

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 86
Edition № 86**

Харьков НТУ «ХПИ» – 2016 – 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», 2016. – Вып. 86. – 204 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», 2016

УДК 621.91

Э.Л. Бекиров, Э.Ш. Джемилов, канд. техн. наук,
Э.Р. Ваниев, канд. техн. наук, Симферополь, Украина

СПОСОБ ОПРЕДЕЛЕНИЯ КОНТАКТНЫХ ДАВЛЕНИЙ ПРИ РАЗВЕРТЫВАНИИ ОТВЕРСТИЙ

У статті представлена методика, що дозволяє в процесі реального розгортання в автоматичному режимі знімати показання всіх тензодатчиків, провести їх обробку на ПК, встановити величину і характер розподілу контактних тисків між інструментом і деталлю в будь-який момент технологічної операції.

Ключові слова: розгортання отворів, інструмент, деталь, контактний тиск

В статье представлена методика, позволяющая в процессе реального развертывания в автоматическом режиме снимать показания всех тензодатчиков, провести их обработку на ПК, установить величину и характер распределения контактных давлений между инструментом и деталью в любой момент технологической операции.

Ключевые слова: развертывание отверстий, инструмент, деталь, контактное давление

The article presents a method that allows in real deployment process in automatic mode to take readings of strain gauges, to hold their processing on the PC, set the size and pattern of distribution of contact pressure between the tool and the workpiece at any process step.

Keywords: deployment process, tool, workpiece, contact pressure

Введение. Обработка отверстий занимает не менее важное место в машиностроении и по объему не уступает процессам обработки наружных поверхностей. Кроме того, обработка точных отверстий относится к числу наиболее трудоемких процессов, является более сложной, чем обработка наружных поверхностей, что обусловлено более тяжелыми условиями протекания процесса, меньшей жесткостью режущих инструментов. При обработке отверстий необходимо обеспечивать не только точность размера и формы, но также точность положения оси обрабатываемого отверстия относительно наружной поверхности [1]. Большое значение для производства имеет выявление возможностей и необходимых условий по уменьшению технологического наследования исходных погрешностей, поскольку они оказывают решающее влияние на точность, производительность труда при чистовой обработке отверстий и на последующую надежность работы деталей в узле машины. Проблемные задачи повышения точности, виброустойчивости и производительности обработки отверстий мерными концевыми инструментами решаются путем управления перемещениями инструмента в плоскости, перпендикулярной его оси за счет оптимизации конструктивных параметров, ориентации колебательной системы, режимов резания и применения экологически безопасных СОТС [1].

Основной материал исследования. Одним из перспективных направлений в области исследования и научного прогнозирования повышения качества обработки развертыванием отверстий является разработка вопросов механики контактного взаимодействия инструмента с деталью.

Для определения контактных давлений воспользуемся методикой, разработанной Джемилевым Э.Ш., применив ее для процесса развертывания [2].

Распределение контактных давлений q (МПа) на поверхности лезвия определяется из геометрических соображений по характеру изменения глубины резания δ . Рассмотрим положение инструмента, когда радиус отверстия заготовки r_3 больше радиуса окружности, проходящей через вершины режущих лезвий развертки r_l (рис. 1).

На рисунке показано, что глубина врезания режущего лезвия плавно меняется от нуля (на концах ширины контакта b_k) до максимума – δ_{\max} (на его середине). Контактные давления можно описать симметричной функцией:

$$q = q_{\max} \cdot f(\varphi). \quad (1)$$

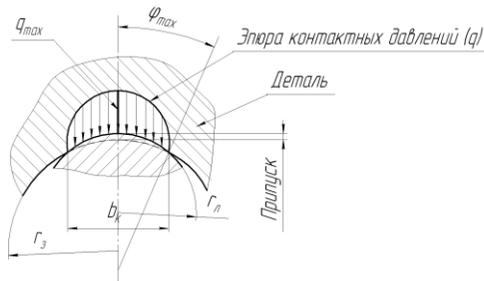


Рисунок 1 – Схема распределения контактных давлений в окружном направлении

В соответствии с эпюрой контактных давлений приведем q к линейной распределенной нагрузке p , Н/м:

$$p = 2 \int_0^{\varphi_{\max}} q(\varphi) r_3 \cos \varphi d\varphi = 2q_{\max} r_3 \int_0^{\varphi_{\max}} f(\varphi) \cos \varphi d\varphi = 2q_{\max} r_3 \psi(\varphi_{\max}). \quad (2)$$

Рассмотрим характер изменения p вдоль режущего лезвия (рис. 2). Равнодействующая равна нормальной силе резания P_p . Разобьем эпюру на N равных по длине участков длиной $\Delta l = l_k / N$. Заменим в пределах каждого участка переменную составляющую p на статически эквивалентную постоянную $p_i = \text{const}$ и приведем p_i к сосредоточенной равнодействующей

$$P_i = p_i \Delta l. \quad (3)$$

Если коэффициенты a_{ji} известны, то имеем систему N уравнений с неизвестными P_i , решая которую определяем все P_i , а по формуле (3) – значения $p_i = P_i / \Delta l$.

Значения коэффициентов a_{ji} устанавливаются экспериментально тарированием закрепленных на обрабатываемой детали тензодатчиков. Физический смысл a_{ji} следующий: это сигнал с i -го тензодатчика от единичной сосредоточенной силы $P_i = 1$, приложенной в середине j – го участка. Последовательно прикладывая $P_i = 1$ на разных участках и снимая показания тензодатчиков, устанавливаем все значения коэффициентов a_{ji} .

Определив p_i , строим ступенчатую столбограмму (рис. 2), а затем, проведя через середины ступенек плавную кривую, эпюру p .

По формуле (2) вычисляем $q_{\max} = p / 2\psi(\varphi_{\max})$, а по формуле (1) – характер распределения контактного давления q режущего лезвия по ширине контакта.

Разработанная экспериментальная методика позволяет в процессе реального развертывания в автоматическом режиме снимать показания всех тензодатчиков, обрабатывать эти показания на компьютере, установить величину и характер распределения контактных давлений между инструментом и деталью в любой момент технологической операции. Полученные данные позволяют выявить конструкторско-технологические факторы, вызывающие неравномерность съема припуска, а, следовательно, и отклонения от заданной точности обрабатываемого отверстия.

Выводы. Представленная методика позволяет в процессе реального развертывания в автоматическом режиме снимать показания всех тензодатчиков, провести их обработку на ПК, установить величину и характер распределения контактных давлений между инструментом и деталью в любой момент технологической операции. Полученные данные позволяют выявить конструкторско-технологические факторы, вызывающие неравномерность съема припуска, а, следовательно, и отклонения от заданной точности обрабатываемого отверстия.

Список использованных источников: 1. Холмогорцев Ю.П. Оптимизация процессов обработки отверстий / Холмогорцев Ю.П. – М.: Машиностроение, 1984. – 184 с. 2. Джемилев Э.Ш. Повышение качества обработки конических отверстий алмазным хонингованием на основе исследования контактного взаимодействия инструмента с деталью: дис. канд. техн. наук / Джемилев Э.Ш. – Симферополь, 2010.

Bibliography (transliterated): 1. Holmogorcev Ju.P. Optimizacija processov obrabotki otverstij / Holmogorcev Ju.P. – М.: Mashinostroenie, 1984. – 184 s. 2. Dzhemilov Je.Sh. Povyshenie kachestva obrabotki konicheskikh otverstij almaznym honingovaniem na osnove issledovanija kontaktnogo vzaimodejstvija instrumenta s detal'ju: dis. kand. tehn. nauk / Dzhemilov Je.Sh. – Simferopol', 2010.

