$ -у фактору, то тогда получаем согласно (4), что вероятность безотказной работы системы, в качестве которой в данном случае рассматривается шлифовальный круг, в течение некоторого времени шлифования  $T$  численно равна  $P$ .

Распределение размеров абразивных зерен, применяемых для изготовления шлифовальных кругов, описывается нормальным законом [3].

При этом условие разрушения зерна может быть представлена, как разница величин  $P_{zk}$  и  $P_z$ . После преобразований предыдущих уравнений, вероятность разрушения зерна, можно определить по формуле Лапласа:

$$F(0) = Q(K_n, V_{pz}, V_{pz}) = 0,5 + \Phi\left(\frac{(1-K_n) \sqrt{V_{pz}^2 K_n^2 + V_{pz}^2}}{V_{pz}}\right), \quad (5)$$

где  $\Phi(x)$  – интеграл Френеля,  $K_n$  – средний запас прочности (коэффициент запаса прочности) единичных зерен, равный отношению средних значений  $P_{zk}$  и  $P_z$  величин разрушающей и действующей на зерна тангенциальной составляющей сил резания соответственно,  $V_{pz}$  и  $V_{pz}$  – коэффициенты вариации величин  $P_{zk}$  и  $P_z$ . При этом для отдельных значений  $V_{pz}$  и  $V_{pz}$  установлена зависимость вероятности разрушения зерен от величины коэффициента  $K_n$ , оценена степень влияния величин  $V_{pz}$  и  $V_{pz}$  на вероятность разрушения при различных значениях коэффициента  $K_n$  и отмечено, что величина последнего может быть выбрана в качестве наиболее важного показателя надежности.

Приведем более общий анализ вероятности разрушения в зависимости от  $K_n$ ,  $V_{pz}$  и  $V_{pz}$ , где обосновывается выбор  $K_n$  в качестве наиболее важного показателя надежности шлифовальных кругов. Итак, используя связь между интегралом Френеля и функций вероятности  $\text{erf}(x)$ , соотношение (5) представим в виде:

$$F(0) = \begin{cases} 0,5(1 - \text{erf}((K_n - 1) / \sqrt{2(V_{pz}^2 K_n^2 + V_{pz}^2)})), K_n \geq 1 \\ 0,5(1 + \text{erf}((1 - K_n) / \sqrt{2(V_{pz}^2 K_n^2 + V_{pz}^2)})), K_n \leq 1 \end{cases} \quad (6)$$

Исследование влияния коэффициентов вариации  $V_{pz}$  и  $V_{pz}$  на вероятность разрушения абразивных зерен, как следует из (5), показали, что влияние изменения величин  $V_{pz}$  и  $V_{pz}$  на характер изменения величины вероятности разрушения при фиксированных значениях  $K_n > 1,0$  и при  $K_n < 1,0$  являются взаимно противоположными. При  $K_n > 1,0$ , с увеличением  $V_{pz}$  и  $V_{pz}$ , вероятность разрушения возрастает, не превышая значения 0,5, а при  $K_n < 1,0$  с ростом  $V_{pz}$  и  $V_{pz}$ , вероятность разрушения уменьшается, оставаясь большей значения 0,5. То есть при режимах шлифования, свойственных финишным операциям, увеличение разброса прочностных свойств абразивных зерен круга и действующей нагрузки приводит к уменьшению надежности круга, а при режимах черного шлифования увеличение разброса прочностных свойств зерен и действующих на них нагрузок ведут к увеличению износостойкости круга.

Исследуем теперь степень вариации действующей  $P_z$  и разрушающей  $P_{zk}$  нагрузок на вероятность разрушения зерен в круге при разных режимах шлифования. На рис. 1-3 представлены поверхности значений вероятности разрушения  $F(0)$  как функции двух переменных  $V_{pz}$  и  $V_{pz}$  для различных значений коэффициента прочности  $K_n$ . Видно качественное различие этих поверхностей между собой при  $K_n > 1$ ,  $K_n = 1$  и  $K_n < 1$ . При  $K_n > 1$  меньшие

значения вероятности разрушения достигаются при меньших величинах  $V_{pzk}$  и  $V_{pz}$ . Это означает, что на финишных операциях шлифования для обеспечения меньшей вероятности разрушения зерен в круге, целесообразно использовать шлифовальные круги с минимальным, по возможности, разбросом характеристик свойств абразивных зерен (размеров, их формы, ориентации, прочностных характеристик, высотой выступа над связкой и т.д.). Так как в соотношения (5) коэффициент вариации допустимой нагрузки  $V_{pzk}$  умножается на коэффициент прочности  $K_n$ , то отсюда следует, что при финишном шлифовании разброс разрушающей нагрузки влияет на вероятность разрушения в  $K_n$  раз сильнее, чем разброс действующей нагрузки, что видно из рис. 1-3.

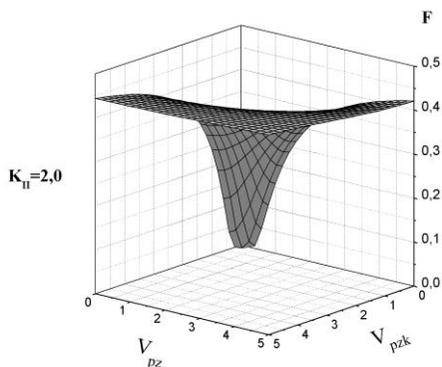


Рисунок 1 – Вероятность разрушения зерна при  $K_n > 1$  (финишное шлифование)

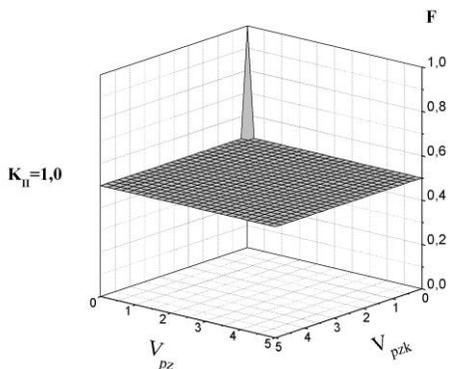


Рисунок 2 – Вероятность разрушения зерна при  $K_n = 1$  (зона промежуточного шлифования)

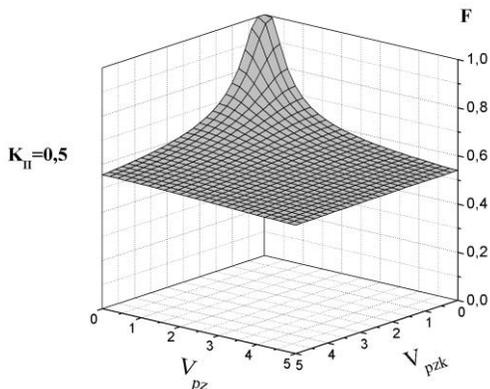


Рисунок 3 – Вероятность разрушения зерна при  $K_n < 1$   
(черновое шлифование)

Для значений  $K_n$ , близких к 1,0, разброс допустимой и действующей на зерно нагрузок сильно влияет на величину вероятности разрушения лишь в области малых значений коэффициентов  $V_{pzk}$  и  $V_{pz}$ . Отсюда большая износостойкость кругов при финишных операциях шлифования. Причем, чем ближе значение  $K_n$  к 1 (при  $K_n > 1$ ), тем меньшей становится область сильного влияния разброса на износостойкость круга.

При  $K_n = 1$  она вырождается в единственную точку:  $V_{pzk} = 0$  и  $V_{pz} = 0$ . Это означает, что разброс действующей и разрушающей нагрузок при  $K_n = 1$  не влияют на износостойкость. Как отмечалось выше, на практике это может свестись к тому, что при режимах, промежуточных (получистовых) между финишным и черновым шлифованием влияние разбросов действующей и разрушающей нагрузок становится наименьшим.

Поскольку производительность шлифования прямо пропорциональна величине действующей на зерна нагрузки, то из вышесказанного следует, что в условиях финишного шлифования наибольшей производительности шлифования и высокой износостойкости круга можно достичь при меньших значениях  $K_n$ . Для обеспечения последнего нужно свести к минимуму разброс зерен круга по их характеристикам (прочностным свойствам, геометрической форме, ориентации, высоте выступа над связкой и т.п.), а также биения круга.

Для режимов шлифования, характеризующихся величиной коэффициента запаса прочности  $K_n < 1,0$  (черновое шлифование), разброс разрушающей и действующей на зерна нагрузок влияет сильнее на величину вероятности разрушения. При этом меньшие значения вероятности разрушения (большая износостойкость) круга достигается при большем разбросе как действующей на зерна нагрузки, так и их прочностных свойств.

Причем в отличие от условий финишного шлифования в данном случае разброс прочностных свойств зерен влияет на вероятность разрушения в  $K_{\Pi}$  раз слабее, чем разброс приложенной нагрузки.

Аналогичным образом можно также учесть влияние связки на износостойкость круга. Для этого всю поверхность связки разобьем на конечное число взаимно непересекающихся участков так, что в пределах каждого из них можно считать приложенную к ним нагрузку постоянной. Тогда если  $f_k(P)$  и  $f(P)$  функции плотности распределения числа данных участков поверхности связки в зависимости от разрушающей  $P_k$  и действующей  $P$  на них нагрузок, то вероятность  $P_{св}$  безотказной работы (неразрушения) связки в течение некоторого фиксированного времени шлифования выразится формулой (4), и в итоге вероятность безотказной работы круга  $P_{кр}$  определяется как произведение вероятностей безотказной работы зерна  $P_з$  и связки  $P_{св}/P_{кр} = P_з \cdot P_{св} = (1 - F_з)(1 - F_{св})$  в случае независимости процессов разрушения зерен и связки ( $F_з$  – вероятность разрушения зерна,  $F_{св}$  – вероятность разрушения связки в течение некоторого фиксированного времени шлифования).

Установлено, что для условий финишного и чернового шлифований влияние вариации разрушающей  $P_{жк}$  и действующей  $P_z$  нагрузок являются взаимно противоположными. При финишном шлифовании с увеличением разбросов износостойкость круга уменьшается и, наоборот, при черновом шлифовании с увеличением разбросов износостойкость круга увеличивается. Показано, что наименьшее влияние вариации разрушающей и действующей нагрузок на износ круга происходит в условиях, промежуточных между черновым и финишным шлифованиями.

Техническая эффективность применения абразивного инструмента определяется сочетанием трех основных показателей. Это: (1) – состояние поверхностного слоя обрабатываемого материала (шероховатость, наличие и концентрация дефектов, функциональные характеристики); (2) – максимальная скорость съема обрабатываемого материала, в условиях интенсивного термомеханического воздействия, при которой состояние формируемого поверхностного слоя все еще остается удовлетворительным; (3) – стойкость (скорость износа) абразивного композита. Повышение скорости удаления припуска без ущерба для качественных показателей обработанных поверхностей или, тем более, при улучшении таковых, представляет собой заманчивую перспективу для всех пользователей абразивного инструмента, независимо от точности, ответственности и назначения изготавливаемых ими изделий. Очевидным препятствием для решения этой задачи выступает высокий уровень температур и сдвиговых нагрузок, которые быстро увеличиваются с ростом давления прижима инструмента к поверхности, подвергающейся шлифованию. При этом параметры напряженно-деформированных состояний обрабатываемого материала в рабочей зоне могут далеко выходить за пределы его структурной

устойчивости. Быстрая, «обвальная» релаксация таких чрезвычайно неравновесных состояний неизбежна при использовании инструментов на традиционных связках и проявляется в образовании в поверхностном слое множества дефектов разнообразной природы.

Исследованный нами альтернативный подход предполагает использование в качестве связующих неорганических полимеров силоксанового строения. Такие связующие позволили нам получить абразивные композиты, структура которых обеспечивает им сочетание преимуществ, свойственных шлифовальным кругам на керамических и полимерных связках [4].

Варьирование структуры и свойств силоксановых композитов в широких пределах позволяет преодолеть замкнутый круг, в котором больший съём обрабатываемого материала всегда связан с большей дефектностью. Особенности строения силоксановых связок позволяют решить эту задачу за счет более эффективного отвода и перераспределения энергии, рассеиваемой в зоне контакта инструмента с деталью. До настоящего времени единственным способом активного отвода избыточной энергии, то есть той энергии, которая передается инструментальным материалом в обрабатываемый слой, но не трансформируется в формирование его заданной структуры и геометрии на макро-, мезо- и микроуровне, выступает принудительное охлаждение. Под этим мы понимаем активизированный тем или иным способом (как правило, путем применения СОТС) принудительный конвективный отвод тепла из обрабатываемого поверхностного слоя.

Проблема состоит в том, что проникновение охлаждающих жидких сред непосредственно в пятно контакта абразивного композита с обрабатываемым материалом во многих случаях затруднено. Что касается отвода тепла в инструментальный материал по механизму теплопроводности непосредственно в момент контакта, то его эффективность принципиально ограничена инерционностью, с одной стороны, и малыми временами существования пятен контакта, с другой.

Мы предположили, что возможность прямого безинерционного отвода тепла из короткоживущих пятен истинного контакта абразивного и обрабатываемого материала связана с использованием механизма передачи энергии излучением. Высокие мгновенные температуры активных микроучастков контактной пары делают их эффективными излучателями электромагнитных волн инфракрасного диапазона. Излученная энергия, как правило, снова полностью поглощается тонкими поверхностными слоями контактирующих материалов, с соответствующими негативными структурными последствиями.

С другой стороны, каждая короткоживущая микрообласть касания связки абразивного композита с обрабатываемым материалом на протяжении своего времени жизни может рассматриваться, как совершенный оптический

контакт. Следовательно, если обеспечить условия, при которых инфракрасное излучение раскаленного обрабатываемого материала контактного микроучастка будет беспрепятственно проникать в глубину инструментального композита, можно создать эффективный дополнительный канал отвода тепла из зоны абразивного резания, а также существенно изменить профиль распределения температуры в поверхностном слое обрабатываемого материала.

Абразивный композит, включающий режущие зерна и связку, всегда сильно неоднороден с точки зрения оптических свойств его компонентов. Поэтому даже в случае, когда он состоит исключительно из веществ, обладающих высоким пропусканием в инфракрасном диапазоне, необходимый эффект не достигается. Разумеется, для обеспечения радиационного отвода тепла должен быть использован компонент абразивного композита, образующий в его объеме непрерывную пространственную матрицу, то есть связка. Такой компонент, помимо необходимой способности к пропусканию теплового излучения, должен обладать достаточным уровнем механических свойств. Необходимым набором характеристик обладают композиты, полученные путем частичной контролируемой деструкции полисилоксановых полимеров. Они могут вводиться в инструмент в качестве связующих в готовом виде, либо в виде полимеров с силоксановыми основными цепями, способных образовывать стеклоподобные ионно-ковалентные структуры в результате термообработки.

Поскольку выбор состава связки, прозрачного для ИК-волн, сам по себе не может обеспечить эффективный излучательный отвод тепла из контактной зоны, проблема решалась путем создания особой структуры композита. Речь идет о таком строении прослоек связки в составе абразивного материала, при котором в ее веществе были бы сформированы каналы, обеспечивающие полное внутреннее отражение при распространении электромагнитных волн в ИК-диапазоне (своего рода эффект световода).

Конфигурация пути, по которому в глубину абразивного слоя будет распространяться излучение, в данном случае несущественна. В то же время необходимо, чтобы такой канал представлял собой оптически более плотную среду, окруженную оптически менее плотной средой. Естественное решение, обеспечивающее выполнение указанных требований – это получение композита с высоким объемным содержанием связки и высоким объемным содержанием капиллярных пор. При этом, при условии формирования мелкопористой структуры, обеспечивающей наличие тонких прослоек полисилоксановой связки, окруженных оптически менее плотной средой (воздухом), велика вероятность образование достаточного количества каналов излучательного отвода тепла непосредственно из пятен контакта связки с поверхностью обрабатываемого материала.

Нами разработаны новые абразивные композиты на керамических связках на основе комбинации силикатных стекол, а также продуктов глубокой деструкции силоксановых полимеров. В качестве абразива в данных материалах могут использоваться: кубический нитрид бора, алмазы, корунд, карбид кремния, карбид бора. Основное отличие новых композитов от традиционных абразивных материалов на керамических связках заключается в особенностях их строения. Использованный нетрадиционный подход к формированию архитектуры композитов позволил реализовать в них неизвестное ранее сочетание структурных характеристик. Данные материалы имеют открытую капиллярную пористость при объемной доле пор 15–30%, что само по себе не может считаться чем-то необычным. Однако высокая открытая пористость сочетается с физико-механическими характеристиками на уровне горячепрессованных низкопористых композитов на основе стекол. Объемная доля связки составляет в разработанных композитах 25–40%, что необычно много для высокопористых материалов, тем более, при открытом характере пор. Объемная доля абразивных зерен, даже в случае обычных абразивных абразивов (корунд, карбид кремния, карбид бора) не превышала 25% по объему для шлифзерна, и была существенно меньше (5–10% по объему) для микропорошков.

В целом, разработанный новый тип абразивного композита на керамической связке представляет собой легкую (характерную плотность 1,6–2,2 г/см<sup>3</sup>), но жесткую и износостойкую капиллярно-пористую керамическую «губку» с равномерно распределенными в объеме абразивными зёрнами.

Эффект излучательного отвода энергии из зоны контакта разработанных композитов с обрабатываемыми материалами получил экспериментальное подтверждение. Контакт между абразивным композитом и контртелом формировали в динамическом режиме, после чего образец обрабатываемого материала (сталь ШХ-15) подвергали быстрому индуктивному нагреву до температуры 800 °С. При этом фиксировалась интенсивность излучения ИК-диапазона, прошедшего сквозь образец абразивного композита (рис. 4). Поведение плотного горячепрессованного композита было вполне традиционным. При этом высокопористые композиты показали неожиданно высокую способность к пропусканию электромагнитного излучения. Существенно, что область повышенного пропускания внутри ИК-диапазона может регулироваться модифицированием связки ионами металлов. Обнаруженная сильно выраженная зависимость от эффективной толщины прослоек связки в составе композита косвенно подтверждает нашу трактовку механизма радиационного отвода тепла, хотя, разумеется, данный вопрос требует дальнейшего углубленного исследования.

Прогнозирование температурных полей (рис. 4) в поверхностном слое обрабатываемого материала, находящегося в динамическом контакте с абразивным композитом показало возможность качественного изменения

картины распределения температур при подключении дополнительного (излучательного) канала отвода тепла. Профиль (1) соответствует традиционному абразивному композиту, для которого отсутствует излучательный сброс энергии. Профиль (2) – высокопористому композиту с некоторым, не максимальным, уровнем излучательного отвода. Профиль (3) – капиллярно-пористому композиту с максимальным для данного состава связки пропусканием в ИК-диапазоне.

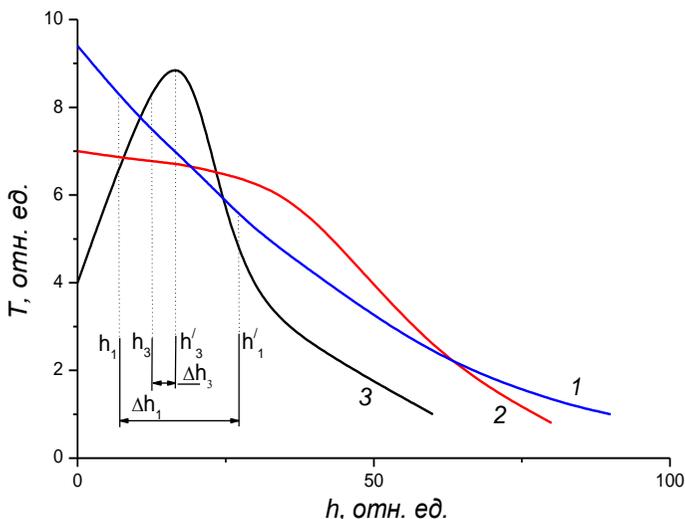


Рисунок 4 – Результаты расчетного прогнозирования температурных полей в поверхностном слое обрабатываемого материала:

- $h$  – глубина поверхностного слоя;  $h_1, h_3$  – глубина внедрения абразивного зерна;  $h_1, h'_3$  – глубина зоны сдвиговой деформации;  $\Delta h_{1,3}$  – глубина дефектного слоя;
- 1 – температурный профиль, формируемый плотным композитом;
  - 2 – температурный профиль, формируемый высокопористым композитом с неоптимальной эффективной толщиной прослоек связки;
  - 3 – температурный профиль, формируемый высокопористым композитом с оптимальной эффективной толщиной прослоек связки

Если исходить из предложенной нами трактовки механизма перераспределения тепла в контактной зоне, то, при достаточно заметном вкладе излучательного канала отвода энергии, в глубине поверхностного слоя обрабатываемого материала возникает выраженный температурный максимум. Следует учесть, что комплекс физико-механических характеристик материалов, отвечающих за их деформируемость (например,

микротвердость, модуль упругости при сдвиге и другие) может сильно меняться с изменением температуры.

Тепловое разупрочнение обрабатываемого материала на глубине температурного максимума создает благоприятные условия для снятия стружки, поскольку уменьшает сопротивление сдвигу. Можно ожидать, в частности, увеличения предельной толщины среза, выдерживаемой абразивными зёрнами без разрушения, с многократным увеличением объема единичного среза. Расчетное моделирование предсказывает, что при оптимальной локализации температурного максимума (кривая 3, рис. 4) отношение глубины внедрения зёрна абразива к радиусу его вершины, характеризующее переход от пластической деформации к резанию, может уменьшаться на порядок. Соответственно, уменьшается доля зёрен, производящих работу упруго-пластической деформации металла без отделения стружки. Значительное сокращение зоны деформации и объема наплывов по боковым сторонам шлифовочных рисков, обусловленное изменением механизма стружкообразования, может быть эффективным дополнительным фактором уменьшения шероховатости обработанной поверхности. При этом основным фактором формирования менее шероховатых поверхностей разработанными нами абразивными композитами выступает существенное уменьшение зернистости абразива, обеспечивающей снятие заданного припуска, по сравнению с той, которую необходимо использовать для достижения этой цели в известных композитах.

В зависимости от использованного абразива (алмаз, кубический нитрид бора, традиционные обычные абразивные материалы, прочие тугоплавкие соединения) разработанные композиты могут успешно применяться для шлифования (производительного по скорости съема, тонкого по состоянию обработанной поверхности) закаленных сталей, металлокерамических и керамических материалов, стекла. Можно ожидать высокой эффективности их применения для обработки поверхностей пар трения скольжения или качения, элементов запорной или топливной арматуры, высокоточных резб, лопаток турбины и других ответственных деталей.

Варьируя условия спекания композита: давление и температуру термообработки в пресс-форме, а также температуру последующей термообработки вне пресс-формы, можно получать шлифовальные круги из СТМ, обладающие широким диапазоном свойств. Для исследования работоспособности кругов, нами были изготовлены алмазные шлифовальные круги различных форм на специальных связках. В качестве абразива использовался алмазный порошок АС6 зернистостью 63/50 с покрытием зёрен никелем [5].

Испытания на работоспособность алмазных кругов проводились при шлифовании рабочей части фрезы в сравнении со шлифовальными кругами фирмы «Gabus», Швейцария. Алмазные круги устанавливали на

шлифовально-заточной станок-автомат с ЧПУ фирмы «JUNGNER» модели US 600 CNC (рис.5). Обрабатываемая деталь – концевые фрезы диаметром 16 мм. Материал фрез – твердый сплав H10F. Длина стружечной канавки -70 мм. Глубина стружечной канавки – 6,2 мм. Охлаждение - концентрат COTC фирмы «BLASER» (Grindex SC 892-01).

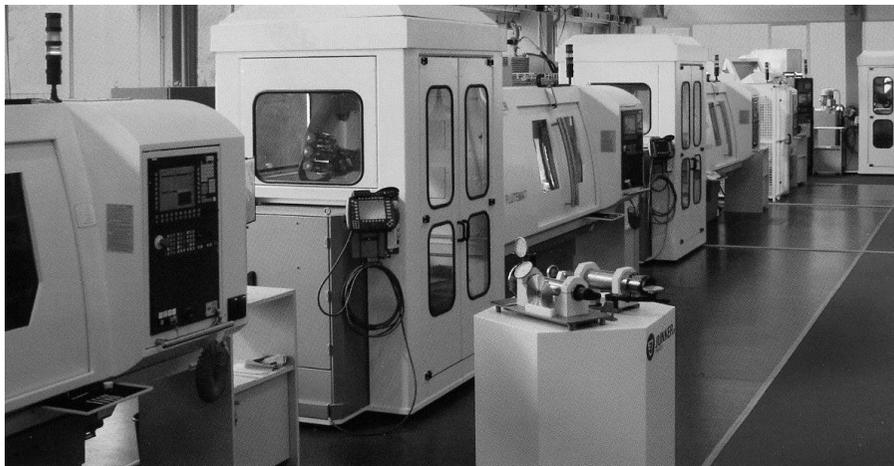


Рисунок 5 – Линия шлифовально-заточных станков-автоматов с ЧПУ фирмы «JUNGNER»

При шлифовании задних поверхностей, передних поверхностей и спинок фрезы испытывались алмазные шлифовальные круги формы 1A1 размером 125x12x5x32 зерном АС6 63/50 на связке ПКН 100 % концентрации и сравнивались с кругом фирмы «Gabus» 1A1 125x12x5x32 SDN91-R100 В6-3. Режимы обработки: Число оборотов шлифовального круга – 4200 об/мин. Глубина шлифования – 0,5 мм. Подача – 50-60 мм/мин. Количество проходов – 3. Правка алмазного круга не производилась.

При шлифовании стружечных канавок фрез испытывались алмазные шлифовальные круги формы 1V1 размером 150x12x3x32 зерном АС6 63/50 на связке ПКН 100 % концентрации и сравнивались с кругом фирмы «Gabus» 1V1 150x12x3x32 SDN91-R100 В6-3. Режимы обработки: Число оборотов шлифовального круга – 3900 об/мин. Глубина шлифования – 0,775 мм. Подача – 50-60 мм/мин. Количество проходов – 8. Правка алмазного круга не производилась. Результаты всех испытаний приведены в табл. 1.

Таблица 1

№	Шлифовальные круги	Режимы обработки	Результаты испытаний	Примечание
1	1A1 125x12x5x32 AC6 80/63 ПКН-100	Об. круга – 3500 об/мин Глубина – 0,3 мм Подача – 100 мм/мин Кол. проходов – 1	Износ круга – 0,02 мм Шероховатость Ra = 0,8 мкм	Обраб. деталь – фреза Ø 8 мм Твердый сплав- Н10SNG18
2	1A1 125x20x5x32 AC6 80/63 ПКН-100	Об. круга – 3500 об/мин Глубина – 0,3 мм Подача – 100мм/мин Кол. проходов – 1	Износ круга – 0,02 мм Шероховатость Ra = 0,8 мкм	Обраб. деталь – фреза Ø 16 мм Твердый сплав- Н10SNG18
3	1V1 150x12x3x32x45 °AC6 80/63 ПКН-100	Об. круга – 3500 об/мин Глубина – 0,64 мм Подача – 100 мм/мин Кол. проходов – 5	Износ круга – 0,02 мм Шероховатость Ra = 0,4 мкм	Обраб. деталь – фреза Ø 8 мм Твердый сплав- Н10SNG18
4	1A1 125x12x5x32 AC6 63/50 ПКН-100	Об. круга – 4200 об/мин Глубина – 0,5 мм Подача – 50мм/мин Кол. проходов – 3	Износ круга – 0,02 мм Шероховатость Ra = 0,2 мкм	Обраб. деталь – фреза Ø 16 мм Твердый сплав- Н10F
5	1V1 150x12x3x32x45 °AC6 63/50 ПКН-100	Об. круга – 3900 об/мин Глубина – 0,775 мм Подача – 50мм/мин Кол. проходов – 8	Износ круга – 0,02 мм Шероховатость Ra = 0,2 мкм	Обраб. деталь – фреза Ø 16 мм Твердый сплав- Н10F
6	11V9 100x12x3x32 AC6 63/50 ПКН-100	Об. круга – 4000 об/мин Глубина – 0,1 мм Подача – 60мм/мин Кол. проходов – 1	Износ круга – 0,02 мм Шероховатость Ra = 0,2 мкм	Обраб. деталь – фреза угловая Твердый сплав- НВ30F



Рисунок 6 – Алмазные шлифовальные круги на силиконовых полимерных связках.

В результате проведенных испытаний можно сделать следующие выводы:

1) Установлено, что для условий финишного и черного шлифований влияние вариации разрушающей  $P_{ж}$  и действующей  $P_z$  нагрузок являются взаимно противоположными. При финишном шлифовании с увеличением разбросов износостойкость круга уменьшается и, наоборот, при черновом шлифовании с увеличением разбросов износостойкость круга увеличивается.

2) Варьируя условия спекания композита: давление и температуру термообработки в пресс-форме, а также температуру последующей термообработки вне пресс-формы, можно получать шлифовальные круги из СТМ, обладающие широким диапазоном свойств.

3) Результаты испытаний показали, что разработанные Институтом сверхтвердых материалов НАН Украины специальные алмазные круги на специальных связках, позволили обеспечить хорошую работоспособность кругов при шлифовании инструмента из твердого сплава на специальном шлифовально-заточном станке-автомате с ЧПУ фирмы «JUNGNER» модели US 600 CNC и обеспечить износ наружного диаметра круга около 0,02 мм, что по стойкости соответствовало уровню износа Швейцарских кругов. Шероховатость обработанной поверхности Ra 0,2 мкм.

**Список литературы:** 1 *Рябченко С.В.* Шлифование зубчатых колес тарельчатыми кругами из СТМ / *С.В. Рябченко* // Сверхтвердые материалы. – 2014. – № 6. – С. 81–89. 2 *Решетов Д.Н.* Надежность машин / *Д.Н. Решетов, А.С. Иванов, В.З. Фадеев.* – М. : Высш. школа, 1988. – 238 с. 3. Абразивная и алмазная обработка материалов: справочник / под ред. *А.Н. Резникова.* – М. : Машиностроение, 1977. – 391 с. 4 *Воронков М.Г.* Силоксановая связь / *М.Г. Воронков, В.П.*

*Милешкевич, Ю.А. Южелевский.* - Новосибирск: Наука, 1976. - 413 с. 5 *Новиков Н.В.* Шлифовальные круги из полимерно-абразивных композитов для станков с ЧПУ / Н.В.Новиков, Е.А.Пащенко, С.В.Рябченко, А.А.Шепелев. // «Модернизация машиностроительного комплекса России на научных технологии машиностроения» (ТМ- 2011). Сб.тр. 3 Международной научно-технической конференции г. Брянск, 19-20 мая 2011 г. – Брянск: Десяточка, 2011. – С. 73-74.

**Bibliography (transliterated):** 1 Rjabchenko S.V. Shlifovanie zubchatyh koles tarel'chatymi krugami iz STM / S.V. Rjabchenko // Sverhtverdye materialy. – 2014. – № 6. – S. 81–89. 2 Reshetov D.N. Nadezhnost' mashin / D.N. Reshetov, A.S. Ivanov, V.Z. Fadeev. – М. : Vyssh. shkola, 1988. – 238 s. 3. Abrazivnaja i almaznaja obrabotka materialov: spravochnik / pod red. A.N. Reznikova. – М. : Mashinostroenie, 1977. – 391 s. 4 Voronkov M.G. Siloksanovaja svjaz' / M.G. Voronkov, V.P. Mileshekevich, Ju.A. Juzhelevskij. - Novosibirsk: Nauka, 1976. - 413 s. 5 Novikov N.V. Shlifoval'nye krugi iz polimerno-abrazivnyh kompozitov dlja stankov s ChPU / N.V.Novikov, E.A.Pashhenko, S.V. Rjabchenko, A.A. Shepelev. // «Modernizacija mashinostroitel'nogo kompleksa Rossii na nauchnyh tehnologij mashinostroenija» (ТМ- 2011). Sb.tr. 3 Mezhdunarodnoj nauchno-tehnicheskoy konferencii g. Brjansk, 19-20 maja 2011 g. – Brjansk: Desjatochka, 2011. – S. 73-74.

*Поступила в редколлегию 30.07.2015*

УДК 620.1.08

Г.А. Оборский, д-р техн. наук, Ю.Г. Паленный, В.П. Гугнин, канд. техн. наук,  
Л.М. Перпери, канд. техн. наук, А.М. Голобородько, Одесса, Украина

## **БЕСКОНТАКТНОЕ ИЗМЕРЕНИЕ ОТНОСИТЕЛЬНЫХ ПЕРЕМЕЩЕНИЙ ИНСТРУМЕНТА И ДЕТАЛИ В ПРОЦЕССЕ РЕЗАНИЯ**

*У статті проведено аналіз джерел похибок контактних і безконтактних перетворювачів з метою створення методу безконтактного вимірювання відносних переміщень інструмента і деталі в процесі різання.*

*В статье проведен анализ источников погрешностей контактных и бесконтактных преобразователей с целью создания метода бесконтактного измерения относительных перемещений инструмента и детали в процессе резания.*

*The article describes the analysis of error sources of contact and non-contact sensors, the aim is to develop a method for non-contact distance measurement tool relative to details in the process of cutting.*

**Введение.** Погрешность обработки детали режущим инструментом не в последнюю очередь зависит от точности позиционирования инструмента и детали при обработке. Современное оборудование позволяет обеспечивать позиционирование инструмента с достаточно высокой точностью, однако, в процессе обработки возникают факторы, которые могут значительно снизить точность полученной детали [1].

К таким факторам относятся:

- биение шпинделя вследствие износа подшипников;
- недостаточная жесткость одного или нескольких элементов технологической системы «станок – приспособление – инструмент – заготовка»;
- износ инструмента и погрешность его установки;
- температурные деформации технологической системы;
- правильный выбор смазывающе-охлаждающей технологической среды.

**Постановка задачи.** Актуальными являются вопросы, связанные с созданием метода, которые позволят производить измерения взаимного перемещения инструмента и обрабатываемой детали процессе обработки.

Все эти факторы в разной степени влияют на погрешность обработки и для оценки этого влияния необходимо выбрать метод измерения погрешности, непосредственно в процессе резания, существенно

понижающий погрешность измерения и позволяющий осуществлять управление точностью обработки. Или создать новый метод, в значительной степени лишенный недостатков существующих, что и является целью данной работы.

Для достижения поставленной цели необходимо решить следующие задачи:

- провести обзор аналогов;
- определить недостатки контактных и бесконтактных датчиков;
- провести анализ источников погрешности контактных и бесконтактных датчиков.

**Обзор аналогов.** Поскольку процесс резания не является стабильным во времени, то с целью изучения всего процесса резания, измерения целесообразно производить непрерывно и фиксировать все получаемые результаты измерений всей протяженности процесса резания. В связи с этим, в работе не рассматриваются средства измерительной техники, такие как индикаторы часового типа, микаторы, микрометры, которые не подключаются к регистрирующим приборам.

Для измерения взаимного перемещения инструмента и детали используют, преобразователи перемещений, которые подключают к регистрирующим приборам. К таким преобразователям относят: индуктивные, трансформаторные, емкостные или оптико-электронные датчики [2, 3, 5, 7].

При измерении перемещений с помощью индуктивных, трансформаторных и емкостных преобразователей корпус преобразователя закрепляется неподвижно относительно объекта измерения, а изменение положения объекта измерения определяется измерительным стержнем преобразователя. Измерительный стержень преобразователя с одной стороны контактирует с объектом измерений, а с другой стороны воздействует или на сердечник катушки индуктивного преобразователя, или на якорь трансформатора, или на пластину емкостного преобразователя [2, 3, 7].

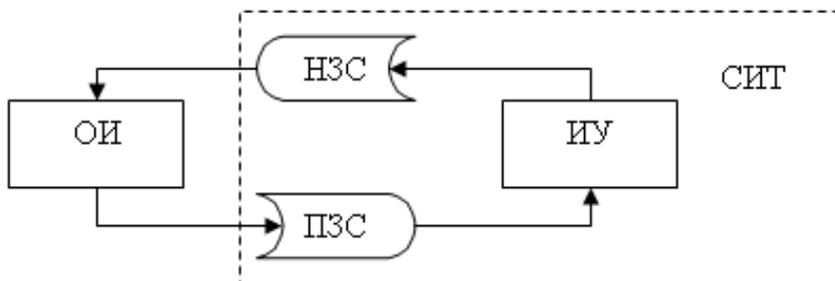
Измерение перемещений оптико-электронными преобразователями линейных и угловых перемещений проводится аналогично, с той лишь разницей, что измерительный стержень перемещает пластину со штрихами, а электронное отсчетное устройство преобразователя считывает штрихи [4, 6, 7].

**Недостатки контактных преобразователей.** Перечисленные методы можно отнести к контактным методам измерений, поскольку измерительный стержень контактирует с поверхностью объекта измерений. Применение контактных преобразователей перемещений позволяет выполнять измерения с достаточно высокой точностью, однако такие преобразователи плохо выдерживают внешние факторы, которые возникают в процессе резания,

такие как линейные ускорения, механические удары, вибрация, высокая температура, наличие смазывающе-охлаждающей технологической среды.

**Недостатки бесконтактных преобразователей.** Применение преобразователей основанных на ультразвуковых, электромагнитных, емкостных, электростатических и ионных эффектах позволяет решить ряд задач, связанных с проблемами контакта физических тел средствами измерительной техники с объектом измерений. Однако их точность существенно ниже, чем точность контактных преобразователей.

**Анализ источников погрешности контактных и бесконтактных преобразователей.** Процесс измерения это всегда взаимодействие средства измерительной техники (СИТ) с объектом измерений (ОИ). Такое взаимодействие происходит, как правило, через специально предназначенные для этой функции элементы СИТ – через звенья связи. Обобщенная структурная схема измерений перемещений представлена на рис. 1.



ОИ – объект измерений; ПЗС – подвижное звено связи;  
ИУ – измерительное устройство; НЗС – неподвижное звено связи;  
СИТ – средство измерительной техники

Рисунок 1 – Обобщенная структурная схема измерений перемещений

При выполнении операций измерений информация о размере передается от объекта измерений на измерительное устройство (ИУ) через подвижное звено связи (ПЗС). Подвижное звено связи это: в микрометре – подвижная пятка; в индикаторе часового типа и индуктивном преобразователе – стержень, связанный с соответственно часовым механизмом и сердечником катушки индуктивности и так далее. Измерительное устройство в указанных СИТ это микрометрический винт со шкалой на барабане микрометра, часовой механизм со шкалой у индикатора часового типа или катушка индуктивности с сердечником в индуктивных преобразователях. НЗС это: скоба микрометра, корпус индикатора часового типа или индуктивного преобразователя перемещений и индикаторная стойка на которой они крепятся.

В процессе измерений ОИ взаимодействует с ИУ через ПЗС и НЗС. Величина взаимодействия определяется измерительным усилием, которое воздействует как на ОИ так и на звенья связи. Результатом такого взаимодействия будет:

- изменение размеров ОИ вызванное смятием микронеровностей или деформацией объекта измерений;
- износ элементов звеньев связи контактирующих с ОИ;
- изменение частоты и амплитуды колебаний ОИ если его масса сравнима с массой ПЗС.

Кроме того следует учитывать, что измерительная информация не может быть передана от ОИ к ИУ с частотой большей, чем собственная частота колебаний ПЗС.

В связи с вышеперечисленным для СИТ величину измерительного усилия обычно минимизируют, а элементы звеньев связи, которые контактируют с ОИ изготавливают из высокопрочных материалов. Так, например, пятки микрометров и наконечники индикаторов изготавливают из твердосплавных материалов.

Для снижения собственной частоты колебаний подвижных элементов СИТ необходимо снижать массу ПЗС. Ограничением в снижении массы ПЗС является необходимость обеспечения жесткости и прочности конструкций этих элементов. Все это накладывает ограничения на использование подобных СИТ для измерения перемещений в процессе резания (табл. 1).

Таблица 1 – Влияние физических свойств звена связи на СИТ и процесс измерения

Физическое свойство звена связи	Влияние на СИТ и на процесс измерения
Твердость	Уменьшение износостойкости СИТ
Температурное расширение	Зависимость результата измерений от изменения температуры
Теплопроводность	Температурное воздействие на ИУ
Масса	Ограничение передаваемых частот
Размер	Ограничение способа установки СИТ

Перечисленные задачи решаются с помощью применения бесконтактных СИТ. Бесконтактными такие СИТ можно назвать условно, поскольку контакт все же существует, с тем лишь отличием, что ПЗС является не физическим объектом, а полем. Различают следующие виды полей: электрическое, магнитное и гравитационное. Гравитационное поле, как правило, не применяют для измерений, поскольку сила гравитационных

взаимодействий очень мала и ее сложно использовать в СИТ. В некоторых СИТ используются электромагнитные поля, возникающие в колебательных системах.

Использование в качестве ПЗС полей, а не физических объектов, позволяет исключить влияние на процесс измерений таких величин как масса, твердость, теплопроводность, частота собственных колебаний ПЗС. Таким образом, преобразователи перемещений, у которых измерительная информация передается от ОИ к ИУ посредством поля, а не физического объекта обладают рядом преимуществ.

Поля, так же как и физические объекты обладают определенными свойствами, которые с одной стороны могут быть использованы для получения измерительной информации, а с другой стороны могут приносить неопределенность в результаты измерений. При проектировании бесконтактных преобразователей перемещений необходимо учитывать следующие свойства полей:

- отсутствие четких границ взаимодействия поля с физическими объектами или с другими полями;
- нелинейность силовых линий в пространстве;
- магнитная и электрическая проницаемость среды;
- взаимодействие полей с электрическими зарядами;
- возникновение внешних полей в результате движения электрических зарядов.

Отсутствие четких границ полей связано с тем, что полям сложно придать определенную форму, так как это мы обычно делаем с физическими объектами. Для того, что бы учесть возможность взаимодействия поля с объектами не участвующими в измерительном процессе необходимо провести тщательный анализ, как конструкции преобразователя, так и всей измерительной системы, включая объект измерений.

Форма полей не всегда бывает очевидной, поэтому при планировании эксперимента целесообразно производить моделирование процесса измерений, например с помощью программы QuickField компании Tera Analysis Ltd для анализа схемы измерений и максимального исключения неопределенностей измерений.

Свойство нелинейности силовых линий поля в пространстве может быть использовано как способ получения измерительной информации. Например, определяя изменение силы взаимодействия двух электрических зарядов можно делать заключение об изменении расстояния между этими объектами. То же можно сказать и о взаимодействии магнитных полей.

Наличие достаточно чувствительных датчиков для измерения напряженности магнитного поля позволяет изготавливать на их базе бесконтактные преобразователи перемещений, в которых подвижное звено связи является магнитным полем.

Измерение перемещений с помощью постоянного магнитного поля может быть реализовано способами, представленными на рис. 2 и 3.