УДК 621.914

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

О ВЛИЯНИИ КОНСТРУКТИВНЫХ И ГЕОМЕТРИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИК КОНЦЕВЫХ ФРЕЗ НА ВИБРОУСТОЙЧИВОСТЬ ПРОЦЕССА ФРЕЗЕРОВАНИЯ

У статті виконано аналіз конструктивних і геометричних параметрів кінцевих фрез, видів робіт, які виконуються кінцевими циліндричними фрезами. Проаналізовано вплив цих параметрів на вібростійкість процесу фрезерування.

Ключові слова: характеристики кінцевих фрез, фрезерування, вібрації

В статье выполнен анализ конструктивных и геометрических параметров концевых фрез, видов работ, выполняемых концевыми цилиндрическими фрезами. Проанализировано влияние этих параметров на виброустойчивость процесса фрезерования.

Ключевые слова: характеристики концевых фрез, фрезерование, вибрации

This article gives an analysis of the structural and geometric parameters of end mills, types of work performed by the cylindrical end mills. The effect of these parameters on the vibration milling process.

Keywords: parameters of end mills, milling process, vibration

Использование одного из древнейших инструментов, концевой фрезы, сегодня получило еще более широкое применение при внедрении в производство обрабатывающих центров с ЧПУ. С помощью концевых фрез можно выполнять самые различные виды работ по обработке не только плоских, но и сложных по форме поверхностей. Основные виды работ приведены на рис. 1.

Из рисунка видно, что у концевой фрезы всегда можно различить боковые режущие кромки на винтовых зубьях, торцевые режущие кромки и переходные радиусные режущие кромки для сферических и тороидальных концевых фрез. Последние виды концевых фрез используют при обработке сложных по форме поверхностей.

В большинстве случаев, главные режущие кромки зубьев фрезы, снимающие большую часть припуска, расположены на боковой цилиндрической поверхности фрезы и для разных условий обработки (черновая и чистовая) могут иметь различную форму (табл. 1). Зубья фрезы, расположенные на плоском торце могут иметь режущую кромку в центре, которая позволяет фрезе работать с врезанием под углом или параллельно оси в условиях плунжерного фрезерования.

В последние годы для авиационной, инструментальной и др. отраслей промышленности увеличиваются виды работ связанные с фрезерованием деталей, у которых есть элементы, представляющие собой тонкие стенки.

Рис. 1, б. Для этих деталей один размер, толщина стенки, намного меньше ее высоты и ширины. В связи с этим, при их фрезеровании особенно интенсивно возникают вибрации, ухудшающие точность и качество обработки и снижающие стойкость фрез. Выбор конструкции и геометрических параметров концевых фрез для окончательной и финишной обработки тонкостенных деталей является не простой технологической задачей, так как необходима фреза, обеспечивающая максимальную виброустойчивость процесса фрезерования.

Конструктивные и геометрические параметры концевых фрез должны соответствовать ГОСТу 17025-71, по которому фрезы изготавливают двух типов (рис. 2): фрезы с нормальным зубом, у которых угол спирали равен ($\omega = 30^\circ - 35^\circ$) и фрезы с крупным зубом, у которых ($\omega = 35^\circ - 45^\circ$). Фрезы с нормальным зубом могут иметь 3, 4, 5 и 6 зубьев и диаметр от 2 до 28 мм. Фрезы с крупным зубом 2, 3 и 4 зуба и диаметр от 2 до 12 мм.

Диаметр и количество зубьев фрезы оказывают существенное влияние на вибростойкость, из-за изменения характеристик их жесткости и времени контактирования с деталью. На рис. 3 показано сравнение площади стружечных канавок F_k и площади сердцевины фрезы в зависимости от числа зубьев. При одном диаметре фрезы D с увеличением числа зубьев увеличивается диаметр сердцевины – d , повышающий прочность и жесткость фрезы, но ухудшающий условия размещения стружки.

Следующей характеристикой каждого типа фрезы, является ее исполнение: с цилиндрической ленточкой на задней поверхности зуба ($f_t \leq 0,05$ мм) или зуба заточенного наостро. Наличие ленточки и величина радиуса округления режущей кромки существенным образом оказывает влияние на виброустойчивость при работе в диапазоне возникновения регенеративных автоколебаний. Причем для $d \geq 8$ мм, рис. 4, зуб должен быть затылован и иметь ленточку, а для $d < 8$ мм заточку зуба производят по плоскости в двух исполнениях (с ленточкой и наостро).

При введении ГОСТ 17025-71 (01.01.73 г.) фрезы должны были изготавливать с неравномерным окружным шагом, показанном на рис. 5 и табл. 2 с целью повышения их вибростабильности. Допускалось изготовление фрез с равномерным окружным шагом – ф. Однако, через 18 лет изменением №5 ГОСТа 17025-71 (дата введения с 01.09.91 г.) обязательные условия по изготовлению фрез с неравномерным шагом были переведены в рекомендуемые. Эти изменения показывают, что процесс подавления вибраций является не достаточно изученным явлением и одним изменением окружного шага фрезы не всегда можно получить положительный результат.

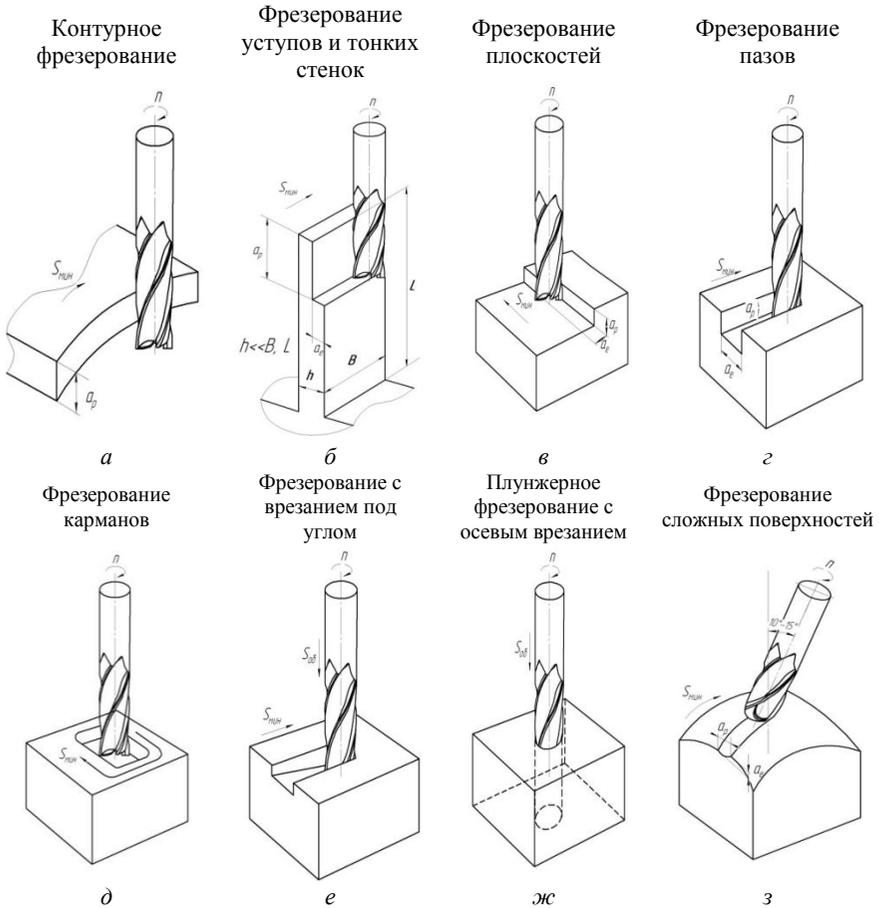
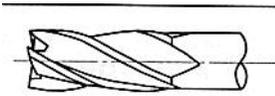
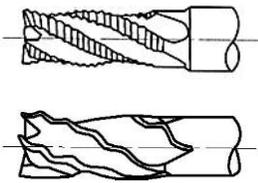