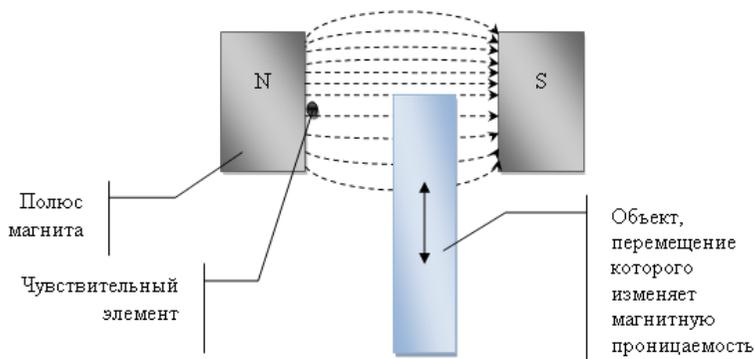


Рисунок 2 – Измерение, основанное на принципе изменения магнитной проницаемости среды

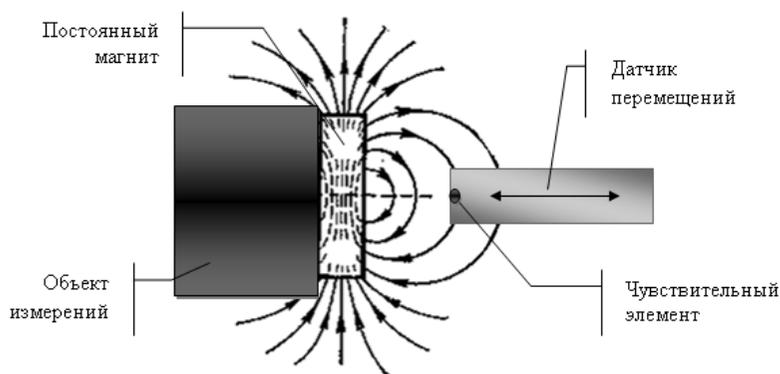


Рисунок 3 – Измерение, основанное на принципе перемещения чувствительного элемента в неоднородном магнитном поле

При использовании магнитного поля в качестве подвижного звена связи возникает ряд факторов, которые могут влиять на результат измерений:

- наличие собственных магнитных полей объекта измерений;
- возникновение вихревых магнитных и электрических полей, величина которых может оказать существенное влияние на результаты измерений;
- намагничиваемость и гистерезис намагничиваемости ферромагнетиков;

– воздействие магнитного поля на движущиеся заряды.

**Выводы.** Таким образом, для повышения точности бесконтактных преобразователей перемещений используемых для проведения измерений в процессе резания, необходимо провести детальное изучение источников погрешностей связанных со свойствами магнитных и электрических полей и их взаимодействия с дестабилизирующими факторами, возникающими в процессе резания.

**Список использованной литературы:** 1. Решетов Д.Н., Портман В.Т. Точность металлорежущих станков. – М.: Машиностроение, 1986. – 336 с. 2. Оборский Г.О., Слободяник П.Т., Костенко В.Л., Антошук С.Г. Вимірювання фізичних величин: навчальний посібник: за ред. проф. Оборського Г.О. – Одеса : Астропринт, 2012. – 400с. 3. Спектор С.А. Электрические измерения физических величин: Учеб. пособие для вузов. Л.: Энергоатомиздат, 1987. – 320 с. 4. Клевец С.И. Принципы преобразования физических сигналов в датчиках систем сбора и обработки информации. Часть 1: Учебное пособие. - Таганрог: Изд-во ТТИ ЮФУ, 2007. – 96 с. 5. Евстихеев Н.Н., Купершмидт Я.А., Папуловский В.Ф., Скугоров В.Н.; Под общ. ред. Евстихеева Н.Н. Измерение электрических и не электрических величин: Учеб. пособие для вузов. – М.: Энергоатомиздат, 1990. – 352 с. 6. Коротаев В.В., Прокофьев А.В., Тимофеев А.Н. Оптико-электронные преобразователи линейных и угловых перемещений. Часть 1. Оптико-электронные преобразователи линейных перемещений /Учебное пособие. –СПб: НИУ ИТМО, 2012. – 114 стр. 7. Индуктивные преобразователи для линейных измерений М. И. Этингоф ОАО «НИИИзмерения», Москва, Россия. [http://dopusk.net/?page\\_id=806](http://dopusk.net/?page_id=806)

**Bibliography (transliterated):** 1. Reshetov D.N., Portman V.T. Tochnost' metallorzhushhih stankov. – М.: Mashinostroenie, 1986. – 336 s. 2. Oborskiy G.O., Slobodyanik P.T., Kostenko V.L., Antoschuk S.G. Vimiryuvannya fizichnih velichin: navchalnyi posibnik: za red. prof. Oborskogo G.O. – Odessa : Astroprint, 2012. – 400 s. 3. Spektor S.A. JElektricheskie izmereniya fizicheskikh velichin: Ucheb. posobie dlja vuzov. L.: JEnergoatomizdat, 1987. – 320 s. 4. Klevcov S.I. Principy preobrazovaniya fizicheskikh signalov v datchikah sistem sbora i obrabotki informacii. CHast' 1: Uchebnoe posobie. - Taganrog: Izd-vo TTI JUFU, 2007. – 96 s. 5. Evstihееv N.N., Kupershmidt JA.A., Papulovskij V.F., Skugorov V.N.; Pod obshh. red. Evstihееva N.N. Izmerenie jelektricheskikh i ne jelektricheskikh velichin: Ucheb. posobie dlja vuzov. – М.:JEnergoatomizdat, 1990. – 352 s. 6. Korotaev V.V., Prokofev A.V., Timofeev A.N. Optiko-jelektronnye preobrazovateli linejnyh i uglovyh peremeshhenij. CHast' 1. Optiko-jelektronnye preobrazovateli linejnyh peremeshhenij /Uchebnoe posobie. –SPb: NIU ITMO, 2012. – 114 str. 7. Induktivnye preobrazovateli dlja linejnyh izmerenij M. I. Jetingof OAO «NIИizmereniya», Moskva, Rossiya. [http://dopusk.net/?page\\_id=806](http://dopusk.net/?page_id=806)

*Поступила в редколлегию 30.06.2015*

УДК 621.91:678.5

В.А. Пасічник, д-р техн. наук, Ю.І. Адаменко, Ю.Й. Бесарабець, канд. техн. наук,  
С.О. Степаненко, Київ, Україна

## **ЗАБЕЗПЕЧЕННЯ ЯКОСТІ ОБРОБЛЕННЯ ОТВОРІВ КОМБІНОВАНИМИ СВЕРДЛАМИ У ДЕТАЛЯХ З ПКМ**

*Під час обробки отворів у деталях з полімерних композиційних матеріалів (ПКМ) виникає ряд дефектів, зокрема ворсистість та викришування кромки отвору, розширення матеріалу на вході та на виході інструменту з отвору, висока шорсткість, деструкція поверхневого шару та ін. З метою забезпечення якості обробки створено низку конструкцій осьових інструментів, які враховують специфічні фізико-механічні властивості композиційних матеріалів.*

*При обработке отверстий в деталях из полимерных композиционных материалов (ПКМ) возникает ряд дефектов, таких как ворсистость и выкрашивание кромок отверстия, расслоение материала на входе и на выходе инструмента из отверстия, высокая шероховатость, деструкция поверхностного слоя и др. С целью обеспечения качества обработки создан ряд конструкций осевых инструментов, учитывающих специфические физико-механические свойства композиционных материалов.*

*During processing holes in parts of polymeric composite materials (PCM), a number of defects, including hairiness and chipping edges of the hole, the bundle of material input and output of the tool from the hole, high roughness, destruction of the surface layer and others. In order to ensure quality of treatment created a series of designs of axial tools that take into account the specific physical and mechanical properties of composite materials.*

### **Вступ**

У сучасному виробництві знаходять застосування різноманітні пластичні матеріали, що відрізняються як своїми фізико-механічними властивостями, так і областями їх застосування. До пластиків відносяться матеріали, призначені для виготовлення деталей і конструкцій, неодмінним компонентом яких є який-небудь полімер, в період формування виробів що знаходиться в пластичному або в'язко-текучому стані, а при експлуатації в склоподібному або кристалічному [1]. У серійному виробництві композиційні матеріали часто застосовують у вигляді плоских листів або листів невеликий криvizни для обшивок стільникових панелей [2].

Композиційні матеріали (КМ) являють собою гетерофазні системи, отримані з двох або більше компонентів із збереженням індивідуальності кожного окремого компонента[3]. КМ мають ряд особливостей, що впливають на якість оброблення отворів та стійкість інструменту – висока міцність, пружність, абразивна здатність, анізотропія властивостей, низька теплопровідність та ін [4].

Під час оброблення отворів у деталях з КМ виникає ряд дефектів,

зокрема ворсистість та викришування кромки отвору, розшарування матеріалу на вході та на виході інструменту з отвору, висока шорсткість, деструкція поверхневого шару та ін. [5]. Найбільш небезпечним дефектом при виготовленні отворів є розшарування матеріалу, оскільки воно суттєво знижує характеристики міцності та жорсткості виробу і його не можна усунути на подальших чистових операціях. Розшарування є небезпечним також у процесі тривалої експлуатації виробів, оскільки через високу гігроскопічність композитів у тріщину потрапляє вода, яка при багаторазовому заморожуванні-розморожуванні призводить до руйнування виробу [4].

Головною причиною розшарування є осьова сила - перемичка не ріже, а видавлює матеріал. Збільшення подачі завжди погіршує якість отвору, а саме: круглість, шорсткість, розшарування. При великих значеннях подачі з збільшенням швидкості обертання осьова сила ( $P_{oc}$ ) і крутний момент ( $M_{кр}$ ) поступово зменшуються - змінюються властивості зв'язуючого [5]. Для уникнення розшарування необхідно, щоб осьова сила різання не перевищувала критичну, за якої і відбувається руйнування композиту, а напрямок сили різання по можливості має бути таким, щоб сила різання сприяла стисканню між собою шарів КМ [6].

В даний час застосовуються різні технології оброблення отворів у КМ: свердління, свердління в поєднанні з ультразвуковими коливаннями, «орбітальне» свердління, вирубка, гідрообразивная різка, лазерна різка, електроерозійна обробка.

Свердління є одним з найбільш доступних методів обробки отворів, що пов'язано з простотою його реалізації [6]. Для зменшення розшарування на вході отвору використовують свердла з подвійною заточкою, а для усунення не прорізання волокон – свердла з гострими кромками на периферії [7]. Найбільш простими за конструкцією зі спіральних свердел з підрізними кромками є свердла з прямолінійними різальними кромками (ПРК) зі зворотним кутом при вершині. Недоліком відомих конструкцій свердел з криволінійними кромками є складність їх якісної заточки, що знижує ефективність їх використання [8].

При обробленні отворів осьовими інструментами в волокнистих КМ виникають значні складнощі, пов'язані із забезпеченням якості поверхні на вході інструменту: на кромках отворів утворюються розшарування матеріалу, перерізання волокон супроводжується частковим витісненням їх у бік вільної поверхні і утворення ворсу. Знизити їх вплив дозволяє спосіб різання з застосуванням додаткового технологічного покриття (ДТП). Нанесення на ділянки поверхні в місці свердління тонкого шару (приблизно 0,3 ... 0,5 мм) ДТП "упрочняє" кромку отвору в основному матеріалі при врізанні інструменту, запобігає її руйнуванню і появі ворсу при свердлінні, зенкеруванні циліндричних або конічних поглиблень для кріпильних деталей

[9]. Для того щоб уникнути розшарування іноді доводиться використовувати кондуктори, що притискаються до поверхні з силою достатньою для запобігання розшарування [10].

Недоліком методу ДТП є те що потрібні додаткові затрати на нанесення та зняття додаткового шару на ПКМ.

Проте використання інструмента зі спеціальною геометрією та допоміжних матеріалів при обробленні отворів дещо зменшує розклинюючу дію інструмента на матеріал, проте не усуває її повністю.

Позитивні результати щодо якості оброблення були отримані з використанням свердел [11], у яких різальна частина є ступінчастою. З метою зменшення осьової сили свердла мають бути гострими, а подачу необхідно зменшувати. Фактично відбувається свердління та розсвердлення отвору. При цьому більшу частину осьової сили сприймає перша ступінь свердла, оскільки саме на серцевину свердла приходить більша частина осьової сили. Дефекти обробленого матеріалу, що виникли під час роботи першої ступені видаляються другою ступеню свердла [12]. Недоліком такої конструкції є складність отримання якісної поверхні на виході інструменту з оброблюваної заготовки, оскільки напрямок дії осьової сили свердла як під час роботи першої ступені, так і під час роботи другою ступеню є несприятливим, адже осьова сила не стискає шари матеріалу між собою, а навпаки викликає їх розшарування.

Таким чином для подальшого покращення якості обробленої поверхні КМ будемо розглядати комбінований інструмент.

**Метою** даної роботи є підвищення якості механічного оброблення отворів у полімерних композиційних матеріалах (ПКМ) за рахунок удосконалення конструкції комбінованого різального інструмента.

У ході вивчення даних проблем при обробці отворів у деталях з ПКМ було розглянуто конструкцію різального інструменту [12]. Вихід різальної кромки з деталі є найбільш небезпечним з точки зору утворення розшарувань, сколів та ворсистості. Але саме в цей час різальна втулка та інструмент стискають шари матеріалу між собою, що запобігає появі дефектів. Тобто верхні шари матеріалу на виході інструменту зрізуються за принципом "ножиць", коли рухома різальна кромка притискає волокна композиційного матеріалу до нерухомої різальної втулки. Для успішного зрізання волокон величина зазору між інструментом та втулкою не повинна перевищувати діаметра волокон композиту.

Недоліком такої конструкції є наявність радіальної сили різання, що виникає під час обробки отвору відкидним ножом. Радіальна сила викликає збільшення зазору між різально-напрявляючою втулкою та лезом ножа. При цьому волокна композиту не зрізаються, а обриваються, що призводить до підвищення ворсистості обробленої поверхні, а відповідно і до зниження якості обробки.

Два напрямки оброблення отворів у деталях з ПКМ:

- З підкладним елементом;
- Без підкладного елемента.

### **Комбінований різальний інструмент з підкладним елементом.**

В основу нової моделі поставлена задача зменшити сили різання та підвищення продуктивності при обробці багат шарових КМ, який відрізняється тим, що ступінь інструменту більшого діаметра виконаний у вигляді двох відкидних ножів, розташованих в одній поздовжній площині в пазу корпусу.

Пристрій [13] складається з різального інструменту 1 та різально-направляючої втулки 2. Інструмент складається з корпусу, на якому розміщені два різальних ступені. Перший ступінь складається з центральної різальної пластини 3, що призначена для обробки початкового отвору діаметром  $D_1$  в суцільній заготовці 4. Другий ступінь складається з двох відкидних ножів 5 і 6, встановлених на осі 7 (рис. 1.а). Ножі розташовані у поздовжній площині в пазу корпусу. Таке розташування ножів дозволяє отримати доцільні геометричні параметри леза ножа та утворює достатньо місця для відведення стружки із зони різання. Відкидні ножі, а також різальнонаправляюча втулка 2 призначені для обробки остаточного отвору діаметром  $D_2$ .

Обробка отвору виконується у такій послідовності.

Різально-направляюча втулка 2 притискається до заготовки 4 і на протязі всього періоду обробки є нерухомою. Свердлу надається обертальний рух та рух подачі, тобто зверху донизу (рис. 1.б). Свердло врізається в матеріал заготовки і обробляє отвір діаметром  $D_1$ . Під час обробки попереднього отвору ножі 5 і 6 повертаються навколо осі 7 і розміщуються всередині пазу корпусу інструменту. У такому положенні ножі проходять через отвір діаметром  $D_1$ .

Після того як різальна пластинка 3 обробила отвір діаметром  $D_1$  і вийшла з контакту із заготовкою, рух подачі продовжується до того часу, поки через отвір не пройдуть поворотні ножі 5 і 6 (рис. 1.в). Під дією сил інерції поворотні ножі повертаються навколо осі 7 і займають робоче положення, притискаючись до опорних поверхонь корпусу. В цей момент пряма подача вимикається та вмикається зворотна подача, тобто знизу вгору. Під час руху догори ножі 5 і 6 формують остаточний оброблений отвір діаметром  $D_2$  (рис. 1.г). Особливістю роботи пристрою є те, що напрямок подачі інструменту змінюється, а напрямок обертання залишається постійним (без реверсу), що спрощує конструкцію пристрою.

На виході ножів з контакту з деталлю різальна втулка та інструмент стискають шари матеріалу між собою, що значно підвищує жорсткість заготовки та запобігає появі дефектів.

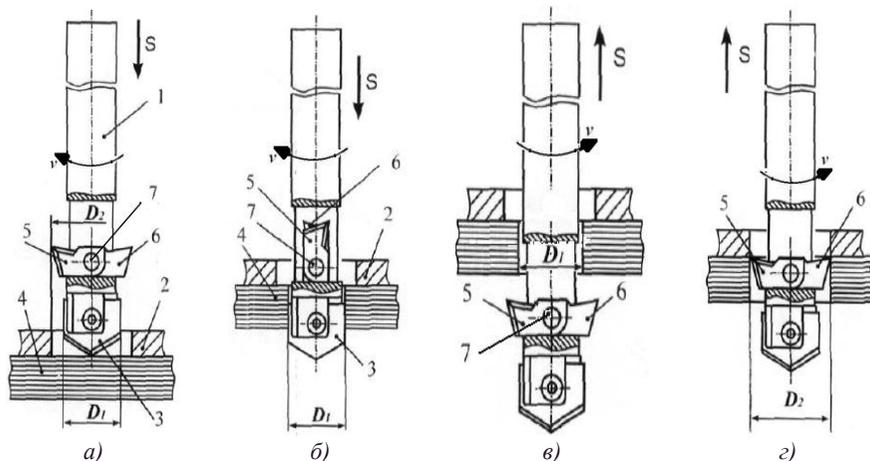


Рисунок 1 – Схема обробки і схема знімання припуску:

- а – початкове положення інструмента;
- б – поворотні ножі розміщуються всередині пазу корпусу інструменту;
- в – поворотні ножі займають робоче положення;
- г – ножі формують остаточно оброблений отвір

### Комбінований різальний інструмент без підкладного елемента.

В основу іншої моделі є те що замість не рухомої різальної втулки застосовуємо третю ступінь, що має діаметр остаточно отвору і призначений для обробки верхньої частини отвору при прямій подачі.

Комбіноване різальне свердло[14] складається з корпусу 1 та робочої частини (рис. 2.а). Робоча частина інструмента складається з центральної різальної пластини 2, поворотного ножа 3 та двох різальних пластин 4 і 5. Різальна пластина 2 призначена для обробки початкового отвору діаметром  $D_1$  у листовій заготовці 6. Кріплення пластини виконується за допомогою гвинта. Свердління здійснюється за правого обертання та прямої подачі свердла. Поворотний ніж 3 призначений для обробки остаточно отвору  $D_2$ . Процес обробки відбувається за лівого обертання інструмента та зворотної подачі (в бік холостого ходу звичайного свердління). Поворотний ніж має можливість вільно обертатися навколо осі 7. Поворотний ніж при правому обертанні повертається (складається) і притискається до корпусу інструмента, а під час лівого обертання ніж повертається навколо осі 7 і займає робоче положення, спираючись тильною частиною на опорну поверхню корпусу. Різальні пластини 4 і 5 розташовані одна проти одної для обробки отвору діаметром  $D_2$  при правому обертанні та прямої подачі.

Обробка отвору виконується у такій послідовності.

Свердлу надається праве обертання та пряма подача, тобто зверху донизу (рис. 2.а). Свердло врізається в матеріал заготовки і обробляє отвір

діаметром  $D_1$ . Геометричні параметри пластини 2 (кут в плані  $\phi$ , передній  $\gamma$  та задній  $\alpha$  кути) та режими свердління (швидкість різання та подача) вибрані такими, щоб дефектна зона матеріалу не виходила за межі остаточно обробленого отвору  $D_2$ . Під час правого обертання ніж 3 повертається навколо осі 7 і притискається до корпусу різального інструмента. У такому положенні ніж проходить через отвір діаметром  $D_1$  (рис. 2.б).

Після проходження відкидного ножа в отвір в роботу вступають різальні пластини 4 і 5 (рис. 2.в). Вони розсвердлюють початковий отвір до остаточного розміру  $D_2$  на глибину  $h$ , що дорівнює половині товщини заготовки 6. В цей момент рух подачі зупиняється, інструменту надають лівого обертання, і вмикається зворотна робоча подача, тобто знизу догори (рис. 2.г).

Отримавши ліве обертання, поворотний ніж 3 повертається навколо осі 7 і займає робоче положення. Під час руху догори різальна кромка ножа 3 формує отвір діаметром  $D_2$  від нижнього торця заготовки до її середини, тобто ніж 3 зрізає весь припуск, залишений пластинами 4 і 5.

Вихід різальної кромки з деталлю є найбільш небезпечним з точки зору утворення розшарувань, сколів та ворсистості. У даній конструкції інструмента відсутній вихід інструмента з заготовки на робочій подачі. Остаточний отвір діаметром  $D_2$  обробляється від верхнього торця до середини заготовки та від нижнього торця назустріч до середини заготовки до повного формування отвору.

Важливо, що спрощується конструкція інструмента у порівнянні з найближчим аналогом, оскільки відсутня різально-направляюча втулка та допоміжні елементи для її кріплення.

#### **Визначити умови експлуатації інструмента з підкладним елементом**

При використанні комбінованого інструменту з підкладним елементом цикл оброблення отвору починається з точки  $P_{0П}$  (рис. 3), яка знаходиться на безпечній відстані  $L_B$  від поверхні заготовки. Подальші переміщення інструменту будемо розглядати в системі координат  $Z$ , рух інструмента відбувається зверху до низу і в зворотному напрямку. У розрахунку циклу оброблення отвору повинні враховуватись такі конструктивні параметри інструменту (рис. 4).

Перший етап оброблення отвору інструмент переміщається з точки  $P_{0П}$  в точку  $P_1$  на прискореній подачі  $S_{прис}$  без обертання інструмента. В точці  $P_1$  включається робоча подача  $S_{р1}$  та праве обертання інструмента  $n_{р1}$ . З точки  $P_1$  до точки  $P_2$  відбувається свердління отвору діаметром  $D_1$ . В точці  $P_2$  інструменту надається прискорена подача  $S_{прис}$  і продовжує рух до точки  $P_3$ . В точці  $P_3$  виключається прискорена подача  $S_{прис}$  та праве обертання інструмента. Другий етап оброблення отвору відбувається знизу до гори. Включається ліве обертання  $n_{р2}$  і робоча подача  $S_{р2}$ . З точки  $P_3$  до точки  $P_4$  відбувається розсвердлення отвору діаметром  $D_2$ . В точці  $P_4$  виключається

ліве обертання і надається інструменту прискорену подачу  $S_{прис}$ . На цих режимах інструмент повертається у вихідне положення в точку  $P_{оп}$ . Цикл оброблення отвору закінчено.

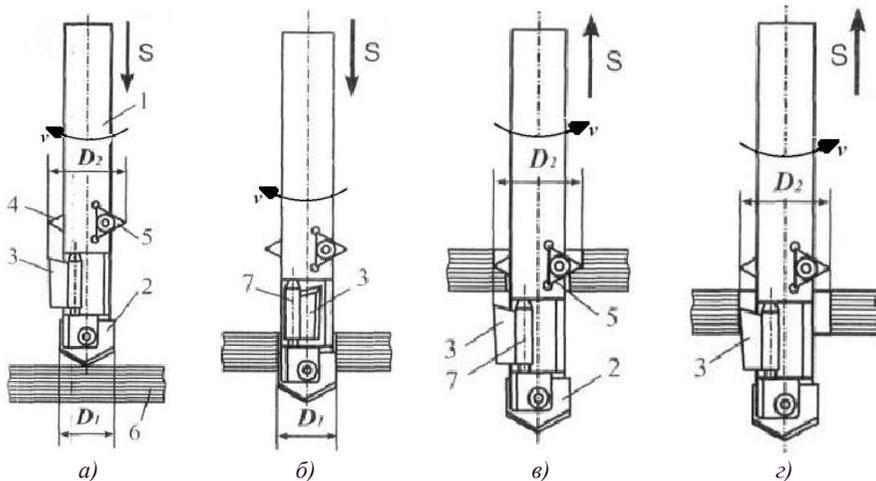


Рисунок 2 – Схема обробки і схема знімання припуску комбінованим свердлом  
а – початкове положення інструмента;

б – ніж притискається до корпусу;

в – поворотний ніж проходить через отвір в роботу вступає третій ступінь;

г – ніж формують остаточно оброблений отвір

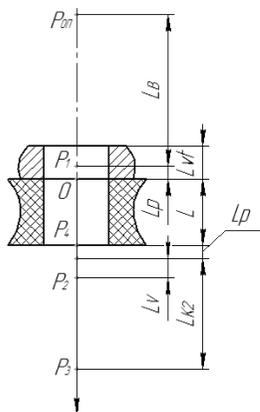


Рисунок 3 – Цикл оброблення отвору у деталях з ПКМ комбінованим інструментом з підкладним елементом:

$L$  – товщина деталі;

$L_{Vt}$  – товщина різальної втулки;

$L_B$  – безпечна відстань;

$L_P$  – відстань перерізання;

$L_{K2} = L_{K1} + L_{PL}$  – конструктивний віліт інструмента за границю заготовки;

$L_V = \frac{D}{2 * \operatorname{tg} \varphi}$  – висота різальної кромки

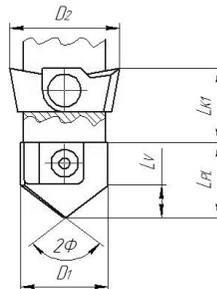


Рисунок 4 – Конструктивні параметри інструменту:

$D_1$  – діаметр 1-го ступеня;

$D_2$  – діаметр 2-го ступеня;

$2\Phi$  – кут в плані;

$L_{PL}$  – висота пластини;

$L_{K1}$  – відстань між пластиною та різальною кромкою другого ступеня

Цикл оброблення передбачає переміщення по точкам ( $P_{0П} \rightarrow P_1 \rightarrow P_2 \rightarrow P_3 \rightarrow P_4 \rightarrow P_{0П}$ ) з різними режимами на кожному переході. Координати та режими наведені у табл. 1.

Таблиця 1 – Етапи оброблення отвору комбінованим інструментом з підкладним елементом

Точка	$Z_i$	Перехід	Подача, мм/хв	Частота обертання, об/хв.	Відстань, мм	$t_i$ , хв.
$P_{0П}$	$-(L_B+L_P)$	$P_{0П}-P_1$	$S_{прис}$	-	$L_B$	$L_B/S_{прис}$
$P_1$	$-L_P$					
$P_2$	$L+L_P+L_V$	$P_1-P_2$	$S_{P1}$	$n_{P1}$	$L_P+L+L_P+L_V$	$(L_P+L+L_P+L_V)/S_{P1}$
		$P_2-P_3$	$S_{прис}$	$n_{P1}$	$L_{K2}-L_V$	$(L_{K2}-L_V)/S_{прис}$
$P_3$	$L+L_P+L_{K2}$	$P_3-P_4$	$S_{P2}$	$n_{P2}$	$L_{K2}+L_P$	$(L_{K2}+L_P)/S_{P2}$
$P_4$	$L$					
$P_{0П}$	$-(L_B+L_P)$	$P_4-P_{0П}$	$S_{прис}$	-	$L_B+L_P+L$	$(L_B+L_P+L)/S_{прис}$

Сумарний час на реалізацію циклу:

$$\begin{aligned}
 t_{\Sigma П} &= \sum_{i=1}^5 t_i = \frac{L_B}{S_{прис}} + \frac{2L_P + L + L_V}{S_{P1}} + \frac{L_{K2} - L_V}{S_{прис}} + \frac{L_{K2} + L_P}{S_{P2}} + \frac{L_B + L_P + L}{S_{прис}} = \\
 &= \frac{2L_B + L_{K2} - L_V + L_P + L}{S_{прис}} + \frac{2L_P + L + L_V}{S_{P1}} + \frac{L_{K2} + L_P}{S_{P2}} \quad (1)
 \end{aligned}$$

**Визначити умови експлуатації інструмента без підкладного елемента.**

При використанні комбінованого інструменту без підкладного елемента цикл оброблення отвору починається з точки  $P_{0П}^*$  (рис. 5), яка знаходиться на безпечній відстані  $L_B$  від поверхні заготовки. Подальші переміщення інструменту будемо розглядати в системі координат  $Z$ , рух інструмента відбувається зверху до низу і в зворотному напрямку. У розрахунку циклу оброблення отвору повинні враховуватись такі конструктивні параметри інструменту (рис. 6).

Перший етап оброблення отвору інструмент переміщається з точки  $P_{0П}^*$  в точку  $P_1^*$  на прискореній подачі  $S_{прис}$  без обертання інструмента. В точці  $P_1^*$  включається робоча подача  $S_{P1}$  та праве обертання інструмента  $n_{P1}$ . З точки  $P_1^*$  до точки  $P_2^*$  відбувається свердління отвору діаметром  $D_1$ . В точці  $P_2^*$



Таблица 2 – Этапы обработки отвору комбінованим інструментом без підкладного елемента

Точка	Z <sub>i</sub>	Перехід	Подача, мм/хв	Частота обертання, об/хв.	Відстань, мм	t <sub>i</sub> <sup>*</sup> , хв.
P <sub>0П</sub> <sup>*</sup>	-(L <sub>B</sub> +L <sub>P</sub> )	P <sub>0П</sub> <sup>*</sup> -P <sub>1</sub> <sup>*</sup>	S <sub>прис</sub>	-	L <sub>B</sub>	L <sub>B</sub> / S <sub>прис</sub>
P <sub>1</sub> <sup>*</sup>	-L <sub>P</sub>					
P <sub>2</sub> <sup>*</sup>	L+L <sub>P</sub> +L <sub>V</sub>	P <sub>1</sub> <sup>*</sup> -P <sub>2</sub> <sup>*</sup>	S <sub>P1</sub>	n <sub>P1</sub>	2L <sub>P</sub> +L+L <sub>V</sub>	(2L <sub>P</sub> +L+L <sub>V</sub> )/ S <sub>P1</sub>
	P <sub>3</sub> <sup>*</sup>	L+L <sub>P</sub> +L <sub>V</sub> +2L <sub>K3</sub>	P <sub>2</sub> <sup>*</sup> -P <sub>3</sub> <sup>*</sup>	S <sub>прис</sub>	n <sub>P1</sub>	2L <sub>K3</sub>
P <sub>4</sub> <sup>*</sup>		L+L <sub>P</sub> +L <sub>K4</sub>	P <sub>3</sub> <sup>*</sup> -P <sub>4</sub> <sup>*</sup>	S <sub>P2</sub>	n <sub>P2</sub>	L <sub>K4</sub> -2L <sub>K3</sub> -L <sub>V</sub>
	P <sub>5</sub> <sup>*</sup>	L+L <sub>P</sub> +L <sub>K4</sub> -L <sub>V</sub>	P <sub>4</sub> <sup>*</sup> -P <sub>5</sub> <sup>*</sup>	S <sub>прис</sub>	n <sub>P2</sub>	L <sub>V</sub>
P <sub>2</sub> <sup>*</sup>		L+L <sub>P</sub> +L <sub>V</sub>	P <sub>5</sub> <sup>*</sup> -P <sub>2</sub> <sup>*</sup>	S <sub>P2</sub>	n <sub>P2</sub>	L <sub>K4</sub> -2L <sub>V</sub>
	P <sub>0П</sub> <sup>*</sup>	-(L <sub>B</sub> +L <sub>P</sub> )	P <sub>2</sub> <sup>*</sup> -P <sub>0П</sub> <sup>*</sup>	S <sub>прис</sub>	-	L <sub>B</sub> +2L <sub>P</sub> +L+L <sub>V</sub>

Сумарний час на реалізацію циклу:

$$\begin{aligned}
 t_{\Sigma B} &= \sum_{i=1}^7 t_i^* = \frac{L_B}{S_{прис}} + \frac{2L_P + L + L_V}{S_{P1}} + \frac{2L_{K3}}{S_{прис}} + \frac{L_{K4} - 2L_{K3} - L_V}{S_{P2}} + \\
 &+ \frac{L_V}{S_{прис}} + \frac{L_{K4} - 2L_V}{S_{P2}} + \frac{L_B + L + 2L_P + L_V}{S_{прис}} = \\
 &= \frac{2L_B + 2L_{K3} + L + 2L_P + 2L_V}{S_{прис}} + \frac{2L_P + L + L_V}{S_{P1}} + \frac{2L_{K4} - 2L_{K3} - 3L_V}{S_{P2}}; \quad (2)
 \end{aligned}$$

### Порівняльний аналіз двох конструкцій

У ході вивчення даних проблем при обробленні отворів у деталях з ПКМ було розглянуто два різального інструменту та проведено їх порівняльний аналіз (табл. 3).

Таблиця 3 – Порівняльний аналіз двох конструкцій.

	Комбінований різальний інструмент з підкладним елементом	Комбінований різальний інструмент без підкладного елемента
Переваги	На виході ножів з контакту з деталлю різальна втулка та інструмент стискають шари матеріалу між собою, що значно підвищує жорсткість заготовки та запобігає появі дефектів	Відсутній вихід інструмента з заготовки на робочій подачі. Оскільки завершення обробки ножем з відбувається в середині заготовки.
Недоліки	Складність установки різальної втулки співвісно з віссю інструмента.	Більший виліт інструмента за границі заготовки.

Конструкція різального інструмента з підкладним елементом виходить за границю матеріалу на відстань  $L_{K2}$ , а різальний інструмент без підкладного елемента виходить на  $L_{K4}$ , якщо від другої відстані відняти першу, то отримуємо:

$$\begin{aligned} \Delta L &= L_{K4} - L_{K2} = (L_{PL} + L_{K1} + L_{K3} - L/2 - L_p) - (L_{PL} + L_{K1}) = \\ &= L_{K3} - L/2 - L_p; \end{aligned} \quad (3)$$

Якщо деталь має обмеження по виліту інструмента, то потрібно використовувати комбінований інструмент з підкладним елементом конструктивний виліт менший ніж у інструмента без підкладного елемента.

Від рівняння (2) віднімемо (1) і отримуємо різницю у часі по обробленню отвору:

$$\Delta t = t_{\Sigma B} - t_{\Sigma II} = \frac{L_p(S_{P2} - 3S_{прис}) + 3L_v(S_{P2} - S_{прис}) + 2S_{P2}(L_{K3} - L_{K2}) + (L/2)S_{прис}}{S_{прис} * S_{P2}}; \quad (4)$$

Відомо, що  $S_{прис} \gg S_{P2}$  виходячи з цієї умови чисельник буде мати від’ємне значення. На оброблення отвору комбінованим інструментом без підкладного елемента потрібно більше часу ніж з підкладним елементом.

Комбінований інструмент з підкладним елементом виграє у часі оброблення отвору і має менший виліт інструменту за межі деталі, чим інструмент без підкладного елемента. Недолік такої конструкції у складності установки різальної втулки співвісно з віссю інструмента.

## **Висновки**

1. Удосконалення схем механічної оброблення отворів в деталях з ПКМ знижує значення силових показників; забезпечення якості на виході інструмента з оброблюваної заготовки; підвищення продуктивності та уникнення утворення розшарування.

2. На базі можливих схем розроблені конструкції інструментів: комбінований різальний інструмент з підкладним елементом та без підкладного елемента, на данні конструкції було отримано Патенти України на корисну модель; комбіноване свердло з обгінною муфтою осьового ходу та подана заявка на Патент України на корисну модель.

3. Порівняння умов експлуатації двох конструкцій удосконаленого інструмента отримуємо такі результати: комбінований інструмент з підкладним елементом має кращий результат по часу оброблені отвору та менший виліт інструменту за границю заготовки ніж без підкладного елемента. Якщо маємо необмежений виліт інструмента за границі заготовки, то краще використовувати комбінований інструмент без підкладного елемента. Дефектна зона переходить у середину заготовки, що забезпечує якість обробки граничних шарів заготовки.

4. Дослід показав, при використанні удосконалених схем механічної обробки отворів в деталях з ПКМ, що оброблюються комбінованим свердлом з обгінною муфтою осьового ходу забезпечує якість оброблюваної поверхні на виході інструмента уникнення утворення розшарування.

**Список використаних джерел:** 1. *Степанов А.А.* Обработка резанием высокопрочных композиционных полимерных материалов.-Л.: Машиностроение, Ленингр. отд-ние. 1987 176 с. 2. Композиционные материалы: В 8-ми т. Пер. с англ. Под ред. *Л. Браутмана, Р. Крока.* –М.: Машиностроение, 1978 –Т.3. Применение композиционных материалов технике / Под ред. *Б. Нотона.* 1978. 511с., ил. 3. *Мелешко А.И., Половников С.П.* Углерод, углеродные волокна, углеродные композиты. –М.: «САЙНС-ПРЕСС», 2007. – 192с., ил. 4. Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Збірник наукових праць. – Краматорськ, вип. №32, 2013. – 424с. 5. *Буланов И.М., Воробей В.В.* Технология ракетных и аэрокосмических конструкций из композиционных материалов: Учеб. Для вузов. – М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 1998. 516 с. ISBN 5-7038-1319-0. 6. *Пасічник В.А.* Звід про НДР «Збір, Систематизація і аналіз масиву даних для інформаційної підтримки вибору технології обробки отворів під болтові з'єднання складальних одиниць, що включають деталі з ПКМ». *В.А. Пасічник, Ю.І. Адаменко, О.В. Глоба, В.М. Кореньков.* Київ, НТУУ «КПІ», 2010. – 123с. 7. *Бойцов А.Г., Дудаков В.Б.*, і ін.Новое в обработке композитов[ Электронный ресурс]. Режим доступа до ресурсу: <http://vniimalmaz.ru/technology/45.html?PHPSESSID=mbv3ldp32rfgrsn60hj2hn0st5> 8. *Луткин Б.В., Мамлюк О.В.*, і ін.Исследование качества поверхности композиционных материалов при обработке сверлами с подрезающими кромками. Открытые информационные и компьютерные интегрированные технологии № 51, 2011. 9. *Ярославцев В.М.* Высокоэффективные технологии обработки изделий из композиционных материалов. Электронное научно-техническое издание «Наука и образование» Эл. № ФС 77-30569. 10. *Ярославцев В.М.* Технологические решения проблем обработки ракетных и аэрокосмических конструкций из композиционных материалов // Вестник МГТУ. Сер. Машиностроение. Спец. выпуск "Композиционные материалы, конструкции и технологии", 2005. – С. 41-62. 11. PATENT US 2003/0202853 A1 Oct. 30, 2003 Step

drill for minimization of burrs when drilling, *Sung-Lim Ko, Jae-Eun Hang*. **12.** Патент на корисну модель UA 77455 МПК В23В 51/08 (2006.01), Опубл. 11.02.2013, Бюл. 3. Пристрій для обробки отворів у композитах. *Адаменко Ю.І., Бесарабець Ю.І., Корбут Є.В., Грабівський О.В.* **13.** Патент на корисну модель UA 88454 МПК В23В 51/08 (2006.01), Опубл. 11.03.2014, Бюл. 3. Пристрій для обробки отворів у полімерних композиційних матеріалах. *Адаменко Ю.І., Бесарабець Ю.І., Пасічник В.А., Степаненко С.О.* **14.** Патент на корисну модель UA 89574 МПК В23В 51/08 (2006.01), Опубл. 25.04.2014, Бюл. 3. Комбіноване свердло для обробки композитів. *Адаменко Ю.І., Бесарабець Ю.І., Пасічник В.А., Степаненко С.О.*

**Bibliography (transliterated):** 1. Stepanov A.A. Obrabotka rezaniem vysokoprochnyh kompozicionnyh polimernyh materialov.-L.: Mashinostroenie, Leningr. otd-nie. 1987 176 s. 2. Kompozicionnye maetrialy: V 8-mi t. Per. s angl. Pod red. L. Brautmana, R. Kroka. –M.: Mashinostroenie, 1978 –T.3. Primenenie kompozicionnyh materialov tehnike / Pod red. B. Notona. 1978. 511s., il. 3. Meleshko A.I., Polovnikov S.P. Uglerod, uglerodnye volokna, uglerodnye kompozity. –M.: «SAJNS-PRESS», 2007. – 192s., il. 4. Nadjijnist' instrumentu ta optimizacija tehnologichnih sistem. Zbirnik naukovih prac'. – Kramators'k, vip. №32, 2013. – 424s. 5. Bulanov I.M., Vorobej V.V. Tehnologija raketnyh i ajerokosmicheskikh konstrukcij iz kompozicionnyh materialov: Ucheb. Dlja vuzov. – M.: Izd-vo MGTU im. N.Je. Baumana, 1998. 516 s. ISBN 5-7038-1319-0. 6. Pasichnik V.A Zvid pro NDR «Zbir, Sistematizacija i analiz masivu danih dlja informacijnoi pidtrimki viboru tehnologii obrobki otvoriv pid boltovi z'ednannja skladal'nih odinic', shho vkljuchajut' detali z PKM». V.A. Pasichnik, Ju.I. Adamenko, O.V. Globa, V.M. Koren'kov. Kiïv, NTUU «KPI», 2010. – 123s. 7. Bojcov A.G., Dudakov V.B., i in. Nove v obrabotke kompozitov [Elektronnij resurs]. Rezhim dostupu do resursu: <http://vniimaz.ru/technology/45.html?PHPSESSID=mbv3ldp32frgsn60hj2hn0st5> 8. Lupkin B.V., Mamljuk O.V., i in. Issledovanie kachestva poverhnosti kompozicionnyh materialov pri obrabotke sverlami s podrezajushhimi kromkami. Otkrytye informacionnye i komp'juternye integrirovannye tehnologii № 51, 2011. 9. Jaroslavcev V.M. Vysokoeffektivnye tehnologii obrabotki izdelij iz kompozicionnyh materialov. Jelektronnoe nauchno-tehnicheskoe izdanie «Nauka i obrazovanie» Jel. № FS 77-30569. 10. Jaroslavcev V.M. Tehnologicheskie reshenija problem obrabotki raketnyh i ajerokosmicheskikh konstrukcij iz kompozicionnyh materialov // Vestnik MGTU. Ser. Mashinostroenie. Spec. vypusk "Kompozicionnye materialy, konstrukcii i tehnologii", 2005. – S. 41-62. 11. PATENT US 2003/0202853 A1 Oct. 30, 2003 Step drill for minimization of burrs when drilling, Sung-Lim Ko, Jae-Eun Hang 12. Patent na korisnu model' UA 77455 MPK V23V 51/08 (2006.01), Opubl. 11.02.2013, Bjul. 3. Pristrij dlja obrobki otvoriv u kompozitah. Adamenko Ju.I., Besarabec' Ju.I., Korbut Є.V., Grabiv's'kij O.V. 13 Patent na korisnu model' UA 88454 MPK V23V 51/08 (2006.01), Opubl. 11.03.2014, Bjul. 3. Pristrij dlja obrobki otvoriv u polimernih kompozicijnih materialah. Adamenko Ju.I., Besarabec' Ju.J., Pasichnik V.A., Stepanenko S.O. 14. Patent na korisnu model' UA 89574 MPK V23V 51/08 (2006.01), Opubl. 25.04.2014, Bjul. 3. Kombinovane sverdlo dlja obrobki kompozitiv. Adamenko Ju.I., Besarabec' Ju.J., Pasichnik V.A., Stepanenko S.O.