Рисунок 1 – Виды работ, выполняемые концевыми цилиндрическими фрезами

В работе [1] приведены результаты исследований по подавлению вибраций в результате незначительных изменений ($\Delta\omega \leq 4^\circ$) углов наклона ω соседних зубьев цилиндрической фрезы. На рис. 6 показано, что различие в углах наклона соседних зубьев на 2° увеличивает ширину безвибрационного фрезерования в 2 раза, а на 4° в 3,5 раза. Дальнейшее увеличение разницы в углах наклона $\Delta\omega$ соседних зубьев оказывает незначительное повышение вибростойкости. Аналогичные исследования были выполнены на Украине (г. Мариуполь) А.С. Крепаком [2, 3, 4] (1972 г.) и др. в которых рассматривали процесс резания жаропрочных сталей концевыми фрезами с разнонаклонными зубьями. На основании этих исследований в СССР были

разработаны отраслевые стандарты ОСТ 1.52760-85, ОСТ 1.52761-85 «Фрезы концевые с чередующимися разнонаклонными режущими зубьями» (введенные с 01.01.87 г.). ОСТы определяют конструкции, размеры и технологические требования для концевых фрез из быстрорежущих сталей для обработки жаропрочных и титановых сплавов. Рис. 7.

Таблица 1 – Виды режущих кромок у концевой цилиндрической фрезы

Тип	Форма	Условия применения
Обычный зуб на цилиндрической поверхности		Фрезы с неизменяющейся геометрией зуба, наиболее широко используются при черновом и чистовом фрезеровании контуров, обработке пазов и уступов
Зуб для черновой обработки		У фрез чернового типа режущая кромка имеет зубчатую форму или волнистую, что позволяет дробить стружку на мелкие части. Низкое сопротивление резанию позволяет применять высокие подачи при черновой обработке. Переточку производят по передней поверхности зуба.

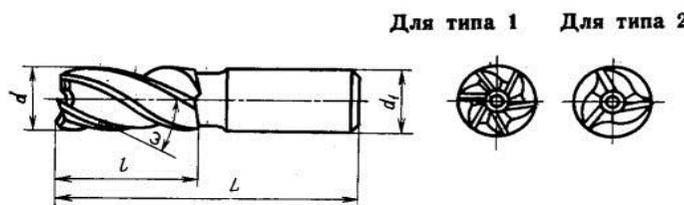


Рисунок 2 – Основные типы концевых фрез ГОСТ 17025-71

Тип 1 – фрезы с нормальным зубом ($\omega = 30-35^\circ$);

Тип 2 – фрезы с крупным зубом ($\omega = 35-45^\circ$)

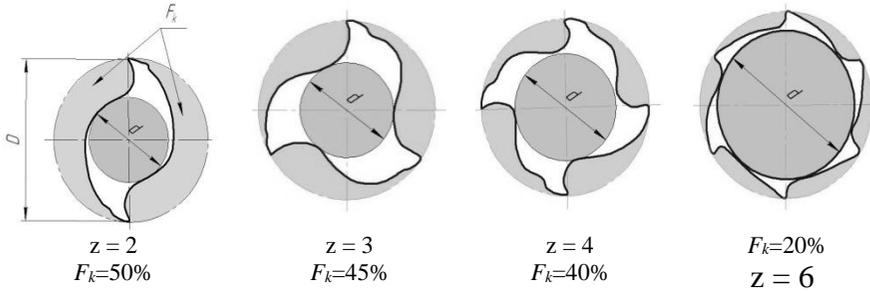


Рисунок 3 – Сравнение площади поперечного сечения стружечных канавок F_k и диаметра сердцевины фрезы – d от количества зубьев – z

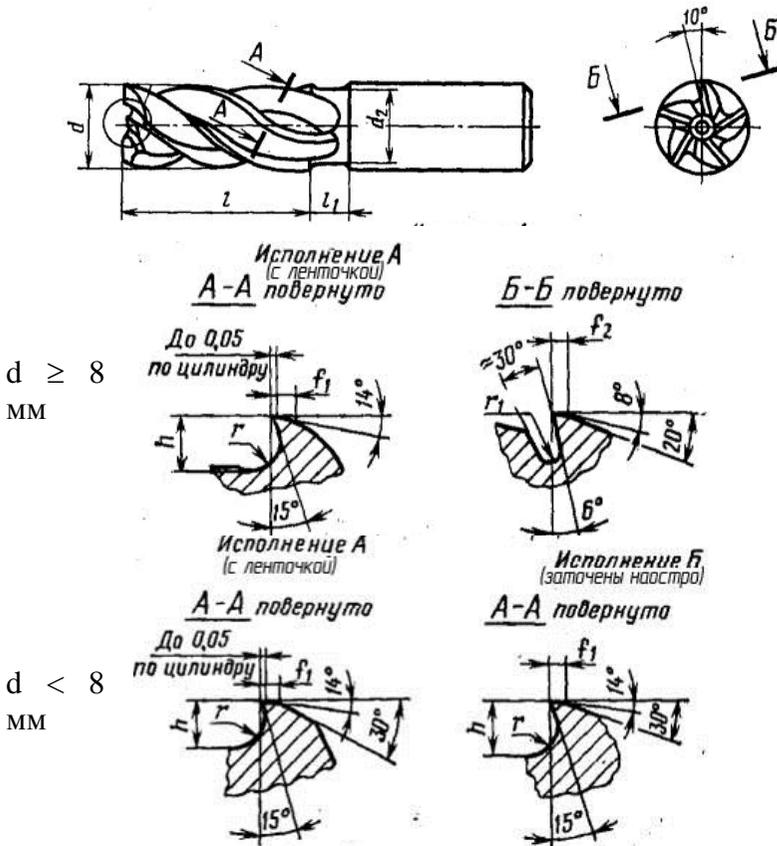


Рисунок 4 – Основные размеры и исполнение фрез по ГОСТ 17025-71

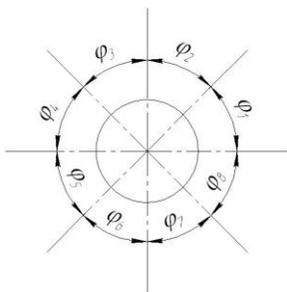


Рисунок 5 – Окружной шаг многозубой фрезы (ГОСТ 17025-71, ГОСТ 18371-71)

Таблица 2 – Значения окружного шага по ГОСТ 17025-71, ГОСТ 18371-71

Число зубьев	φ_1	φ_2	φ_3	φ_4	φ_5	φ_6
3	110°	123°	127°	–	–	–
4	90°	85°	90°	95°	–	–
5	68°	72°	76°	68°	76°	–
6	57°	63°	57°	63°	57°	63°

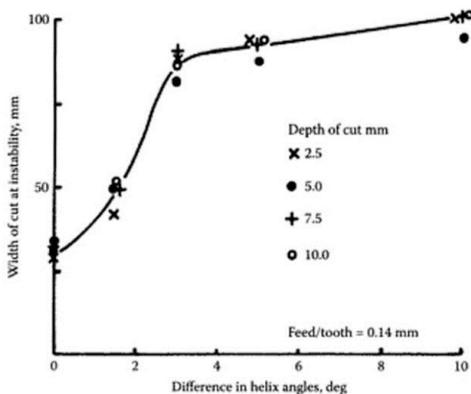


Рисунок 6 – Зависимость виброустойчивости цилиндрических фрез от различия в углах наклона режущих кромок у соседних зубьев [1]

Фрезы изготавливали двух типов:

- 1 – Фрезы с крупным зубом, $z = 4$ ($\omega_1 = 38^\circ 8'$ и $\omega_2 = 36^\circ 12'$), $d = 10 - 25$ мм.
- 2 – Фрезы с нормальным зубом, $z = 6$ ($\omega_1 = 38^\circ 8'$ и $\omega_2 = 34^\circ 54'$), $d = 10 - 25$ мм.