*Поступила в редколлегию 7.08.2015*

УДК 621.91

Е.К. Посвятенко, д-р техн. наук, Київ, Р.В. Будяк, канд. техн. наук, Вінниця,  
Н.І. Посвятенко, канд. техн. наук, Київ, Україна

## **ФІЗИКО-МЕХАНІЧНІ ВЛАСТИВОСТІ ПОВЕРХНІ ГЛИБОКИХ ОТВОРІВ ДЕТАЛЕЙ ПІСЛЯ КОМБІНОВАНОГО ПРОТЯГУВАННЯ**

*Проведено експериментальні дослідження комбінованого протягування. Доведено утворення текстури і пов'язаного з цим явищем зміцнення обробленої поверхні деталі, визначено залежності кута нахилу зерен текстури, та мікротвердості. Товщина текстурованого, після протягування, шару досягає 0,2 мм. Значення коефіцієнтів тертя на задній поверхні різального інструменту при протягуванні незміцнених сталей вибраного діапазону знаходиться в межах 0,5 – 0,7. Попереднє холодне деформаційне зміцнення знижує ці значення приблизно вдвоє (до 0,2 – 0,35). Деформуюче-різальне протягування сприяє виникненню у поверхневому шарі трубної заготовки сприятливих тангенціальних залишкових напружень першого роду.*

*Проведены экспериментальные исследования комбинированного режущего протягивания. Доказано образование текстуры и связанного с этим явлением упрочнения обрабатываемой поверхности детали, определены зависимости угла уклона зерен текстуры и микротвердости. Толщина текстурированного слоя, после режущего протягивания, может достигнуть 0,2 мм. Значение коэффициентов трения на задней поверхности режущего инструмента при протягивании неупрочненных сталей выбранного диапазона находится в пределах 0,5 – 0,7. Предыдущее холодное деформационное упрочнение уменьшает эти значения приблизительно вдвое (до 0,2 – 0,35). Деформирующе-режущее протягивание способствует образованию в поверхностном слое трубной заготовки благоприятных тангенциальных остаточных напряжений первого рода.*

*We have conducted experimental researches of combined pulling steel. The formation of texture and related to this phenomenon surface of detail are proved, the angle's dependences on grains's slope of the texture and the microhardness are determined. The thickness of the textured layer, after trailing, reaches 0,2 mm. The friction coefficients on the back surface of cutting instrument at trailing unfortified steels of the chosen range is within the limits of 0,5 - 0,7.*

*The previous cold deformation strengthening reduces these values approximately in half (to 0,2 - 0,35). The deforming-cutting pulling assists the superficial layer of skelp in favourable tangential remaining tensions of the first rate.*

**Вступ.** У сучасних сільськогосподарських машинах широко застосовується гідропривід. Виконавчим органом гідросистеми машини при цьому найчастіше служить один або кілька силових та маніпуляційних гідроциліндрів. Найбільш відповідальною і складною деталлю останніх з позиції виготовлення та ремонту є гільза, оскільки її отвір, що має, як правило, відношення довжини до діаметру понад 8–10, належить класу глибоких. Крім того, поверхня отвору повинна відповідати досить жорстким вимогам за показниками точності: некругість в межах Н7–Н9 і відхилення від прямолінійності твірної (нециліндричність) до 0,015–0,25 мм на 1000 мм

довжини отвору, а також шорсткість обробленої поверхні за показником  $Ra$  не вище 0,05–0,15 мкм.

Ресурсозберігаючий процес обробки глибоких отворів у гільзах гідроциліндрів, виготовлених з трубопрокату, доцільно будувати за схемою «комбіноване протягування – розкочування роликовим інструментом». Разом з тим, в ході розробки протяжного інструменту слід вирішити ще кілька малодосліджених проблем, пов'язаних у кінцевому результаті з надійністю виробу, зокрема: зниження негативного впливу на прямолінійність отвору «пластичного шарніру», підвищення міцності і стійкості робочих елементів протяжок, зменшення рівня вібрацій інструменту при обробці гільзи, посилення радіальної жорсткості останньої технологічними методами, а також розробку програми розрахунку комбінованого інструменту. Комплекс властивостей гільзи, у першу чергу їхньої поверхні і поверхневого шару, формує надійність гідроциліндрів.

**Мета роботи.** Основною метою роботи є дослідження фізико-механічних властивостей поверхні гільз після протягування та визначення залишкових напружень.

**Матеріал і результати досліджень.** Насамперед, це стосується мікротвердості і текстурованості поверхневого шару після комбінованого протягування або просто текстури. Цим терміном, у нашому випадку, визначається явище витягування окремого зерна структури пластичного матеріалу, а значить, і поверхневого шару і в цілому, під дією механічної деформації, яка виникає при русі інструменту. Тут слід обмовитись, що йтиметься про текстуру, яка створюється зубцями різальної частини протяжки, оскільки механізм зміни картини структури при деформуєчому протягуванні вивчено О. М. Розенбергом та його учнями досить детально [1, 2].

Серед фазових складових залізовуглецевих сплавів схильними до пластичної деформації, а значить, до виникнення текстури при температурі, яка характерна для протягування, є тверді розчини вуглецю у залізі – ферит і аустеніт. Цементит, як хімічна сполука заліза з вуглецем, є твердим і крихким, тому при значних деформаціях руйнується. Перліт, як евтектоїдна суміш фериту і цементиту, деформується за рахунок пластин фериту. Виходячи зі сказаного, сталі обраного нами ряду, які мають у незагартованому стані феритно-перлітну структуру, при різальному протягуванні схильні до виникнення текстури.

Це добре видно із наведеної на рис. 1 мікрофотографії, де показана оброблена поверхня деталі зі сталі 10.

У роботі [3] подано модель утворення текстури при різальному протягуванні сталі 45, з якою можна погодитись, взявши її за основу. Проте слід зауважити, що і в цій моделі не враховано наростування і вказано, що коефіцієнт тертя у зоні контакту задньої поверхні різального інструменту

з оброблюваним матеріалом знаходиться в діапазоні 0,07 – 0,15, тобто є явно заниженим.

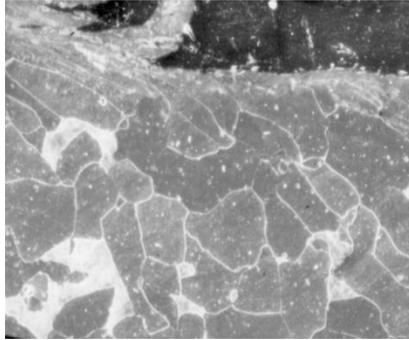


Рисунок 1 – Мікрофотографія обробленої поверхні деталі зі сталі 10 після протягування (x 300 )

Результати наших експериментів щодо утворення текстури і пов'язаного з цим явищем зміцнення обробленої поверхні деталі на сталях 10 і 35 подано на рис. 2.

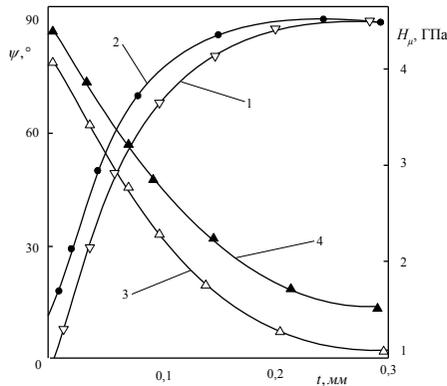


Рисунок 2 – Залежності кута нахилу зерен текстури  $\psi$  та мікротвердості  $H_{\mu}$  сталі 10 (відповідно криві 1, 3) та сталі 35 (відповідно криві 2, 4) при різальному протягуванні ( $v = 0,15$  м/с;  $S_z = 0,04$  мм; інструментальний матеріал – сталь Р6М5;  $\gamma = 15^{\circ}$ ;  $\rho = 0,008$  мм; МОР – сульфозрезол)

Із рис. 1 і 2 витікає, що товщина текстурованого, після різального протягування, шару може досягати 0,2 мм. При цьому товщина додаткового

зміцнення поверхні деталі добре корелює з товщиною текстури. Значення коефіцієнтів тертя на задній поверхні різального інструменту при протягуванні незміцнених сталей вибраного діапазону знаходиться в межах  $\mu_3 = 0,5 - 0,7$ . Попереднє холодне деформаційне зміцнення знижує ці значення приблизно вдвоє (до  $0,2 - 0,35$ ). При цьому інтенсивність текстуроутворення різко падає. Таким чином, надзвичайно перспективною з позицій якості обробленої поверхні є схема елементарної комірки протяжки «деформуючий елемент – двох- трьохзуба різальна секція».

Що стосується залишкових напружень, то наші дослідження тут побудовані на наступних наукових положеннях попередників. По-перше, позитивну роль на надійність деталей машин виявляють стискаючі напруження у поверхневих шарах. По-друге, наскрізне деформуюче протягування з розбивкою загальної деформації на кілька джерел обов'язково призводить до виникнення стискаючих напружень. По-третє, низькошвидкісні процеси різання, зокрема, різальне протягування викликають розтягуючі залишкові напруження [1, 2, 4, 5]. Тому вплив комбінованої обробки, що поєднує дію на оброблену поверхню деформуючого елемента та зубців протяжки, залежатиме від того, який з цих двох факторів переважатиме.

Експерименти були проведені на деталях із сталі 35 з перерізом реального гідроциліндру, що використовувався у гідросистемах машин, за методикою М. М. Давиденкова [6]. Слід додати, що знак тангенціальних залишкових напружень першого роду якісно можна визначити шляхом розрізання кільця шириною 8 – 12 мм із досліджуваної гільзи після протягування отвору. Збільшення діаметру кільця після розрізання свідчить про превалювання стискаючих напружень і навпаки. Про перше можна також судити за усадкою отвору.

Для того, щоб виключити вплив спадковості виготовлення заготовок, усі три групи останніх перед експериментами були піддані нормалізації у вакуумі аби виключити втрати вуглецю з поверхні отвору. Травлення кільцевих зразків товщиною 10 – 12 мм під час експериментів здійснювалось тільки з боку отвору. Найменший крок замірів після травлення складав 0,005 мм (особливо біля поверхні отвору).

Із рис. 3, де подані результати експериментів, випливає, що різальне протягування незміцненої сталі 35 при підйомі на зуб  $S_z = 0,05$  мм призводить до виникнення у поверхневому шарі деталі розтягуючих тангенціальних залишкових напружень з максимумом  $\sigma_t = 350$  МПа на глибині порядку 0,02 мм (крива 1). Деформуюче протягування з натягами  $a_e = 0,2$  мм дозволяє отримати епюру сприятливих позитивних залишкових напружень з максимумом порядку  $\sigma_t = 490$  МПа на глибині 0,25 мм (крива 2). Практично такі ж значення залишкових напружень і профіль кривої дає комбіноване деформуюче-різальне протягування (крива 3).

На позитивний характер кривої 3 впливають два фактори: попереднє деформуюче протягування як генератор стискуючих напружень і деформуюче протягування як фактор холодного деформаційного зміцнення, який зменшує негативний вплив наросту на ці напруження.

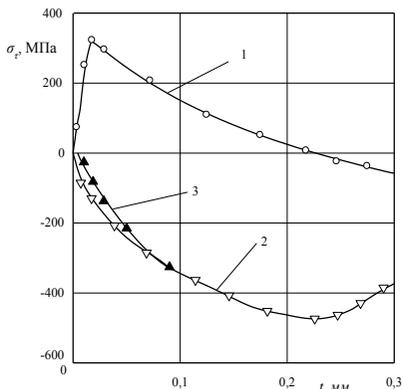


Рисунок 3 – Неповна епюра залишкових тангенціальних напружень першого роду  $\sigma_{\tau}$  у поверхневому шарі гільзи гідроциліндра зі сталі 35 перерізом 110 x 7,5 ( $t$  – товщина стінки деталі, мм) після різального ( $S_z = 0,05$  мм, крива 1), деформуючого ( $a_e = 0,2$  мм, крива 2) та комбінованого (крива 3) протягування

**Висновок.** Визначено вплив фізико-механічних та геометричних властивостей поверхні гільз після комбінованого протягування, що передуює фінішній розкатці, на надійність гідроциліндрів. Товщина холодного зміцнення і текстурованості поверхневого шару сягає 0,2 мм, а коефіцієнт тертя на задню поверхню різального інструменту зубці протяжки знижуються попереднім холодним деформаційним зміцнення з 0,5 – 0,7 до 0,2 – 0,35. Це дозволяє рекомендувати схему елементарної комірки комбінованої протяжки у вигляді: «деформуючий елемент – двох-трихзуба секція». Деформуюче-різальне протягування сприяє виникненню у поверхневому шарі трубної заготовки сприятливих тангенціальних залишкових напружень першого роду.

**Список використаних джерел:** 1. Качество поверхности, обработанной деформирующим протягиванием / А. М. Розенберг, О. А. Розенберг, Э. И. Гриценко, Е. К. Посвятенко. – К. : Наукова думка, 1977. – 188 с. 2. Розенберг А. М., Розенберг О. А. Механика пластического деформирования в процессах резания и деформирующего протягивания. –К. : Наук.думка, 1990.– 320 с. 3. Канарчук В. Є. Посвятенко Е. К., Иванов Ю. М. Деформаційне зміцнення конструкційних і легованих сталей // Системні методи керування, технологія та організація виробництва, ремонт та експлуатації автомобілів. – К. : НТУ, 2002. – Вип. 13. – С.7–12. 4. Проскураков Ю.Г. Технология упрочняюще-калибрующей и формообразующей обработки металлов. – М. : Машиностроение, 1971. – 208 с. 5. Остаточные напряжения и точность деталей, обработанных дорнованием / Ю. Г. Проскураков, А. Н. Исаев, Л. В. Попов, Ф. Ф. Валяев // Вестник машиностроения. – 1973. – № 7. – С. 57–60. 6. Розенберг О. А., Посвятенко Э. К., Смагленко Ф. П. Влияние деформирующей обработки на формирование остаточных напряжений

в поверхностных слоях деталей // Технология и автоматизация машиностроения. – 1975. – Вып. 15. – С. 82–84.

**Bibliography (transliterated):** 1. Kachestvo poverhnosti, obrabotannoj deformirujushhim protjagivaniem / A. M. Rozenberg, O. A. Rozenberg, Je. I. Gricenko, E. K. Posvjatenko. – K. : Naukova dumka, 1977. – 188 s. 2. Rozenberg A. M., Rozenberg O.A. Mehaniка plasticheskogo deformirovanija v processah rezanija i deformirujushhego protjagivaniya. –K. : Nauk.dumka, 1990.– 320 s. 3. Kanarchuk V. C. Posvjatenko E. K., Ivanov Ju. M. Deformacijne zmecnennja konstrukcijnih i legovanih stalej // Sistemni metodi keruvannja, tehnologija ta organizacija virobnictva, remontu ta ekspluatacij avtomobiliv. – K. : NTU, 2002. – Vip. 13. – S.7–12. 4. Proskurjakov Ju.G. Tehnologija uprochnjajushhe-kalibrujushhej i formoobrazujushhej obrabotki metallov. – M. : Mashinostroenie, 1971. – 208 s. 5. Ostatochnye naprjazhenija i tochnost' detalej, obrabotannyh dornovaniem / Ju. G. Proskurjakov, A. N. Isaev, L. V. Popov, F. F. Valjaev // Vestnik mashinostroenija. – 1973. – № 7. – S. 57–60. 6. Rozenberg O. A., Posvjatenko Je. K. , Smaglenko F. P. Vlijanie deformirujushhej obrabotki na formirovanie ostatochnyh naprjazhenij v poverhnostnyh slojah detalej // Tehnologija i avtomatizacija mashinostroenija. – 1975. – Vyp. 15. – S. 82–84.

*Поступила в редколлегию 17.07.15*

УДК 621.99

Л. Я. Роп'як, канд. техн. наук, М. В. Маковійчук, канд. физ.- мат. наук,  
О. В. Рогаль, Івано-Франківськ, Україна

## **ТЕОРЕТИЧНЕ ДОСЛІДЖЕННЯ ЗМІНИ КУТА ПІДЙОМУ ГВИНТОВОЇ ЛІНІЇ КОНІЧНИХ РІЗЬБ**

*В роботі запропонована методика визначення кута підйому гвинтової лінії конічної різьби. Проведено розрахунки кута підйому гвинтової лінії конічних різьб для з'єднань труб нафтового сортаменту за різними виразами і встановлено величини відповідних похибок. Показано, що кут підйому гвинтової лінії за довжиною різьби зменшується більш інтенсивно для конічних різьб малих діаметрів, а для різьб більших діаметрів – міняється несуттєво. Встановлено, що збільшення кута нахилу конуса різьби призводить до зростання кута підйому гвинтової лінії.*

*В работе предложена методика определения угла подъема винтовой линии конической резьбы. Проведены расчеты угла подъема винтовой линии конических резьб для соединений труб нефтяного сортамента по различным выражениям и установлены величины соответствующих ошибок. Показано, что угол подъема винтовой линии по длине резьбы уменьшается более интенсивно для конических резьб малых диаметров, а для резьб больших диаметров – меняется незначительно. Установлено, что увеличение угла наклона конуса резьбы приводит к росту угла подъема винтовой линии.*

*In the work it is proposed technique for determining of helix angle of conical thread. The calculations of helix angle of conical threads for tubing connections of oil assortment are performed, and the values of the corresponding errors are established. It is shown that the angle of rise of the helix along the length of the thread decreases more rapidly for conical threads of small diameters, and it change is not substantially for threads of large diameters. It is established that the increase of gradient angle of the threaded cone leads to an increase of helix angle.*

**Вступ.** Конічні різьбові з'єднання широко використовують в машинобудуванні, нафтовій, газовій та будівельній промисловості, оскільки забезпечують герметичність, швидке згвинчування, а також здатність передавати великі крутні моменти та осьові навантаження.

Під час буріння геологорозвідувальних, нафтових і газових свердловин, руйнування гірської породи здійснюється буровим долотом, яке з'єднане з наземним обладнанням колоною бурильних труб. У процесі роботи деталі бурильної колони піддаються дії статичних та динамічних навантажень і контактують із буровим розчином. Такі екстремальні експлуатаційні умови роботи призводять до корозійно-втомного руйнування як труб, так і їх конічних різьбових з'єднань, причому злами по різьбі є причиною виникнення більш як половини всіх аварійних ситуацій при бурінні [1-4].

Проведення аварійно-ремонтних робіт вимагає значних матеріальних затрат і не завжди забезпечує досягнення позитивного результату. Тому для

підвищення корозійно-втомної міцності та зносостійкості бурильних труб і деталей замків (ніпелів і муфт) з кінчними різьбовими з'єднаннями застосовують конструктивні, технологічні та експлуатаційні методи [1, 3, 5, 6].

**Аналіз останніх досліджень і публікацій.** Для підвищення якості циліндричних і кінчних різьб застосовують заходи, спрямовані на удосконалення конструкцій інструментів [2, 3, 7, 8], методів нарізання різьб [1, 2, 3, 8], а також зміцнення різьб [1, 2, 9-12]. Найбільш поширеними методами зміцнення різьб є об'ємна та поверхнева термічна обробка [1, 2] і поверхнєве пластичне деформування: ударна чеканка, обдування дробом, алмазне вигладжування, обкочування роликом, що вільно обертається [1, 2, 5, 9, 10], фрикційне зміцнення із примусовим обертанням ролика [11], а також ультразвукове зміцнення западин різьб [12].

Унаслідок різної швидкості ковзання в зоні контактування ролика із западиною кінчної різьби та її бічними поверхнями профілю відбувається нерівномірне зміцнення западини цієї різьби. Особливо це актуально для різьб, нарізаних на алюмінієвих бурильних трубах.

В технічній та патентній літературі [1-3, 5, 9, 13] практично відсутні систематичні дослідження впливу величини кута нахилу конуса різьби, її діаметра та довжини на зміну кута підйому кінчної гвинтової лінії, що стримує розроблення конструкцій різального і деформуючого інструменту, прогресивних технологічних процесів як нарізання, так і поверхневого зміцнення кінчних різьб та конструювання технологічного обладнання для їх реалізації.

**Мета роботи** – встановлення залежності кута підйому гвинтової лінії западини кінчних різьб від їх геометричних параметрів для розроблення оптимальної технології механічної обробки різанням і поверхневого зміцнення пластичним деформуванням.

**Постановка проблеми.** Відомі способи механічної обробки різанням і поверхневого зміцнення кінчних різьб для з'єднань труб нафтового сортаменту і вибійних двигунів передбачають нарізання різьби при фіксованому встановленні різьбонарізного різця (стрижневого, роликового профільного) або профільної дискової фрези, а також профільного деформуючого ролика відповідно. Так, наприклад, встановлення профільної дискової фрези (профільного деформуючого ролика) здійснюється під кутом до осі заготовки, величина якого рівна куту підйому гвинтової лінії різьби, що нарізають (зміцнюють). Відомо, що конструкції різьбофрезерних верстатів не передбачають зміну кута встановлення профільної дискової фрези в процесі нарізання різьби, що призводить до спотворення профілю нарізаної кінчної різьби і зниження її експлуатаційних властивостей. Застосування корегування кута встановлення інструменту в процесі обробки кінчних різьб дозволить

підвищити як точність механічної обробки, так і якість поверхневого зміцнення пластичним деформуванням западин різьб.

**Виклад основного матеріалу.** Для порівняння побудуємо розгортку витка гвинтової лінії циліндричної та конічної різьб (рис. 1).

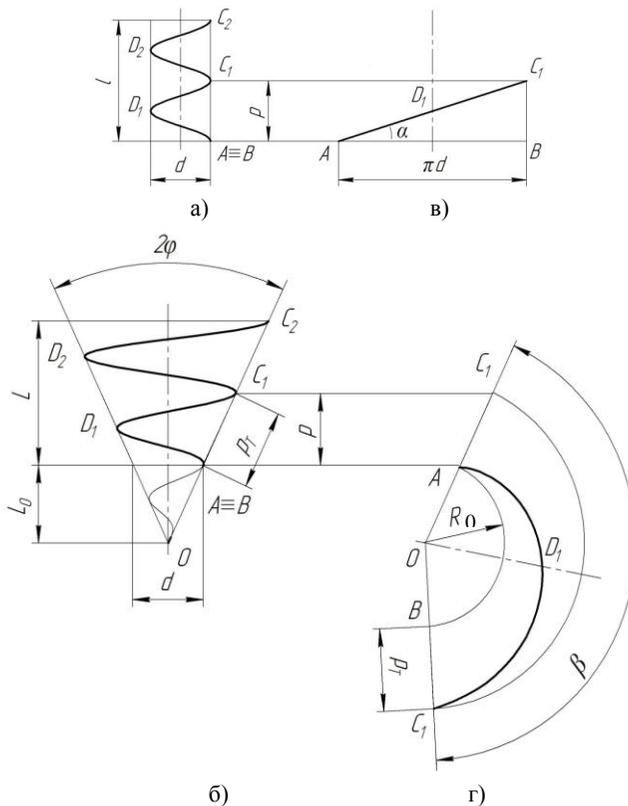


Рисунок 1 – Схема циліндричної (а) і конічної (б) гвинтової лінії та їх розгортку на площину (в, г) відповідно

Із (рис. 1, а, в) видно, що для циліндричної різьби розгорткою одного витка гвинтової лінії є пряма, яка нахилена до горизонтальної лінії під кутом підйому гвинтової лінії циліндричної різьби  $\alpha$  і є гіпотенузою прямокутного трикутника  $ABC_1$ . Більший катет  $AB$  цього трикутника рівний довжині розгортки кола  $\pi d$ , а менший  $BC_1$  – величині кроку різьби  $P$ . Величину кута підйому гвинтової лінії циліндричної різьби розраховують за формулою

$$\alpha = \arctg \frac{P}{\pi d}, \quad (1)$$

де  $P$  – крок різьби,  $d$  – діаметр западини різьби.

При побудові розгортки другого витка циліндричної різьби отримаємо пряму лінію паралельну до  $AC_1$  і рівну їй за довжиною. Тобто кут  $\alpha$  для циліндричної різьби не залежить від її довжини  $l$  і для фіксованих значень  $P$  і  $d$  є постійною величиною.

Для конічної різьби (рис. 1, б, з) розгорткою одного витка гвинтової лінії є крива лінія  $AD_1C_1$  (спіраль Архімеда), яка служить «гіпотенузою» криволінійного трикутника  $ABC_1$ . Більший криволінійний катет  $AB$  рівний довжині розгортки кола меншої основи конуса, а менший  $BC_1$  – величині кроку різьби  $P_T$ , виміряному в напрямку паралельному до твірної конуса різьби. Крок  $P$ , виміряний в напрямку паралельному до осі конуса конічної різьби на її розгортці не відображається. При побудові розгортки другого витка конічної різьби отримаємо криву лінію, яка буде довшою за першу  $AD_1C_1$  і не буде еквідистантною до неї. Це свідчить про те, що кут підйому гвинтової лінії конічної різьби буде змінюватися за її довжиною  $l$ .

Виразимо величину кута підйому гвинтової лінії западини конічної різьби у залежності від її геометричних параметрів (рис. 2).

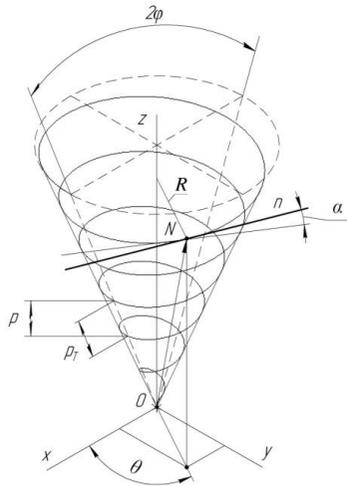


Рисунок 2 – Розрахункова схема для визначення кута підйому гвинтової лінії конічної різьби

Для цього запишемо параметричні рівняння конічної гвинтової лінії, із сталим кроком  $P$

$$\begin{cases} x = \frac{P \operatorname{tg} \phi}{2\pi} \theta \cos \theta; \\ y = \frac{P \operatorname{tg} \phi}{2\pi} \theta \sin \theta; \\ z = \frac{P}{2\pi} \theta; \end{cases} \quad (2)$$

або у векторному вигляді

$$\vec{r}(\theta) = x(\theta)\vec{i} + y(\theta)\vec{j} + z(\theta)\vec{k}. \quad (3)$$

Тут

$\phi$  – кут нахилу конуса (кут між твірною та віссю конуса);

$\theta$  – параметр (кут повороту навколо осі  $Oz$ );

$\vec{r}(\theta)$  – радіус вектор гвинтової лінії ( $ON$ );

$\vec{i}, \vec{j}, \vec{k}$  – трійка ортів декартової системи координат.

Як відомо, похідною від радіуса вектора є вектор

$$\vec{r}'(\theta) = x'(\theta)\vec{i} + y'(\theta)\vec{j} + z'(\theta)\vec{k},$$

що напрямлений по дотичній до кривої в сторону руху  $\vec{r}'(\theta)$  при зростанні  $\theta$ .

Знайдемо кут підйому гвинтової лінії  $\alpha$ , тобто кут, що утворює вектор дотичної  $\vec{r}'(\theta)$  із своєю проекцією на площину  $Oxy$

$$\operatorname{tg} \alpha = \frac{dz}{\sqrt{dx^2 + dy^2}} = \frac{z'(\theta)}{\sqrt{x'(\theta)^2 + y'(\theta)^2}}. \quad (4)$$

Обчисливши похідні виразів (2) та підставивши у формулу (4), отримаємо

$$\operatorname{tg} \alpha = \frac{1}{\operatorname{tg} \phi \sqrt{(\cos \theta - \theta \sin \theta)^2 + (\sin \theta + \theta \cos \theta)^2}} = \frac{1}{\operatorname{tg} \phi \sqrt{1 + \theta^2}}. \quad (5)$$

Виключимо параметр  $\theta$  з останнього співвідношення, виразивши його через змінний (поточний) діаметр конуса  $d = 2R$ . З перших двох виразів (2) будемо мати

$$x^2 + y^2 = \left( \frac{P \operatorname{tg} \phi}{2\pi} \theta \right)^2 = R^2 \implies \theta^2 = \left( \frac{2\pi R}{P \operatorname{tg} \phi} \right)^2 = \left( \frac{\pi d}{P \operatorname{tg} \phi} \right)^2. \quad (6)$$

Отже з (5) отримаємо

$$\operatorname{tg} \alpha = \frac{1}{\operatorname{tg} \phi \sqrt{1 + \theta^2}} = \frac{1}{\operatorname{tg} \phi \sqrt{1 + \left( \frac{\pi d}{P \operatorname{tg} \phi} \right)^2}} = \frac{P}{\sqrt{P^2 \operatorname{tg}^2 \phi + (\pi d)^2}}. \quad (7)$$

Для зрізаного конуса з діаметрами меншої  $d_1$  та більшої  $d_2$  основ та довжиною різьбової частини  $l$ , вимірної в напрямку паралельному до осі конуса ( $d_2 = d_1 + 2l \operatorname{tg} \varphi$ ) кут підйому гвинтової лінії змінюватиметься в межах  $\alpha_{\max} \geq \alpha \geq \alpha_{\min}$ , де

$$\alpha_{\max} = \operatorname{arctg} \frac{P}{\sqrt{P^2 \operatorname{tg}^2 \phi + (\pi d_1)^2}}, \quad \alpha_{\min} = \operatorname{arctg} \frac{P}{\sqrt{P^2 \operatorname{tg}^2 \phi + (\pi d_2)^2}}. \quad (8)$$

У формулі (7) змінний діаметр  $d$  виразимо через діаметр меншої основи конуса  $d_1$  та поточну відстань  $l_{\Pi}$  ( $0 \leq l_{\Pi} \leq l$ ) від цієї основи.

$$\operatorname{tg} \alpha = \frac{P}{\sqrt{P^2 \operatorname{tg}^2 \phi + \pi^2 (d_1 + 2l_{\Pi} \operatorname{tg} \phi)^2}}. \quad (8)$$

Остаточно, залежність кута підйому гвинтової лінії кінчної різьби від її геометричних параметрів матиме вигляд

$$\alpha = \operatorname{arctg} \frac{P}{\sqrt{P^2 \operatorname{tg}^2 \phi + \pi^2 (d_1 + 2l_{\Pi} \operatorname{tg} \phi)^2}}. \quad (10)$$

Коли у виразі (10) прийняти  $\varphi=0$  то отримаємо формулу (1) для визначення кута підйому гвинтової лінії циліндричної різьби.

**Результати розрахунків.** Дослідження проводили для стандартних кінчних різьб для з'єднань труб нафтового сортаменту [14-16]. Результати обчислення величини кута підйому гвинтової лінії кінчної різьби за формулою (10) на початку, посередині та в кінці для стандартних кінчних різьб різних типів, оформлено у табличному вигляді (див. табл. 1 і 2; у таблицях: чисельник – кут підйому кінчної гвинтової лінії, знаменник – похибка). Для порівняння також наведено величини кута  $\alpha$  для тих же значень геометричних параметрів кінчних різьб, обчислені за формулами отриманими в інших роботах [9]

$$\alpha = \arcsin \sqrt{\frac{P^2}{\pi^2 (d_1 + 2l_{\Pi} \operatorname{tg} \phi)^2 + \operatorname{tg}^2 \phi}}, \quad (9)$$

та [5]

$$\alpha = \operatorname{arctg} \left( \frac{P}{\pi (d_1 + 2l_{\Pi} \operatorname{tg} \phi)} \right). \quad (102)$$

Таблица 1 – Результаты розрахунку кута підйому гвинтової лінії западини конічної різьби (ніпеля), варіанти 1-3

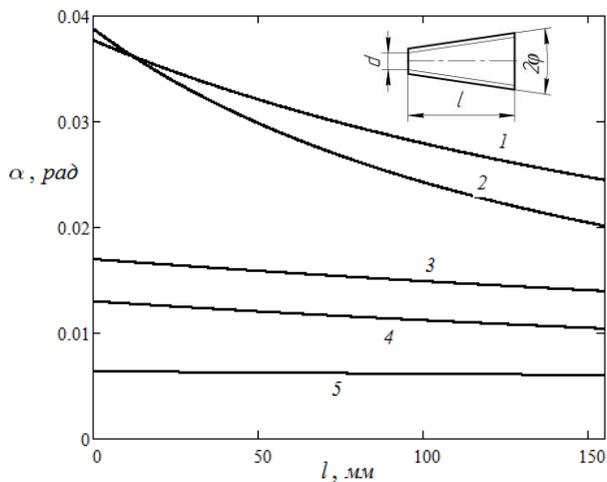
Розрахункова формула	Відстань від торця основи меншого діаметра різьби, мм	Позначення різьби та її геометричні параметри, мм		
		Варіант 1: 3–44	Варіант 2: 3–66	Варіант 3: 3–147
		$p=4,233$ $\varphi=3^{\circ}34'35''$ $d=35,754$ $l=31,300$	$p=5,080$ $\varphi=7^{\circ}7'30''$ $d=41,689$ $l=63,300$	$p=6,350$ $\varphi=4^{\circ}45'48''$ $d=119,228$ $l=114,300$
Формула (10)	0	$\frac{2^{\circ}9'29.48481''}{0^{\circ}0'0.00000''}$	$\frac{2^{\circ}13'16.40427''}{0^{\circ}0'0.00000''}$	$\frac{0^{\circ}58'16.46104''}{0^{\circ}0'0.00000''}$
	$l/2$	$\frac{2^{\circ}2'46.78469''}{0^{\circ}0'0.00000''}$	$\frac{1^{\circ}52'1.82094''}{0^{\circ}0'0.00000''}$	$\frac{0^{\circ}53'57.85706''}{0^{\circ}0'0.00000''}$
	$L$	$\frac{1^{\circ}56'43.75687''}{0^{\circ}0'0.00000''}$	$\frac{1^{\circ}36'37.60475''}{0^{\circ}0'0.00000''}$	$\frac{0^{\circ}50'14.86962''}{0^{\circ}0'0.00000''}$
Формула (11), [9]	0	$\frac{2^{\circ}9'35.02289''}{0^{\circ}0'5.53808''}$	$\frac{2^{\circ}13'22.51054''}{0^{\circ}0'6.10626''}$	$\frac{0^{\circ}58'16.96669''}{0^{\circ}0'0.50586''}$
	$l/2$	$\frac{2^{\circ}2'51.50499''}{0^{\circ}0'4.7203''}$	$\frac{1^{\circ}52'5.44676''}{0^{\circ}0'3.62582''}$	$\frac{0^{\circ}53'58.25876''}{0^{\circ}0'0.4017''}$
	$L$	$\frac{1^{\circ}56'47.81279''}{0^{\circ}0'4.05592''}$	$\frac{1^{\circ}36'39.93071''}{0^{\circ}0'2.32595''}$	$\frac{0^{\circ}50'15.19391''}{0^{\circ}0'0.32428''}$
Формула (12), [5]	0	$\frac{2^{\circ}9'29.50634''}{0^{\circ}0'0.02153''}$	$\frac{2^{\circ}13'16.49816''}{0^{\circ}0'0.09389''}$	$\frac{0^{\circ}58'16.46452''}{0^{\circ}0'0.00349''}$
	$l/2$	$\frac{2^{\circ}2'46.80304''}{0^{\circ}0'0.01835''}$	$\frac{1^{\circ}52'1.87671''}{0^{\circ}0'0.05577''}$	$\frac{0^{\circ}53'57.85983''}{0^{\circ}0'0.00277''}$
	$L$	$\frac{1^{\circ}56'43.77264''}{0^{\circ}0'0.01577''}$	$\frac{1^{\circ}36'37.64054''}{0^{\circ}0'0.03578''}$	$\frac{0^{\circ}50'14.87186''}{0^{\circ}0'0.00224''}$

Таблица 2 – Результаты расчета угла подъема винтовой линии западины конической резьбы (нипеля), варианты 4-5

Розрахункова формула	Відстань від торця основи меншого діаметра різьби, мм	Позначення різьби та її геометричні параметри, мм	
		Варіант 4: 3–203	Варіант 5: 170×13
		$p=6,350$ $\varphi=7^{\circ}7'30''$ $d=155,784$ $l=152,300$	$p=3,175$ $\varphi=1^{\circ}47'24''$ $d=159,280$ $l=98,500$
Формула (10)	0	$\frac{0^{\circ}44'36.09296''}{0^{\circ}0'0.00000''}$	$\frac{0^{\circ}21'48.73557''}{0^{\circ}0'0.00000''}$
	$l/2$	$\frac{0^{\circ}39'44.70383''}{0^{\circ}0'0.00000''}$	$\frac{0^{\circ}21'23.92287''}{0^{\circ}0'0.00000''}$
	$L$	$\frac{0^{\circ}35'50.53794''}{0^{\circ}0'0.00000''}$	$\frac{0^{\circ}21'0.03351''}{0^{\circ}0'0.00000''}$
Формула (11), [9]	0	$\frac{0^{\circ}44'36.32165''}{0^{\circ}0'0.22869''}$	$\frac{0^{\circ}21'48.76194''}{0^{\circ}0'0.02637''}$
	$l/2$	$\frac{0^{\circ}39'44.86565''}{0^{\circ}0'0.16182''}$	$\frac{0^{\circ}21'23.94776''}{0^{\circ}0'0.0249''}$
	$L$	$\frac{0^{\circ}35'50.65662''}{0^{\circ}0'0.11868''}$	$\frac{0^{\circ}21'0.05704''}{0^{\circ}0'0.02353''}$
Формула (12), [5]	0	$\frac{0^{\circ}44'36.09648''}{0^{\circ}0'0.00352''}$	$\frac{0^{\circ}21'48.7356''}{0^{\circ}0'0.00003''}$
	$l/2$	$\frac{0^{\circ}39'44.70632''}{0^{\circ}0'0.00249''}$	$\frac{0^{\circ}21'23.92289''}{0^{\circ}0'0.00002''}$
	$L$	$\frac{0^{\circ}35'50.53977''}{0^{\circ}0'0.00183''}$	$\frac{0^{\circ}21'0.03353''}{0^{\circ}0'0.00002''}$

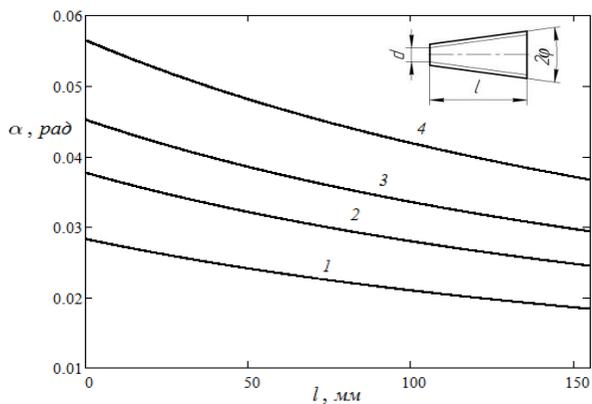
Аналіз результатів розрахунків, наведених в таблиці показує, що похибки кутів отриманих за формулами (11), (12) зростають для конічних різьб з більшими кутами нахилу конуса  $\varphi$ .

На рис. 3 і рис. 4 представлені залежності зміни кута підйому винтової лінії конічних різьб за їх довжиною та для різних кутів нахилу конуса різьби відповідно.



1 – 3–44, 2 – 3–66, 3 – 3–147, 4 – 3–203, 5 – 170×13

Рисунок 3 – Зміна кута підйому гвинтової лінії по довжині для конічних різьб



1 – 1°47'24", 2 – 3°34'35", 3 – 4°45'48", 4 – 7°7'30"

Рисунок 4 – Зміна кута підйому гвинтової лінії по довжині для конічної різьби 3–44 при різних кутах нахилу конуса різьби

Із рис. 3 видно, що за довжиною конічної різьби величина кута підйому гвинтової лінії зменшується для всіх різьб. Слід відзначити суттєве зменшення кута  $\alpha$  для різьб малого діаметру.

Збільшення кута нахилу конуса різьби  $\phi$  призводить до зростання величини кута підйому гвинтової лінії для конічної різьби (рис. 4). За довжиною конічної різьби кут  $\alpha$  зменшується. Спадання цього кута для конічних різьб з великим кутом нахилу конуса різьби відбувається більш стрімко, ніж для різьб з малим  $\phi$ .

**Висновки.** Кут підйому гвинтової лінії за довжиною різьби зменшується більш інтенсивно для конічних різьб малих діаметрів, а для різьб більших діаметрів – міняється несуттєво. Збільшення кута нахилу конуса різьби призводить до зростання кута підйому гвинтової лінії конічної різьби.

В подальших дослідженнях планується розробити конструкції інструментів для механічної обробки конічних різьб, а також їх поверхневого пластичного деформування, які забезпечать підвищення точності виготовлення різьб та їх експлуатаційних властивостей.

**Список использованных источников:** 1. *Шербюк, Н. Д.* Резьбовые соединения труб нефтяного сортамента и забойных двигателей / *Н. Д. Шербюк, Н. В. Якубовский*. – М. : Недра, 1974. – 256 с. 2. *Ковалев, М. К.* Нарезание и контроль резьбы бурильных труб и замков / *М. К. Ковалев*. – 2-е изд. – М. : Недра, 1965. – 170 с. 3. *Штамбург, В. Ф.* Бурильные трубы из алюминиевых сплавов / *В. Ф. Штамбург, Г. М. Файн, С. М. Данелянц, А. А. Шейн*. – М. : Недра, 1980. – 240 с. 4. *Копей, Б. В.* Атлас знамів елементів бурильної колони: монографія. Сер. : Нафтове обладнання, т. 4 / *Б. В. Копей, А. В. Сизоненко*. – Івано-Франківськ : ІФНТУНГ, 2014. – 60 с. 5. *Мандрик, О. М.* Удосконалення методів підвищення експлуатаційних характеристик замкових різьбових з'єднань бурильних колон: Дис. ... канд. техн. наук; 05.05.12 – машини нафтової та газової промисловості / *О. М. Мандрик*; Івано-Франків. держ. техн. ун-т нафти і газу. – Івано-Франківськ, 1997. – 141 с. 6. *Роп'як, Л. Я.* Спосіб зміцнення бурильних труб із алюмінієвих сплавів : патент 103529 С2 Україна : МПК (2013.01) E 21 В 17/00 / *Л. Я. Роп'як, О. В. Рогаль*; власник : Івано-Франків. нац. техн. ун-т нафти і газу. – № а 201114404; заявл. 05.12.2011; опубл. 25.10.2013, Бюл. № 20. 7. *Онисько, О. Р.* Різець для нарізання зовнішньої трикутної циліндричної різьби : патент на винахід 109077 С2 Україна : МПК (2006.01) B 23 В 27/06 / *О. Р. Онисько, Л. Я. Роп'як, В. Г. Панчук* [заявники і патентовласники]. – № а 201403278; заявл. 31.03.2014; опубл. 10.07.2015, Бюл. № 13. 8. *Нешта, А. А.* Область применения метода обработки внутренней резьбы мерным инструментом / *А. А. Нешта, Д. В. Криворучко* // Вісн. НТУ «ХПІ». Сер. : Технології в машинобудуванні. – 2015. – № 4 (1113). – С. 145-149. 9. *Чернов, Б. А.* Способ упрочнения конической резьбы : а. с. 1750764 СССР : МКИ<sup>5</sup> В 21 В 39/00, В 21 Н 3/04 / *Б. А. Чернов, Б. Ю. Оглабьяк, И. С. Байбюк, В. М. Гринив, Л. Я. Ропяк* [Ивано-Франков. ин-т нефти и газа]. – № 4884894/27; заявл. 26.11.1990; опубл. 30.07.1992, Бюл. № 28. 10. *Чернов, Б. А.* Способ упрочнения конических резьб : а. с. 1722671 СССР : МКИ<sup>5</sup> В 21 Н 3/04. / *Б. А. Чернов, Б. Ю. Оглабьяк, Л. Я. Ропяк, И. С. Байбюк, В. М. Гринив, Я. Б. Чернов* [Ивано-Франков. ин-т нефти и газа]. – № 4757014/27; заявл. 30.08.1990; опубл. 30.03.1992, Бюл. № 12. 11. *Бабей, Ю. И.* Повышение прочности резьбы методом фрикционно-упрочняющей обработки / *Ю. И. Бабей, Т. Т. Любичкий, М. Д. Максимихин* // В кн.: Новое в технологии изготовления резьбовых соединений труб, эксплуатируемых в особо тяжелых условиях. Тез. докл. межотрасл. науч.-техн. семинара. Челябинск, 1978. – С. 12-14. 12. *Чернов, Б. О.* Ультразвуковой инструмент для зміцнення внутрішніх поверхонь : патент 15379 А Україна : МПК В 24 В 1/04 / *Б. О. Чернов*,

О. М. Мандрик, Я. Д. Климишин; власник : Івано-Франків. держ. техн. ун-т нафти і газу. – № 95125422; заявл. 22.12.1995; опубл. 30.06.1997, Бюл. № 3. **13.** Люкшин, В. С. Теория винтовых поверхностей в проектировании режущих инструментов / В. С. Люкшин. – М. : Машиностроение, 1968. – 372 с. **14.** Резьба коническая замковая для элементов бурильных колонн. Профиль, размеры, технические требования : ГОСТ Р 50864-96. Введ. 1997-01-01. – М. : Изд-во стандартов, 1996. – 11 с. **15.** Трубы бурильные с высаженными концами и муфты к ним : ГОСТ 631-75. Введ. 1977-01-01. – М. : Изд-во стандартов, 1981. – 31 с. **16.** Трубы бурильные из алюминиевых сплавов. Технические условия : ГОСТ 23786-79. – Введ. 1981-01-01. – М. : Изд-во стандартов, 1979. – 9 с.