В поперечном сечении на $\frac{1}{2}$ длины рабочей части фрезы окружной шаг ф для всех зубьев одинаков.

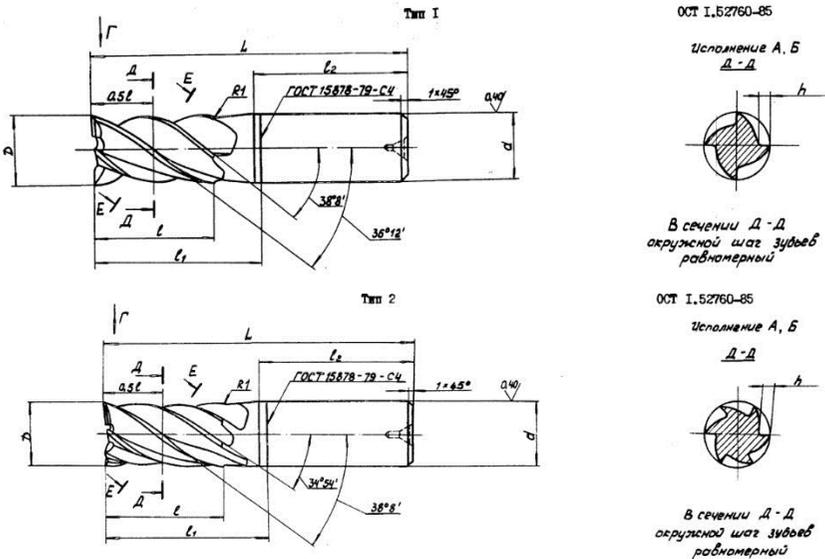
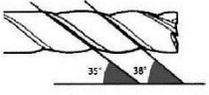
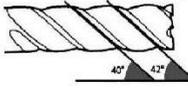
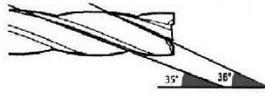
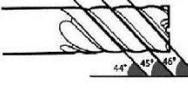
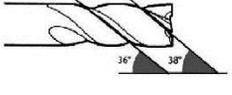
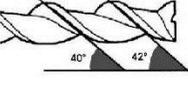
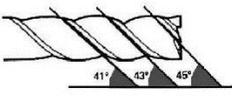
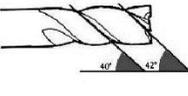


Рисунок 7 – Фрезы концевые с чередующимися разнонаклонными режущими зубьями (ОСТ 1.52760-85, ОСТ 1.52761-85)

Значительное улучшение в последнее десятилетие качества современных твердых сплавов с ультрамелкозернистыми карбидами и технологией их алмазно-абразивной обработки позволило производить цельные вышлифованные концевые фрезы из твердых сплавов. Применение в качестве инструментального материала твердых сплавов позволяет значительно увеличить скорости обработки (частоту вращения шпинделя). С точки зрения динамики резания увеличение частоты вращения фрезы существенно изменяет частоты воздействия вынуждающих сил, приводящих к изменению условий возбуждения колебательных процессов при обработке. Ряд современных зарубежных инструментальных фирм предлагают рынку широкий выбор концевых фрез из твердых сплавов, у которых основным достоинством рекламируется их высокая виброустойчивость в результате перехода от изготовления равнонаклонных винтовых зубьев к разнонаклонным.

Фирма GUNRING [5] (табл. 3) и ряд других зарубежных фирм (табл. 4) предлагают различное сочетание углов наклона зубьев концевых фрез ω от 35° до 45° с разницей в углах наклона у соседних зубьев $\Delta\omega = 2 - 4^\circ$.

Таблица 3 – Концевые фрезы с разнонаклонными стружечными канавками – ω и рекомендуемые области их применения. Фирма GUNRING [5]

<p>RF 100 U (Тип N)</p> 	<p>Спираль 35°/38°. Обработка канавок, черновая и чистовая обработка стали, высоколегированной и закаленной стали: - предел прочности на разрыв 1600 Н/мм² - твердость 48 HRC</p> <p>$\Delta\omega=3^{\circ}$</p>	<p>RF 100F (Тип NH)</p> 	<p>Спираль 40°/42°. Обработка канавок, черновая и чистовая обработка мягких и вязких сталей, а также прочих длинностружечных материалов: - предел прочности на разрыв 850 Н/мм²; - твердость 25 HRC.</p> <p>$\Delta\omega=2^{\circ}$</p>
<p>RF 100 Ti (Тип N)</p> 	<p>Спираль 35°/38° с угловым радиусом. Обработка канавок, черновая обработка титановых сплавов.</p> <p>$\Delta\omega=3^{\circ}$</p>	<p>RF 100 SF (Тип NH)</p> 	<p>Спираль 44°/45°/46°. Чистовая обработка HSC. Получерновая обработка с шириной до 0,3D и черновой обработки HRC по всей длине режущей кромки стандартной стали, чугуна, цветных металлов и высоколегированных материалов.</p> <p>$\Delta\omega=1-2^{\circ}$</p>
<p>RF 100 VA (Тип N)</p> 	<p>Спираль 36°/38°. Обработка канавок, черновая и чистовая обработка нержавеющих материалов.</p> <p>$\Delta\omega=2^{\circ}$</p>	<p>RF 100 A (Тип W)</p> 	<p>Спираль 40°/42°. Обработка канавок, черновая и чистовая обработка алюминия, алюминиевых сплавов, длинностружечных материалов и цветных металлов.</p> <p>$\Delta\omega=2^{\circ}$</p>
<p>RF 100U (Тип N) 3 лезвия</p> 	<p>Спираль 41°/43°/45°. Обработка канавок, черновая и чистовая обработка высоколегированных и закаленных сталей: - предел прочности на разрыв 1400 Н/мм² - твердость 44 HRC В 3 лезвийном исполнении для сверхбольших глубин резания. $\Delta\omega=2-4^{\circ}$</p>	<p>RF 100 H (Тип H)</p> 	<p>Спираль 40°/42° и увеличенной сердцевиной. Черновая обработка до 1xD в материалах твердостью до 54 HRC, для чистовой обработки по всей длине режущей кромки в материалах твердостью до 60 HRC. Пригодна для черновой обработки материалов твердостью более 60HRC.</p> <p>$\Delta\omega=2^{\circ}$</p>

Однако во всех рекламных материалах по применению предлагаемых конструкций фрез отсутствуют рекомендации о скоростном диапазоне их эффективного применения. При увеличении применения в промышленном производстве фрезерных станков со скоростным шпинделем, позволяющим получать числа оборотов значительно выше, чем на традиционных станках в широком диапазоне (более 2000 об/мин), эффективность предлагаемых конструкций фрез является не доказанной.