**Bibliography (transliterated):** 1. Shherbjuk, N. D. and N. V. Jakubovskij. *Rez'bovyje soedinenija trub nefijanogo sortamenta i zaboynih dvigatelej*. Moscow: Nedra, 1974. Print. 2. Kovalev, M. K. *Narezanie i kontrol' rez'by buril'nyh trub i zamkov*. 2nd ed. Moscow: Nedra, 1965. Print. 3. *Shtamburg, V. F.*, et al. *Buril'nye trubyy iz aljuminievyyh splavov*. Moscow: Nedra, 1980. Print. 4. Kopej, B. V. and A. V. Sizonenko. *Atlas zlamiv elementiv buril'noi koloni: monografija*. Ser.: Naftove obladnannja, Vol. 4. Ivano-Frankivsk: Ivano-Frankivsk Nat. Tech. Univ. of Oil and Gas, 2014. Print. 5. Mandrik, O. M. *Udoskonalennja metodiv pidvishhennja ekspluatacijnih charakteristik zamkovih riz'bovih z'ednan' buril'nih kolon: Dys. ... kand. tehn. nauk*. Ivano-Frankivsk, 1997. Print. 6. Rop'jak, L. Ja. and O. V. Rogal'. *Sposib zmicnennja buril'nih trub iz aljuminievih splaviv*. Patent UA No. 103529 C2 Ukraine. IPC, 2013.01.E 21 B 17/00. No. a 201114404. Appl. 05.12.2011. Publish. 25.10.2013. Bull. No. 20. Print. 7. Onis'ko, O. R., L. Ja. Rop'jak and V. G. Panchuk. *Rizec' dlja narizannja zovnishn'oi trikutnoi cilindrichnoi riz'bi: patent na vinahid*. No. 109077 C2 Ukraine. IPC, 2006.01 B 23 B 27/06. No. a 201403278 Appl. 31.03.2014. Publish. 10.07.2015. Bull. No. 13. Print. 8. Neshta, A. A. and D. V. Krivoruchko. "Oblast' primenenija metoda obrabotki vnutrennej rez'by mernym instrumentom". *Visnyk NTU "KhPI"*. No. 4. 2015. 145-149. Print. 9. Chernov, B. A., et al. *Sposob uprochnenija konicheskoi rez'by: a. s. No. 1750764 USSR*. IPC<sup>5</sup> B 21 B 39/00, B 21 H 3/04. No. 4884894/27. Appl. 26.11.1990. Publish. 30.07.1992. Bull. No. 28. Print. 10. Chernov, B. A., et al. *Sposob uprochnenija konicheskoi rez'by: a. s. No. 1722671 USSR*. IPC<sup>5</sup> B 21 H 3/04. No. 4757014/27. Appl. 30.08.1990. Publish. 30.03.1992. Bull. No. 12. Print. 11. Babej, Ju. I., T. T. Ljubickij and M. D. Maksimishin. "Povyshenie prochnosti rez'by metodom frikcionno-uprochnjajushhej obrabotki". *Novoe v tehnologii izgotovlenija rez'bovyh soedinenij trub, jekspluatiruemyyh v osobo tjazhelyh uslovijah. Tez. dokl. mezhotrasl. nauch.-tehn. seminaru*. Chelyabinsk, 1978. Print. 12. Chernov, B. A., O. M. Mandrik and Ja. D. Klimishin. *Ul'trazvukovij instrument dlja zmicnennja vnutrishnih poverhon': patent No.15379 A Ukraine*. IPC B 24 B 1/04. No. 95125422. Appl. 22.12.1995. Publish. 30.06.1997. Bull. No. 3. Print. 13. Ljukshin, V. S. *Teorija vintovyh poverhnostej v proektirovanii rezhushchih instrumentov*. Moscow: Mashinostroenie, 1968. Print. 14. *Rez'ba konicheskaja zamkovaja dlja jelementov buril'nyh kolonn. Profil', razmery, tehnicheckie trebovanija*. GOST R 50864-96. Moscow: Izd-vo standartov, 1996. Print. 15. *Trubyy buril'nye s vysazhennymi koncami i mufty k nim*. GOST 631-75. Moscow: Izd-vo standartov, 1996. Print. 16. *Trubyy buril'nye iz aljuminievyyh splavov. Tehnicheckie uslovija*. GOST 23786-79. Moscow: Izd-vo standartov, 1979. Print.

*Поступила в редколлегию 15.08.2015*

УДК 621.923

Р.М. Стрельчук, канд. техн. наук, Харьков, Украина

## **ЧУВСТВИТЕЛЬНОСТЬ ЭКСПЛУАТАЦИОННЫХ СВОЙСТВ ШЛИФОВАЛЬНОГО КРУГА К ИЗМЕНЕНИЮ ПАРАМЕТРОВ ЕГО СТАНДАРТНОЙ ХАРАКТЕРИСТИКИ**

*Представлено результати досліджень за експлуатаційними властивостями шліфувальних кругів різних характеристик. Визначено, що зміна марки матеріалу зерна призводить до збільшення періоду стійкості кола, а також інтенсивності знімання металу, з одночасним зменшенням інтенсивності зносу інструменту.*

*Представлены результаты исследований по эксплуатационным свойствам шлифовальных кругов разных характеристик. Определено, что изменение марки материала зерна приводит к увеличению периода стойкости круга, а также интенсивности съема металла, с одновременным уменьшением интенсивности износа инструмента.*

*The results of studies on the operational properties of grinding wheels of different characteristics. It is determined that the change of the brand of the material grains increases tool life range and metal removal rates, with simultaneous reduction of the wear rate of the tool.*

### **ВВЕДЕНИЕ**

В настоящее время шлифовальный круг сопровождается маркировкой, регламентированной ДСТУ ГОСТ 21963:2003, содержащей только конструктивные параметры инструмента. Сведения об эксплуатационных свойствах круга в его стандартной маркировке отсутствуют. Это обстоятельство существенно сужает область применимости круга той или иной характеристики, делая его пригодным к использованию только в технологических условиях, описанных в нормативах режимов резания [1].

Задача рациональной эксплуатации шлифовальных кругов в изменяющихся технологических условиях может быть решена на основе учета эксплуатационных возможностей инструмента при изменении условий выполнения операции. В качестве характеристического описания работоспособности инструмента в изменяющихся технологических условиях был предложен технологический эксплуатационный паспорт шлифовального круга, расширяющий его стандартную характеристику и представляющий собой набор величин эксплуатационных показателей инструмента, зависящих от времени и режима работы круга [2]. Исследования работоспособности шлифовальных кругов в разных технологических условиях показали, что параметры стандартной характеристики круга оказывают значительное влияние на величины эксплуатационных показателей инструмента (рис. 1).

## **МЕТОДИКА ИССЛЕДОВАНИЙ**

Исследование эксплуатационных свойств проводилось на ряде шлифовальных кругов разных характеристик [3] – 24А25НСМ27К, 92А25НСМ27К, 24А40НСМ27К и 24А16НСМ27К. Зависимости построены по результатам испытаний кругов в условиях круглого наружного шлифования на подачах 0,2, 0,25, 0,3, 0,35, 0,4 и 0,5 мм/мин образцов из стали 45 (42... 45 HRC<sub>3</sub>).

В настоящей работе изучалось влияние изменения марки материала зерна с 24 А на 92 А, зернистости шлифовального круга с 25Н на 40Н и степени твердости круга с СМ2 на С1 на эксплуатационные показатели инструментов.

## **РЕЗУЛЬТАТЫ ИССЛЕДОВАНИЙ И ИХ ОБСУЖДЕНИЕ**

Рассмотрим эксплуатационные показатели кругов указанных характеристик, полученных на подаче 0,2 мм/мин.

**Изменение марки материала зерен круга.** Переход от одной марки материала зерна к другой влияет на работу круга в целом. Прежде всего, это отражается на периоде стойкости инструмента. Круг, изготовленный из хромтитанистого электрокорунда 92А, имеет период стойкости в 1,7 раза больше, чем аналогичный круг из нормального электрокорунда 24А (рис. 2 и 3). Легированный электрокорунд обладает большей износостойкостью, в связи, с чем круг дольше сохраняет свою работоспособность.

Повышение износостойкости абразивных зерен оказывает существенное влияние на интенсивность съема металла ( $Q_m$ ) и износа круга ( $Q_a$ ). Из рис. 2 и 3 видно, что в первую минуту работы кругов показатели  $Q_m$  и  $Q_a$  практически не различаются. Это говорит о примерно одинаковом микрорельефе рабочей части кругов, сформированного правкой, как следствие режущие свойства кругов в первые моменты их работы одинаковы.

К пятой минуте работы кругов различие составляет для  $Q_m$  – 1,06 раза, для показателя  $Q_a$  – 1,8 раз. На 6 мин 30 с работы кругов разница интенсивности съема металла и износа круга составляет 1,07 и 2,5 раза соответственно. Это говорит о переходе круга из 24А в область повышенного износа и затупления и необходимости его правки. За то же время круг из 92 А находится в области эксплуатации, соответствующей нормальному режиму его работы – производительность упала всего на 6 %.

Таким образом, изменение марки материала зерна шлифовального круга с 24А на 92А привело к следующему:

существенному увеличению времени эффективной работы инструмента (с 6,5 до 11,5 мин – в 1,76 раза);

увеличению интенсивности съема металла в среднем в 1,03 – 1,05 раза; снижению интенсивности износа круга примерно в 2 – 2,2 раза.

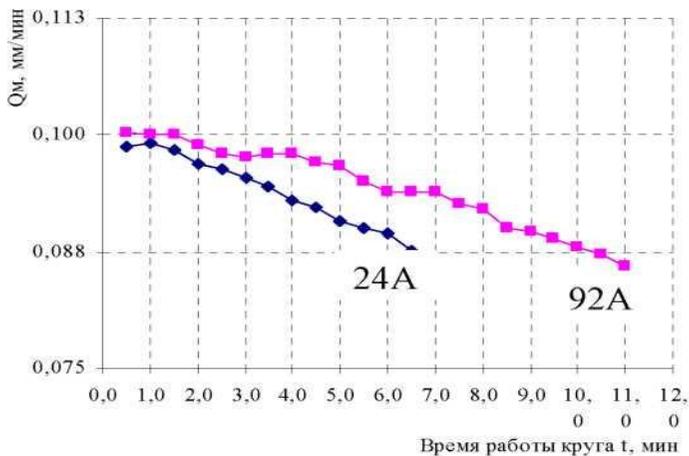


Рисунок 2 – Интенсивность съема металла (Q<sub>m</sub>) при работе кругами из 24 А и 92 А

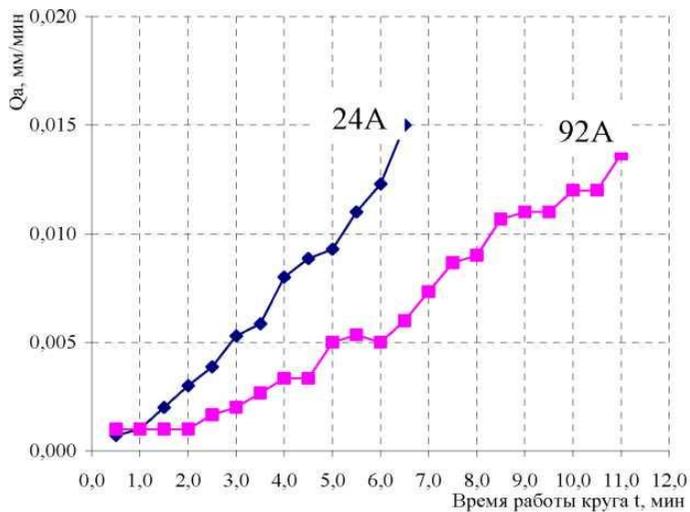


Рисунок 3 – Интенсивность износа Q<sub>a</sub> кругов из 24А и 92А

**Изменение степени твердости круга.** Известно, что увеличение твердости круга приводит к повышению сил шлифования. Сравним величины силы шлифования  $P_y$  при работе кругами твердостью СМ2 и С1 (рис. 4).

К первой минуте работы кругов величины составляющей силы шлифования  $P_y$  не различаются. Начиная с 1 минуты 30 секунд, появляется различие, которое к третьей минуте составляет 1,08 раза. Это вызвано окончанием периода приработки, когда выступающие на поверхности круга зерна удалены и в работу вступают зерна, прочно удерживаемые связкой и не имеющие разновысотности.

На 5,5 минуте силы шлифования  $P_y$  при работе кругом С1 в 1,34 раза больше, чем при работе кругом твердостью СМ2. Повышение силы шлифования при увеличении степени твердости круга объясняется тем, что при одинаковом процентном содержании зерен (48 %) круг твердостью С1 содержит большее объемное содержание связки, чем круг СМ2 (13 % против 11,5 %). Это увеличение происходит за счет сокращения объема пор круга – с 40,5 % до 39,0 %. Таким образом, круг твердостью С1 несколько плотнее, в связи с чем его рабочая поверхность быстрее засаливается, режущая способность падает и круг необходимо подвергнуть правке.

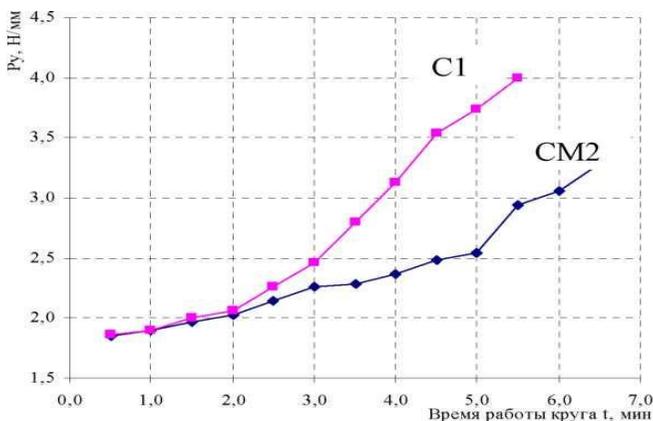


Рисунок 4 – Сила шлифования  $P_y$  при работе кругами СМ2 и С1

**Изменение зернистости круга.** Как известно, увеличение зернистости круга приводит к ухудшению шероховатости шлифованной поверхности. Это предположение подтверждается уже первую минуту работы кругов:

шероховатость поверхности после работы кругом зернистостью 25Н в 1,1 раза лучше, чем после шлифования кругом зернистостью 40Н (рис. 5).

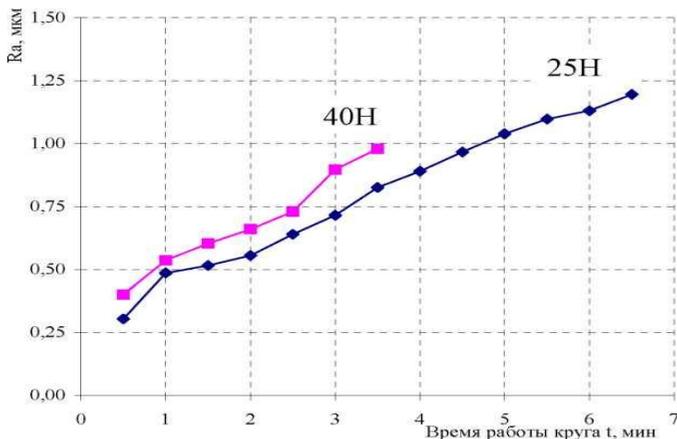


Рисунок 5 – Шероховатость шлифованной поверхности после работы кругами зернистостью 25Н и 40Н

Ко второй минуте работы круга зернистостью 25Н шероховатость поверхности составляет 0,72 мкм. За это же время круг зернистостью 40Н дает шероховатости 0,92 мкм. Различие составляет 1,27 раза. Примерно с такой разницей круги работают в течение всего периода стойкости, то есть изменение зернистости шлифовального однозначно влияет на получаемую шероховатость поверхности.

Таким образом, можно заключить, что технологический эксплуатационный паспорт шлифовального позволяет установить количественное изменение эксплуатационных показателей шлифовального круга в зависимости от изменения параметров его стандартной характеристики.

## **ВЫВОДЫ**

В настоящей работе установлено следующее:

– изменение марки материала зерна с 24А на 92А приводит к увеличению периода стойкости круга в 1,7 раза, а также интенсивности съема металла в 1,031,05 раза, с одновременным уменьшением интенсивности износа инструмента в 2,2 раза;

- при изменении зернистости круга с 25Н на 40Н шероховатость поверхности увеличивается в среднем в 1,27 раза;
- увеличение твердости на одну степень – с СМ2 до С1 увеличивает силу шлифования  $R_u$  в среднем в 1,2 раза.

**Список использованных источников:** 1. Общемашиностроительные нормативы режимов резания для технического нормирования работ на металлорежущих станках: Протяжные, шлифовальные и доводочные станки. – М.: Изд-во ЦБНТ при НИИ Труда, 1978. – Часть 3, издание 3-е. – 360 с. 2. *Ардашев, Д.В.* Оценка работоспособности шлифовального круга по комплексу эксплуатационных показателей: автореф. дис. ... канд. техн. наук / *Ардашев Д.В.* – Челябинск, 2005. – 20 с. 3. СТП 774-04-2004. Круги шлифовальные. Эксплуатационные показатели. – Челябинск: УралНИИАШ, 2004. – 33 с.

**Bibliography (transliterated):** 1. Obshhemashinostroitel'nye normativy rezhimov rezanija dlja tehničeskogo normirovanija rabot na metallorehušhhih stankah: Protjazhnye, shlifoval'nye i dovodochnye stanki. – M.: Izd-vo CBNT pri NI Truda, 1978. – Chast' 3, izdanie 3-e. – 360 s. 2. *Ardashev, D.V.* Ocenka rabotosposobnosti shlifoval'nogo kruga po kompleksu jekspluatacionnyh pokazatelej: avtoref. dis. ... kand. tehn. nauk / *Ardašev D.V.* — Cheljabinsk, 2005. – 20 s. 3. STP 774-04-2004. Krugi shlifoval'nye. Jekspluatacionnye pokazateli. – Cheljabinsk: UralNIASH, 2004. – 33 s

*Поступила в редколлегию 06.12.2014*

УДК 621.923

Р.М. Стрельчук, канд. техн. наук, Харьков, Украина,  
Ш.К. Джха, канд. техн. наук, Нью-Дели, Индия

## **ОСОБЕННОСТИ ИЗНОСА АЛМАЗНЫХ КРУГОВ ПРИ ШЛИФОВАНИИ ТВЕРДОГО СПЛАВА «ВОЛКАР»**

*Представлено оптичні та електронно-мікроскопічні дослідження ріжучої поверхні алмазних кругів при шліфуванні твердого сплаву «ВолКар». Показано, що різні ділянки рельєфу і ріжучі кромки алмазних зерен в одному і тому ж процесі шліфування піддаються різним видам дії і зносу, не мають системного характеру.*

*Представлены оптические и электронно-микроскопические исследования режущей поверхности алмазных кругов при шлифовании твердого сплава «ВолКар». Показано, что различные участки рельефа и режущие кромки алмазных зерен в одном и том же процессе шлифования подвергаются различным видам воздействия и износа, не имеющим системного характера.*

*It shows the optical and electron microscopy studies of the cutting surface of the diamond wheels for grinding hard alloy "WolKar." It is shown that different portions of the relief and the cutting edges of the diamond grains in the same grinding process are subjected to various types of impact and wear, do not have systematic.*

Алмазно-искровое шлифование наноструктурного твердого сплава «ВолКар», обладающего отличительными по сравнению с обычными твердыми сплавами свойствами привносит ряд особенностей в механизм износа рабочей поверхности алмазных кругов и состояние их режущей поверхности. Введение дополнительной энергии в зону резания способствует самозатачиванию алмазных кругов и обеспечению развитости рельефа. Засаливание алмазного круга, а также сглаживание рельефа не обнаруживается. Обычное же алмазное шлифование в течение короткого периода работы приводит к заполнению межзеренных пространств на поверхности круга и потере развитости рельефа. Микрофотографии поверхностей алмазных кругов после алмазного и алмазно-искрового шлифования сплава «ВолКар» представлены на рис. 1.; снимок выполнен с помощью микроскопа сравнения МИС-51 фотографированием поверхностей двух алмазных кругов после шлифования в течение двух минут. Использовались алмазные круги одинаковой характеристики на металлической связке М1-01 (зернистость – 100/80, концентрация – 4), шлифование производилось со скоростью  $V = 25$  м/с и поперечной подачей  $S_{\text{поп}} = 0,015$  мм/дв.ход; на микрофотографии справа показана рабочая поверхность алмазного круга после работы в обычных условиях шлифования с охлаждением, слева – после алмазно-искрового шлифования.

На снимке четко просматривается существенная разница в состоянии режущих поверхностей кругов: алмазные круги, работающие в условиях АИШ, практически не засаливаются, сохраняют развитый самозатачивающийся рельеф. Поэтому анализ характера износа зерен в кругах в условиях АИШ представляется целесообразным.

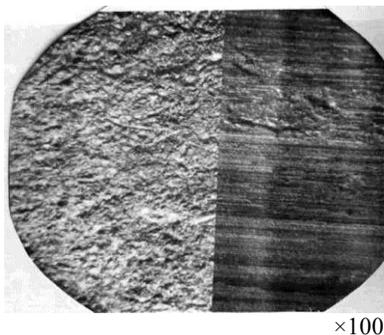


Рисунок 1 – Рабочие поверхности двух алмазных кругов на металлической связке после АИШ и обычного шлифования

Имеющиеся работы по износу алмазных кругов относятся либо к обычным процессам, либо к процессу АИШ при обработке традиционных твердых сплавов [1, 2, 3, 4, 5, 6]. Показано, что характер износа алмазных зерен на поверхности алмазных кругов весьма различен; он сопровождается сколами отдельных элементов зерен, микровыкрашиваниями различных микрокромки, абразивным воздействием, графитизацией, а также окислительным, адгезионным и диффузионным видами.

В представляемой работе рассмотрены некоторые особенности износа, присущие процессу АИШ наноструктурного твердого сплава «ВолКар». Изучение режущей поверхности алмазных кругов и зерен производилось с помощью электронного сканирующего микроскопа «JEOL-JSM-50».

Действие электрических разрядов на поверхности токопроводящей связки способствует ее частичному удалению, вскрытию и появлению из матрицы круга новых алмазных зерен, обеспечивая развитость и активизацию режущего рельефа (рис. 2).

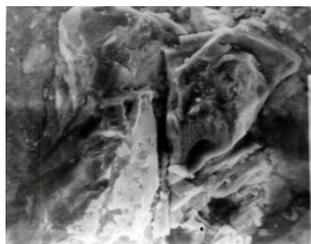
Как видно из рис. 2 вновь вскрываемые, появляющиеся алмазные зерна имеют острые режущие кромки, по всей видимости, еще не вступившие в контакт с обрабатываемым материалом и не принимавшие участие в работе микрорезания. Видно, что уровень их залегания ниже уровня связки. Поскольку в составе сплава «ВолКар» только зерна карбида вольфрама и нет связывающего, то на поверхности алмазных зерен не обнаруживаются элементы стружек, что наблюдалось ранее, при обработке твердого сплава Т15К6 [7].



×1000

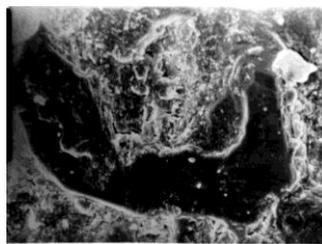
Рисунок 2 – Появление на режущей поверхности круга вскрываемых алмазных зерен

На сколовшихся элементах зерен нет характерных налипов (рис. 3), при этом отколовшиеся части зерен продолжают удерживаться на рабочей поверхности круга. Макроразрушение алмазных зерен способствует развитости, возобновлению рельефа. Механический износ микросколами можно трактовать как результат развития усталостных трещин вследствие термодинамических нагрузок; то, что отколовшиеся элементы принадлежат одному зерну видно по очертанию контуров близко расположенных участков зерна. В отдельных случаях воздействие эрозионного разряда может привести к удалению, оплавлению либо графитизации значительного участка не только поверхности, но и части алмазного зерна (рис. 4); при этом в зоне последствий разряда просматривается оплавленные элементы металлической связки.



×1000

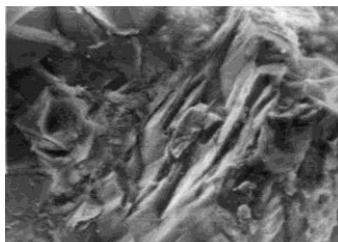
Рисунок 3 – Отколовшиеся элементы зерен, удерживающиеся на поверхности круга



×500

Рисунок 4 – Удаление значительной части алмазного зерна и оплавление связки в зоне действия разряда

Учитывая значительные размеры оплавленной зоны связки, находящейся как бы в обрамлении оставшегося на поверхности зерна, можно предположить, что действие эрозионного разряда было направлено непосредственно на зерно; но поскольку алмаз является не токопроводимым, то, очевидно, на его поверхности предварительно произошла графитизация большого участка. Можно отметить, что преобладающим видом износа алмазных зерен в кругах при обработке сплава «ВолКар» является микровыкрашивание. Его механизм можно объяснить следующим образом. В результате развитости алмазного зерна и наличия на его поверхности микрокромки, их графитизация происходит в первую очередь. Даже если действие разрядов направлено в межзеренное пространство, т.е. на металлическую связку, часть близко расположенных микрокромки будет подвержена действию разрядов, что приведет к их графитизации. В дальнейшем действие разрядов на эту часть микрокромки собственно зерна приводит к графитизации большего количества микрокромки, расположенных на всей поверхности алмазного зерна. Воздействие эрозионных разрядов на графитизированные кромки приводит к их разрушению, микросколам и постоянному образованию новых микрокромки; поверхность алмазного зерна в результате сохраняется постоянно развитой, что и обеспечивает стабильные состояния рабочей поверхности круга и его режущую способность в течение длительного периода.



×2000

Рисунок 5 – Развитая поверхность части алмазного зерна с четко выраженными микрокромками

На рис. 5 показана развитая поверхность части алмазного зерна с четко выраженными микрокромками; микровыкрашивание зерен происходит в результате сколов на иррациональной поверхности [8]; ступени скола имеют относительно гладкий рельеф с весьма незначительной высотой.

Таким образом, можно сделать общий вывод, что рабочая поверхность алмазных кругов, как и зерен на ней может быть подвержена различным видам износа, характер которого зависит от конкретных условий,

возникающих при взаимодействии режущего рельефа кругов с обрабатываемым сплавом.

**Список использованных источников литературы:** 1. *Бокучава Г. В.* Трибология процесса шлифования. – Тбилиси: Сабчота Сакартвело, 1984. – 238 с. 2. *Грабченко А. И.* Расширение технологических возможностей алмазного шлифования. – Х.: Вища школа, 1985. – 184 с. 3. *Корж Н. Я.* Некоторые особенности механизма износа алмазных кругов // Сверхтвердые материалы. – 1980. – № 4. – с. 35-45. 4. *Малкин С., Кук Н.* Износ алмазных кругов // Конструирование и технология машиностроения. Тр. америк. общ-ва инж.-механиков. Пер. – М.: Мир, 1971. – № 4. – с. 237-252. 5. *Семко М. Ф., Внук Ю. Н., Грабченко А. И. и др.* Высокопроизводительное электроалмазное шлифование инструментальных материалов. – К.: Вища школа, 1980. – 192 с. 6. *Ikawa N., Tanaka J.* Thermal Aspect of Wear Diamond Grain in Grinding // CIRP. – 1971. – N. 19. – P. 153-157. 7. *Узунян М. Д., Краснощек Ю.С.* Работоспособность кругов при алмазно-искровом шлифовании твердых сплавов // Резание и инструмент. – 1980. – Вып. 23. – с. 3–10. 8. *Хирст В.* Износ хрупких материалов // Контактное взаимодействие твердых тел и расчет сил трения и износа. М.:Наука. 1971. с. 23-27.

**Bibliography (transliterated)** 1. Bokuchava G. V. Tribologiya protsessa shlifovaniya. – Tbilisi: Sabchota Sakartvelo, 1984. – 238 s. 2. Grabchenko A. I. Rasshirenie tekhnologicheskikh vozmozhnostey almaznogo shlifovaniya. – Kh.: Vishcha shkola, 1985. – 184 s. 3. Korzh N. Ya. Nekotorye osobennosti mekhanizma iznosa almaznykh krugov // Sverkhтвердые materialy.–1980.– № 4.–с. 35–45. 4. Malkin S., Kuk N. Iznos almaznykh krugov // Konstruirovaniye i tekhnologiya mashinostroeniya. Tr. amerik. obshch-va inzh.-mekhanikov. Per. – М.: Mir, 1971.– № 4.–с. 237–252. 5. Semko M. F., Vnukov Yu. N., Grabchenko A. I. i dr. Vysokoproizvoditel'noye elektroalmaznoye shlifovanie instrumental'nykh materialov. – К.: Vishcha shkola, 1980. – 192 s. 6. Ikawa N., Tanaka J. Thermal Aspect of Wear Diamond Grain in Grinding // CIRP. – 1971. – N. 19. – P. 153–157. 7. Uzunyan M. D., Krasnoshechek Yu.S. Rabotosposobnost' krugov pri almazno-iskrovom shlifovanii tverdykh splavov // Rezanie i instrument. – 1980. – Vyp. 23. – s. 3–10. 8. Khirst V. Iznos khрупkikh materialov // Kontaktное vzaimodeystvie tverdykh tel i raschet sil treniya i iznosa. М.:Nauka. 1971. s. 23-27.

*Поступила в редколлегию 26.05.2015*

УДК 621.9(075.8)

В.В. Ступницький, канд. техн. наук, Львів, Україна

## **ДОСЛІДЖЕННЯ ЗАЛИШКОВИХ ДЕФОРМАЦІЙ, ЩО ФОРМУЮТЬСЯ В РЕЗУЛЬТАТІ ВИКОНАННЯ ТЕХНОЛОГІЧНОГО ПЕРЕХОДУ ЛЕЗОВОГО ОБРОБЛЕННЯ ДЕТАЛІ НА ОСНОВІ ІМІТАЦІЙНОГО МОДЕЛЮВАННЯ ПРОЦЕСУ РІЗАННЯ**

*Деформаційна анізотропія оброблених поверхонь виробів може суттєво вплинути на міцність та корозійну стійкість виробу. Проведені імітаційні реологічні дослідження технологічних переходів механічного оброблення деталей з найбільш репрезентативних машинобудівних матеріалів доводять, що залежності глибини і ступеня наклепу від подачі мають екстремальний характер, тобто існує оптимальна подача, при якій наклеп поверхневого шару має найменше значення. Зниженню залишкових деформацій в цьому випадку можуть сприяти підвищення міцнісних і пониження пластичних властивостей сплавів та зменшення коефіцієнта тертя по задній поверхні різального інструменту.*

*Деформационная анизотропия обработанных поверхностей изделий может существенно повлиять на прочность и коррозионную стойкость изделия. Проведенные имитационные реологические исследования технологических переходов механической обработки деталей из наиболее репрезентативных машиностроительных материалов доказывают, что зависимости глубины и степени наклепа от подачи имеют экстремальный характер, то есть существует оптимальная подача, при которой наклеп поверхностного слоя имеет наименьшее значение. Снижению остаточных деформаций в этом случае могут способствовать повышение прочностных и понижение пластических свойств сплавов а также уменьшение коэффициента трения по задней поверхности режущего инструмента.*

*Deformation anisotropy of the machining surfaces can significantly affect the strength and corrosion resistance of the product. Conducted simulations rheological studies of mechanical machining technological operations of the most representative of engineering materials prove that according to the depth and degree of hardening of the filing are extreme in nature, i.e. there is an optimal flow, in which the residual deformation of the surface layer has the smallest value. Raising and lowering of the strength and plastic properties decrease the friction coefficient on the rear surface of the cutting tool reduces the residual strains.*

**Вступ.** Залишкові деформації (механічний наклеп) та неоднорідність властивостей, обумовлена, в першу чергу, нерівномірним розподілом накопиченої в результаті різання деформації. Деформаційна анізотропія, та пов'язані з цим залишкові макронапруження можуть суттєво знизити міцність виробу тих випадках, коли він в подальшому не підлягає термічному обробленню. Розрахунок залишкових напружень виконують за теоремою про розвантаження [2, 3, 6], згідно якого залишкові напруження після пластичної деформації дорівнюють різниці напружень при пластичній деформації і так званих розвантажувальних напружень, від яких матеріал позбавляється при розвантаженні. Якщо при розвантаженні відбуваються чисто пружні

деформації, то можна визначити розвантажувальні напруження методами теорії пружності. У роботі [1] сформульований і доведений варіаційний принцип відносно залишкових напружень, що виникають внаслідок різання, проте він не знайшов практичного використання у технології машинобудування [6].

Наклеп матеріалу поверхневого шару оброблених поверхонь деталей характеризується його мікротвердістю і рентгенографічними показниками (розширенням або розмиттям інтерференційних ліній), що свідчать про дроблення кристалічних блоків, зростання спотворень кристалічної ґратки і розвиток дислокацій. Процес наклепу металу поверхневого шару розвивається під дією сил в зоні різання. При механічному обробленні в зоні різання одночасно діють значні зусилля різання, що створює наклеп, і температура, що викликає розм'якшення металу. В процесі оброблення точінням наклеп поверхневого шару підвищується при збільшенні подачі і глибини різання у зв'язку із зростанням радіусу округлення різального леза і при переході від позитивних передніх кутів різця до негативних [5].

Одним з ефективних інструментів для оперативного дослідження локальних характеристик напружено-деформованого стану (НДС) в пластичній області є метод кінцевих елементів, який реалізований у таких відомих програмних продуктах світового рівня, як DEFORM, ABAQUS, LS DYNA, Advantage. Ці програмні продукти дозволяють з достатньою точністю зробити розрахунок сил різання, усадки стружки, конфігурації і площі контактної поверхні з інструментом і меж пластичної зони, провести розподіл силових та деформаційних показників, швидкостей деформацій і температур як в зоні стружкоутворення, так і в інструменті [7, 8].

У статті проаналізовані результати імітаційного моделювання реологічної картини різання ізоморфного пластичного матеріалу, отриманої моделюванням процесу в DEFORM 2D.

### **Виклад основного матеріалу статті.**

Однією з головних причин появи залишкових деформацій при механічному обробленні деталі слід вважати заокруглення леза інструменту. Насправді передня і задня поверхні зубів інструментів сполучаються не по лінії, а по поверхні, яка в перерізі є дугою кола радіусом  $r$  (рис.1). Оскільки площина зсуву  $CD$  буде дотичною до кола радіусом  $r$ , слід зазначити, що метал нижче лінії  $FE$  підминається різальним лезом і в стружку не переходить. Деформований шар після проходження різця визначає глибину наклепу  $h_3$ .

Швидкість різання і подача мають найбільший вплив на деформацію поверхневого шару, оскільки ці параметри режиму різання визначають в основному механотермічну дію на метал. Зі збільшенням швидкості різання підвищуються швидкості деформації і температура нагріву, але зменшуються тривалість дії напружень і час нагріву поверхневого шару заготовки.

Зростаюче нагрівання деформованого металу зі збільшенням швидкості різання підвищує дифузійну рухомість атомів, активізує процеси розм'якшення внаслідок рекристалізації, знижуючи цим інтенсивність деформаційного зміцнення поверхневого шару [10].

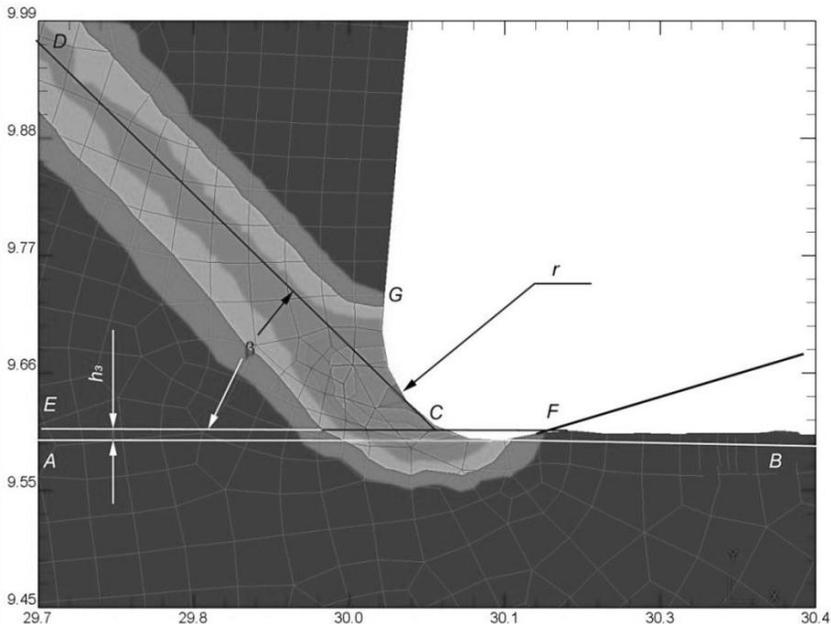


Рисунок 1 – Схема формування деформованого шару на обробленій поверхні деталі на хромограмі інтенсивності розподілу деформацій в зоні формоутворення

Якщо швидкість деформації перевершує швидкість рекристалізації, спостерігається лише часткове зняття деформаційного зміцнення, попри те, що деформація відбуватиметься при температурі, що перевищує температуру рекристалізації [9]. Проведені імітаційні реологічні дослідження технологічних переходів механічного оброблення деталей з найбільш репрезентативних машинобудівних матеріалів показують, що зі збільшенням швидкості різання посилюється теплова дія на деформований метал поверхневого шару і знижується його зміцнення.

В порівнянні з іншими параметрами режиму різання подача має найбільш суттєвий вплив на деформаційне зміцнення поверхневого шару. Залежності глибини і міри наклепу від подачі мають екстремальний характер, тобто існує оптимальна подача, при якій наклеп поверхневого шару має найменше значення. Оптимальна подача для жароміцних

сплавів  $S_0 \sim 0,1 \dots 0,15$  мм/об [4]. Збільшення деформаційного зміцнення при зменшенні подачі за межами оптимальних значень подач пояснюється впливом процесу ковзання різального леза, що створює додаткову деформацію поверхневого шару. Характер цих залежностей визначається силовим навантаженням і температурою нагріву металу в зоні різання. Подача має найважливіший вплив щодо силової дії на поверхневий шар. При точінні, струганні і протягуванні зі збільшенням глибини різання основні параметри деформаційного зміцнення зростають [5].

Передній кут різця також впливає на умови стружкоутворення, які зумовлюють формування поверхневого шару. За даними проф. А. Д. Макарова [10], при точінні сплаву ХН77ТЮР зі зміною переднього кута від +15 до -15 глибина наклепу збільшується в 3 рази, що пов'язане з підвищенням опору руху стружки по передній поверхні різця.

Реологічне моделювання технологічного переходу токарного оброблення жароміцного сплаву ХН60Ю (аналог IN 718), визначеної на основі аналізу імітаційної моделі в системі Deform 2D показав зниження характеристик наклепу на 55 % у порівнянні з обробленням сталі 45 на режимах різання - подача  $S = 0,25$  мм; глибина різання  $t = 1$  мм швидкість різання  $V = 120$  мм/хв. Зниженню наклепу в цьому випадку можуть сприяти підвищення міцнісних і пониження пластичних властивостей сплавів і значне зменшення коефіцієнта тертя по задній поверхні різця.

Відомо, що ступінь наклепу визначається як відношення початкової  $H_0$  і новоствореної  $H$  твердості оброблюваного матеріалу заготовки до її початкового значення:

$$N = \frac{H - H_0}{H_0} \quad (1)$$

При точінні жароміцних і жаростійких матеріалів ступінь наклепу може бути підрахований за емпіричним рівнянням проф. Сіліна [5]:

$$N = 40h_3\theta_0^{-0,72}, \quad (2)$$

де  $h_3$  – глибина наклепу, що визначається за результатами реологічного моделювання технологічних переходів механічного оброблення, мкм (приклад поданий на рис. 1);

$\theta_0$  - температура в зоні різання при роботі твердосплавним інструментом, що також визначається за результатами реологічного моделювання.

Пластична деформація і наклеп поверхневого шару металу протікають в протилежно орієнтованих зернах різного складу з різною інтенсивністю; причому феритні зерна деформуються інтенсивніше за перлітні. Це викликає нерівномірне підвищення енергії і різну зміну електродного потенціалу [6].

При точінні більш наклепані феритні зерна та мартенситні домени стають анодами, менш наклепані перлітні зерна – катодами. З тих же причин виявляється різним і спотворення атомних ґраток в різних кристалічних зернах.

Наклеп поверхневого шару у більшості випадках виявляється шкідливим і знижує експлуатаційні якості деталей машин. Це відбувається тому, що після пластичної деформації металу поверхневого шару при кімнатній температурі збільшується його питомий об'єм і зменшується густина, що сприяє швидшому протіканню дифузійних процесів при високій температурі і тим самим прискорює процеси, що знижують опір металу динамічному руйнуванню. Тривала дія високої температури на наклепаний метал швидко приводить до його інтенсивного розм'якшення, що знижує загальні експлуатаційні властивості деталей. Мікротвердість металу поверхневого шару відповідальної після її експлуатації при високій робочій температурі. Пониження густини наклепаного металу полегшує процес вигорання легуючих елементів жароміцних сплавів, яке призводить до зниження міцності сплавів [6]. Ознакою вигорання легуючих елементів може служити зміна параметра кристалічної ґратки жароміцного сплаву. Зі збільшенням міри і глибини наклепу жароміцних сплавів їх втомна міцність при роботі в середовищі з високою температурою значно знижується. Так, при глибині наклепу 190 мкм, що виникає при чорновому точінні, число циклів до руйнування сплаву при 700°C виявляється приблизно вдвічі нижчою, ніж після електрополірування, що не викликає наклепу. Різними експериментами було показано [6] істотне зменшення межі текучості жароміцного сплаву залежно від глибини наклепу, що виникає при різних видах оброблення.

На рис. 2 наведена розрахункова схема для визначення залишкових деформацій на 2D моделі технологічного переходу фрезерування деталі з інструментальної штампової сталі 4X5MФ1С (аналог AISI-H-13 (США)) фрезою CoroMill 300 з для пластинкою R300-1032E-PL S30T  $\gamma = 8^\circ$ ,  $\alpha = 15^\circ$  ( $S = 0,1$  мм;  $t = 0,25$  мм;  $V = 120$  м/хв). З метою аналізу динаміки затухання та прояву незворотних залишкових явищ напружено-деформаційної складової післядії процесу оброблення загальний шлях інструменту по довжині обробленої частини деталі розділений на 22 діапазони, а по глибині – на 10 діапазонів вимірювань.

На рис. 3. наведена картина реологічного моделювання залишкових деформацій при фрезеруванні деталі (матеріал заготовки - сталь 4X5MФ1С) фрезою CoroMill 300 з для пластинкою R300-1032E-PL S30T  $\gamma = 8^\circ$ ,  $\alpha = 15^\circ$  ( $S = 0,1$  мм;  $t = 0,25$  мм;  $V = 120$  м/хв). В результаті термодинамічної релаксації із зростанням віддалі від вершини різального клину вздовж обробленої поверхні ці деформації експотенційно зменшуються до якогось усталеного значення в зоні термодформаційної стабілізації. Саме ця величина і є залишковою деформацією.