Основанием для такого утверждения являются результаты исследований природы возбуждения колебательного процесса при концевом фрезеровании

тонкостенных деталей, выполняемые в Запорожском национальном техническом университете. [6, 7] В этих работах показано, что с увеличением скорости вращения концевой цилиндрической фрезы существуют скоростные зоны, в которых наблюдаются различные механизмы возбуждения колебаний, (рис. 8).

При низких скоростях наблюдаются только вынужденные колебания детали. При дальнейшем увеличении скорости на вынужденные колебания могут накладываться регенеративные автоколебания. При финишном скоростном фрезеровании, когда назначают незначительные осевые и радиальные глубины фрезерования автоколебания вырождаются и наблюдаются только вынужденные колебания. Более того, при концевом фрезеровании могут появляться еще и свободные колебания детали во время холостого хода между резанием соседними зубьями фрезы. Такие различия в условиях возбуждения вибраций требует экспериментального подтверждения того, что именно разнонаклонность режущих зубьев позволяет эффективно бороться с различными видами вибраций в широком скоростном диапазоне. Другими словами, широко рекламируемые концевые фрезы с разнонаклонными стружечными канавками, изготовленные из современных твердых сплавов, позволяют вести обработку с увеличенными скоростями вращения шпинделя, при которых они могут выходить из скоростного диапазона возбуждения автоколебаний. В этих условиях любая несимметричность конструкции фрезы может значительно ухудшить ее вибростойкость.

Таблица 4 – Анализ современных каталогов изготовителей концевых фрез с разнонаклонными спиральными зубьями

№ п/п	Производитель фрез	Число зубьев, z	Угол наклона режущей кромки, α_1, α_2	Обрабатываемый материал	Примечания, $\Delta\omega$
1	ООО "Инстроника", Россия	4	35/38	Сталь, чугун, цветные сплавы	3
		3	33/35/37	Сталь, чугун, цветные, титановые, жаропрочные сплавы	2
		4	41/44	Нержавеющая сталь, цветные, титановые, жаропрочные сплавы	3
2	ООО "Техтрейд", Россия	4	35/38	Материалы выше 60 HRC	3
		3	34/36		2
3	Maykestag, Австрия	4	35/38	Труднообрабатываемые материалы, титановые сплавы выше 50 HRC	3
		4	39/42		3
4	MITSUBISHI, Япония	4	37/40	Сталь, чугун, цветные, титановые, жаропрочные сплавы	3
5	ARNO, Германия	4	35/38		3
		4	26/30	Сталь, чугун, цветные сплавы	4
		5	35/38		3
6	PARA Tooling, Европа	4	35/38	Сталь, чугун, цветные сплавы	3

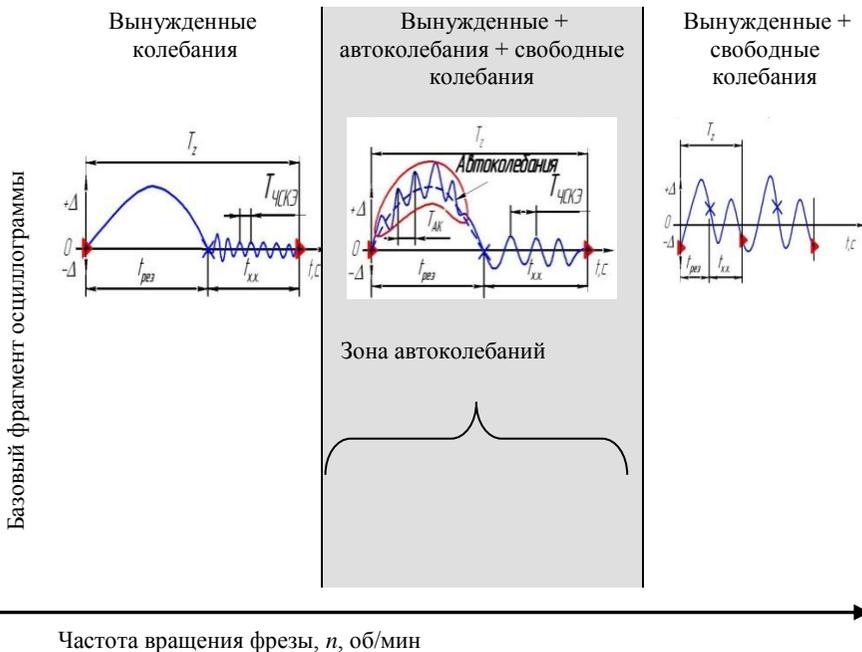


Рисунок 8 – Виды колебаний детали с тонкими стенками при концевом фрезеровании в широком диапазоне частот вращения фрезы

Анализ табл. 3 и 4 показывает, что рекомендации фирм изготовителей твердосплавных концевых фрез с разнонаклонными режущими зубьями, по областям их эффективного применения, не отражают особенностей черновой и чистовой обработки, а также различия в свойствах обрабатываемых материалов. Одну геометрию фрезы рекомендуют при обработке стали, чугуна, цветных сплавов, титановых и жаропрочных сплавов. Скоростные режимы, применяемые при обработке этих материалов в условиях чернового и чистового фрезерования, очень отличаются из-за различной скорости фрез. Поэтому в каждом рекомендуемом случае оптимальная скорость резания будет различной. Для концевой фрезы это означает, что ее частота вращения также будет различной.

Изменение частоты вращения и количества режущих зубьев непосредственно влияет на частоту приложения вынуждающих колебаний силы резания. Поэтому в зависимости от сочетания «зубцовый» частоты силового воздействия со стороны фрезы и собственных частот колебания обрабатываемой детали могут наблюдаться совершенно разные механизмы возбуждения вибраций. В одних случаях при появлении регенеративных автоколебаний, которые накладываются на вынужденные, конструкции фрез

с разнонаклонными зубьями могут быть очень эффективными для повышения виброустойчивости.

В других случаях, когда автоколебания проявляются недостаточно интенсивно или вообще вырождаются, применение фрез с разнонаклонными зубьями может быть не эффективным или способствовать возбуждению дополнительной неуравновешенности процесса фрезерования. Изучение этого вопроса является важным для разработки рекомендаций по эффективным условиям применения концевых фрез с разнонаклонными зубьями.

Выводы:

1. В статье выполнен анализ конструктивных и геометрических характеристик концевых фрез и влияние этих характеристик на виброустойчивость процесса фрезерования

2. Анализ рекламных проспектов зарубежных фирм-изготовителей режущего инструмента показал, что в рекламных проспектах зарубежных фирм, рекомендующих применение фрез с разнонаклонными зубьями, не указаны скоростные условия их эффективного использования.

3. Правильное назначение скоростного диапазона эксплуатации концевых фрез с разнонаклонными режущими зубьями является важным условием эффективного применения дорогостоящих твердосплавных концевых фрез и требует экспериментального подтверждения.