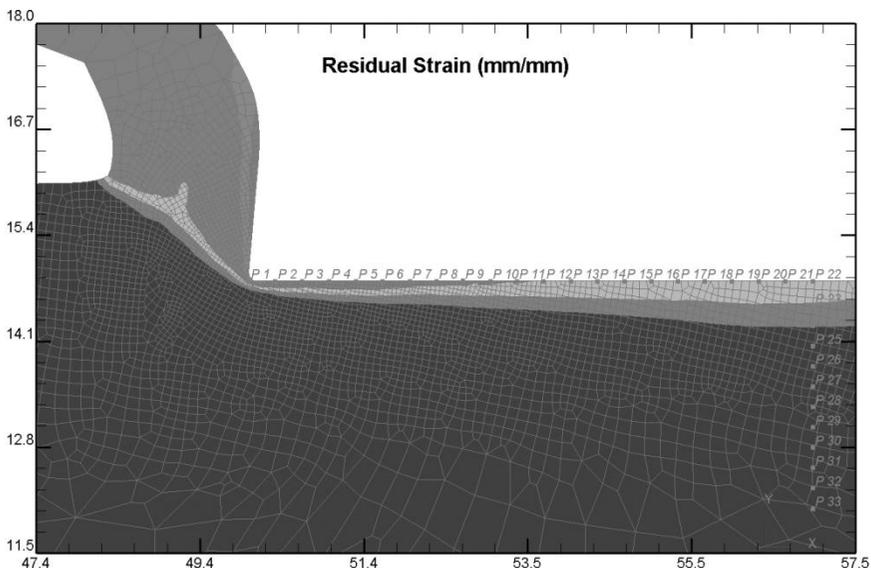


Рисунок 2 – Розрахункова схема для визначення залишкових деформацій при фрезеруванні деталі (матеріал заготовки - сталь 4X5MΦ1C) (S=0,1 мм; t=0,25 мм; V=120 м/хв)

Крива залишкових деформацій (рис. 3) відображає інтерференційну картину прояву флуктаційних температурних, силових та фрикційних процесів, що виникають в процесі формоутворення деталі. Середньостатистичне значення залишкових деформацій в зоні термічної стабілізації (при температурі близько 100°C) складатиме приблизно  $\varepsilon \approx 2,5$  (мм/мм) при обробленні деталі з штампової сталі 4X5MΦ1C фрезою CoroMill 300 з для пластинкою R300-1032E-PL S30T (S = 0,1 мм; t = 0,25 мм; V = 120 м/хв).

Методика визначення глибини залягання залишкових напружень є подібною – але тестові точки вимірювання деформацій розташовані не по довжині обробленої поверхні, а вглиб (рис. 2). Очевидно, що моделювання картини глибини залягання також слід робити в зоні термічної стабілізації обробленої поверхні. Результати моделювання наведені на рис. 4.

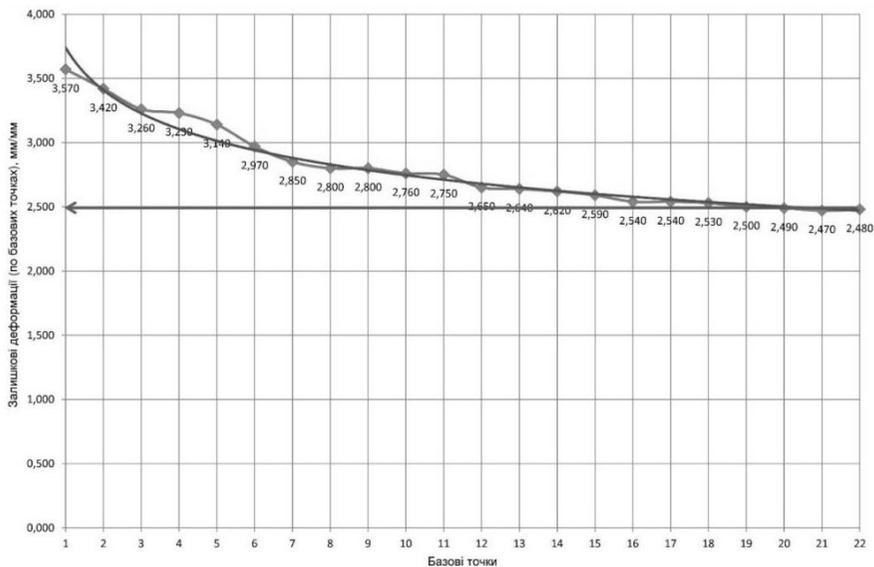


Рисунок 3 – Графічні залежності поверхневих залишкових деформацій, отримані в результаті реологічного моделювання технологічного переходу фрезерування деталі з сталі 4X5MΦ1С (S = 0,1 мм; t = 0,25 мм; V = 120 м/хв)

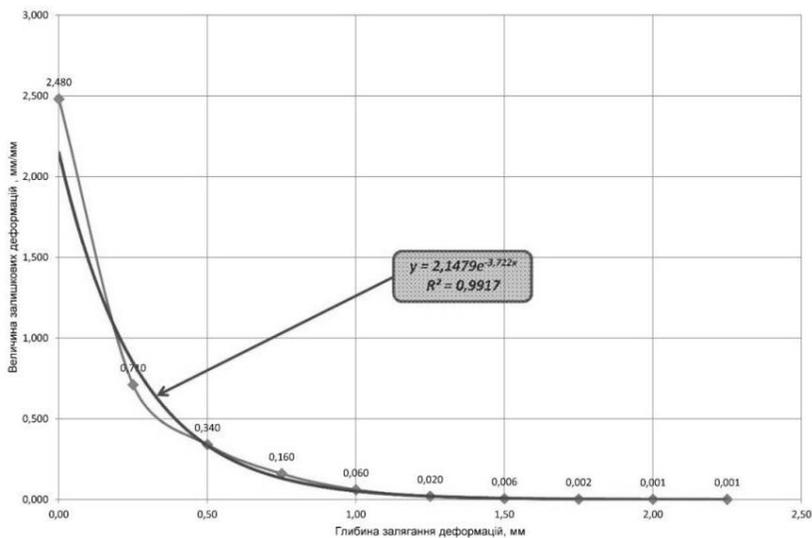


Рисунок 4 – Графічні залежності глибини залягання залишкових деформацій, отримані в результаті реологічного моделювання технологічного переходу фрезерування деталі з сталі 4X5MΦ1С (S=0,1 мм; t=0,25 мм; V=120 м/хв)

**Висновок.** Аналіз графічних залежностей (рис. 3-4) доводить експотенційний характер зменшення залишкових деформацій: якщо на поверхні деталі ця величина становила  $\varepsilon \approx 2,5$  (мм/мм), то на глибині 0,25 мм – вже  $\varepsilon \approx 0,7$ , а на глибині 1,0 мм деформація практично аніглюється і становить лише  $\varepsilon \approx 0,06$  (мм/мм). Якісний та кількісний характер розподілу деформацій доводить адекватність та ефективність запропонованих методик для формування аналітичної бази при побудові функціонально-орієнтованого технологічного процесу.

**Список використаних джерел:** 1. Вествуд А. Влияние среды на процесс разрушения / А.Вествуд // Разрушение твердых тел. – М.: Металлургия, 1967. – С. 344–399. 2. Дель Г.Д. Технологическая механика / Г.Д.Дель. – М.: Машиностроение, 1978. — 174 с. 3. Дель Г.Д. Определение напряжений в пластической области по распределению твердости / Г.Д. Дель. - М.: Машиностроение, 1971. – 199 с. 4. Подураев В.Н. Резание труднообрабатываемых материалов / В.Н.Подураев.- М.: Высшая школа, 1974. – 587 с. 5. Силин С.С. Применение метода подобия для определения обрабатываемости резанием современных материалов / С.С. Силин // Труды Рыбинского авиационного технолог. ин-та, № 3. – Новые методы определения обрабатываемости материалов резанием и шлифованием. - Ярославль: изд. Ярославского политехн. ин-та, 1975.- С. 5-33. 6. Старков В.К. Физика и оптимизация резания материалов / В.К.Старков.- М.: Машиностроение, 2009. – 640 с. 7. Ступницький В.В. Дослідження напружено-деформованого стану деталей машин під час їх механічного оброблення у зоні стружкоутворення / В.В. Ступницький // Вісник Національного університету «Львівська політехніка» «Динаміка, міцність та проектування машин і приладів». – Львів. – 2012. – №730. – С. 125-129. 8. Ступницький В.В. Імітаційне реологічне моделювання процесу стружкоутворення в зоні різання / В.В.Ступницький // Збірник наукових праць «Научный вестник Донбасской государственной машиностроительной академии». - Краматорськ. – 2012. – № 1 (9Е). - С. 186-193 9. Суліма А.М. Поверхностный слой и эксплуатационные свойства деталей машин / А.М.Суліма, В.А.Шулов, Ю.Д Ягодкин. – М.: Машиностроение, 1988. – 240 с. 10. Ящерицын П.И. Теория резания / П.И.Ящерицын, Е.Э.Фельдштейн, М.А.Корниевич. – Минск: Новое знание, 2006. – 512 с.

**Bibliography (transliterated):** 1. Vestvud A. Vlijanie sredy na process razrusheniya / A.Vestvud // Razrushenie tverdyh tel. M.: Metallurgija, 1967. S. 344–399. 2. Del' G.D. Tehnologicheskaja mehanika / G.D.Del'. M.: Mashinostroenie, 1978. — 174 s. 3. Del' G.D. Opredelenie naprjazhenij v plasticheskoj oblasti po raspredeleniju tverdosti / G.D.Del'. M.: Mashinostroenie, 1971.- 199 s. 4. Poduraev V.N. Rezanie trudnoobrabatyvaemyh materialov / V.N.Poduraev. M.: Vysshaja shkola, 1974. 587 s. 5. Silin S.S. Primenenie metoda podobija dlja opredelenija obrabatyvaemosti rezaniem sovremennyh materialov / S.S.Silin // Trudy Rybinskogo aviacionnogo tehnolog. in-ta, № 3. — Novye metody opredelenija obrabatyvaemosti materialov rezaniem i shlifovaniem. Jaroslavl': izd. Jaroslavskogo politehn.in-ta, 1975. S. 5—33. 6. Starkov V.K. Fizika i optimizacija rezaniya materialov / V.K.Starkov. M.: Mashinostroenie, 2009.-640 s. 7. Stupnic'kij V.V. Doslidzhennja napruzhenno-deformovanogo stanu detalej mashin pid chas ih mehanichnogo obrobrennja u zoni struzhkoutvorennja / V.V.Stupnic'kij // Visnik Nacional'nogo universitetu «L'viv's'ka politehnika» «Dinamika, micnist' ta proektuvannja mashin i priladiv». - L'viv.- 2012. №730.- S. 125-129. 8. Stupnic'kij V.V. Imitacijne reologichne modeljuvannja procesu struzhkoutvorennja v zoni rizannja / V.V.Stupnic'kij // Zbirk naukovih prac' «Nauchnyj vestnik Donbasskoj gosudarstvennoj mashinostroitel'noj akademii». Kramators'k.- 2012.- № 1 (9E). s. 186-193 9. Sulima A.M. Poverhnostnyj sloj i jekspluatacionnye svojstva detalej mashin /A.M.Sulima, V.A.Shulov, Ju.D Jagodkin. — M.: Mashinostroenie, 1988. —240 s. 10. Jashericyn P.I. Teorija rezanija /P.I.Jashericyn, E.Je.Fel'dshtejn, M.A.Kornievich. – Minsk: Novoe znanie, 2006.- 512 s.

*Поступила в редколлегию 22.07.2015*

В.М.Тонконогий, д-р техн. наук, М.О. Голофєєва,  
В.О. Балан, Одеса, Україна

## **ДОСЛІДЖЕННЯ ХАРАКТЕРИСТИК РОЗСПОВАННЯ ЕНЕРГІЇ КОЛИВАНЬ В БАЗОВИХ ДЕТАЛЯХ ВЕРСТАТІВ З СИНТЕГРАНУ**

*В статті розглядаються питання визначення демпфуючої спроможності виробів із синтеграну із закладними. Проведені дослідження залежності характеристик розсіювання механічної енергії від конструкцій закладних деталей та способу їх заділки.*

*В статье рассматриваются вопросы определения демпфирующей способности изделий из синтеграна с закладными. Проведены исследования зависимости характеристик рассеивания механической энергии от конструкции закладных деталей и способа их заделки*

*In the article the determination of the damping capacity of products from sintegran with mortgages deals. The dependence of the characteristics mechanical energy dissipation on the design of embedded parts and the way they seal are investigated.*

Останнім часом все більше застосування в техніці знаходять різного роду багатофазні композиційні матеріали, що володіють специфічними фізико-механічними властивостями. Одним з таких матеріалів є синтегран, який за основними фізико-механічними характеристиками аналогічний натуральному граніту. Принциповою відмінністю синтеграну від граніту є його технологічність. З нього можуть бути виготовлені такі конструкції деталей, які з натурального граніту отримати неможливо [2].

Цей матеріал призначений в основному для заміни чавунного лиття та блоків натурального граніту для виготовлення базових деталей верстатів, машин і приладів. Основною його перевагою перед традиційними матеріалами є підвищена демпфуюча спроможність, що характеризується нелінійною залежністю від параметрів коливань [3].

На характеристики розсіювання енергії в конструкціях з синтеграну, а, відповідно, і на точність та стабільність роботи верстатів значною мірою впливають закладні деталі. Серед характеристик закладних деталей, які здійснюють вплив на дисипативні властивості конструкції можна виділити:

- характеристики геометрії;
- матеріал;
- відстань між закладними деталями;
- способи закладення;
- навантаження, що прикладені до закладних деталей.

Досліджувалася залежність дисипативних характеристик базових деталей верстатів із синтеграну від конструкції закладних та способу їхньої заділки.

Такі деталі монолітно закладаються в синтегран. В якості анкерних кріплень найбільш часто використовується стрижнева арматура періодичного профілю. Оскільки відповідальні закладні деталі в основному виробляються із чавуна, то стрижнева арматура сполучається з такими деталями різьбовим з'єднанням.

Ребра жорсткості закладних деталей також проектується з крупними отворами, вважаючи, що вони покращать якість закладення ребер в синтегран, а відповідно і підвищать характеристики розсіювання енергії в базових деталях верстатів. Для перевірки справедливості цього твердження були проведені спеціальні дослідження.

Планка, на яку в подальшому буде встановлюватися напрямна, являє собою чавунну пластину довжиною 840 мм та перетином  $90 \times 30$  мм, на якій в розташовані анкери у вигляді стрижневої арматури періодичного профілю та ребер жорсткості. Конструкції анкерів були такими:

1) гладкі ребра без отворів довжиною 200 мм, виготовлені з сталі марки Ст. 3 перетином  $200 \times 5$  мм;

2) гладкі ребра довжиною 200 мм, перетином  $200 \times 5$  мм, з двома отворами діаметром 70 мм в середньому перетині за висотою ребра, виготовлені з сталі марки Ст. 3;

3) арматура періодичного профілю діаметром 16 мм та довжиною 200 мм;

4) гладкі ребра без отворів з привареними до них анкерами з арматури періодичного профілю;

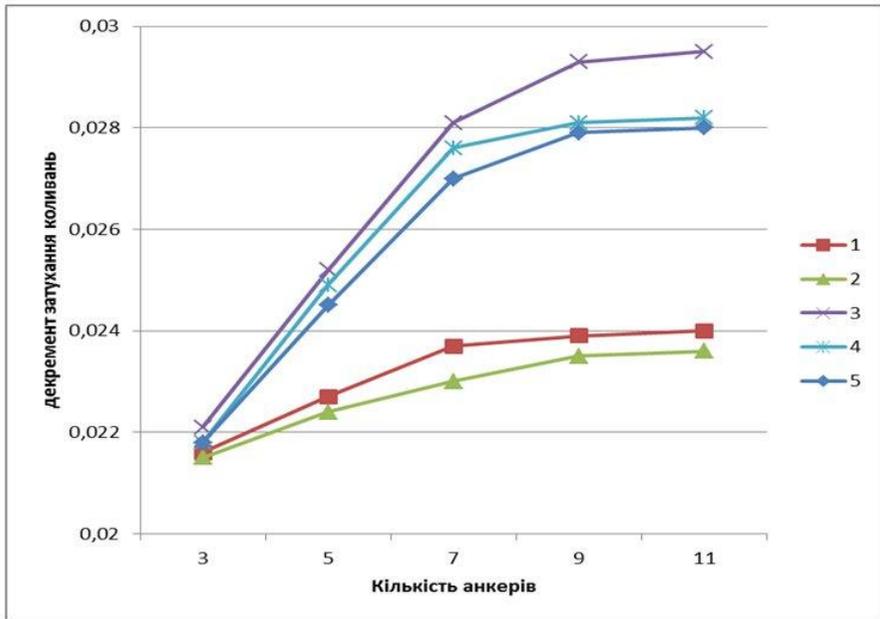
5) гладкі ребра з двома отворами діаметром 70 мм в середньому перетині за висотою ребра з привареними до них анкерами з арматури періодичного профілю.

При заливанні зразка із синтеграну закладні деталі встановлювалися на дно опалубки.

В ході випробувань досліджувалася залежність дисипативних властивостей конструкції від кількості анкерів. При цьому використовувалися зразки, в яких закладні деталі мали 3, 5, 7, 9 та 11 анкерів.

В зразках проводилися вимірювання декременту затухання коливань ударним ультразвуковим методом, заснованим на взаємозв'язку декременту затухання коливань та швидкості розповсюдження ультразвукових хвиль в матеріалі.

На рис. 1 наведена залежність декременту затухання коливань в зразках синтеграну від кількості анкерів закладних деталей для різних конструкцій анкерів.



1 – гладкі ребра без отворів; 2 – гладкі ребра з отворами; 3 – арматура періодичного профілю; 4 – гладкі ребра без отворів з привареними до них анкерами з арматури періодичного профілю; 5 – гладкі ребра з отворами з привареними до них анкерами з арматури періодичного профілю

Рисунок 1 – Залежність декременту затухання коливань в зразках синтеграну від кількості анкерів закладних деталей

Дослідження показали, що найбільший декремент затухання коливань мають зразки, в яких в якості анкерів використовується арматура періодичного профілю, найменший декремент затухання коливань у зразків, в яких в якості анкерів – гладкі ребра з отворами. На наш погляд це пов'язано з тим, що поверхня зчеплення ребер з отворами на 20 % менше, ніж у гладких ребер без отворів. Відповідно, знижується жорсткість їх закладання в синтегран.

Декремент затухання коливань в зразках, в яких в якості анкерів використовувалися арматура з періодичним профілем порівняно із зразками, де анкерами слугували гладкі ребра, був на 26 % більше, в той час, коли поверхня зчеплення – 2,1 раз менше. Таким чином, дослідження показали, що використання ребер з великими отворами є недоцільним.

Можна відмітити також, що в результаті приварювання до кінця ребер стрижнів з арматури періодичного профілю, підвищується декремент

затухання коливань за рахунок збільшення жорсткості зчеплення із синтеграном.

При збільшені кількості анкерів закладних деталей декремент затухання коливань збільшується для всіх конструкцій анкерів. Причому, починаючи з дев'яти анкерів кут нахилу залежності декременту затухання коливань від кількості анкерів стає значно меншим для всіх досліджуваних зразків, що свідчить про недоцільність використання більшої кількості анкерів.

На зчеплення анкерів з арматури періодичного профілю з синтеграном, а, відповідно і на динамічні властивості конструкції, впливає також діаметр стрижнів. Були проведені відповідні дослідження. В зразках, які представляють собою синтегран із закладними деталями у вигляді планки із закріпленими на ній анкерами з арматури періодичного профілю діаметром 8, 10, 12, 14, 16, 18, 20, 22, проводилися вимірювання декременту затухання коливань ударним ультразвуковим методом.

На рис. 2 наведена залежність декременту затухання коливань в зразках синтеграну від номінального діаметру анкерів закладних деталей у вигляді стрижнів арматури періодичного профілю.

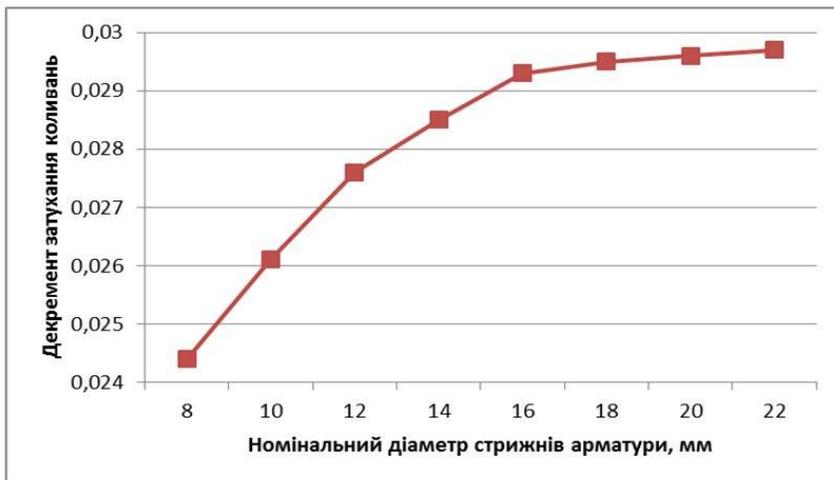
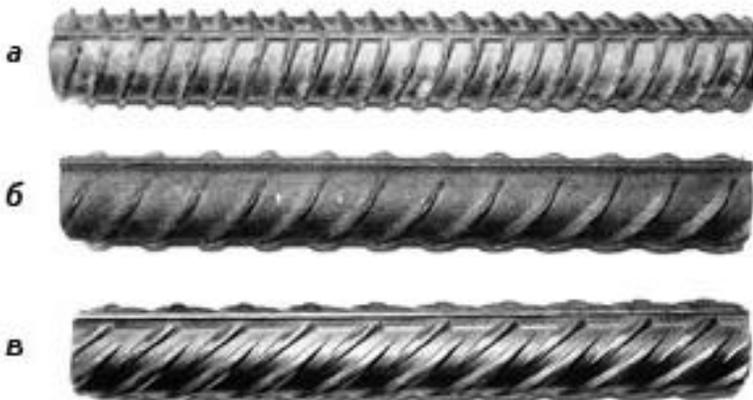


Рисунок 2 – Залежність декременту затухання коливань в зразках синтеграну від номінального діаметру анкерів закладних деталей у вигляді стрижнів арматури періодичного профілю

З рис. видно, що починаючи з діаметру стрижня арматури, що дорівнює 16 мм кут нахилу залежності декременту затухання коливань від діаметру анкерів стає значно меншим, що свідчить про недоцільність використання більших діаметрів анкерів в досліджуваних конструкціях.

Необхідно відмітити, що дослідні значення декременту затухання коливань для зразків з анкерами діаметром 16 мм були приблизно в 1,2 рази більше, ніж для зразків з арматурою діаметром 8 мм. Тобто співвідношення величин декрементів затухання коливань в цих межах складає приблизно 60 % від співвідношення діаметрів арматури.

Ще одним фактором, що значною мірою впливає на зчеплення анкерів закладних деталей у вигляді арматури періодичного профілю з синтеграном, а, отже, і на характеристики розсіювання енергії коливань в конструкції, є форма перетину арматури. На рис. 3 наведені основні види профілю арматури, що використовується в якості анкерів для закладних.



а – кільцевий профіль; б – серпоподібний профіль; в – змішаний профіль

Рисунок 3 – Види профілю арматури

Проведені дослідження впливу форми перетину арматури для анкерів закладних деталей на дисипативні властивості конструкції. На рис. 4 наведені результати вимірювання декременту затухання коливань в кожному із зразків синтеграну із закладними деталями, що представляють собою планку з анкерами у вигляді арматури з періодичним профілем з різною формою перетину.

З рис. видно незначні відмінності в характеристиках розсіювання енергії коливань в різних зразках. Причому, найкращі дисипативні властивості мають зразки із синтеграну, в яких в якості анкерів закладних деталей використана арматура з змішаним профілем. Найгірші результати показали зразки, де в якості анкерів використана арматура із серпоподібним профілем.

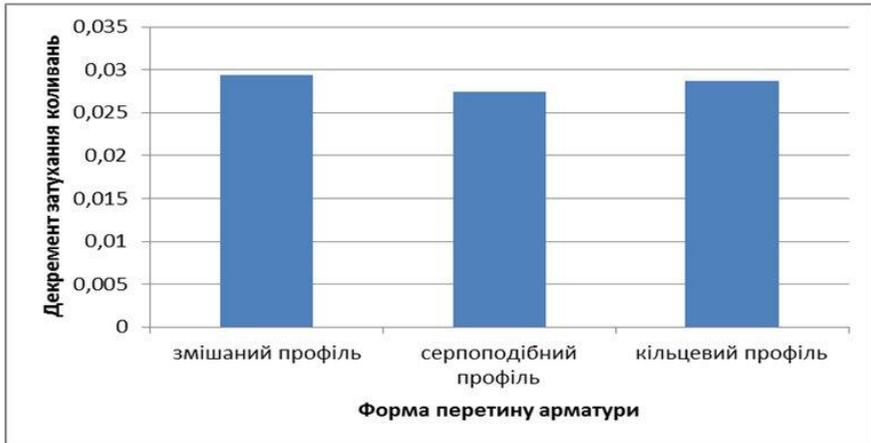


Рисунок 4 – Декремент затухання коливань дослідних зразків з різним видом профілю анкерів закладних деталей

Таким чином, результати дослідження показали, що на характеристики розсіювання енергії коливань в базових деталях верстатів, виконаних із синтеграну, значно впливають конструкція та спосіб заділки закладних деталей. Тому, з метою забезпечення необхідної вібростійкості базових деталей верстатів із синтеграну, при проектуванні необхідно приділяти серйозну увагу характеристикам закладних деталей.

**Список використаних джерел:** 1. *Тонконогий В.М., Голофеева М.А., Усатая И.А.* Применение синтегран в машиностроении // Резание и инструмент в технологических системах: Международный науч.-техн. Сборник, - Харьков: НТУ «ХПИ», 2009. – Вып. 77. – с. 167-172. 2. *Голофеева М.А.* Акустические методы исследования параметров качества деталей из синтегран // «Оралды ғылым жаршысы» Уральский научный вестник. Серия Технические науки. Физика. Экология. - № 10(58) – г. Уральск – 2013 – с. 15-18. 3. *Голофеева М.А.* Акустический метод контроля синтеграновых изделий // Проблемы техники: научно-виробничий журнал, - Одеса. – 2013. - №3 – С. 119-124.

**Bibliography (transliterated):** 1. *Tonkonogij V.M., Golofeeva M.A., Usataja I.A.* Primenenie sintegrana v mashinostroenii // Rezanie i instrument v tehnologicheskikh sistemah: Mezhdunarodnyj nauch.-tehn. Sbornik, - Har'kov: NTU «HPИ», 2009. – Vyp. 77. – s. 167-172. 2. *Golofeeva M.A.* Akusticheskie metody issledovanija parametrov kachestva detalej iz sintegrana // «Oraldy gylym zharshysy» Ural'skij nauchnyj vestnik. Serija Tehnicheskie nauki. Fizika. Jekologija. - № 10(58) – g. Ural'sk – 2013 – s. 15-18. 3. *Golofeeva M.A.* Akusticheskij metod kontrolja sintegranyh izdelij // Problemi tehniki: naukovy-virobnichij zhurnal, - Odesa. – 2013. - №3 – S. 119-124.

*Поступила в редколлегию 13.02 2015*

УДК621.92.01

В.М. Тонконогий, д-р техн. наук, А.А. Якимов, д-р техн. наук,  
Л.В. Бовнегра, канд. техн. наук, Одесса, Украина

## **ДИНАМИКА ПРЕРЫВИСТОГО ШЛИФОВАНИЯ**

*Виявлено умови виникнення в пружній системі шліфувального верстата ударного і параметричного резонансів при обробці абразивними кругами з переривчастою робочою поверхнею. Запропоновано шляхи запобігання появи в пружній системі верстата коливань, здатних призвести до погіршення якості поверхневого шару обробленої деталі при переривчастому шліфуванні.*

*Выявлены условия возникновения в упругой системе шлифовального станка ударного и параметрического резонансов при обработке абразивными кругами с прерывистой рабочей поверхностью. Предложены пути предотвращения появления в упругой системе станка колебаний, способных привести к ухудшению качества поверхностного слоя обработанной детали при прерывистом шлифовании.*

*The conditions of occurrence in the elastic system of the grinding machine and the impact of parametric resonance in the processing of abrasive wheels, intermittent work surface. Ways to prevent an elastic system of the machine vibrations that could lead to Uhud, in the quality of the surface layer treated with intermittent grinding parts.*

Постановка проблеми. Колебания, возникающие в процессе прерывистого шлифования, влияют на точность и качество обрабатываемой поверхности. В процессе шлифования кругами с прерывистой рабочей поверхностью могут возникнуть вынужденные и параметрические колебания. Вопросам динамики прерывистого резания посвящены работы [1-6]. Большинство работ, в которых исследуется динамика прерывистого резания, посвящены лезвийной обработке. Вопросы динамики прерывистого шлифования в технической литературе освещены недостаточно.

Основные материалы исследования. При шлифовании прерывистыми кругами сила  $P_y(\tau)$  периодически изменяется, рис. 1.

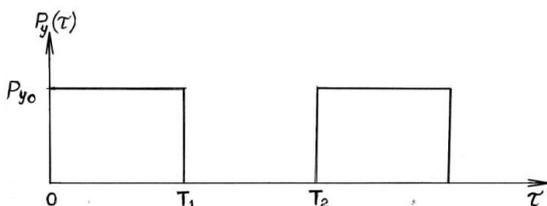


Рисунок 1 – Изменение силы  $P_y(\tau)$  от времени обработки  $\tau$

В период времени  $0..T_1$  колебания массы  $m$  описываются дифференциальным уравнением

$$m \cdot \ddot{y}_1 + c_y \cdot y_1 = P_{y0}, \quad (1)$$

а в период времени  $T_1..T_2$  дифференциальным уравнением

$$m \cdot \ddot{y}_1 + c_y \cdot y_1 = 0. \quad (2)$$

Общие решения двух уравнений

$$y_1 = A \cdot \sin k\tau + B \cdot \cos k\tau + y_{cm}, \quad (3)$$

$$y_2 = C \cdot \sin k\tau + D \cdot \cos k\tau, \quad (4)$$

где  $y_{cm}$  – статическое перемещение массы  $m$  от действия силы  $P_{y0}$ .

Постоянные  $A$  и  $B$  определяются из начальных условий

$$\begin{cases} y_1(0) = 0, \\ \dot{y}_1(0) = 0, \end{cases} \quad (5)$$

а постоянные  $C$  и  $D$  – из условий совместности

$$\begin{cases} y_1(T_1) = y_2(T_1), \\ \dot{y}_1(T_1) = \dot{y}_2(T_1). \end{cases} \quad (6)$$

После преобразований получено

$$y_1 = y_{cm}(1 - \cos k\tau), \quad (7)$$

$$y_2 = y_{cm}[\sin kT_1 \cdot \sin k\tau + (\cos kT_1 - 1) \cdot \cos k\tau]. \quad (8)$$

При  $\tau = T_2$  перемещение  $y_2$  равно

$$y_2 = 2 \cdot y_{cm} \cdot \sin \frac{kT_1}{2} \cdot \sin k \left( T_2 - \frac{T_1}{2} \right). \quad (9)$$

В зависимости от  $T_1$  и  $T_2$  величина  $y_2$  может изменяться в пределах  $-2y_{cm}..2y_{cm}$ . При  $|y_2| > 0$  начальные условия для второго импульса силы  $P_{y0}$  не будут нулевыми. Следовательно, амплитуда колебаний с каждым

последующим импульсом будет возрастать, приводя систему в резонансное состояние. Исключить рост амплитуды колебаний во времени, исходя из (9), можно выполнением условия  $y_2(\tau = T_2) = 0$ , т.е.

$$\begin{cases} \sin \frac{kT_1}{2} = 0, \\ \sin k \left( T_2 - \frac{T_1}{2} \right) = 0, \end{cases} \quad (10)$$

Откуда

$$\begin{cases} T_1 = \frac{2 \cdot n \cdot \pi}{k}, \\ T_2 - \frac{T_1}{2} = \frac{2 \cdot n \cdot \pi}{k}, \end{cases} \quad (11)$$

где  $n$  – целое число.

В этом случае масса  $m$  будет совершать периодические установившиеся во времени колебания. Следовательно, уйти от резонанса можно путем регулирования параметрами  $T_1$  и  $T_2$ , изменяя конструктивные параметры инструментов и режимов резания. Данное решение получено для нулевых начальных условий. В общем случае установившиеся периодические колебания массы  $m$  описываются зависимостями (3) и (4) с учетом 4-х условий совместимости

$$\begin{cases} y_1(0) = y_2(T_1), \\ \dot{y}_1(0) = \dot{y}_2(T_1), \\ y_1(T_1) = y_2(T_2), \\ \dot{y}_1(T_1) = \dot{y}_2(T_2). \end{cases} \quad (12)$$

Определяя постоянные  $A$ ,  $B$ ,  $C$ ,  $D$  с учетом (12), получено

$$y_1 = y_{cm} \cdot \left[ 1 + \frac{\sin \frac{k(T_2 - T_1)}{2}}{\sin \frac{kT_2}{2}} \cdot \sin(k\tau + \varphi) \right]. \quad (13)$$

Максимальное значение  $y_1$  равно при  $\sin(k\tau + \varphi) = 1$

$$y_{1\max} = y_{cm} \cdot \left[ 1 + \frac{\sin \frac{k(T_2 - T_1)}{2}}{\sin \frac{kT_2}{2}} \right]. \quad (14)$$

При  $\sin \frac{kT_2}{2} = 0$  амплитуда колебаний  $y_{\max}$  принимает бесконечно большое значение, т.е. в системе наступает резонанс. Условие резонанса (с учетом  $T_2 = \frac{2\pi}{\omega}$ , где  $\omega$  – частота следования импульсов)

$$\frac{k}{\omega} = n, \quad (15)$$

где  $n = 1; 2; 3; \dots$  – целое число.

Как видим, имеет место бесконечное множество резонансов: при значениях  $\omega$ , кратных собственной частоте системы  $k$ . Очевидно, при  $\omega < k$  резонансные состояния системы не опасны в силу рассеивания энергии диссипативными силами, которые в данном решении не учитывались. Резонансы будут в максимальной степени проявляться при  $\omega \rightarrow k$ , т.е. при  $n \rightarrow 1$ . Исключить резонансы можно регулированием соотношений периодов времени  $T_1$  и  $T_2$ . При их кратности, т.е. при  $T_2 = n_i \cdot T_1$ , где  $n_i$  – целое число ( $n_i > 1$ ), будет выполняться условие

$$\left| \sin \frac{k(T_2 - T_1)}{2} \right| = \left| \sin \frac{kT_2}{2} \right|, \quad (16)$$

которое исключает из знаменателя множитель  $\sin \frac{kT_2}{2}$  и тем самым ограничивает величину  $y_{\max}$ .

Теперь рассмотрим условия возникновения в упругой системе шлифовального станка параметрического резонанса.

Периодичность изменения возбуждающей силы в условиях прерывистого шлифования приводит к изменению жесткости упругой системы по времени. Изменение жесткости  $C$  происходит по периодическому кусочно-постоянному закону. При контакте  $\tau_1$  режущего

выступа с обрабатываемой деталью жесткость упругой системы равна  $C_o + C_o \cdot \left(\frac{t_l}{t_\phi} - 1\right) / 2$ , а во время прекращения процесса резания  $C_o - C_o \cdot \left(\frac{t_l}{t_\phi} - 1\right) / 2$  (где  $t_l, t_\phi$  – глубина резания, установленная по лимбу и фактическая глубина резания соответственно (рис. 2)).

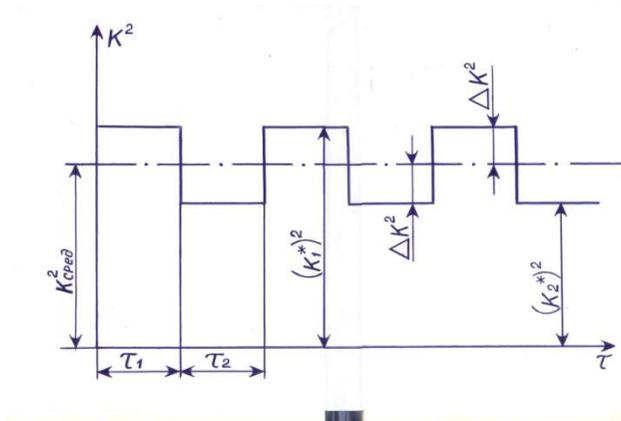


Рисунок 2 – Смена коэффициента  $k^2$  при прерывистом шлифовании

Дифференциальное уравнение движения одномассовой системы по оси координат  $X$ , направленной перпендикулярно к обрабатываемой поверхности, имеет вид:

$$\ddot{x} + 2 \cdot h \cdot \dot{x} + k_{\text{сред}}^2 \cdot (1 \pm \mu) \cdot x = 0, \quad (17)$$

где  $\mu = \frac{\Delta k^2}{k_{\text{сред}}^2}$ ;  $h$  – величина, характеризующая затухания колебаний во

времени,  $1/c$ ;  $\Delta k^2 = \frac{k_o}{2 \cdot m} = \frac{C_o \cdot \left(\frac{t_l}{t_\phi} - 1\right)}{2 \cdot m}$ ;  $k_o, C_o$  – жесткость резания и

приведенная жесткость упругой системы соответственно Н/м;  $k_{\text{сред}} = \sqrt{\frac{C_o}{m}}$  –

среднее значение собственной частоты,  $1/c$ ;  $m$  – приведенная масса круга,  $(H \cdot \text{сек}^2)/m$ .

Решения дифференциальных уравнений (17) с постоянными коэффициентами принимают вид:

$$x_1 = C_1 \cdot e^{-h\tau} \cdot \sin k_1 \cdot \tau + D_1 \cdot e^{-h\tau} \cdot \cos k_1 \cdot \tau; \quad (18)$$

$$x_2 = C_2 \cdot e^{-h\tau} \cdot \sin k_2 \cdot \tau + D_2 \cdot e^{-h\tau} \cdot \cos k_2 \cdot \tau,$$

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

Получено условие неустойчивой работы упругой системы:

$$|L| > \frac{1+M}{2}, \quad (19)$$

где

$$L = \frac{e^{-h(\tau_1+\tau_2)}}{h(k_2 + h \sin 2k_2\tau_1)} \left[ k_1^2 \sin k_1\tau_1 \sin k_2\tau_2 - \right. \\ \left. - 2 \cdot k_1 \cdot k_2 \cdot \cos k_2\tau_1 \cdot \cos k_1\tau_1 \cdot \cos k_2(\tau_1 + \tau_2) - \right. \\ \left. - k_2^2 \sin k_1\tau_1 \sin(2 \cdot k_2\tau_1 + k_2\tau_2) \right]; \quad (20)$$

$$M = \frac{k_1 k_2 e^{-2h(\tau_1+\tau_2)} \cos(2 \cdot k_2 \cdot (\tau_1 + \tau_2))}{h(k_2 + h \sin 2k_2\tau_1)}, \quad (21)$$

$$\text{где } \tau_1 = \frac{l'_1}{V_{kp}}; \quad \tau_2 = \frac{l'_2}{V_{kp}};$$

$$l'_1 = \frac{\pi \cdot D_{kp}}{n \cdot (1+N)}; \quad l'_2 = \frac{\pi \cdot D_{kp}}{n \cdot \left(1 + \frac{1}{N}\right)};$$

$$N = \frac{l'_2}{l'_1} \text{ – коэффициент прерывистости; } n \text{ – число впадин на}$$

шлифовальном круге.

На рис. 3 показано влияние количества режущих выступов на прерывистом шлифовальном круге на параметрическую неустойчивость

упругой системы станка. На рис. 3 исследуемый диапазон чисел режущих выступов  $5 \leq n \leq 25$  разбит на интервалы (по три выступа в каждом).

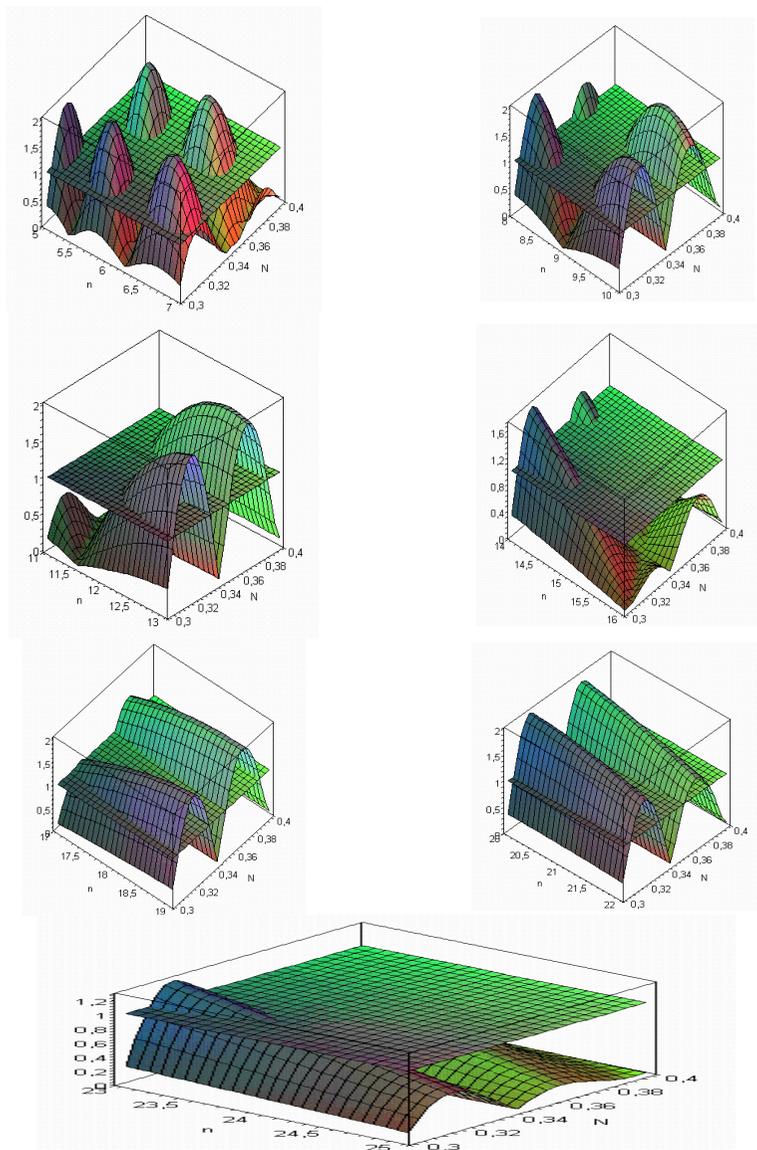


Рисунок 3 – Параметрическое возбуждение упругой системы станка на разных интервалах изменения количества режущих выступов

Рис. 3 представляет собой графические зависимости левой и правой частей условия неустойчивой работы упругой системы шлифовального станка (19) от количества режущих выступов на абразивном инструменте  $n$  и

от коэффициента прерывистости  $N = \frac{l'_2}{l'_1}$ , численно равного отношению

ширины впадины к длине выступа. Эти зависимости выглядят в виде плоской и волнообразной поверхностей, а линии их взаимного пересечения являются границами областей неустойчивой работы упругой системы станка.

**Вывод.** Избежать вынужденных и параметрических колебаний, способных ухудшить качество поверхностного слоя обработанной детали при шлифовании прерывистым кругом можно за счет правильного подбора его геометрических параметров, а именно: количества режущих выступов на абразивном инструменте и величины отношения ширины впадины к длине выступа.