Список использованных источников: 1. *Winston A. Knight Fundamentals of Metal Machining and Maching Tools \ Winston A. Knight, Geoffrey Boothoyd. – Third Edition, 2005. – 608 p.* 2. *Крепак А.С.* Влияние угла наклона зубьев концевых фрез на их стойкость / А. С. Крепак // Станки и инструменты.– 1971.– №3.– С.39–42. 3. *Крепак А.С.* Исследование процесса резания жаропрочных сталей концевыми фрезами с разнонаклонными зубьями: автореф. дис. на соискание начн. степени канд. техн. наук: спец. 05.171 «Теория обработки резанием» / А. С. Крепак – Тула, 1972. – 23 с. 4. *Крепак А. С.* Высокопроизводительные концевые фрезы / А.С. Крепак. // Станки и инструменты.– 1968.– № 7.– 41с 5. Каталог фирмы Guehring – Режим доступа: www.guehring.kiev.ua 6. *Логоминов В.А.* Формирование шероховатости обработанной поверхности при концевом цилиндрическом фрезеровании тонкостенных элементов деталей: дис. ... канд. техн. наук.: 05.03.01: защищена 21.02.2013: утв. 25.04.2013 / Логоминов Виктор Алексеевич. – Запорожье, 2013. – 226 с. 7. Систематизация колебаний при концевом фрезеровании тонкостенных элементов деталей / С. И. Дядя, Е. Б. Козлова, Э. В. Кондратюк, В. А. Кришталь, А. Е. Зубарев / Вестник двигателестроения, №1, 2016. - С. 68-71.

Bibliography (transliterated): 1. *Winston A. Knight Fundamentals of Metal Machining and Maching Tools \ Winston A. Knight, Geoffrey Boothoyd. – Third Edition, 2005. – 608 p.* 2. *Krepak A. S.* Vliyanie ugla naklona zubev kontsevykh frez na ih stoykost / A. S. Krepak // Stanki i instrumentyi.– 1971.– №3.– P.39–42. 3. *Krepak A. S.* Issledovanie protsessa rezaniya zharoprochnykh staley kontsevyimi frezami s raznonaklonnyimi zubyami: avtoref. dis. na soiskanie nachn. stepeni kand. tehn. nauk: spets. 05.171 «Teoriya obrabotki rezaniem» / A. S. Krepak – Tula, 1972. – 23 p. 4. *Krepak A. S.* Vysokoproduktivnyie kontsevyie frezy / A. S. Krepak. // Stanki i instrumentyi.– 1968.– №7.– 41p. 5. Katalog firmy Guehring – Rezhym dostupa: www.guehring.kiev.ua 6. *Logominov V. A.* Formirovanie sherohovatosti obrabotannoy poverhnosti pri kontsevom tsilindricheskom frezerovanii tonkostennykh elementov detaley: dis. ... kand. tehn. nauk.: 05.03.01: zaschislena 21.02.2013: utv. 25.04.2013 / *Logominov Viktor Alekseevich.* – Zaporozhe, 2013. – 226 p. 7. Systematyzatsiya kolebaniy pry kontsevom frezerovanii tonkostennykh elementov detalei / S. Y. Diadia, E. B. Kozlova, Э. V. Kondratiuk, V. A. Kryshstal, A. E. Zubarev / Vestnyk dvyhatelestroeniya, №1, 2016. - P.68-71.

УДК 621.941

В.О. Залога, д-р техн. наук, Ю.В. Шаповал, Суми, Україна

АНАЛІЗ ДИНАМІЧНОГО СТАНУ ТЕХНОЛОГІЧНОЇ СИСТЕМИ В ЗАЛЕЖНОСТІ ВІД ПОЛОЖЕННЯ ДВИГУНА ПРИВОДУ ПОДАЧ

Одним із ефективних методів інтенсифікації процесів механічного оброблення є підвищення швидкості різання. Особливо це стосується чистових і напівчистових операцій, на яких збільшення глибин різання та подач супроводжується суттєвим погіршенням якості обробленої поверхні. На форму і рівень коливань при обробці впливає значна кількість факторів: точність виготовлення елементів оброблювальної системи, спосіб закріплення заготовки, жорсткості окремих елементів системи, їхнє розташування, внутрішні дефекти в них тощо. Метою даної роботи є визначення аналітичним методом власних форм і частот для моделі верстату 1700ВФ30 при двох варіантах встановлення двигуна приводу позадвожньої подачі, та експериментальна перевірка отриманих розрахунків.

Ключові слова: технологічна система, динамічний стан, двигун приводу подач

Одним из эффективных методов интенсификации процессов механической обработки является повышение скорости резания. Особенно это касается чистовых и получистовых операций, на которых увеличение глубин резания и подач сопровождается существенным ухудшением качества обработанной поверхности. На форму и уровень колебаний при обработке влияет значительное количество факторов: точность изготовления элементов обрабатываемой системы, способ закрепления заготовки, жесткости отдельных элементов, их расположение, внутренние дефекты в них и тому подобное. Целью данной работы является определение аналитическим методом собственных форм и частот для модели станка 1700ВФ30 при двух вариантах установки двигателя привода продольной подачи, и экспериментальная проверка полученных расчетов.

Ключевые слова: технологическая система, динамическое состояние, двигатель привода подач

One of the effective methods of intensification of machining is to increase the cutting speed. This is especially true of finishing operations, which increase the depth of cut and feed accompanied by a significant deterioration in the quality of surface finish. In form and level fluctuations affect the processing of a large number of factors: the precision manufacturing of system elements, fixing method blanks, stiffness of individual system elements, their location, internal defects in them more. The aim of this study is to determine their own forms of analytical method and frequency model 1700VF30 Machine installation at two variants of the engine over the longitudinal feed, and experimental verification of received payments.

Key words: technological system, dynamic status, feed drive motor

Вступ

Машинобудівні підприємства в сучасних умовах ринкових відносин змушені постійно прагнути до підвищення продуктивності технологічних процесів шляхом їхньої інтенсифікації. Разом з тим, використання методу інтенсифікації режимів різання за рахунок підвищення швидкості різання (наприклад, для процесів з обертальним головним рухом різання шляхом підвищення частоти обертання шпинделя) досить часто стримується, головним чином, втратою динамічної стабільності обробної технологічної

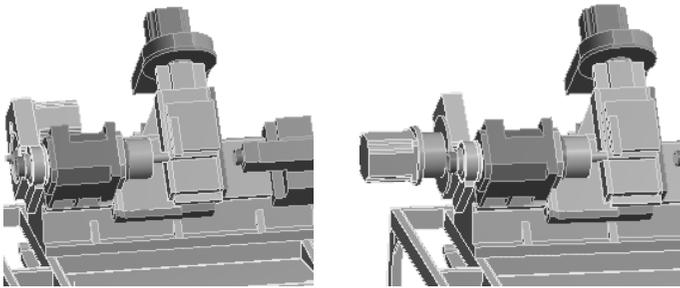
системи (ОТС) і, відповідно, погіршенням вихідних показників (якості обробленої поверхні, стійкості різальних інструментів, термін служби обладнання тощо) процесу оброблення за рахунок коливань неприпустимо великої амплітуди, що виникають при цьому. У деяких випадках ці коливання (як вимушені, так і автоколивання [1, 2]) можуть призводити і до аварійних ситуацій внаслідок поломки найменш міцних елементів ОТС. Особливо небезпечними і небажаними є резонансні коливання – явища, що характеризується різким зростанням амплітуди коливань, яке настає при збігу частоти власних коливань відповідного елемента ОТС, наприклад, з частотою обертання шпинделя, як збудника виникнення цих коливань. Відомо [3], що на форму і рівень коливань, які виникають у процесі високошвидкісного оброблення впливає значна кількість факторів: якість(точність) і спосіб закріплення заготовки, жорсткості окремих елементів ОТС, їхнє розташування, внутрішні дефекти в них тощо.

Аналіз мод коливань (експериментальним або аналітичним методами) є ефективним способом визначення динамічних характеристик тих чи інших конструкцій на основі результатів вимірювань і аналізу вимушених механічних коливань. Ці методи ефективні в широкій області інженерної діяльності та використовуються при дослідженні різного роду конструкцій.

У процесі експериментального аналізу сполучені з аналізатором датчик сили і акселерометр дозволяють проводити одночасні вимірювання збуджуючої динамічної сили і результуючих механічних коливань відповідних елементів досліджуваної конструкції. У результаті обробки даних, здійснюваної аналізатором, отримується інформація, необхідна для визначення динамічних характеристик досліджуваної конструкції. Ця інформація може бути використана для внесення змін у конструкцію верстата. Також цей метод може бути використаний для моніторингу конструкцій. У результаті експлуатації у верстаті можуть відбуватися втомні деформації, мікротріщини, які не призводять до змін геометричних розмірів верстата, але призводять до зміни динамічних характеристик конструкції. Аналіз цих змін дозволяє прогнозувати проведення регламентних робіт з технічного обслуговування, впроваджувати вдосконалення конструкцій при модернізації та ін.

Проте, не завжди є раціональним проведення експериментального модального аналізу, який може бути застосованим тільки вже для виготовленої конструкції. Разом з тим, вже на стадії проектування більшості систем важливо наперед знати (прогнозувати) динамічні властивості майбутнього виробу. За допомогою програмного пакету ANSYS методом скінчених елементів можливо провести модальний аналіз аналітичним способом, при цьому врахувати всі недоліки спроектованої системи.

Метою даної роботи є визначення аналітичним методом за допомогою програмного комплексу ANSYS власних форм і частот для моделі верстату 1700ВФ30 при двох варіантах встановлення двигуна приводу повздожньої подачі (рис. 1) та експериментальна перевірка отриманих розрахунків за допомогою реального верстата 1700ВФ30.



а)

б)

Рисунок 1 – Моделі верстату 1700ВФ30 з різним положенням двигуна приводу повздовжньої подачі

Основна мета дослідження – це виявлення тих частот обертання шпинделя, на яких з’являються резонансні явища для двох схем розташування двигуна приводу повздовжньої подачі: з положенням двигуна приводу з передачею крутного моменту через зубчасті колеса (рис. 1, а) та положенням двигуна приводу повздовжньої подачі з передачею крутного моменту безпосередньо на вісь через муфту (рис. 1, б).

Опис моделі і розрахунку верстату в програмному комплексі ANSYS

Основні вузли проектованого стану: станина, основа, передня бабка, задня бабка, каретка, супорт, двигун та редуктори. Проектування виконували за допомогою програми КОМПАС. Загальний вигляд моделі та структурна сітка верстату показані на рис. 2.

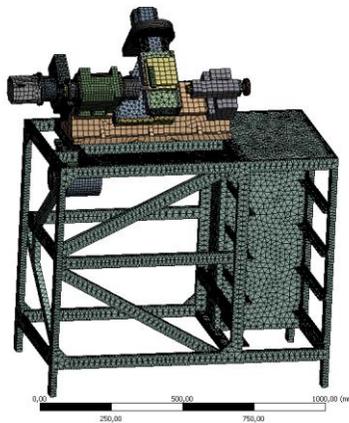


Рисунок 2 – Скінчено-елементна сітка випробуваного верстату

Дослідження частоти власних коливань проводилося за допомогою програми ANSYS методом скінченних елементів. Більш детальний опис 3D моделі верстату 1700ВФ30, перевірка її на адекватність та розроблені авторами методики дослідження викладено в роботі [4].

Результати експериментальних та теоретичних досліджень верстату та їх аналіз

В результаті дослідження стану, при сталому встановленні вузлів верстату під час постійного збільшення частоти обертання шпинделя були отримані амплітудно-частотні характеристики - залежність впливу частоти обертання на амплітуду коливання шпинделя (рис. 3).

З графіка видно, що максимальні значення амплітуд коливань шпинделя для верстату з положенням двигуна приводу повздовжньої подачі, як показано на рис. 1 (а), мають місце при частотах обертання шпинделя $n = 7800$ об/хв та $n = 8870$ об/хв.

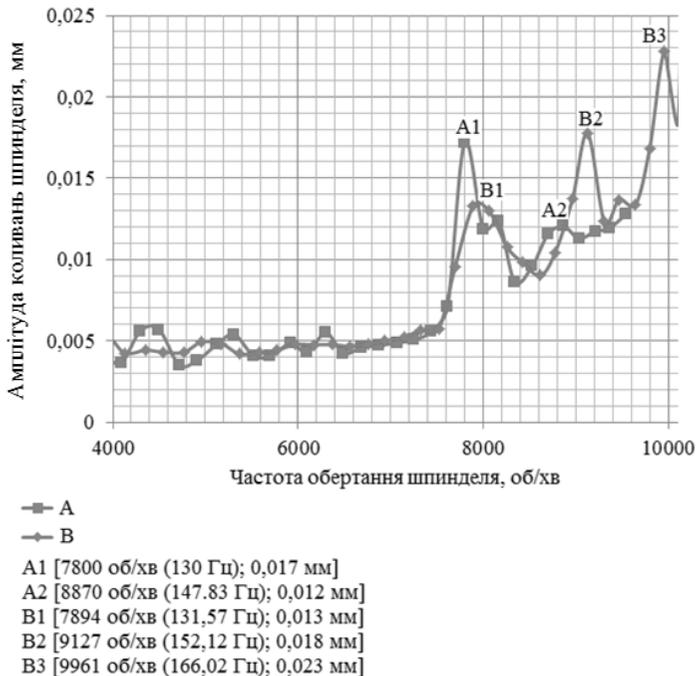


Рисунок 3 – Графік залежності впливу частоти обертання на амплітуду коливань шпинделя

Для верстату з положенням двигуна приводу повздовжньої подачі, як показано на рис. 1 (б), максимальні амплітуди коливань шпинделя спостерігаються при $n = 7894$ об/хв, $n = 9127$ об/хв та $n = 9961$ об/хв. Це пояснюється резонансом верстату, при таких частотах обертання шпинделя. Як можна помітити, власні частоти збільшуються для верстату з положенням двигуна для приводу повздовжньої подачі, як показано на рис. 1 (б). Найхарактерніший резонанс легко можна почути за характерним для нього шумовим ефектом при $n = 7800$ об/хв для верстату, зображеного на рис. 1 (а), і при $n = 9960$ об/хв. для верстату, зображеного на рис. 1 (б). Шуми та вібрації в цих випадках максимально виражені. Як видно з графіка, величина коливань шпинделя спадає при зміні частот обертання шпинделя за межами вказаних величин.

На рис. 4 наведені форми коливання шпинделя розраховані методом скінчених елементів за допомогою програмного пакету ANSYS, а у табл. 1 значення експериментальних і розрахованих резонансних частот коливання шпинделя. Видно, що похибка не перевищує 2,5%.