**Список использованной литературы:** 1. *Оргиян, А.А.* Интенсивность параметрических резонансов при прерывистом резании / А.А. Оргиян, И.М. Творишук // Сучасні технології в машинобудуванні. – Харків: НТУ «ХП», –2014. – Вип.9. – С.124-133. 2. *Оргиян, О.А.* Обработка перерывчатых поверхностей на роточувальних верстатах / О.А. Оргиян, О.І. Бажанов, А.М. Бензар // Віс. Харківськ. нац. техніч. ун-у сільськогосподарства ім. П. Василенка. – Харків: ХНТУСГ, – 2009. – Вип.81. – С.253-257. 3. *Линчевский, П.А.* Тонкое растачивание отверстий с прерывистой поверхностью / П.А. Линчевский, А.А. Оргиян, С.М. Онищенко // Тр. 11-й междунар. науч.-техн. конф. «Физические и компьютерные технологии», 2-3 июня 2005г. –Харьков: ХНПК «ФЭД», – 2005. – С.48-52. 4. *Оргиян, А.А.* Влияние переменности припуска на параметрическую устойчивость процесса тонкого растачивания / А.А. Оргиян, А.В. Баланюк, И.М. Творишук // Інформаційні технології в освіті, науці та виробництві. Одеса: наука і техніка, – 2015. – Вип.3(8). – С.98-103. 5. *Никулкин, Б.И.* Исследование динамики прерывистого шлифования / Б.И.Никулкин, В.М. Рогачев //Абразивы. – 1975. – Вип.3. – С.21-77. 6. *Свирицев, В.И.* Технологическое обеспечение динамической стабилизации процессов шлифования / В.И. Свирицев //Ресурсо- и энергосберегающие технологии в машиностроении. – Киев, 1995. – С.112-115.

**Bibliography (transliterated):** 1.Orgijan, A.A. Intensivnost' parametricheskikh rezonansov pri preryvistom rezanii /A.A. Orgijan, I.M. Tvorishhuk //Suchasni tehnologii v mashinobuduvanni. - Harkiv: NTU «HP», -2014. - Vip.9. - S.124-133. 2.Orgijan, O.A. Obrobka pererivchatih poverhon' na rotochuval'nih verstatah /O.A. Orgijan, O.I. Bazhanov, A.M. Benzar //Vis. Harkivs'k. nac. tehnic. un- u sil'skogo gospodarstva im. P. Vasilenka. - Harkiv: HNTUSG, - 2009. - Vip.81. - S.253-257. 3.Linchevskij, P.A. Tonkoe rastachivanie otverstij s preryvistoj poverhnost'ju /P.A. Linchevskij, A.A. Orgijan, S.M. Onishhenko //Tr. 11-j mezhdunar. nauch.-tehn. konf. «Fizicheskie i komp'juternye tehnologii», 2-3 ijunya 2005g. -Har'kov: HNPk «FJeD», - 2005. - S.48-52. 4.Orgijan, A.A. Vlijanie peremennosti pripuska na parametricheskiju ustojchivost' processa tonkogo rastachivaniya / A.A. Orgijan, A.V. Balanjuk, I.M. Tvorishhuk //Informacijni tehnologii v osviti, nauci ta virobnictvi. Odessa: nauka i tehnika, - 2015. - Vip.3(8). - S.98-103. 5.Nikulkin, B.I. Issledovanie dinamiki preryvistogo shlifovaniya /B.I.Nikulkin, V.M. Rogachev //Abrazivy. - 1975. - Vyp.3. - S.21-77. 6.Svirshhev, V.I. Tehnologicheskoe obespechenie dinamicheskoy stabilizacii processov shlifovaniya /V.I. Svirshhev //Resurso- i jenergosberigajushhie tehnologii v mashinostroenii. - Kiev, 1995. - S.112-115.

*Поступила в редколлегию 30.07.2015*

Р.С. Турманидзе, д-р техн. наук, Тбилиси, Грузия

## **РАЗРАБОТКА МЕТОДИКИ ПОДБОРА МАТЕРИАЛОВ ДЛЯ ИМПЛАНТОВ ТАЗОБЕДРЕННОГО СУСТАВА ЧЕЛОВЕКА И ТЕХНОЛОГИИ ИХ ОБРАБОТКИ С ДОСТИЖЕНИЕМ ВЫСОКОЙ ТОЧНОСТИ И КАЧЕСТВА СФЕРИЧЕСКИХ ПОВЕРХНОСТЕЙ**

*Беручи до уваги, що головки ендопротеза тазостегнового суглоба людини експлуатуються в екстремальних умовах навантаження, підбір відповідного матеріалу, а також підвищення точності і якості механічної обробки сферичних поверхонь є досить актуальним завданням. У представленій роботі розглядаються питання, пов'язані з визначенням ступеня впливу орієнтації кристала сапфіра на його оброблюваність при торцевому алмазному шліфуванні, а також з розробкою перспективної, оригінальної схеми формування неповної сферичної поверхні, зокрема, сапфірової головки ендопротеза тазостегнового суглоба людини.*

*Принимая во внимание, что головки эндопротеза тазобедренного сустава человека эксплуатируются в экстремальных условиях нагрузки, подбор соответствующего материала, а также повышение точности и качества механической обработки сферических поверхностей является весьма актуальной задачей. В представленной работе рассматриваются вопросы, связанные с определением степени влияния ориентации кристалла сапфира на его обрабатываемость при торцевом алмазном шлифовании, а также с разработкой перспективной, оригинальной схемы формирования неполной сферической поверхности, в частности, сапфировой головки эндопротеза тазобедренного сустава человека.*

*In view of the fact that the endo-prosthesis heads of human hip-joint are operated in extreme conditions, in respect of load, the selection of corresponding material and also increase of precision and quality of machining of spherical surfaces is rather topical task. In the submitted work are reviewed the problems connected with definition of the influence degree of orientation of the sapphire crystal on its workability during diamond grinding with a butt of the ring and elaboration of the perspective, original scheme of formation of the incomplete spherical surface, particularly, of the sapphire head of endo-prosthesis of the human hip-joint.*

Эндопротезирование является эффективным и часто единственным методом восстановления функции сустава человека. Установлено, что ежегодно в мире делается около миллиона операций замены тазобедренного сустава человека.

Головки эндопротеза тазобедренного сустава человека, с точки зрения характера и величины нагрузки, эксплуатируются в экстремальных условиях. Современные эндопротезы суставов состоят из ацетабулярного (чашки) и бедренного компонента (ножки), а также головки из металлов или керамических материалов на их основе. В настоящее время остро стоит проблема создания для имплантологии износостойких инертных материалов.

Поэтому в каждом конкретном случае подбор необходимого материала с соответствующими физико-механическими характеристиками, а также повышение точности и качества обработки самой значительной части эндопротеза – сферических поверхностей - является весьма актуальной задачей, острота которой в последние годы интенсивно возрастает. Количество используемых эндопротезов составляет несколько десятков миллионов штук в год и статистика показывает, что, к сожалению, это количество ежегодно увеличивается.

Производство имплантатов из биокерамических материалов является достаточно прибыльным направлением. К настоящему времени создана мощная индустрия производства имплантатов, инструментов и сопутствующих материалов, а западный рынок этой продукции оценивается в 2,5-3 миллиардов долларов в год. Основными странами разработчиками и производителями имплантатов являются: США, Япония, Германия, Франция, Великобритания, Россия, Италия, Южная Корея, Страны азиатского региона и другие страны.

Это обусловлено тем, что если раньше необходимость подобных операций была вызвана возрастным фактором человека или травматологическими переломами, то в последнее двадцатилетие резко увеличилось количество больных в молодом возрасте 30-40 лет как мужчин, так и женщин, без всяких травм и переломов. По мнению медиков, основными причинами этого явления являются неактивный образ жизни молодежи, состав современных искусственных пищевых продуктов и нарушение обмена веществ. Все вышеуказанные причины определяют количество используемых эндопротезов - несколько десятков миллионов штук в год.

Медицинская практика доказывает, что повторное протезирование тазобедренного сустава человека связано с большими проблемами. Во многих случаях осуществление таких операций становится практически невозможным. Поэтому срок службы эндопротеза тазобедренного сустава до конца жизни для больного, особенно в молодом возрасте, имеет исключительно важное значение.

Современные разработки конструкции эндопротеза направлены на замену хирулена керамическим материалом, что влечет за собой изменение конструкции эндопротеза, разработку новых керамических материалов с улучшенными физико-механическими характеристиками, разработку технологии обработки внутренних и наружных сферических поверхностей, разработку алмазных инструментов, обеспечивающих высокое качество обработанной поверхности, определение оптимальной износостойкости пары материалов для изготовления эндопротеза и т.д.

На сегодняшний день в мировой практике эти головки изготавливаются из различных сплавов, композиционных материалов и керамики, которые, в

основном, являются изотропными материалами (рис. 1). Поэтому данные вышеупомянутых работ не дают необходимой информации по обработке анизотропных материалов, в частности, искусственного кристалла сапфира.

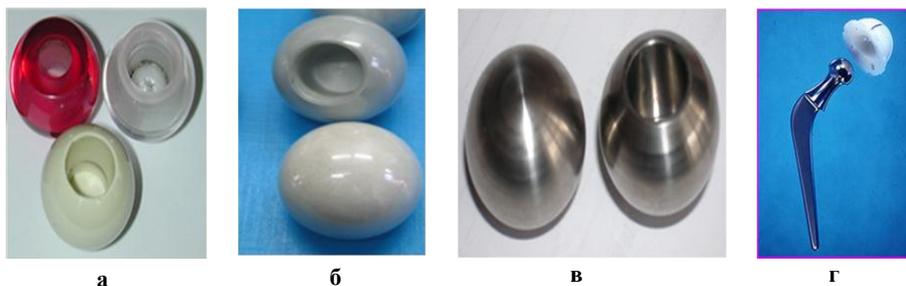


Рисунок 1 – Бедренные головки из:  
сапфира – а, циркониевой керамики – б, нержавеющей стали – в,  
биологически чистого титанового сплава – г

Наряду с бесспорными позитивными качествами современные конструкции эндопротезов из металла, керамики, полимеров имеют определенные недостатки. Среди них – недостаточная биологическая инертность и избыточное истирание компонентов пар трения, что приводит к недолговечности работы искусственного тазобедренного сустава. Кроме того, в результате изнашивания материала в паре трения шарнира эндопротеза накапливаются токсичные и онкоопасные продукты распада в разных органах и тканях, что в 30–40% ведет к тяжелым осложнениям и требует сложных инвалидизирующих оперативных вмешательств.

Круг материалов, которые удовлетворяют критерию биологической совместимости, довольно ограничен. Из-за этого, а также требований ресурса изделий в условиях действия знакопеременных нагрузок, коррозионно-активной среды, титан и его сплавы, как материал для изготовления эндопротезов, имеют преимущество перед Co–Cr–Mo сплавами.

Износ головок из циркониевой керамики составляет 7-9 нм/год, в то время как титановых – 105 нм/год. Исходя из этого Производство имплантатов из биокерамических материалов является перспективным направлением разработки наукоемких технологий создания материалов и их обработки. Наиболее биосовместимым с человеческим организмом, износостойким и долговечным материалом для изготовления вышеупомянутого изделия является искусственный монокристалл сапфира.

На сегодняшний день в основном определен круг материалов для изготовления пар несущих поверхностей эндопротезов суставов с минимально возможным количеством продуктов износа. Такими парами несущих поверхностей с превосходными характеристиками износостойкости

являются пары трения керамика-керамика, металл-металл и полиэтилен с высокой степенью поперечных связей в комбинации с керамикой или металлом. Вместе с тем основной нерешенной проблемой последнего десятилетия была разработка несущих поверхностей, которые могли бы выдержать более высокие нагрузки у молодых и подвижных пациентов. Поверхности, которые в настоящее время исследуются в лабораторных условиях ввиду их обнадеживающих характеристик износа – керамическая матрица (82% оксида алюминия, 17% диоксида циркония, 0,3% оксида хрома), диоксид циркония и керамика в паре кобальтохромовым сплавом.

Вместе с тем сапфир, представляющий собой монокристалл оксида алюминия, как материал для несущих поверхностей обладает уникальной инертностью, в том числе электролитической пассивностью, пожалуй, наилучшей из известных материалов биосовместимостью, коррозионной стойкостью и твердостью. Стойкость сапфира к любым кислотам и щелочам несоизмеримо выше, чем у металлов и даже поликристаллического оксида алюминия. По-видимому, поэтому сапфир не изменяет иммунный статус пациента. Если у металлов, поликристаллических материалов, используемых для несущих поверхностей, различная скорость износа микроучастков приводит к повышению коэффициента трения пары и повышенному износу, то у сапфира этот эффект отсутствует.

Трибологические испытания пар трения материалов проводили по схеме вращательного трения с геометрией контакта типа "шар-по-диск". Плоский диск изготавливали из исследуемого материала, шар – из материала контртела (рис. 2).

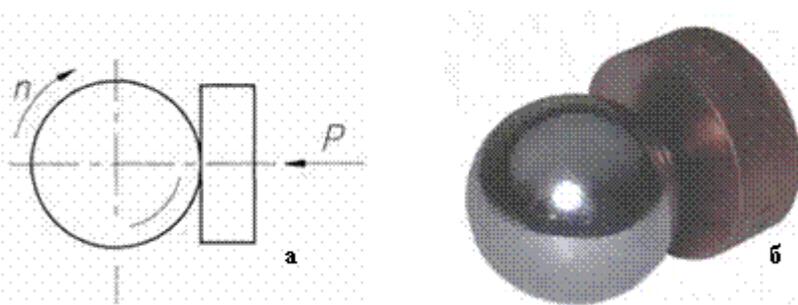


Рисунок 2 – Схема вращательного трения – а, и пример контртел – б

Полученные зависимости силы трения пар сапфир-сапфир, сапфир-рубин от времени испытаний (количества циклов) имеют в большинстве случаев немонотонный скачкообразный характер. На них можно выделить три стадии изнашивания, а именно: приработочный износ – создание рабочей шероховатости и необходимой опорной поверхности

на трущихся поверхностях. В момент начала работы контакт тел происходит в точке, соответственно удельная нагрузка достаточно велика, что приводит к резкому росту силы трения и как следствие изнашиванию материала поверхностей.

Нормальный износ – после достижения значения износа поверхностей, при котором достигаются оптимальные значения характеристик опорной поверхности, имеет место стабильный процесс трения тел с постепенно убывающей силой трения.

Катастрофический износ – в процессе трения контртел продукты износа постепенно заполняют карманы на поверхности трения и из-за слабой (капельной) подачи раствора Рингера в область трения продукты износа накапливаются, занимая все свободное место карманов, и вследствие этого принимают участие в процессе изнашивания исследуемых поверхностей в качестве свободного абразива.

Указанные выше стадии износа могут иметь различную протяженность во времени или не присутствовать в процессе изнашивания вообще.

Из зависимостей следует, что наилучшие результаты по отношению силы трения к силе прижима показывает пара трения сапфир-сапфир с ориентацией кристаллической решетки по плоскости 0001, линейному износу – пары трения сапфир-сапфир с ориентацией кристаллической решетки по плоскости 0001 и сапфир-рубин.



Рисунок 3 – Экспериментальные образцы титановой головки и сапфировой чашки для эндопротеза тазобедренного сустава

Титан и сплавы на его основе широко применяются в медицине в качестве имплантатов и других изделий. С точки зрения биосовместимости для длительно работающих в живом организме имплантатов предпочтительнее использовать титан, который, в отличие от сплавов, не содержит вредных для живого организма легирующих добавок. Однако титан в обычном состоянии имеет низкие механические свойства по сравнению с его сплавами. Эту проблему удалось решить путем формирования в технически чистом титане нано- и композиционной структуры.

Применение пар трения сапфир/титан, состоящих из нетоксичных материалов, позволило бы решить указанную проблему. Однако, на сегодняшний день считается, что из титана и его сплавов невозможно изготовить пару трения из-за их высокой склонности к контактному схватыванию и, как следствие, повышенного износа при трении. Это свойство делает опасным применение титана в трущихся парах.

Таким образом, целью работы является создание нового несущего соединения эндопротеза тазобедренного сустава, имеющего улучшенное качество, за счет использования упрочненного сапфира и биологически инертного технически чистого титана с модификацией поверхностного слоя ИПД и последующим азотированием в качестве материалов улучшающих трибологические свойства соединения.

Для проведения исследований обрабатываемости кристалла сапфира был выбран способ низкотемпературного прецизионного шлифования (НПШ), разработанный на кафедре «Технология машиностроения» Грузинского технического университета, как вариант прогрессивных способов алмазного шлифования твердых и хрупких, неметаллических материалов.

На рис. 4а – обрабатываемые детали, установленные на кассете в сепараторах или другим способом крепления, например, приклеиванием, совершают вращательное движение с угловой скоростью  $\omega_2$ , а шлифовальный круг – со скоростью  $\omega_1$  в том же направлении. В зоне резания осуществляется прижим усилием  $P$  обрабатываемых поверхностей деталей к рабочей поверхности шлифовального круга.

Экспериментальные исследования проводились на лабораторной установке, оснащенной специальной прецизионной головкой (рис. 4 б).

По анализу данных проведенных нами комплексных, всесторонних экспериментальных исследований можно сделать следующее заключение:

При прочих равных условиях обработки наиболее труднообрабатываемой является ориентация (0001). Для всех испытуемых алмазных кругов соотношение значений линейного съема материала –  $q$  находится в пределах  $q_{0001}/q_{1010} = 0,25 \dots 0,5$ , при этом,  $q_{1012}/q_{1010} = 0,75 \dots 1$ .

Производительность обработки растет в диапазоне скорости резания  $V=1 \dots 6$  м/с, тогда как, при дальнейшем увеличении скорости резания, до 12 м/с – остается постоянной.

С увеличением усилия прижима  $P$ , во всем исследуемом диапазоне, производительность обработки растет, однако в интервале  $P=1000 \dots 1500$  кПа, рост производительности значительно снижается.

Из характеристик алмазного инструмента на производительность превалирующим образом влияют зернистость и связка алмазного инструмента. Влияние концентрации незначительно. С увеличением размера зерна в пределах  $d_3=14/10 \dots 28/20$ , производительность растет в 1,5...2,5 раза.

Максимальную производительность обработки обеспечивает инструмент на керамической связке ( $\{0001\}$ – 130 мкм/мин;  $\{1010\}$ – 300 мкм/мин;  $\{1012\}$ – 250 мкм/мин), далее на металлической ( $\{0001\}$ – 50 мкм/мин;  $\{1010\}$ – 200 мкм/мин;  $\{1012\}$ – 170 мкм/мин) и органической ( $\{0001\}$ – 30 мкм/мин;  $\{1010\}$ – 120 мкм/мин;  $\{1012\}$ – 110 мкм/мин). Инструмент на керамической связке работает в режиме самозатачивания.

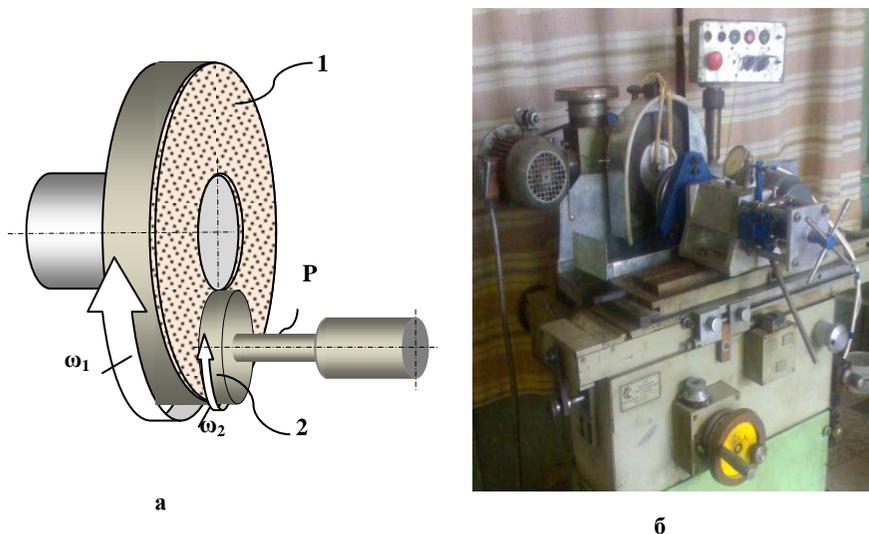


Рисунок 4 – а - Схема НППШ: 1- шлифовальный круг, 2- кассета с деталями; б - лабораторная установка для НППШ

Из характеристик алмазного инструмента на качество поверхности преваляющим образом влияют зернистость и материал связки инструмента. С увеличением зерна, в исследуемом диапазоне, высота неровностей  $R_z$  растет в пределах 1...1,5 класса, а глубина нарушенного слоя  $H$  – в 1,5...2 раза. При прочих равных условиях обработки на ориентации (0001) достигается более высокое качество поверхности, чем на остальных двух. Разница в 1...1,5 классах шероховатости. По этому показателю наилучшие результаты показывают алмазные круги на органической связке. Так, например, на алмазных кругах, на связках ВС-11 и органическая специальная, получены следующие результаты:  $R_z=0,25$  мкм;  $t_{p03}=35...45\%$ ;  $H=2...5$  мкм. При этом, значение параметра  $R_z$  на порядок ниже, параметра  $t_{p03}$  – в 1,5 раза выше и параметра  $H$  – в 3...5 раза меньше, чем значения соответствующих

параметров, которые получены на алмазных кругах на керамической и металлической связках.

Характер влияния факторов процесса на выходные параметры для выбранных ориентаций кристалла сапфира ((0001), (1010), (1012)) – постоянный.

Изучением морфологии обработанной поверхности доказана возможность резания материала сапфира пластическим деформированием снимаемого слоя на низких скоростях резания  $V=1...3$  м/с, с наименьшей глубиной нарушенного подрельефного слоя (рис. 5).

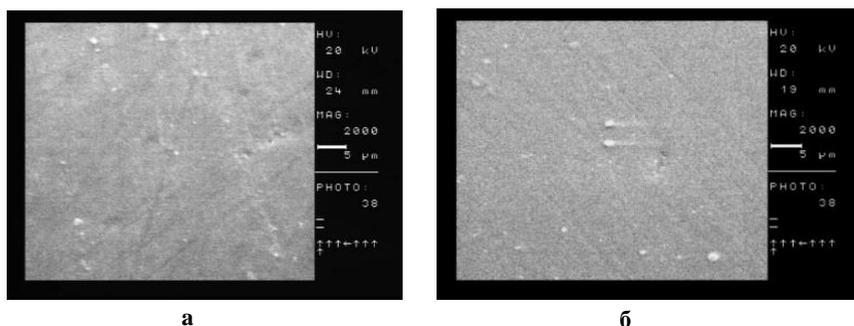


Рисунок 5 – Микрофотографии поверхностей экспериментальных образцов сапфира, обработанные способом НПС: а - Ориентация 1010, б – 1012, Алмазный круг – АСМ 14/10, связка органическая спец., 50%. Режимы резания:  $V=1$  м/с,  $P=750$  кПа

Известно, что обработка стеклообразных материалов, в частности, кристалла сапфира, путем пластического деформирования снимаемого слоя, вместо хрупкого разрушения – диспергирования, залог получения обработанной поверхности практически без наследственных дефектов – без нарушенного подрельефного слоя. Величина  $H$  оказалась наименьшей именно на этих образцах сапфира. Полученный значимый результат требует отдельных исследований, проведение которых планируется.

Разработка нового, или усовершенствование существующего технологического процесса механической обработки сапфировой головки ставит актуальную задачу создания новых, высокоэффективных схем формообразования. Критерии оптимизации технологических операций, такие как производительность, показатели качества поверхности и точность обработки, определяют место новых схем-способов формообразования в технологическом процессе с учетом их преимуществ.

Схематическое изображение сферической головки эндопротеза показано на рис. 6. Частичная сфера определена ее радиусом и углом  $\beta$  сферического

сегмента. Существует несколько способов механической обработки сферической головки. Самая близкая к процессу НППШ по кинематике является схема шлифования частичной сферы с использованием торцового шлифовального круга. Обрабатываемая часть вращается с угловой скоростью  $\omega_2$  и  $\omega_3$  вокруг оси 2 и 3 последовательно (рис. 7). Эта кинематика образующая незавершенную поверхность сферы берется как основа разработки и возможной реализации более эффективных схем шлифования сферических головок эндопротеза принимая в счет кинематику и другие положительные свойства метода НППШ [6, 7].

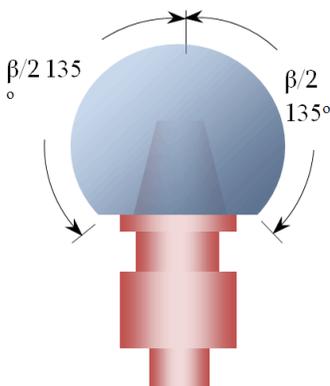


Рисунок 6 – Головки эндопротеза:  $\beta$ -угол сферического сегмента

Торцовый шлифовальный круг вращается с угловой скоростью  $\omega_1$  снимая натяг для механической обработки из сферы с требуемой скоростью резания и темпом подачи. Для полной механической обработки сферическая головка должна вращаться одновременно вокруг осей 2 и 3 с угловой скоростью  $\omega_2$  и  $\omega_3$ . Оси 2 и 3 пересекаются в центре сферы в точке  $O$ . Как видно на рис. 4 угол между осями 3 и 4 должен быть равен  $\beta/4$ , но для того, чтобы обработать всю поверхность частичной сферы, угловые скорости  $\omega_2$  и  $\omega_3$  должны кинематически соотноситься так как они оба уточняют величины компонентов темпа подачи  $v$ . Линейная скорость на стыке круга\шара и соотношение угловых скоростей  $\omega_2/\omega_3$  определяют текстуру поверхности полузавершенной или завершенной головки эндопротеза. Подробный анализ кинематических связей между скоростями вращения и другими относительными параметрами процесса шлифования находятся вне пределов доклада и это будет обсуждаться в следующих публикациях. Одна из схем образования незавершенной сферической поверхности с формовым шлифовальным кругом представлена на рис. 8.

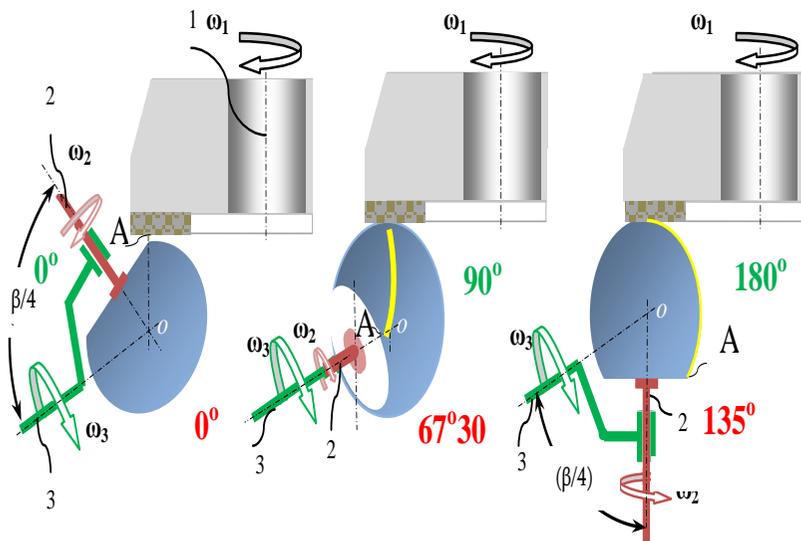


Рисунок 7 – Схема шлифования частичной сферы с использованием торцового шлифовального круга

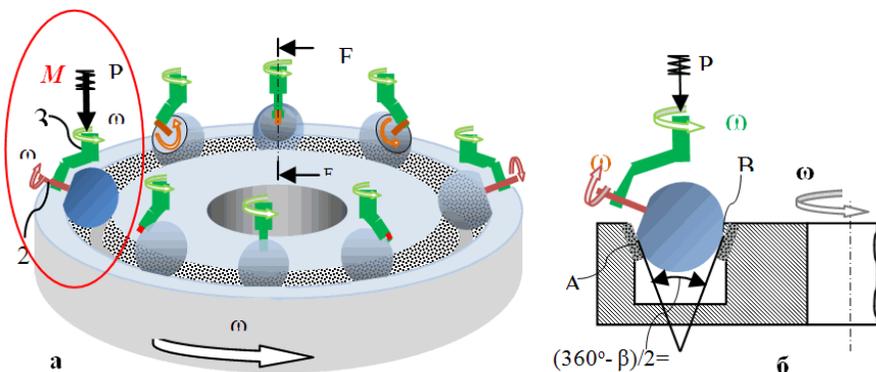


Рисунок 8 – Схема образования частичной сферической головки формовым шлифовальным кругом (на основе метода НПСШ)

Частичная сферическая головка покоится на формовом шлифовальном круге, состоящем из внутренних и внешних конусов с абразивными слоями (рис. 8 а, б) и вращается вокруг осей 2 и 3 с угловыми скоростями  $\omega_2$  и  $\omega_3$  в той же манере как это было описано выше в рис. 8. Обрабатываемая часть с помощью сильной пружины Р прижата к формовому кругу и непрерывно подается на нужной глубине по направлению к кругу. Приложенное давление равно распределяется на стыке работы круга т.е. в точках А и В (см. рис. 8 б). На рис. 8 а изображены восемь последовательных положений сферической головки в одном цикле. Для ясности все положения равно распределены вдоль круга, хотя такие же последовательные положения находятся в том же месте М. Эта схема позволяет так же исполнять механическую обработку в «в станциях обработки» вокруг круга. Главным недостатком этой схемы является сложность шлифовального круга и разница скоростей в точках А и В. Последнее может компенсироваться таким же образом как в процессе НППШ. Сравнительно простые схемы образования сферических головок эндопротеза с использованием коммерчески доступных форм круга показаны ниже на рис. 9 а, б, в и г. Схемы, представленные на рис. 9 а, б и в отличаются только формой использованных кругов. Кинематика образования частичной сферической головки та же самая как в первой схеме, представленной на рис. 7 и 8.

Что же касается случая, описанного на рис. 8, частичная сферическая головка покоится между двумя шлифовальными кругами, но предпочтительны три (рис. 9 г), которые соответственно состоят из двух или трех конечных расположенных элементов. Для эффективного использования полного пространства абразивов на использованных кругах предложено исполнение координированное во времени гармонического движения кругов и механически обработанной сферы в пределах требуемых расстояний как это показано на рис. 9 стрелками.

Диаметры шлифовальных кругов неограниченны, когда выполняется режим шлифования двумя кругами. В случае шлифования тремя головками радиус (r) сферы и максимальный радиус круга (R) взаимозависимы. Режим трех кругов обеспечивает высокую стабильность шлифовального процесса. В дальнейшем изучении будет видна более подробная разработка структурных схем образования сферических головок и выполнены эксперименты с настоящими сферическими головками для эндопротеза.

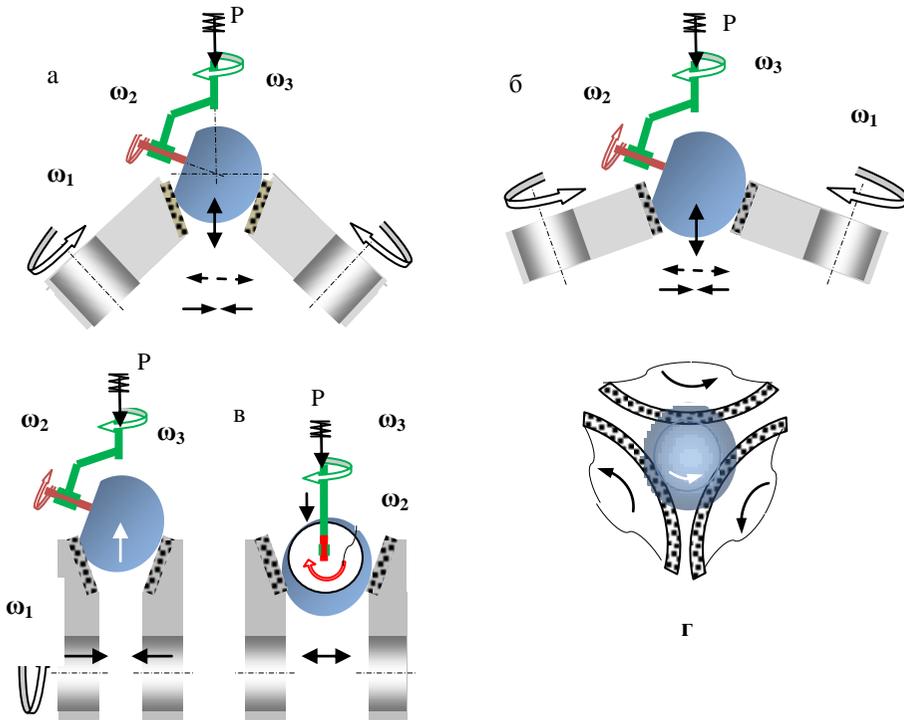


Рисунок 9 – Возможные варианты шлифования головок эндопротеза при использовании коммерчески доступных обычных кругов

## Заключение

1. Масштаб влияния монокристаллического сапфира кристаллографической плоской ориентации и условий шлифования в режиме съема материала, поверхностной доводки и состояние подповерхностного слоя, изученных при низкотемпературном точном шлифовании выявил, что: Обрабатываемость монокристаллического сапфира значительно зависит от кристаллографически плоской ориентации. Относительные величины съема материала против образца с кристаллографической плоской ориентацией (1010) находятся в пределах  $q_{0001}/q_{1010}=0.25...0.5$ , и  $q_{1012}/q_{1010}=0.75...1$ . При других равных условиях процесса НПШ высшее качество шлифованной поверхности достигается для кристалльной ориентации (1010). Разница с двумя остальными ориентациями кристаллографической плоскости находится в пределах 1...1.5 класса шероховатости.

2. Изучением морфологии шлифованной поверхности была доказана возможность шлифования монокристаллическим сапфиром в податливом режиме, т.е. изъятие деформированного слоя срезом без трещин при низкой скорости резания. При таких условиях механической обработки была обнаружена наименьшая глубина поврежденного подповерхностного слоя.
3. Структурные схемы образования частичных сферических головок эндопротеза для тазобедренного сустава человека нуждаются в дальнейшем анализе и оптимизации с целью проектирования передовых технологических процессов и прототипа шлифовальных станков.

**Список использованных источников:** 1. Batiashvili B.I., Butskhrikidze D.S., Mamulashvili G.A., Turmanidze R.S., Kromp K., Mills B., Mgaloblishvili O. Technological Possibilities of Low Temperature Precision Grinding Process when Machining Hard and Brittle Materials. Fractography of advanced ceramics, International Conference, Stará Lesná, High Tatras, May 2001. 2. Turmanidze R.S., Butskhrikidze D.S., Kromp K., Mills B., “Low temperature precision grinding of hard and brittle materials”. Problems of mechanics and physico-chemistry of the process of abrasive machining, Kiev 2002, 490-499 pp. 3. Rozenberg O.A., Sokhan S.V., Vozny V.V., Mamalis A.G., Gavlik J., Kim D-J. Trends and Development in the Manufacturing of Hip Joints: An Overview Int. J. Adv. Manuf. Technol (2006) 27:p. 537-542. 4. Lieberman J R, Two Alternative Bearings for Total Hip Arthroplasty: More Data Are Needed. J Am Acad Orthop Surg 2009; pp.61-62. 5. E.P. Добровинская, Л.А. Литвинов, В.В. Пицук. Монокристаллы корунда – К: Наукова думка, 1994. – 256 с. 6. Turmanidze R.S. Implants of the human hip joints and peculiarities of their manufacture with the high precision and quality of machining of the work surfaces. Proceedings of the 13th International Conference on Tools, ICT 2012. 27-28 march 2012. University of Miskolc, Hungary. Session (B).

**Bibliography (transliterated):** 1. Batiashvili B.I., Butskhrikidze D.S., Mamulashvili G.A., Turmanidze R.S., Kromp K., Mills B., Mgaloblishvili O. Technological Possibilities of Low Temperature Precision Grinding Process when Machining Hard and Brittle Materials. Fractography of advanced ceramics, International Conference, Stará Lesná, High Tatras, May 2001. 2. Turmanidze R.S., Butskhrikidze D.S., Kromp K., Mills B., “Low temperature precision grinding of hard and brittle materials”. Problems of mechanics and physico-chemistry of the process of abrasive machining, Kiev 2002, 490-499 pp. 3. Rozenberg O.A., Sokhan S.V., Vozny V.V., Mamalis A.G., Gavlik J., Kim D-J. Trends and Development in the Manufacturing of Hip Joints: An Overview Int. J. Adv. Manuf. Technol (2006) 27:p. 537-542. 4. Lieberman J R, Two Alternative Bearings for Total Hip Arthroplasty: More Data Are Needed. J Am Acad Orthop Surg 2009; pp.61-62. 5. E.R. Dobrovinskaja, L.A. Litvinov, V.V. Pishhik. Monokristally korunda – K: Naukova dumka, 1994. – 256 s. 6. Turmanidze R.S. Implants of the human hip joints and peculiarities of their manufacture with the high precision and quality of machining of the work surfaces. Proceedings of the 13th International Conference on Tools, ICT 2012. 27-28 march 2012. University of Miskolc, Hungary. Session (B).

*Поступила в редколлегию 26.08.2014.*

УДК 621.371

А.Ю. Филатов, канд. техн. наук, Киев, Украина

## **ПОЛИРОВАНИЕ ПРЕЦИЗИОННЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ ОПТОЭЛЕКТРОННЫХ ЭЛЕМЕНТОВ ИЗ САПФИРА**

*В результаті дослідження закономірностей полірування плоских поверхонь елементів з монокристалічного сапфіру обґрунтовано можливість використання в якості критерію ефективності зняття оброблюваного матеріалу приведеної енергії переносу та показана доцільність застосування водних суспензій полірувальних та колоїдних систем з наночастинок.*

*В результате исследования закономерностей полирования плоских поверхностей элементов из монокристаллического сапфира обоснована возможность использования в качестве критерия эффективности съема обрабатываемого материала приведенной энергии переноса и показана целесообразность применения водных суспензий полировальных порошков и коллоидных систем из наночастиц.*

*As a result of studies of regularities polishing flat surfaces of elements of single crystal sapphire the possibility use as a criterion for the efficiency of removal of the processed material and the reduced energy transfer shows the appropriateness of the use of aqueous suspensions of polishing powders and colloidal systems of nanoparticles.*

### **Введение**

В процессе алмазно-абразивной обработки прецизионных поверхностей элементов оптико-электронной техники, в том числе из монокристаллического сапфира, с поверхности удаляется обрабатываемый материал в виде частиц шлама (ЧШ). Размеры частиц шлама, их концентрация в зоне контакта инструмента и обрабатываемой детали, характер взаимодействия с частицами износа инструментального материала и контактирующими поверхностями определяют как производительность съема обрабатываемого материала при полировании, так и состояние обработанных поверхностей [1-4].

Повышение производительности полирования прецизионных поверхностей элементов оптико-электронной техники из монокристаллического сапфира при обязательном удовлетворении требований к качеству обработанных поверхностей можно обеспечить только при использовании новых составов суспензий из полировальных порошков (ПС) и коллоидных систем (КС) из наночастиц, оптимизация характеристик которых является актуальной задачей.

Целью исследования являлось изучение влияния свойств обрабатываемого монокристаллического сапфира и полировальной суспензии или коллоидной системы на производительность полирования и шероховатость обработанных поверхностей.

### **Полирование элементов из монокристаллического сапфира**

Элементарным актом съема материала с обрабатываемой поверхности является образование и удаления из нее частиц шлама, площади поверхности которых, согласно обобщенной кластерной модели износа [5-7], могут принимать определенные дискретные значения  $S_i = S_0(i+1)$  (где  $S_0$  – минимальная площадь поверхности ЧШ, зависящая от структуры обрабатываемого материала). Частицу шлама можно представить в виде параллелепипеда, длину сторон которого определяют по количеству входящих в него молекулярных фрагментов  $\xi = k_1 k_2 k_3$  ( $k_1, k_2, k_3$  – целые числа). Рассматривая кристаллы сапфира с гексагональной структурой (постоянные решетки  $a = 0,4758$  нм,  $c = 1,2991$  нм,  $c/a = 2,73$  [8-10]), можно определить как из отдельных молекулярных фрагментов складываются кластеры, которые, отрываясь от обрабатываемой поверхности, превращаются в частицы шлама. При полировании плоскости  $A \{11\bar{2}0\}$  количество молекулярных фрагментов зависит от межплоскостных расстояний  $\Delta x = a\sqrt{3}$ ,  $\Delta y = a/2$  и  $\Delta z = c/6$ , а минимальная площадь

поверхности частиц определяется как  $S_0 = a\xi \left( \frac{a\sqrt{3}}{k_3} + \frac{c}{\sqrt{3}k_2} + \frac{c}{6k_1} \right)$ .

Плоские поверхности элементов из монокристаллического сапфира (диаметр 25 мм, плотность  $\rho = 3,98$  г/см<sup>3</sup>, коэффициент теплопроводности 30,3 Вт/(м·К), статическая диэлектрическая проницаемость 9,3 [9]) полировали на шлифовально-полировальном станке мод. 2ШП-200М при помощи полировальника из пенополиуретана диаметром 100 мм при частоте вращения 90 об./мин, давлении прижима детали к инструменту 33,4 кПа и температуре в зоне контакта 300 К. Для полирования сапфира использовались специально приготовленные суспензии из алмазных и полировальных порошков (№ 1-3) и коллоидных систем из неабразивных наночастиц (№ 4) и наночастиц кремнезема (№ 5). Значения частот собственных колебаний молекулярных фрагментов сапфира, определенные по спектрам комбинационного рассеяния, составляли (в см<sup>-1</sup>): 573, 642 и 748 [10, 11].

Результаты расчета параметров обобщенной модели образования и удаления частиц шлама и съема обрабатываемого материала, а также экспериментальные данные о производительности съема монокристаллического сапфира приведены в табл.

Анализ приведенных в таблице данных показывает, что производительность съема монокристаллического сапфира зависит от наиболее вероятного размера частиц шлама, а также объемного  $\eta$  и массового  $\xi_w$  коэффициентов износа. Чем меньше приведенные коэффициенты, тем ниже производительность съема обрабатываемого материала. Основным параметром, который характеризует эффективность полирования, является энергия переноса, которая показывает количество

затраченной механической энергии, переносимой ЧШ единичной массы с обрабатываемой поверхности в контактную зону. Зависимость производительности полирования монокристаллического сапфира от энергии переноса в логарифмическом масштабе линейная:  $\ln Q = -k_1 \ln W + b$  (где  $k_1 = 1,05$ ;  $b = 0,34$  – коэффициенты, определенные методом наименьших квадратов, погрешность аппроксимации – менее 1%). Это означает, что зависимость производительности полирования монокристаллического сапфира от энергии переноса обратно пропорциональная и может быть описана функцией вида  $Q = k_2/\rho W$  ( $k_2 = 1,15$  кВт). В связи с тем, что энергия переноса  $W$  зависит от коэффициента теплопроводности обрабатываемого материала, необходимо воспользоваться приведенной энергией переноса  $W_0 = [\lambda_{K8}/\lambda]W$ , характеризующей участие частиц шлама в передаче тепловой энергии при полировании сапфира по отношению к полированию эталонного материала – оптического стекла марки К8, теплопроводность которого  $\lambda_{K8} = 0,95$  Вт/(м·К).

Таблица

Параметры	Значения для ПС и КС				
	№ 1	№ 2	№ 3	№ 4	№ 5
Наиболее вероятный размер ЧШ $a_v$ , нм	2,9	2,7	2,5	2,0	2,0
Коэффициент объемного износа, $\eta \cdot 10^{12}$ , м <sup>2</sup> /с	4,0	3,5	1,5	0,8	0,6
Коэффициент массового износа, $\xi_w \cdot 10^8$ , кг/(мс)	1,6	1,4	0,6	0,3	0,2
Энергия переноса $W \cdot 10^{-11}$ , Дж/кг	5,8	6,5	1,5	2,9	3,6
Производительность полирования, м <sup>3</sup> /с: расчет: $Q \cdot 10^{13}$ эксперимент: $Q_e \cdot 10^{13}$	5,4	4,8	2,1	1,1	0,9
	5,6	5,6	2,5	1,1	0,8
Погрешность расчета, %	4	15	20	6	2

На рис. в логарифмическом масштабе показаны значения приведенной энергии переноса, характерные для полирования монокристаллического сапфира с помощью полировальных суспензий № 1-3 и коллоидных систем из наночастиц № 4 и № 5. Здесь же приведены прямая  $lg W_0 = 10$ , соответствует классическому полированию поверхностей деталей из оптического стекла марки К8, и прямая  $lg W_0 = 11$ , соответствующая нанополированию.

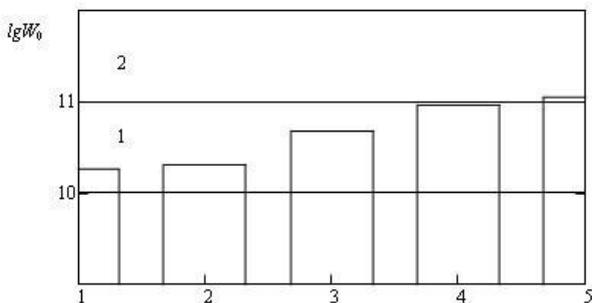


Рисунок – Приведенная энергия переноса при полировании монокристаллического сапфира

Анализ приведенных данных позволяет сделать вывод, что монокристаллический сапфир целесообразно полировать в несколько переходов: сначала с помощью полировальных порошков при максимальной производительности съема обрабатываемого материала, а затем осуществлять нанополирование (или химико-механическое полирование) с помощью коллоидных систем из наночастиц.

### Выводы

В результате теоретических и экспериментальных исследований закономерностей полирования плоских поверхностей оптико-электронных элементов из монокристаллического сапфира, а также использования в качестве критерия эффективности полирования приведенной энергии переноса показана целесообразность полирования в несколько переходов при последовательном применении специально приготовленных водных суспензий из полировальных порошков и коллоидных систем из наночастиц.

**Список использованных источников:** 1. *Filatov O.Yu., Poperenko L.V.*, In situ ellipsometry of surface layer of nonmetallic transparent materials during its finish processing // *Applied Surface Sci.* – 2006. – V. 253. – Is. 1. – P. 163–166. 2. *Yu.D. Filatov, O.Yu. Filatov, U. Heisel et al.* In situ control of roughness of processed surfaces by reflectometric method // *Optical Micro- and Nanometrology, Proc. SPIE.* – 2010. – V. 7718. – P. 77181J–9. 3. *Yu.D. Filatov, O.Yu. Filatov, G. Monteil et al.* Bound-abrasive grinding and polishing of surfaces of optical materials // *Opt. Eng.* – 2011. – V. 50. – Is. 6. – P. 063401–063401-7. 4. *Филатов А.Ю., Сидорко В.И.* Локализация фрагментов налета на обрабатываемой поверхности при полировании неметаллических материалов // *Сверхтвердые матер.* – 2011. – № 5. – С. 73–87. 5. Полирование оптоэлектронных деталей из сапфира при помощи алмазных микропорошков / *Филатов Ю.Д., Ковалев С.В., Филатов А.Ю. и др.* // *Процеси механічної обробки в машинобудуванні*: Зб. наук. пр. – Житомир: ЖДТУ, 2012. – Вип. 13. – С. 204–210. 6. *Filatov O.Yu.* Quality of the polished sapphire substrates surfaces // 15<sup>th</sup> International Young Scientists Conference “Optics and High Technology Material Science, SPO 2014”, Kyiv, Ukraine, October 23–26,

2014, Part 1, AP 51. – pp. 113–115. **7.** Філатов О.Ю., Пащенко Є.О. Полірування прецизійних поверхонь підкладок монокристалічного сапфіру різної кристалграфічної орієнтації // Авіакосмічне приладобудування: 36. тез. наук.-техн. конф. – Київ: КП СІБ «Арсенал», 2014. – С. 108–110. **8.** Бахолдин С.И., Маслов В.Н. Моделирование поверхностных энергий кристаллов сапфира // ФТТ. – 2015. – Т. 57. – вып. 6. – С. 1213–1219. **9.** Добровинская Е.Р., Литвинов Л.А., Пищик В.В. Энциклопедия сапфира. – Харьков: Ин-т монокристаллов, 2004. – 508 с. **10.** The effect of anisotropy on the deformation and fracture of sapphire wafers subjected to thermal shocks / T. Vodenitcharova, L.C. Zhang, I. Zarudi et al. // J. of Mater. Proc. Techn. – 2007. – V. 194. – P. 52–62. **11.** Kadleikova M., Breza J., Vesely M. Raman spectra of synthetic sapphire // Microelectronics Journal. – 2001. – N 32. – P. 955–958.

**Bibliography (transliterated):** 1. Filatov O.Yu., Poperenko L.V., In situ ellipsometry of surface layer of nonmetallic transparent materials during its finish processing // Applied Surface Sci. – 2006. – V. 253. – Is. 1. – P. 163–166. 2. Yu.D. Filatov, O.Yu. Filatov, U. Heisel et al. In situ control of roughness of processed surfaces by reflectometric method // Optical Micro- and Nanometrology, Proc. SPIE. – 2010. – V. 7718. – P. 77181J–9. 3. Yu.D. Filatov, O.Yu. Filatov, G. Monteil et al. Bound-abrasive grinding and polishing of surfaces of optical materials // Opt. Eng. – 2011. – V. 50. – Is. 6. – P. 063401–063401-7. 4. Filatov A.Ju., Sidorko V.I. Lokalizacija fragmentov naleta na obrabatyvaemoj poverhnosti pri polirovanii nemetallicheskih materialov // Sverhtverdye mater. – 2011. – № 5. – S. 73–87. 5. Polirovanie optoelektronnyh detalej iz salfira pri pomoshhi almaznyh mikroporoshkov / Filatov Ju.D., Kovalev S.V., Filatov A.Ju. i dr. // Prosesi mehanichnoi obrobki v mashinobuduvanni: Zb. nauk. pr. – Zhitomir: ZhDTU, 2012. – Vip. 13. – S. 204–210. 6. Filatov O.Yu. Quality of the polished sapphire substrates surfaces // 15th International Young Scientists Conference “Optics and High Technology Material Science, SPO 2014”, Kyiv, Ukraine, October 23–26, 2014, Part 1, AP 51. – pp. 113–115. 7. Filatov O.Ju., Pashhenko Є.О. Poliruvannya precizijnih poverhon' pidkladok monokristalichnogo salfiru riznoi kristalografichnoi orijentacii // Aviakosmichne priladobuduvannya: Zb. tez. nauk.-tehn. konf. – Kii'v: KP SPB «Arsenal», 2014. – S. 108–110. 8. Baholdin S.I., Maslov V.N. Modelirovanie poverhnostnyh jenergij kristallov salfira // FTT. – 2015. – T. 57. – vyp. 6. – S. 1213–1219. 9. Dobrovinskaja E.R., Litvinov L.A., Pishhik V.V. Jenciklopedija salfira. – Har'kov: In-t monokristallov, 2004. – 508 s. 10. The effect of anisotropy on the deformation and fracture of sapphire wafers subjected to thermal shocks / T. Vodenitcharova, L.C. Zhang, I. Zarudi et al. // J. of Mater. Proc. Techn. – 2007. – V. 194. – P. 52–62. 11. Kadleikova M., Breza J., Vesely M. Raman spectra of synthetic sapphire // Microelectronics Journal. – 2001. – N 32. – P. 955–958.

*Поступила в редколлегию 30.07.2015*

УДК621.92.01

А.А. Якимов, д-р техн. наук, Л.В. Бовнегра, канд. техн. наук,  
В.П. Кулик, Одесса, Украина

**ВЫБОР ГЕОМЕТРИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИК МАКРОРЕЛЬЕФА РАБОЧЕЙ ПОВЕРХНОСТИ ПРЕРЫВИСТОГО ШЛИФОВАЛЬНОГО КРУГА С УЧЕТОМ ДИНАМИЧЕСКИХ ЯВЛЕНИЙ, ПРИСУЩИХ ПРЕРЫВИСТОМУ ШЛИФОВАНИЮ**

*Виявлено шляхи зниження ймовірності виникнення параметричного резонансу в пружній системі верстата за рахунок збільшення кількості прорізів на робочій поверхні переривчастого шліфувального круга. Обґрунтовано доцільність заміни переривчастих кругів з великим числом прорізів на кругі, робоча поверхня яких має насічку у вигляді невеликих лунок, що нагадують штучні пори шліфувального круга.*

*Виявлені пути снижения вероятности возникновения параметрического резонанса в упругой системе станка за счет увеличения количества прорезей на рабочей поверхности прерывистого шлифовального круга. Обоснована целесообразность замены прерывистых кругов с большим числом прорезей на круги, рабочая поверхность которых имеет насечку в виде небольших лунок, напоминающих искусственные поры шлифовального круга.*

*Identified ways to reduce the probability of occurrence of parametric resonance in the elastic system of the machine by increasing the number of slots on the working surface of the grinding wheel intermittent. The expediency of replacing the broken circle with a large number of slots on a circle, the working surface having a notch in the form of small holes that resemble artificial pores of the grinding wheel.*

**Постановка проблеми.** Абразивные прерывистые круги используются в промышленности для снижения температуры при шлифовании, что позволяет избежать нежелательные фазово-структурные изменения поверхностного слоя обрабатываемой детали. Основной недостаток кругов с прерывистой рабочей поверхностью – колебания, возникающие из-за прерываемости процесса резания, амплитуды которых могут достигать значений, не позволяющих обеспечивать качественные показатели обработанных поверхностей. Шлифование кругами с прерывистой рабочей поверхностью сопровождается чередованием замкнутых и незамкнутых состояний динамической системы, что приводит к периодическому изменению ее жесткости, а при определенном сочетании длин выступов и впадин – к параметрическому резонансу. Существующие методики расчета длин выступов и впадин прерывистых абразивных кругов разработаны в основном с позиции обеспечения требуемой степени понижения температуры в зоне резания и не учитывают динамические явления, присущие прерывистому шлифованию.

Анализ последних исследований и публикаций. Вопросам возникновения параметрического резонанса в условиях прерываемости процесса резания посвящены работы [1-7]. Вопросы возникновения параметрического резонанса в условиях шлифования абразивными прерывистыми кругами в современной технической литературе не получили достаточного освещения.

Цель работы – выявить геометрические параметры макрорельефа рабочей поверхности прерывистого круга, расчеты которых при проектировании абразивного инструмента позволят обеспечить не только требуемую степень понижения температуры в зоне резания, но и безрезонансную работу упругой системы станка.

Изложение основного материала. В работе [8] получено условие неустойчивости упругой системы шлифовального станка

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

где

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

$$M = \frac{k_1 k_2 e^{-2h(\tau_1+\tau_2)} \cos[2(k_2(\tau_1 + \tau_2))]}{h(k_2 + h \sin 2k_2\tau_1)}, \quad (3)$$

$$\tau_1 = \frac{l_1}{V_{kp}}; \tau_2 = \frac{l_2}{V_{kp}}; l_1 = \frac{\pi \cdot D_{kp}}{n \cdot (1 + N)}; l_2 = \frac{\pi \cdot D_{kp}}{n \cdot \left(1 + \frac{1}{N}\right)}; N = \frac{l_2}{l_1},$$

$l_1$  – длина выступа;  $l_2$  – ширина впадины;  $n$  – количество режущих выступов на шлифовальном круге;  $D_{kp}$  – диаметр круга;  $V_{kp}$  – скорость круга.

$$k_1 = \sqrt{\frac{C_o}{m} + \frac{C_o \cdot \left(\frac{t_\lambda}{t_\phi} - 1\right)}{2}} \cdot \frac{1}{m} - h^2; \quad k_2 = \sqrt{\frac{C_o}{m} - \frac{C_o \cdot \left(\frac{t_\lambda}{t_\phi} - 1\right)}{2}} \cdot \frac{1}{m} - h^2.$$

$m$  – приведенная масса,  $\frac{H \cdot \text{сек}^2}{m}$ ;  $h$  – жесткость системы;

$C_0$  – величина, характеризующая затухание колебаний во времени,  $\frac{1}{сек}$ .

$$K_0 = C_0 \cdot \left( \frac{t_{\text{л}}}{t_{\text{ф}}} - 1 \right) \text{ — жесткость резания; } \frac{H}{M}.$$

На рис. 1 показаны графические зависимости  $L = f(n; N)$  и  $\frac{1+M}{2} = f(n; N)$ , которые выглядят в виде волнообразной и плоской поверхностей соответственно. Если участки волнообразной поверхности выступают над плоской поверхностью, то это означает, что соблюдается условие неустойчивости (1), а линии пересечения этих поверхностей представляют собой границы областей неустойчивости. На рис. 1 (справа) показаны эти области на виде слева.

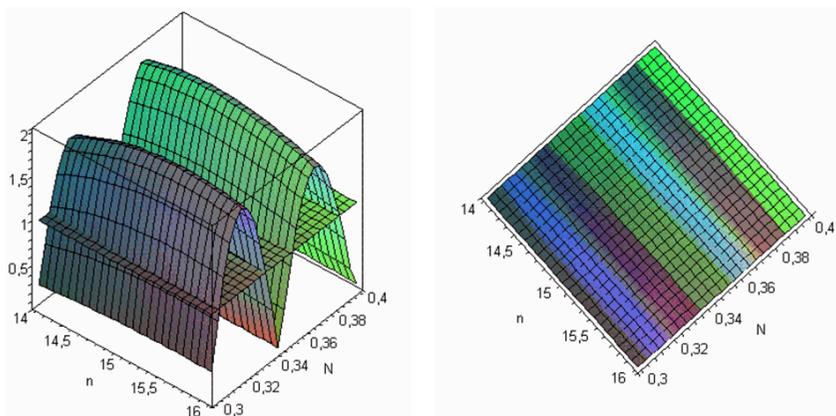


Рисунок 1 – Геометрическое представление условия неустойчивости.  $|L| > \frac{1+M}{2}$

На рис. 2 показана экспериментальная зависимость жесткости резания  $K_0$  от числа режущих выступов на прерывистом шлифовальном круге.

На рис. 3 и рис. 4 (внизу) показаны области неустойчивой работы упругой системы станка в диапазоне изменения числа режущих выступов  $5 \leq n \leq 25$  с учетом смены жесткости резания в диапазоне  $2 \cdot 10^6 \text{ н/м} \leq K_0 \leq 8 \cdot 10^6 \text{ н/м}$  (согласно рис. 2).

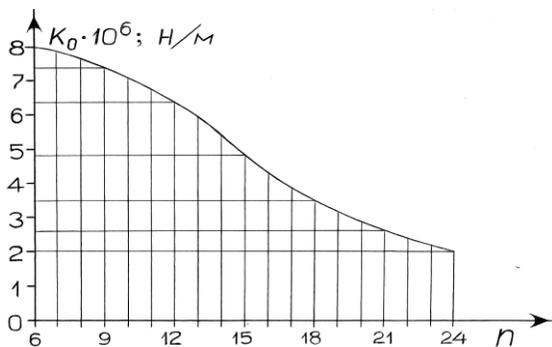


Рисунок 2 – Характер изменения жесткости резания  $K_0$  при увеличении числа выступов  $n$  на прерывистом круге

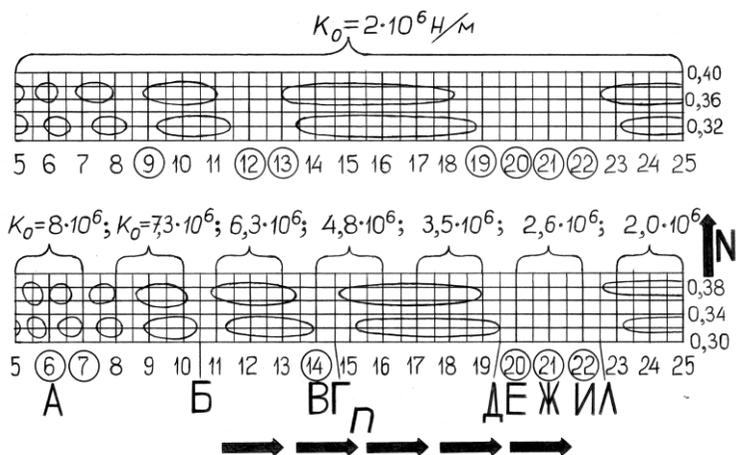


Рисунок 3 – Области неустойчивой работы упругой системы станка с учетом (внизу) и без учета (вверху) изменения жесткости резания  $K_0 = 2,0 \cdot 10^6$  н/м при изменении количества выступов на шлифовальном круге

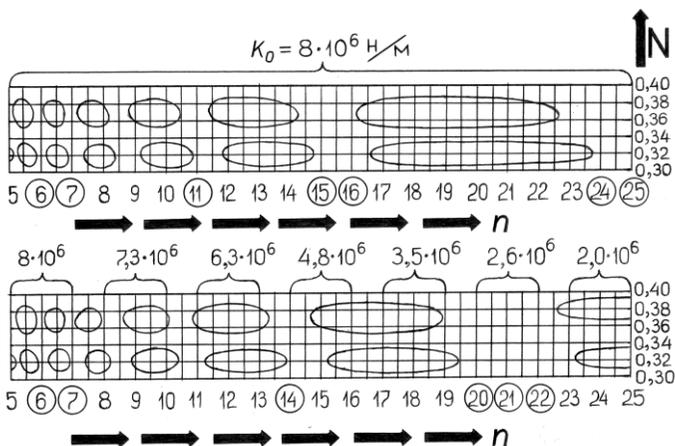


Рисунок 4 – Области неустойчивой работы упругой системы станка с учетом (внизу) и без учета (вверху) изменения жесткости резания  $K_0 = 8 \cdot 10^6 \text{ н/м}$  при изменении количества режущих выступов на шлифовальном круге

На рис. 3 и рис. 4 числа режущих выступов, при которых в упругой системе станка не возникает параметрический резонанс, выделены кружками.

Из рис. 3 и рис. 4 видно, что с уменьшением числа режущих выступов на шлифовальном круге сужаются как области параметрической неустойчивости, так и безрезонансные зоны.

Из сопоставления верхних частей рис. 3 и 4 видно, что увеличение жесткости резания  $K_0$  приводит к расширению резонансных зон и смещению их в направлении увеличения числа режущих выступов  $n$  на шлифовальном круге.

Из рис. 3 и рис. 4 также видно, что игнорирование зависимости  $K_0 = f(n)$  недопустимо при расчете и выборе геометрических параметров прерывистых кругов.

Расчеты областей неустойчивой работы упругой системы станка приведенные для  $K_0 = 2,0 \cdot 10^6 \text{ н/м}$ ;  $K_0 = 5,0 \cdot 10^6 \text{ н/м}$ ;  $K_0 = 8,0 \cdot 10^6 \text{ н/м}$ ;  $C_0 = 7 \cdot 10^6 \text{ н/м}$ ;  $0,30 \leq N \leq 0,40$ ;  $5 \leq n \leq 25$ , позволили выявить такие совокупности значений жесткостей резания  $K_0$  и чисел режущих выступов  $n$  на шлифовальном круге, при которых обеспечивается устойчивая работа упругой системы станка. Эти данные представлены на рис. 5.

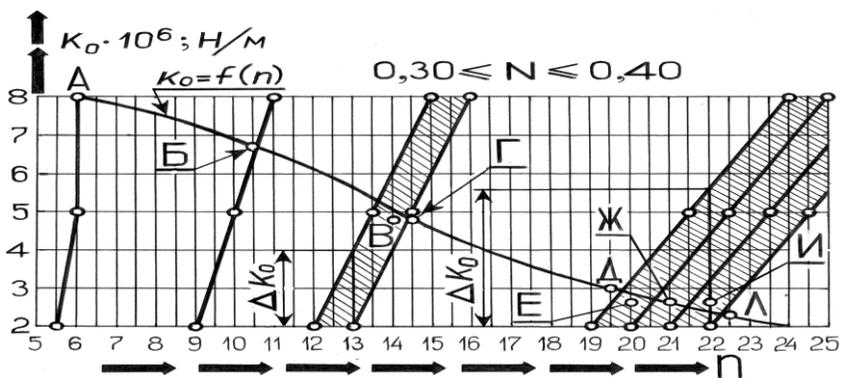


Рисунок 5 – Совокупности чисел режущих выступов и значений жесткостей резания, при которых обеспечивается устойчивая работа

Точки А, Б, В, Г, Д, Е, Ж, И, Л, расположенные на кривой  $K_0 = f(n)$  или недалеко от этой кривой, получены расчетным путем и характеризуют совокупности  $K_0$  и  $n$ , при которых невозможен параметрический резонанс.

Жесткость резания  $K_0$  зависит не только от числа режущих выступов на шлифовальном круге, но и от параметров режима резания, а также от продолжительности обработки. Шлифование осуществляется, как правило, за несколько проходов, каждый из которых имеет свою глубину резания. Смена глубины резания приводит к изменению жесткости резания  $K_0$ , что в свою очередь требует замены прерывистого шлифовального круга на новый круг – с другим числом режущих выступов, что на практике реализовать невозможно. Поэтому для того чтобы при изменении условий обработки не нужно было менять абразивный прерывистый инструмент на новый, необходимо иметь как можно больший интервал допустимых значений жесткости резания  $\Delta K_0$ .

Из рис. 5 видно, что с увеличением числа режущих выступов на абразивном круге происходит расширение зон безрезонансной работы упругой системы шлифовального станка, т.е. происходит расширение интервала допустимых значений жесткости резания  $\Delta K_0$ .

На рис. 6 показана область устойчивой работы упругой системы шлифовального станка в виде наклонной четырехгранной призмы, построенной в системе координат с осями  $n$ ,  $N$ ,  $K_0$ .

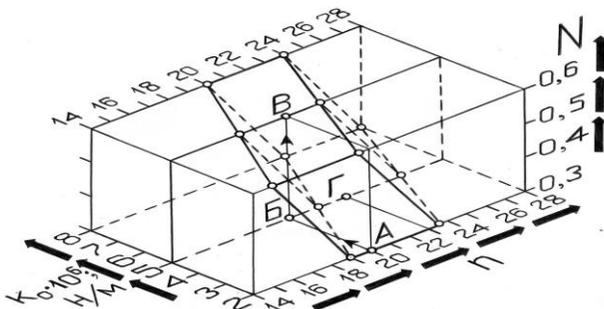


Рисунок 6. – Область устойчивой работы упругой системы станка, построенная в координатах  $n$ ,  $N$ ,  $K_0$  для  $C_0 = 7 \cdot 10^6$  н/м

Из рис. 6 видно, что при шлифовании кругом с числом режущих выступов  $n=20$  и коэффициентом прерывистости  $N=0,3$  на режиме шлифования, обеспечивающем жесткость резания  $K_0 = 2,0 \cdot 10^6$  н/м, параметрический резонанс не возникает (точка А). При увеличении жесткости резания до  $K_0 = 5,0 \cdot 10^6$  н/м (например, по причине засаливаемости рабочей поверхности абразивного инструмента) в упругой системе шлифовального станка возникает параметрический резонанс (точка В), который можно прекратить увеличением размеров впадин при сохранении их количества  $n$  на шлифовальном круге (т.е. увеличением значения коэффициента прерывистости  $N$ ) (точка В) или увеличением числа впадин  $n$  при сохранении величины отношения их длин к длинам режущих выступов (точка Г). Выйти из режима параметрического резонанса можно за счет увеличения скорости вращения шлифовального круга (рис. 7).

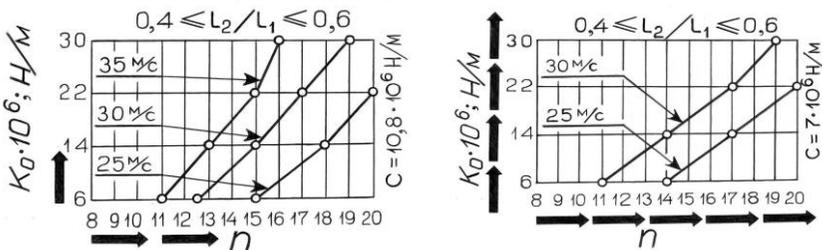


Рисунок 7 – Совокупности чисел режущих выступов  $n$  и жесткости резания  $K_0$ , обеспечивающих безрезонансную работу при разных значениях приведенной жесткости упругой системы шлифовального станка

**Вывод.** Установлено, что увеличение количества режущих выступов на абразивных кругах с прерывистой рабочей поверхностью приводит к расширению интервала допустимых значений  $\Delta K_0$  жесткости резания, при которых обеспечивается безрезонансная работа упругой системы шлифовального станка. Выявленная закономерность позволяет сделать предположение, что шлифовальные круги, рабочая поверхность которых состоит из выступов и впадин, целесообразно заменить на круги, рабочая поверхность которых имеет насечку [9, 10]. Насеченный круг получают на базе сплошного круга путем выкалывания на его рабочей поверхности небольших лунок, напоминающих искусственные поры, как у высокопористых кругов. Эти лунки одновременно способствуют разрыву процесса шлифования, напоминая впадины прерывистого круга.

**Список использованной литературы:** 1. *Оргиян А.А.* Колебания и устойчивость упругих систем обточных, копировальных станков//Високі технології в машинобудуванні: Зб. наук. пр. НТУ «ХПІ». – 2000. – Вип. 1(3). – С.184-190. 2. *Оргиян А.А.* Условие параметрической неустойчивости замкнутой динамической системы расточного станка//Резание и инструмент в технологических системах: Междунар. науч.-техн. сб. – Харьков, НТУ «ХПИ», 2006. – Вып.70. – С.362-369. 3. *Оргиян О.А., Бажанов О.І., Бензар А.М.* Параметричні коливання при механічній обробці деталей//Физические и компьютерные технологии. – Труды 15-й Международной научно-технической конференции, 2-3 декабря 2009 г. – Харьков: ХНПК «ФЭД», 2009. – С.40-46. 4. *Оргиян О.А., Бажанов О.І., Бензар А.М.* Обробка переривчастих поверхонь на розточувальних верстатах //Вісник Харківського національного технічного університету сільського господарства ім.Петра Василенка. – Харків: ХНТУСГ, 2009. – Вип.81 – С.253-257. 5. *Линчевский П.А., Джугурян Т.Г., Оргиян А.А.* Обработка деталей на отделочно-расточных станках. – К.: Техника. – 2001. – 300с. 6. *Линчевский П.А., Оргиян А.А., Онищенко С.М.* Тонкое растачивание отверстий с прерывистой поверхностью // Физические и компьютерные технологии. – Труды 11-й Международной научно-технической конференции, 2-3 июня 2005 г. – Харьков: ХНПК «ФЭД», 2005. – С.48-52. 7. *Оргиян, А.А.* Влияние переменности припуска на параметрическую устойчивость процесса тонкого растачивания /А.А. Оргиян, А.В. Баланюк, И.М. Теорищук // Інформаційні технології в освіті, науці та виробництві. – 2015. – Вип.3(8) – С.98-103. 8. *Усов, А.В.* Параметрические резонансы, возникающие при кусочно-постоянном возбуждении упругой системы шлифовального станка /А.В. Усов, А.А. Якимов // Праці Одеськ. нац. політехн. ун-ту: Наук. та наук.- вироб. зб. – Одеса: ОНПУ, 2014.– Вип.1 (43). – С.60-68. 9. А.С. № 1484652 (СССР). Устройство для правки шлифовального круга / В.И. Свирицев, Л.Ю. Ковалев. Заявл. 28.09.87. № 4311657/31–08. Оpubл. В Б.И., 1989, № 21 10. А.С. № 1493447 (СССР). Способ шлифовального круга / В.И. Свирицев, Л.Ю. Ковалев. Заявл. 04.01.87. №174603/31–08. Оpubл. В Б.И., 1989, № 26.

**Bibliography (transliterated):** 1.Orgijan A.A. Kolebanija i ustojchivost' uprugih sistem obtochnyh, kopiroval'nyh stankov//Visoki tehnologії v mashinobuduvanni: Zb. nauk. pr. NTU «HPI». - 2000. - Vip. 1(3). - S.184-190. 2.Orgijan A.A. Uslovie parametricheskoj neustojchivosti zamknutoj dinamicheskoj sistemy rastrochnogo stanka//Rezanie i instrument v tehnologicheskix sistemah: Mezhdunar. nauch.-tehn. sb. - Har'kov, NTU «HPI», 2006. - Vyp.70. - S.362-369. 3.Orgijan O.A., Bazhanov O.I., Benzar A.M. Parametrichni kolivannja pri mehanichnij obrobci detalej//Fizicheskie i komp'juternje tehnologії. - Trudy 15-j Mezhdunarodnoj nauchno-tehnicheskij konferencii, 2-3 dekabrja 2009 g. - Har'kov: HNPК «FJeD», 2009. - S.40-46. 4.Orgijan O.A., Bazhanov O.I., Benzar A.M. Obrobka pererivchastih poverhon' na roztochuval'nih verstatah //Visnik Harkivs'kogo nacional'nogo tehničnogo universitetu sil's'kogo gospodarstva im..Petra Vasilenka. - Harkiv: HNTUSG, 2009. - Vip.81 - S.253-257.

5.Linchevskij P.A., Dzhugurjan T.G., Orgijan A.A. Obrabotka detalej na otdelochno-rastochnyh stankah. - K.: Tehnika. - 2001. - 300s. 6.Linchevskij P.A., Orgijan A.A., Onishhenko S.M. Tonkoe rastachivanie otverstij s preryvistoj poverhnost'ju//Fizicheskie i komp'juternye tehnologii. - Trudy 11-j Mezhdunarodnoj nauchno-tehnicheskoy konferencii, 2-3 ijunja 2005 g. - Har'kov: HNPК «FJeD», 2005. - S.48-52. 7. Orgijan, A.A. Vlijanie peremennosti pripuska na parametriceskiju ustojchivost' processa tonkogorastachivaniya /A.A. orgijan, A.V. Balanjuk, I.M. tvorishhuk//Informacijni tehnologii v osviti, nauci ta virobnictvi. - 2015. - Vip.3(8)- S.98-103. 8.Usov, A.V. Parametriceskie rezonansy, vznikajushhie pri kusochno-postojannom vobuzhdenii uprugoj sistemy shlifoval'nogo stanka /A.V. Usov, A.A. Jakimov//Praci Odes'k. nac. politehn. un-tu: Nauk. ta nauk.- virob. zb. - Odesa: ONPU, 2014.- Vip.1 (43). - S.60-68. 9. A.S. № 1484652 (SSSR). Ustrojstvo dlja pravki shlifoval'nogo kruga /V.I. Svirshhev, L.Ju. Kovalev. Zajavl. 28.09.87. № 4311657/3-08. Opubl. V B.I., 1989, № 21 10. A.S. № 1493447 (SSSR). Sposob pravki shlifoval'nogo kruga /V.I. Svirshhev, L.Ju. Kovalev. Zajavl. 04.01.87. №174603/31-08. Opubl. V B.I., 1989, № 26

*Поступила в редколлегию 30.07.2015*

О.О. Якимов., д-р техн. наук, Одеса, Україна

## **ВПЛИВ КОНСТРУКЦІЇ ПЕРЕРИВЧАСТОГО ШЛІФУВАЛЬНОГО КРУГА НА ГЕОМЕТРИЧНІ ПОКАЗНИКИ ЯКОСТІ ОБРОБЛЮВАНОЇ ПОВЕРХНІ**

*Виявлені умови виникнення в пружній системі верстата коливань, здатних погіршити якісні показники поверхонь деталей, які формуються в умовах переривчастого шліфування. Теоретично обґрунтовано і експериментально підтверджено вплив кількості прорізів на абразивному крузі і величини відношення ширини прорізу до розміру ріжучого виступу на параметричну стійкість пружної системи верстата і на геометричні показники якості оброблюваної поверхні.*

*Виявлені умови виникнення в упругій системі станка коливань, способних ухудшити якісні показники поверхонь деталей, формуються в умовах переривчастого шліфування. Теоретично обґрунтовано і експериментально підтверджено вплив кількості прорізів на абразивному крузі і величини відношення ширини прорізу до розміру ріжучого виступу на параметричну стійкість пружної системи станка і на геометричні показники якості оброблюваної поверхні.*

*The terms of origin in the resilient system of machine-tool of vibrations are exposed, able to worsen high-quality indexes surfaces of details, formi-ruyuschiesya in the conditions of the irregular polishing. In theory it is grounded and influence of amount of openings on an abrasive circle and size of relation of opening width is experimentally confirmed to the size of cutting ledge on self-reactance stability of the resilient system of machine-tool and on the geometrical indexes of quality of the processed surface.*

**Постанова проблеми.** Шліфування, як метод остаточної обробки, дозволяє забезпечити високу точність розмірів і форм і малу шорсткість обробленої поверхні. Основний недолік процесу шліфування – виникнення високих температур в зоні різання. Абразивні круги з переривчастою робочою поверхнею є ефективним засобом зниження температури при шліфуванні [1]. Однак широке використання переривчастих кругів в промисловості стримується малим вивченням динамічних явищ, притаманних цьому виду обробки, виникненню вібрацій абразивного інструменту і, як наслідок, неможливістю забезпечити якісні показники оброблених поверхонь.

**Аналіз останніх досліджень і публікацій.** Виявлення умов виникнення параметричної нестійкості пружної системи верстата та її впливу на значення показників точності оброблених поверхонь присвячені роботи [2-8]. Однак питання пов'язані з виникненням параметричного резонансу при шліфуванні переривчастими абразивними кругами в сучасній технічній літературі не отримали достатнього освітлення.

**Мета роботи.** Метою даної роботи є встановлення впливу числа ріжучих виступів на переривчастому шліфувальному крузі і величини відношення ширини западини до довжини виступу на погіршення шорсткості обробленої поверхні у зв'язку із зміною параметричної стійкості пружної системи шліфувального верстата.

**Виклад основного матеріалу.** Отримано умову нестійкої роботи пружної системи [9]:

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

де

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

$$M = \frac{k_1 k_2 e^{-2h(\tau_1+\tau_2)} \cos(2 \cdot k_2 \cdot (\tau_1 + \tau_2))}{h(k_2 + h\sin 2k_2\tau_1)}, \quad (3)$$

$$\text{де } \tau_1 = \frac{l'_1}{V_{kp}}; \quad \tau_2 = \frac{l'_2}{V_{kp}};$$

$$l'_1 = \frac{\pi \cdot D_{kp}}{n \cdot (1 + N)}; \quad l'_2 = \frac{\pi \cdot D_{kp}}{n \cdot \left(1 + \frac{1}{N}\right)};$$

$N = \frac{l'_2}{l'_1}$  – коефіцієнт уривчастості;  $n$  – число западин на шліфувальному крузі;  $l'_1$  – довжина виступа;  $l'_2$  – довжина западини.

$$k_1 = \sqrt{\frac{C_o}{m} + \frac{C_o \cdot \left(\frac{t_n}{t_\phi} - 1\right)}{2 \cdot m}} - h^2; \quad k_2 = \sqrt{\frac{C_o}{m} - \frac{C_o \cdot \left(\frac{t_n}{t_\phi} - 1\right)}{2 \cdot m}} - h^2;$$

$t_n, t_\phi$  – глибина різання, встановлена по лімбу й фактична глибина різання відповідно;

$h$  – величина, що характеризує загасання коливань у часі, 1/сек;

$C_0$  – наведена жорсткість пружної системи Н/м;

$V_{kp}$  – швидкість круга;

$D_{kp}$  – діаметр круга;

$m$  – наведена маса круга, (Н·сек<sup>2</sup>)/М.

На рис. 1-4 показані графічні залежності лівої  $L = f(n, N)$  і правої  $\frac{1+M}{2} = f(n, N)$  частин умови нестійкості (1), які виглядають у вигляді хвилеподібної і плоскої поверхонь відповідно.

Лінії взаємного перетину цих поверхонь окреслюють області параметричної нестійкості пружної системи, тобто є межами множин, що включають в себе такі поєднання чисел ріжучих виступів  $n$  і значень коефіцієнта уривчастості  $N$ , при яких дотримується умова нестійкості (1), тобто виникає параметричний резонанс.

На рис. 1, 2, 3, 4 досліджуваний діапазон чисел ріжучих виступів  $4 \leq n \leq 52$  розбитий на окремі інтервали (по 13 виступів в кожному), а на рис. 5 літерами А, Б та В позначені інтервали чисел ріжучих виступів, при яких виникає параметрична нестійкість пружної системи верстата. Після шліфування на верстатах типу МААГ за нульовою схемою переривчастими абразивними кругами, які мають 8, 12, 18, 30, 40, 50 ріжучих виступів, проводились вимірювання параметра шорсткості  $Ra$  на лівому і правому профілях зубів на комплексній вимірювальній машині «КІМ-Р-100».

З рис. 5 видно, що для умов шліфування в пружній системі верстата, що розглядаються в статті, не виникатиме параметричний резонанс, якщо обробку виробляти переривчастими кругами, що мають 5, 7, 11, 25 – 52 ріжучих виступів. З рис. 5 також видно, що із збільшенням числа ріжучих виступів на переривчастому шліфувальному крузі просліджується тенденція до зниження шорсткості поверхні. Зважаючи на те, що собівартість виготовлення переривчастого круга підвищується із збільшенням числа прорізів на його робочій поверхні, а так само те, що в інтервалі зміни ріжучих виступів шорсткість обробленої поверхні знижується дуже мало, можна зробити висновок, що для даних умов шліфування доцільно використовувати переривчасті круги з числом ріжучих виступів  $n = 30 - 35$ .

Зіставлення цих графіків з розрахунковими залежностями  $\frac{M+1}{2} = f(n)$ , які характеризують параметричну нестійкість пружної системи верстата, дозволило встановити погіршення шорсткості поверхні при виникненні параметричного резонансу, що є непрямым підтвердженням правильності зроблених розрахунків. На графіках  $Ra = f(n)$  простежується поліпшення

шорсткості поверхні при збільшенні числа ріжучих виступів на переривчастому абразивному крузі. Відхилення від цієї закономірності спостерігається тільки при виникненні в пружній системі верстата параметричного резонансу.

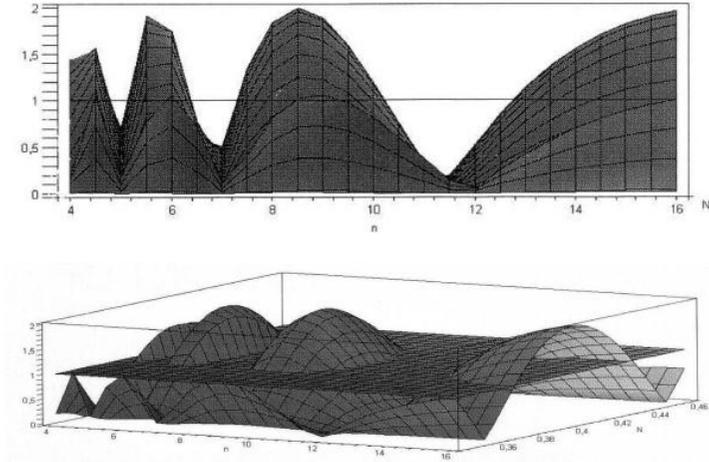


Рисунок 1 – Параметрична нестійкість пружної системи верстата в інтервалі зміни кількості ріжучих виступів на переривчастому крузі  $4 \leq n \leq 16$

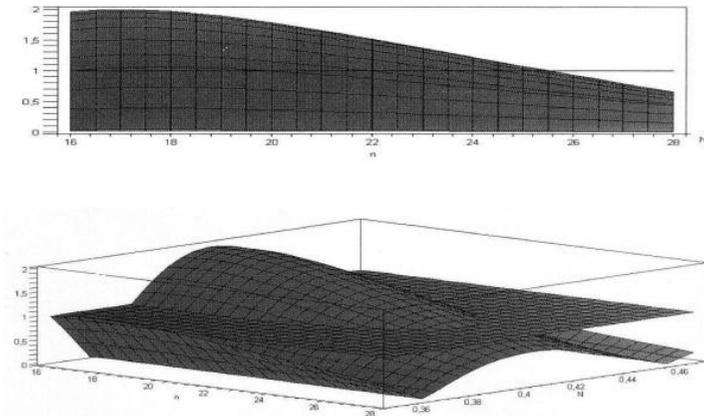


Рисунок 2 – Параметрична нестійкість пружної системи верстата в інтервалі зміни кількості ріжучих виступів на переривчастому крузі  $16 \leq n \leq 28$

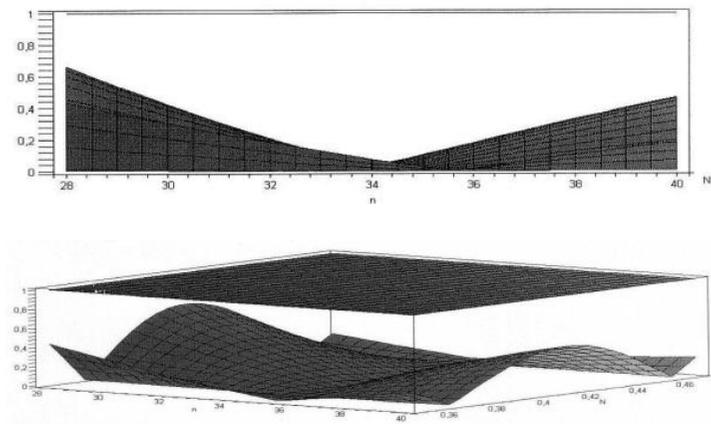


Рисунок 3 – Параметрична нестійкість пружної системи верстата в інтервалі зміни кількості ріжучих виступів на переривчастому крузі  $28 \leq n \leq 40$

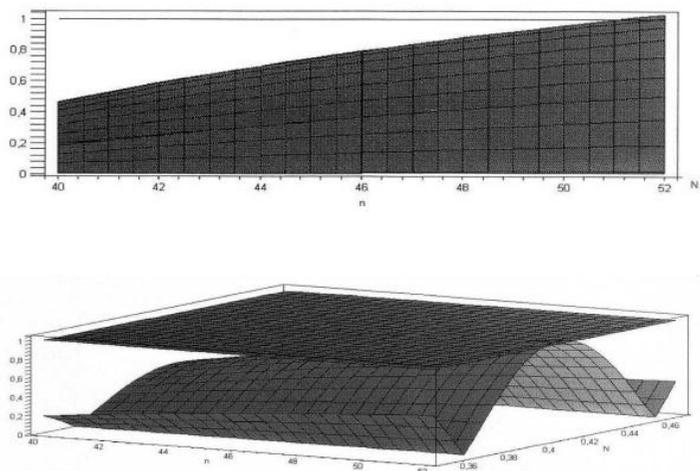


Рисунок 4 – Параметрична нестійкість пружної системи верстата в інтервалі зміни кількості ріжучих виступів на переривчастому крузі  $40 \leq n \leq 52$

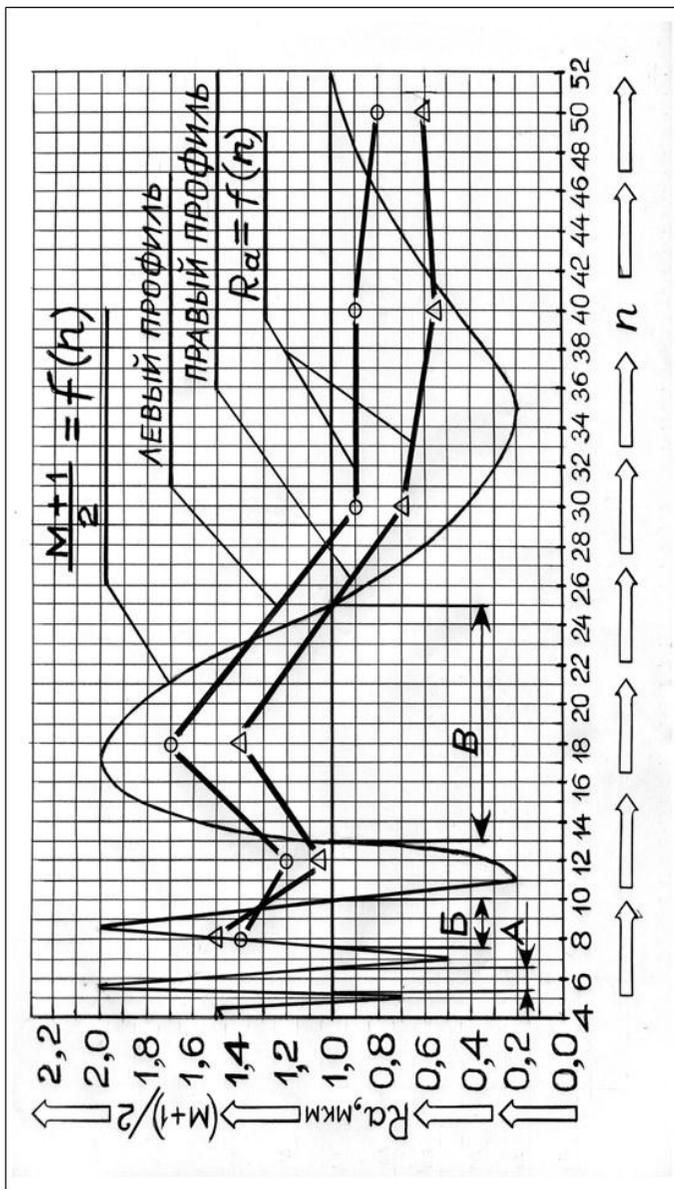


Рисунок 5 – Вплив параметричної нестійкості пружної системи верстата на шорсткість обробленої поверхні

Висота шорсткості обробленої поверхні залежить не тільки від числа ріжучих виступів на переривчастому крузі. Більшою мірою вона залежить від величини відношення ширини западини  $l_2$  до довжини виступу  $l_1$  (тобто від коефіцієнта уривчастості  $N$ ). Чим більше величина цього відношення, тим гірше шорсткість. Це видно з експериментальних даних, представлених на рис. 6. Експерименти проводилися для плоского шліфування.

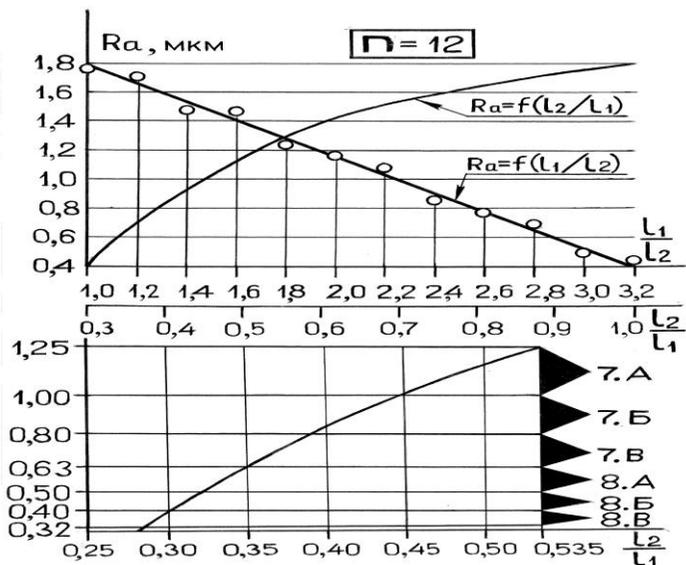


Рисунок 6 – Залежність шорсткості поверхні від співвідношення протяжності ріжучого виступу  $l_1$  і упадини  $l_2$  переривчастого круга після 10-хвилинного періоду шліфування на режимах:  $V = 9$  м/хв;  $t = 0,03$  мм;  $S = 2,4$  мм/ход

**Висновок.** Стаття присвячена актуальній проблемі виявлення умов виникнення в пружній системі верстата коливань, здатних погіршити якісні показники поверхонь деталей, що формуються в умовах переривчастого шліфування. Теоретично обґрунтовано і експериментально підтверджено вплив кількості прорізів на абразивному крузі і величини відношення ширини прорізу до розміру ріжучого виступу на параметричну стійкість пружної системи верстата і на геометричні показники якості оброблюваної поверхні. Матеріали статті можуть бути використані в інструментальних цехах машинобудівних заводів при проектуванні переривчастого абразивного інструменту.

**Список використаних джерел :** 1. *Лищенко Н.В., Ларшин В.П., Якимов А.В.* Определение температуры прерывистого шлифования // Праці Одеського політехнічного університету: Науковий та науково-виробничий збірник. – Одеса, 2012. – Вип.2(39). – С.80-85. 2. *Оргиян А.А.* Колебания и устойчивость упругих систем обточных, копировальных станков//Високі технології в машинобудуванні: Зб. наук. пр. НТУ «ХПІ». – 2000. – Вип. 1(3). – С.184-190. 3. *Оргиян А.А.* Условие параметрической неустойчивости замкнутой динамической системы расточного станка//Резание и инструмент в технологических системах: Междунар. науч.-техн. сб. – Харьков, НТУ «ХПИ», 2006. – Вып.70. – С.362-369. 4. *Оргиян О.А., Бажанов О.І., Бензар А.М.* Параметричні коливання при механічній обробці деталей//Физические и компьютерные технологии. – Труды 15-й Международной научно-технической конференции, 2-3 декабря 2009 г.– Харьков: ХНПК «ФЭД», 2009. – С.40-46. 5. *Оргиян О.А., Бажанов О.І., Бензар А.М.* Обработка перерывчатых поверхонь на розточувальних верстатах // Вісник Харківського національного технічного університету сільського господарства ім. Петра Василенка. – Харків: ХНТУСГ, 2009. – Вип.81 – С.253-257. 6. *Линчевский П.А., Джугурян Т.Г., Оргиян А.А.* Обработка деталей на отделочно-расточных станках. – К.: Техника. – 2001. – 300 с. 7. *Линчевский П.А., Оргиян А.А., Онищенко С.М.* Тонкое растачивание отверстий с прерывистой поверхностью // Физические и компьютерные технологии. – Труды 11-й Международной научно-технической конференции, 2-3 июня 2005 г. – Харьков: ХНПК «ФЭД», 2005. – С.48-52. 8. *Свирицев В.И.* Повышение эффективности процессов шлифования за счет их динамической стабилизации // Прогрессивные процессы и оборудование механической обработки деталей авиационной техники/КАИ, Казань, 1984. – С.26-32. 9. *Усов А.В.* Параметрические резонансы, возникающие при кусочно-постоянном возбуждении упругой системы шлифовального станка / *А.В. Усов, А.А. Якимов* // Праці Одеськ. нац. політехн. ун-ту: Наук. та наук.– вироб. зб. – Одеса: ОНПУ, 2014.– Вип.1 (43). – С.60-68.

**Bibliography (transliterated):** 1.Lishhenko N.V., Larshin V.P., Jakimov A.V. Opredelenie temperatury preryvistogo shlifovanija//Praci Odes'kogo politehnichnogo universitetu: Naukovij ta naukovo-virobnichij zbirnik .- Odesa, 2012.-Vip.2(39).- S.80-85. 2.Orgijan A.A. Kolebanija i ustojchivost' uprugih sistem obtochnyh, kopiroval'nyh stankov//Visoki tehnologii v mashinobuduvanni: Zb. nauk. pr. NTU «HPI». - 2000. - Vip. 1(3). - S.184-190. 3.Orgijan A.A. Slovie parametricheskoj neustojchivosti zamknutoj dinamicheskoy sistemy rastrochnogo stanka/Rezanie i instrument v tehnologicheskix sistemah: Mezhdunar. nauch.-tehn. sb. - Har'kov, NTU «HPI», 2006. - Vyp.70. - S.362-369. 4.Orgijan O.A., Bazhanov O.I., Benzar A.M. Parametrichni kolivannja pri mehanichnij obrobci detalej/Fizicheskie i komp'juternye tehnologii. - Trudy 15-j Mezhdunarodnoj nauchno-tehnicheskoy konferencii, 2-3 dekabnja 2009 g - Har'kov: HNPК «FJeD», 2009. - S.40-46. 5.Orgijan O.A., Bazhanov O.I., Benzar A.M. Obrobka pererivchastih poverhon' na roztochuval'nih verstatah //Visnik Harkivs'kogo nacional'nogo tehnicnogo universitetu sil's'kogo gospodarstva im.Petra Vasilenka. - Harkiv: HNTUSG, 2009. - Vip.81 - S.253-257. 6.Linchevskij P.A., Dzhugurjan T.G., Orgijan A.A. Obrabotka detalej na otdelocno-rastrochnyh stankah. - K.: Tehnika. 2001. - 300s. 7.Linchevskij P.A., Orgijan A.A., Onishhenko S.M. Tonkoe rastachivanie otverstij s prery-vistoj poverhnost'ju//Fizicheskie i komp'juternye tehnologii. - Trudy 11-j Mezhdunarodnoj nauchno-tehnicheskoy konferencii, 2-3 ijunja 2005 g. - Har'kov: HNPК «FJeD», 2005. - S.48-52. 8. Svirshhev V.I. Povyshenie jeffektivnosti processov shlifovanija za schet ih dinamicheskoy stabilizacii./Progrivnye processy i oborudovanie mehanicheskoy obrabotki detalej aviacionnoj tehniki/KAI, Kazan', 1984. - S.26-32. 9.Usov, A.V. Parametricheskie rezonansy, vznikajushhie pri kusochno-postojannom vobuzhdenii uprugoj sistemy shlifoval'nogo stanka /A.V. Usov, A.A. Jakimov//Praci Odes'k. nac. politehn. un-tu: Nauk. ta nauk.- virob. Zb.- Odesa: ONPU, 2014.- Vip.1 (43). - S.60-68.

*Поступила в редколегію 30.07.2015*

УДК 621.923.5

Ч.Ф. Якубов, канд. техн. наук, Э.Н. Сарычев, Симферополь  
М. Бютнер, Dipl.-Ing., Магдебург, Германия

## **ИССЛЕДОВАНИЕ КОНТАКТНЫХ ХАРАКТЕРИСТИК ПРИ ЗУБОФРЕЗЕРОВАНИИ ЧЕРВЯЧНЫМИ ФРЕЗАМИ С ИЗНОСОСТОЙКИМ ПОКРЫТИЕМ AlCrN**

*У статті наведено порівняльні експериментальні стойкісні дослідження черв'ячних фрез з зносостійким покриттям AlCrN. Розглядається можливість самовиникнення досить міцних підповерхневих тонких шарів матриці інструменту на період існування покриття на інструменті.*

*В статье приведены сравнительные экспериментальные стойкостные исследования червячных фрез с износостойким покрытием AlCrN. Рассматривается возможность самообразования достаточно прочных подповерхностных тонких слоев матрицы инструмента на период существования покрытия на инструменте.*

*The paper presents comparative experimental study stoykostnyye hobs with wear-resistant coating AlCrN. The possibility of a self-sufficient strength subsurface thin layers of the matrix tool for the duration of the coating on the tool.*

Производство зубчатых колес – одна из бурно развивающихся отраслей промышленности. В мировой практике наибольшее распространение получили цилиндрические зубчатые колеса, выпуск которых исчисляется сотнями миллионов штук в год. Основным методом нарезания цилиндрических зубчатых колес в условиях индивидуального, серийного и массового производства является зубофрезерование червячно-модульными фрезами методом обката на зубофрезерных станках. Однако, ему присущ ряд недостатков, к которым можно отнести высокую стоимость инструмента и низкую его стойкость, несмотря на невысокие скорости резания.

Наибольшее влияние на работоспособность червячных фрез оказывают свойства инструментального материала.

Так, анализ рынка промышленно развитых стран на сегодняшний день показывает следующее:

1. Доля червячных фрез с покрытием превышает 95%, т.е. те же самые 5% остаются на долю инструмента без износостойкого покрытия.
2. Доля инструментов из быстрорежущей стали составляет 81%, а оставшиеся 19% приходятся на долю твердосплавных фрез.
3. Доля «обычной» быстрорежущей стали сегодня в производстве червячных фрез не превышает 20%, остальные 80% фрез изготавливаются из порошковой быстрорежущей стали.

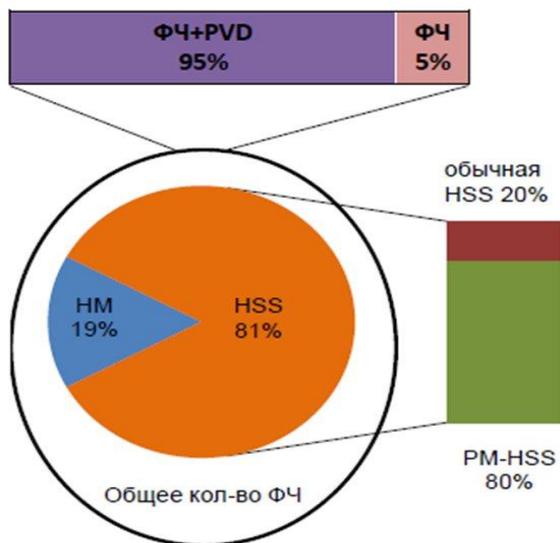


Рисунок 1 – Доля использования инструментального материала в производстве червячных фрез [1]

Таким образом, повышение работоспособности быстрорежущих червячно-модульных фрез является важной научно-практической задачей современной металлообработки.

В широком спектре традиционных и инновационных методов поверхностного упрочнения одним из наиболее эффективных и общепринятых являются нанесение на режущий инструмент твердых износостойких покрытий. Покрытия, как правило, имеют более низкий коэффициент трения по сравнению с инструментальным материалом. В результате снижается трение между стружкой и передней поверхностью режущего клина, что существенно снижает износ.

На сегодняшний день существует много видов износостойких покрытий на режущий инструмент. Они различаются по структуре, по химическому составу и толщине.

Так, одним из последних износостойких покрытий является покрытие AlCrN. Данное покрытие относится к многослойным и имеет тройную структуру (рис. 2):

- базовый слой покрытия AlCrN, обладает наилучшим сцеплением с инструментом и адгезией.
- центральный слой – нанослой из Al/CrN, обладает очень высокой вязкостью и способностью поглощения трещин.

- верхний слой представляет собой монослой (AlCrN), обладающий очень высокой твердостью и износостойкостью [2].

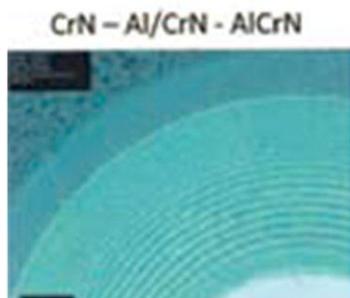


Рисунок 2 – Схема многослойного покрытия AlCrN [2]

Основные физико-механические свойства покрытия AlCrN представлены в табл. Важным свойством многослойных покрытий является способность останавливать возникающие трещины, которые распространяются не вглубь покрытия, а вдоль границ отдельных слоев [3].

Таблица – Физико-механические свойства покрытия AlCrN Balinit Alcrona pro. [3]

Микротвердость (HV 0,05)	3200
Мак температура применения	1100 °C
Коэффициент трения	0,35
Остаточные напряжения сжатия (GPa)	-3
Цвет	светло-серый
Толщина, мкм	2,5...3,0

Покрытие AlCrN может быть нанесено на червячные фрезы, как из порошковой быстрорежущей стали, так и из твердого сплава. Преимущество порошковой быстрорежущей стали, в отличие от «обычной» обусловлено мелкозернистой структурой и отсутствием ликваций: карбиды имеют малые размеры и очень хорошо распределены по всей массе материала.

Для определения влияния свойств износостойкого покрытия AlCrN на червячных фреззах были проведены сравнительные стойкостные исследования при зубофрезеровании.

Исследования проводились на базе Магдебургского технического университета им. Отто-фон-Гёрике «Институт технологий и обеспечения качества» (Германия). Использовался зубофрезерный станок модели LIEBHERR LC 180 с ЧПУ (рис. 3), применялось попутное фрезерование.

В связи с тем, что исследование вопросов повышения стойкости червячных фрез связаны со значительными затратами на изготовление опытного инструмента и с продолжительным периодом времени при достижении допустимого (критерия) износа, экспериментальная оценка осуществлялась при использовании одного режущего зуба. Так, цельную червячную фрезу разрезали на отдельные зубья с помощью электроэрозионной обработки, а режущий зуб устанавливали в специальную кассету, закрепленную на шпинделе станка (рис. 4). Дальнейшая эксплуатация инструмента осуществлялась по стандартной схеме зубофрезерования (рис. 5).



Рисунок 3 – Станок зубофрезерный модели LIEBHERR LC 180



Рисунок 4 – Конструкция однозубой червячной фрезы

В экспериментах применялись следующие комплекты зубьев из порошковой быстрорежущей стали марки S390: шесть зубьев без покрытия [PM-HSS(S390)], три из них с магнитно-абразивной обработкой (MAO) [PM-HSS(S390)+MAO]; шесть зубьев с покрытием AlCrN [PM-HSS(S390)+AlCrN], три из них с магнитно-абразивной обработкой [PM-HSS(S390)+AlCrN+MAO].



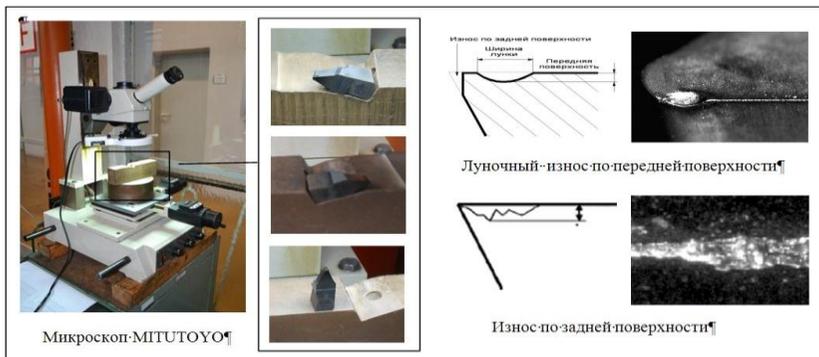


Рисунок 6 – Методика измерения износа зуба

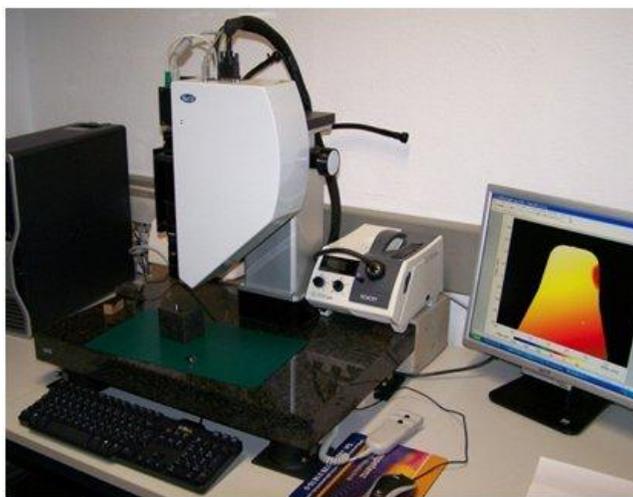


Рисунок 7 – Устройство MikroCAD GFM 3D

Результаты стойкостных исследований средних значений износа по каждому из четырех видов инструментального материала приведены на рис. 8. Снимки поверхностей зубьев после достижения критического износа представлены на рис. 9.

На всех графиках на рис. 8 (а, б, в) видим, что износ зубьев без покрытия [PM-HSS(S390)] и с обработкой MAO [PM-HSS(S390)+MAO] после нарезки одного колеса превысил максимально допустимый в 5-6 раз на всех поверхностях, т.е. произошел отказ режущего инструмента.

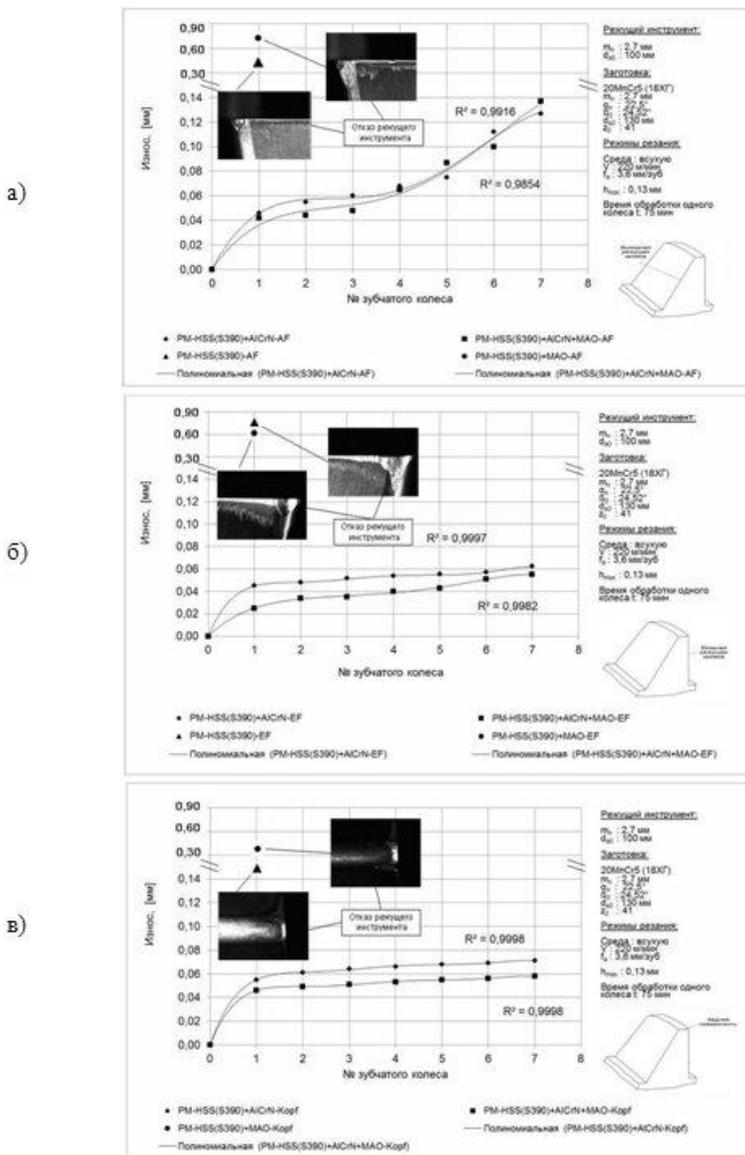


Рисунок 8 – Графики износа зубьев PM-HSS(S390), PM-HSS(S390)+MAO, PM-HSS(S390)+AlCrN и PM-HSS(S390)+AlCrN+MAO:

а) по выходной режущей кромке (AF);

б) по входной режущей кромке (EF);

в) по задней поверхности (Korf)

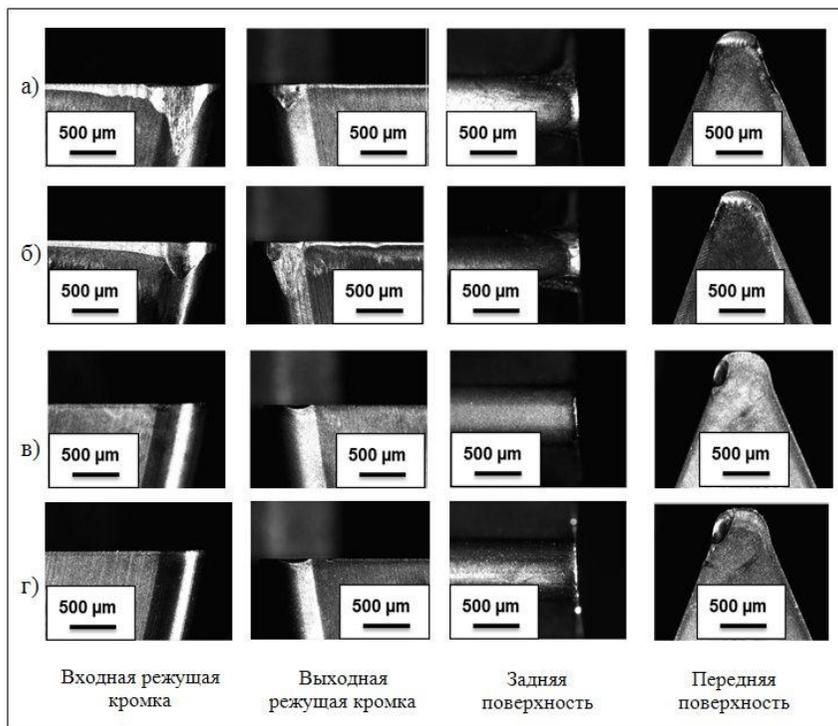


Рисунок 9 – Снимки износа зубьев по задним поверхностям:  
 а) PM-HSS(S390), б) PM-HSS(S390)+MAO, в) PM-HSS(S390)+AlCrN,  
 г) PM-HSS(S390)+AlCrN+MAO

Зубья с покрытием PM-HSS(S390)+AlCrN и PM-HSS(S390) + AlCrN+MAO достигли критического износа после обработки седьмого колеса на выходной режущей кромке. Кривые износа зубьев по входной режущей кромке ниже кривых износа по выходной режущей кромке и, соответственно, кривые износа по задней поверхности ниже кривых по входной режущей кромке.

Повышенный износ на выходной режущей кромке можно связать:

- с малыми толщинами слоя металла, удаляемого вершинным участком выходного режущего лезвия. При таком условии режущая кромка не режет, а вминает металл в поверхность резания, что вызывает значительное давление со стороны последней на заднюю поверхность, повышая ее износ.

- с деформацией стружки, отделяемыми входным и вершинным режущими лезвиями, и дальнейшее ее пакетирование в зоне наибольшего износа, приводящим к микровыкрашиванию режущего лезвия. В результате

этого, элементы стружки обволакивают режущее лезвие и начинают сходиться по задней поверхности, усиливая износ [4].

Также на графиках можем видеть, что зубья с MAO на протяжении обработки колес дают меньшее значение износа по сравнению с зубьями без MAO.

Полученные снимки износа передней поверхности на устройстве MikroCAD (рис. 10) позволяют отметить, что износ зубьев с покрытием имеет характер луночного, сконцентрированного в одной зоне поверхности. Другую картину износа можем видеть на зубьях без покрытия. Здесь зона износа расположилась от вершины зуба, и продвигается вдоль входной режущей кромки к основанию зуба. Характер такого износа объясняется большими контактными нагрузками в зависимости от обрабатываемого материала.

Общеизвестно, что покрытия, как хрупкие материалы, подвержены значительному повреждению во время приработки. Зачастую большая часть покрытия разрушается во время этой фазы износа, т.е. еще до начала нормальной стадии износа [5]. Для изучения этого явления после обработки каждого нарезаемого колеса фиксировался внешний вид передней поверхности зуба с покрытием PM-HSS(S390)+AlCrN, по которому устанавливался характер изменения площади контакта инструмента с обрабатываемой деталью (рис. 11).

Результаты снимков зуба из порошковой быстрорежущей стали с покрытием показали, что после разрушения покрытия, образовавшаяся лунка на передней поверхности зуба сохраняет стабильную форму за период обработки со второго по четвертое колесо, т.е. износ на этом участке некоторое время не прогрессирует.

Вероятно, это связано с эффектом деформационного упрочнения участка передней поверхности зуба червячной фрезы, находящегося в контакте с обрабатываемым материалом. Данное обстоятельство происходит в результате действия переменных циклических нагрузжений, вызывающих изменения субструктуры (формы зерен) инструментального материала на указанных участках за период существования покрытия, которое препятствует адгезионному и абразивному износу в период обработки. [6].

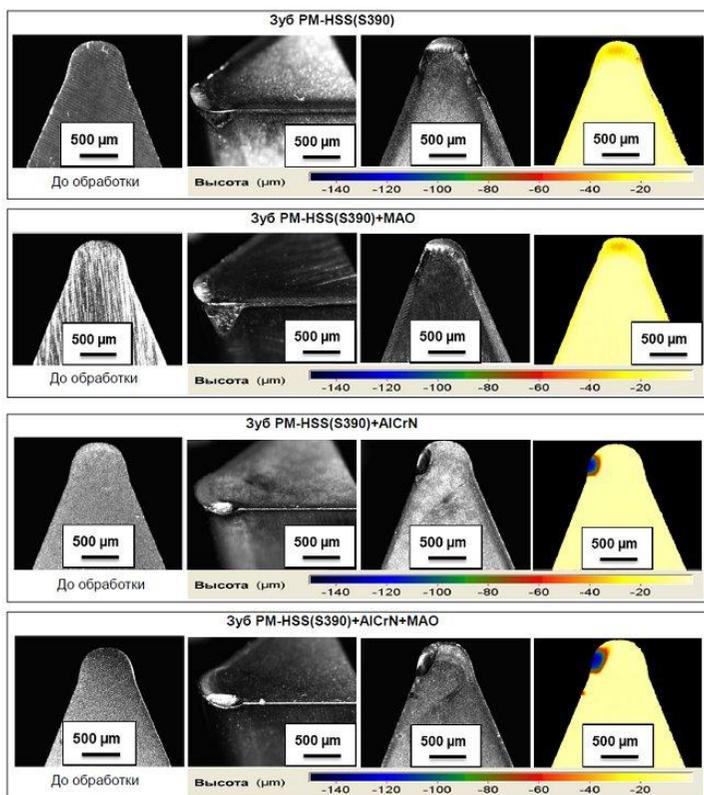


Рисунок 10 – Снимки износа передней поверхности зубьев с помощью MikroCAD GFM

К моменту разрушения покрытия, объем материала инструмента, ограниченный пятном контакта, имеет более высокие физико-механические характеристики (прочность, твердость), вследствие чего сопротивление изнашиванию данного участка выше, чем у материала основного объема матрицы зуба червячной фрезы.

Такой механизм связан с диффузионными процессами, и так как резание осуществлялось в воздушной среде, то можно предположить следующее - в процессе на рабочих поверхностях инструмента формируют слои, в значительной степени, зависящие от скорости диффузионных процессов и степени пластической деформации, а именно диффундирование кислорода из окружающей среды. При нарезании колес происходит постепенное уменьшение содержания азота на поверхности, входящего в состав покрытия, при этом кислород в воздушной среде замещает азот (рис. 12). Обеднение

поверхности покрытия азотом и обогащение кислородом во время резания связано с трибоокислением  $Al_2O_3$ . Такое образование кислородосодержащего соединения на основе алюминия действует как экран, защищающий поверхность и снижающий усилия при обработке.

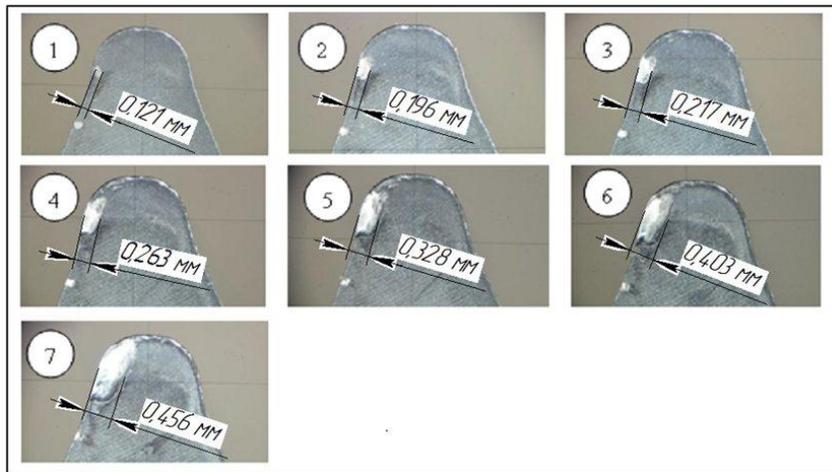


Рисунок 11 – Изменение площади контакта зуба PM-HSS(S390)+AlCrN по передней поверхности

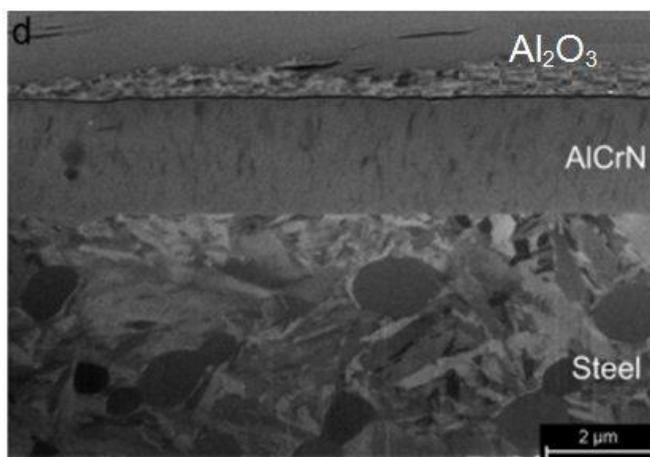


Рисунок 12 – Трансформация покрытия AlCrN при резании в кислородосодержащей среде

Обобщая изложенное можно отметить следующее:

- Износ всех исследуемых зубьев достигает критического значения на выходной режущей кромке.
- Нанесение покрытия AlCrN увеличивает стойкость червячной фрезы от 8 до 12 раз. При этом, вопросы рационального применения износостойких покрытий в процессах зубофрезерования скрывают огромный потенциал повышения стойкости и производительности, а в целом и повышения эффективности эксплуатации червячных фрез.
- Снижение интенсивности износа после разрушения износостойкого покрытия, так или иначе, связано с возможностью образования и возникновению достаточно прочных подповерхностных тонких слоев матрицы инструмента.

**Список использованных источников:** 1. Журнал Мир техники и Технологий № 2 2009 Экономическая эффективность применения современных червячных фрез, с. 24-31. 2. Журнал по металлообработке «Стружка» 30 (2012) «Использование покрытия AlTiCrN TripleCoatings3® при производстве зубчатых пар», с.14-15. 3. Oerlikon Balzers, 2008, Balinit Alcrona pro. 4. Дерли А.Н., Полохин О.В., Тарапанов А.С., Харламов Г.А. Исследование износа зуборезного инструмента, работающего по методу обката// Справочник. Инженерный журнал. 1999. №6. С. 37-38. 5. Верещака А.С., Шустер Л.Ш., Мигранов М.Ш., Минигалеев С.М., Фукс-Рабинович Г.С. Комбинированные покрытия для повышения трибологических свойств и износостойкости инструмента из быстрорежущей стали // Вестник двигателестроения №2/2007. 6. Якубов Ч.Ф. Повышение износостойкости быстрорежущих инструментов путем направленной трансформации их исходных свойств: дис. ... канд. техн. наук: 05.03.01 / Ч. Ф. Якубов – Х., 2004. – 153 с.

**Bibliography (transliterated):** 1. Zhurnal Mir tehnik i Tehnologij № 2 2009 Jekonomicheskaja jeffektivnost' primeneniya sovremennyh chervjachnyh frez, s. 24-31. 2. Zhurnal po metalloobrabotke «Struzhka» 30 (2012) «Ispol'zovanie pokrytija AlTiCrN TripleCoatings3® pri proizvodstve zubchatyh par», s.14-15. 3. Oerlikon Balzers, 2008, Balinit Alcrona pro. 4. Derli A.N., Polohin O.V., Tarapanov A.S., Harlamov G.A. Issledovanie iznosa zuboreznogo instrumenta, rabotajushhego po metodu obkata// Spravochnik. Inzhenernyj zhurnal. 1999. №6. S. 37-38. 5. Vereshhaka A.S., Shuster L.Sh., Migrantov M.Sh., Minigaleev S.M., Fuks-Rabinovich G.S., Kombinirovannye pokrytija dlja povysheniya tribologicheskikh svojstv i iznosostojkosti instrumenta iz bystrorezhushhej stali // Vestnik dvigatelestroenija №2/2007. 6. Jakobov Ch.F. Povyshenie iznosostojkosti bystrorezhushhih instrumentov putem napravlennoj transformacii ih ishodnyh svojstv: dis. ... kand. tehn. nauk: 05.03.01 / Ch. F. Jakobov – H., 2004. – 153 s.

*Поступила в редколлегию 19.08.2014*

**СОДЕРЖАНИЕ**

<i>Агу Коллинз, Узунян М.Д.</i> Стоимостная оценка качества инструментов при алмазно-искровом шлифовании с применением технологии минимальной смазки .....	3
<i>Барандич Е.С., Федоран Ю.А., Волкогон В.М., Антониук В.С., Выслоух С.П., Котляр Д.А., Кравчук А.В.</i> Влияние технологических параметров механической обработки на структурное состояние поверхностных слоев и сопротивление усталости стали ХВСГ .....	8
<i>Борисенко Д.А., Карпушевський Б., Еммер Т.</i> Удосконалення системи торцевих збірних фрез з вставними касетами з круглим хвостовиком .....	17
<i>Верещака А.А., Верещака А.С., Батако А.Д., Ходжаев О.Х.</i> Разработка и исследование наноструктурированных многослойно композиционных покрытий для безвольфрамовых твёрдых сплавов с расширенной областью технологического применения .....	25
<i>Внуков Ю.Н., Гончар Н.В., Степанов Д.Н.</i> Исследование температуры размягчения и плавления волокон различных инструментов .....	42
<i>Внуков Ю.Н., Гермашев А.И., Дядя С.И., Козлова Е.Б.</i> Методика определения условий контактирования инструмента с тонкостенной деталью при ее концевом фрезеровании.....	48
<i>Гуцаленко Ю.Г.</i> Взаимосвязь параметров режущего рельефа с шероховатостью и производительностью алмазно-искрового шлифования .....	56
<i>Гуцаленко Ю.Г., Ивкин В.В., Руднев А.В.</i> Модернизация эксплуатируемых универсальных шлифовальных станков и возможности современного развития модельного ряда станкостроения для реализации алмазно-искрового шлифования .....	65
<i>Дерев'янченко О.Г., Волков С.К., Криницин Д.О.</i> Контроль станів системи елементів ріжучої частини різців в інструментальному магазині верстату з використанням СТЗ .....	74
<i>Залого В.О., Денисенко Ю.О., Івченко О.В.</i> Система техніко-економічних показників інструментальної підготовки виробництва.....	79

<i>Зелинский С.А., Натальчишин В.В.</i> Программное управление модуляцией скорости резания в металлорежущих станках с ЧПУ .....	90
<i>Кальченко В.І., Кальченко Д.В., Следнікова О.С.</i> Модульне 3D-моделювання інструментів, процесу зняття припуску та формоутворення при шліфуванні зі схрещеними осями розподільчого вала і круга.....	98
<i>Карпушевский Б., Эммер Т., Понке Х., Борисенко Д.</i> Стратегия сокращения проходов. Эффективный метод регулирования мощности и улучшения динамических характеристик фрезерования .....	107
<i>Клименко С.А., Манохин А.С., Копейкина М.Ю.</i> Состояние поверхностного слоя инструментов с ПСТМ на основе sBN при точении закаленной стали .....	119
<i>Колесник В.А., Криворучко Д.В., Митал Д.</i> Температура резания при сверлении пакетов углепластик/титановый сплав .....	126
<i>Кравченко Ю.Г., Дербабя В.А., Крюкова Н.В.</i> К вопросу эмпирического определения напряжений и коэффициентов трения при стружкообразовании .....	137
<i>Кузнецов Ю.Н.</i> Эволюционный и генетический синтез технологического оборудования нового поколения .....	149
<i>Кучугуров М.В.</i> Влияние износа режущего инструмента на особенности динамики процесса резания при токарной обработке .....	163
<i>Лавриненко В.И., Солод В.Ю.</i> К вопросу о функциональном действии технологических сред при абразивной обработке кругами из сверхтвердых материалов .....	171
<i>Левченко М.О., Кравченко Л.С., Ищенко М.Г.</i> Модульний комбінований інструмент для багатопільових верстатів .....	184
<i>Лищенко Н.В., Рябенков И.А., Ларшин В.П.</i> Определение температуры нестационарного и прерывистого шлифования.....	191
<i>Мироненко Е.В., Клименко Г.П., Калиниченко В.В.</i> Общая структура математической модели для определения энергоэффективных технологических параметров токарной обработки деталей тяжелого машиностроения .....	202

<b>Новиков Н.В., Пащенко Е.А., Рябченко С.В.</b> Шлифование специального инструмента на станках с ЧПУ кругами из СТМ.....	211
<b>Оборский Г.А., Паленный Ю.Г., Гугнин В.П., Перпери Л.М., Голобородько А.М.</b> Бесконтактное измерение относительных перемещений инструмента и детали в процессе резания .....	226
<b>Пасічник В.А., Адаменко Ю.І., Бесарабець Ю.Й., Степаненко С.О.</b> Забезпечення якості оброблення отворів комбінованими свердлами у деталях з ПКМ .....	233
<b>Посвятенко Е.К., Будяк Р.В., Посвятенко Н.І.</b> Фізико-механічні властивості поверхні глибоких отворів деталей після комбінованого протягування.....	246
<b>Роп'як Л.Я., Маковійчук М.В., Рогаль О.В.</b> Теоретичне дослідження зміни кута підйому гвинтової лінії конічних різьб .....	252
<b>Стрельчук Р.М.</b> Чувствительность эксплуатационных свойств шлифовального круга к изменению параметров его стандартной характеристики .....	263
<b>Стрельчук Р.М., Джуха Ш.К.</b> Особенности износа алмазных кругов при шлифовании твердого сплава «Волкар» .....	269
<b>Ступницький В.В.</b> Дослідження залишкових деформацій, що формуються в результаті виконання технологічного переходу лезового оброблення деталі на основі імітаційного моделювання процесу різання .....	274
<b>Тонконогий В.М., Голофєєва М.О., Балан В.О.</b> Дослідження характеристик розсіювання енергії коливань в базових деталях верстатів з синтеграну .....	282
<b>Тонконогий В.М., Якимов А.А., Бовнегра Л.В.</b> Динамика прерывистого шлифования.....	288
<b>Турманидзе Р.С.</b> Разработка методики подбора материалов для имплантов тазобедренного сустава человека и технологии их обработки с достижением высокой точности и качества сферических поверхностей .....	296
<b>Филатов А.Ю.</b> Полирование прецизионных поверхностей оптоэлектронных элементов из сапфира .....	309

**Якимов А.А., Бовнегра Л.В., Кулик В.П.** Выбор геометрических характеристик макрорельефа рабочей поверхности прерывистого шлифовального круга с учетом динамических явлений, присущих прерывистому шлифованию.....314

**Якимов О.О.** Вплив конструкції переривчастого шліфувального круга на геометричні показники якості оброблюваної поверхні .....323

**Якубов Ч.Ф., Сарычев Э.Н., Бютнер М.** Исследование контактных характеристик при зубофрезеровании червячными фрезами с износостойким покрытием AlCrN .....331

Научное издание

**РЕЗАНИЕ И ИНСТРУМЕНТ  
в технологических системах**

СБОРНИК НАУЧНЫХ ТРУДОВ

**Выпуск 85**

Составитель *проф. Грабченко А. И.*

Оригинал-макет *Крюкова Н.В.*

В авторской редакции

Підп. до друку 25.08.2015 .Формат 60×90 1/16 .

Папір Сору Рарег. Друк - ризографія. Гарнитура Таймс. Умов.друк.арк. 10,0.

Облік.вид.арк 11,0. Наклад 300 прим. 1-й завод 1-100. Зам. №

Ціна договірна.

---

Видавничий центр НТУ “ХП”.

Свідоцтво про державну реєстрацію ДК № 116 від 10.07.2000

61002, м. Харків, вул. Фрунзе, 21

---