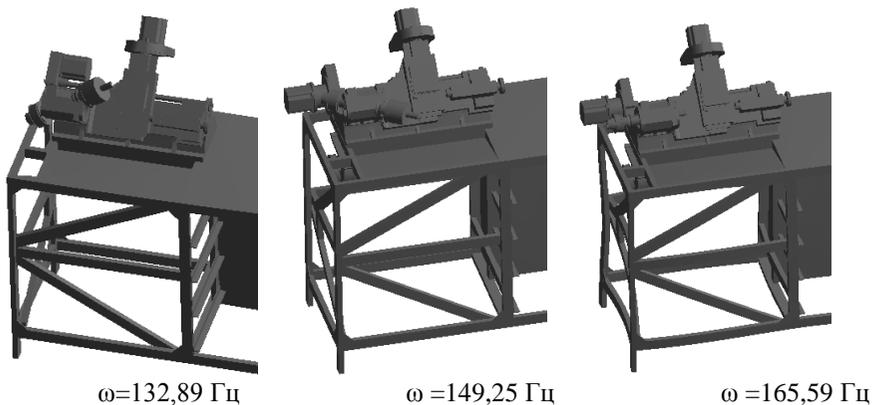


Рисунок 4 – Розраховані форми коливань при резонансі шпинделя

Таблиця 1 – Значення експериментальних і розрахованих резонансних частот коливання шпинделя

Форма коливань (з рис. 3)	Частота з експерименту, Гц	Частота з розрахунку, Гц	Похибка, %
A1	130,00	132,89	-2,22
A2	147,83	149,27	-0,97
B1	131,57	132,76	-0,90
B2	152,12	149,25	1,89
B3	166,02	165,59	0,26

При обертанні шпинделя зі швидкостями, близькими до резонансних $n = 7800$ об/хв і $n = 9000$ об/хв. спостерігаються радіальні коливання шпинделя у горизонтальній і вертикальній площинах відповідно. При резонансній частоті обертання шпинделя $n = 10000$ об/хв спостерігається осьове коливання шпинделя.

При резонансних частотах обертання шпинделя $n = 7800$ об/хв і $n = 9000$ об/хв. спостерігаються радіальні коливання шпинделя у горизонтальній і вертикальній площинах відповідно. При резонансній частоті обертання шпинделя $n = 10000$ об/хв спостерігається осьове коливання шпинделя.

Залежність впливу частоти обертання шпинделя на коливання станини показана на рис. 5. З графіка видно, що максимальні амплітуди коливань станини при мають місце при частотах обертання шпинделя $n = 4500$ об/хв, $n = 5700$ об/хв, $n = 7250$ об/хв та $n = 8530$ об/хв для верстату з положенням двигуна приводу повздовжньої подачі, як показано на рис. 1 (а).

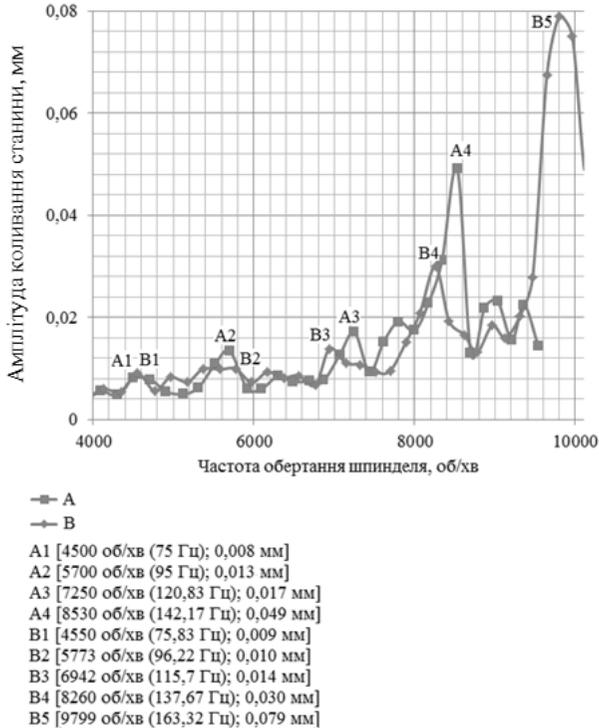


Рисунок 5 – Графік залежності впливу частоти обертання шпинделя на амплітуду коливань станини

Для верстату з положенням двигуна приводу повздовжньої подачі, як показано на рис. 1 (б) максимальні амплітуди коливань станини спостерігаються при $n = 4550$ об/хв, $n = 5773$ об/хв, $n = 6942$ об/хв, $n = 8260$ об/хв. та $n = 9799$ об/хв., що пояснюється резонансними явищами, які супроводжують процес оброблення, при таких частотах обертання шпинделя.

На рис. 6 показані розрахункові форми коливання станини в залежності від частот обертання шпинделя.

В табл. 2 наведені значення експериментальних і розрахованих резонансних частот для станини.

Похибка не перевищує 5%.

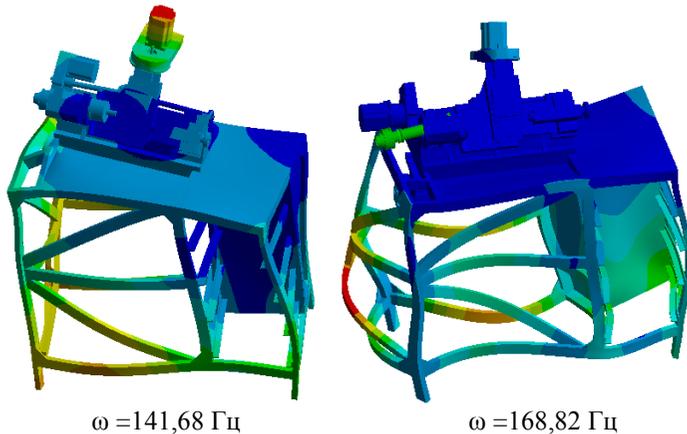


Рисунок 6 – Розраховані форми коливань при резонансі станини

Таблиця 2 – Значення експериментальних і розрахованих резонансних частот для станини

Форма коливань (з рис. 5)	Частота з експерименту, Гц	Частота з розрахунку, Гц	Похибка
A1	75,00	78,27	-4,36
A2	95,00	96,14	-1,2
A3	120,83	121,26	-0,36
A4	142,17	141,68	-0,34
B1	75,83	76,88	-1,38
B2	96,22	95,82	0,42
B3	115,7	120,65	-4,28
B4	137,67	139,38	-1,24
B5	163,32	168,82	-3,37

Висновки

Зміна положення основних вузлів верстата (на прикладі двигуна приводу подач поздовжньої осі) суттєво впливає на зміну амплітудно-частотної характеристики всього верстата в цілому. При цьому встановлено, що змінюються не тільки зміна значень амплітуд, а й їх положення на осі частот. Особливо помітні ці зміни при частотах обертання шпинделя вище 6 000 об/хв., тобто більші за 100Гц. Тому, при проектуванні обладнання для обробки деталей з частотами обертання понад 6 000 об/хв слід ретельніше, тобто з обов'язковим аналізом динамічного стану обробної технологічної системи в залежності від компоновки верстата та його кінематики, а також а положення основних вузлів (мас) відносно зони обробки.

Список використаних джерел: 1. *Кудинов, В. А.* Динамика станков [Текст] / В. А. Кудинов. – М.: Машиностроение, 1967. – 367 с. 2. *Жарков, И.Г.* Вибрации при обработке лезвийным инструментом [Текст] / И. Г. Жарков. – Л.: Машиностроение, 1986. – 184 с. 3. *Мазур, М. П.* Основы теории резания материалов [Текст]: підручник / М.П. Мазур, Ю.М. Внуков, В.Л. Доброскок, В.О. Залого, Ю.К. Новоселов, Ф.Я. Якубов; під заг. ред. М.П. Мазура. – 2-е вид. перероб. і доп. – Львів: Новий Світ-2000, 2011. – 422 с. 4. *Залого В. О.* Скінчено-елементний аналіз динамічного стану металообробної технологічної системи / В.О. Залого, Ю.В. Шаповал, К.А. Дрофа // Технологический аудит и резервы производства. – 2016. – №3. – С. 33-39.

Bibliography (transliterated): 1. *Kudinov, V. A.* Dinamika stankov [Tekst] / V. A. Kudinov. — M.: Mashinostroenie, 1967. — 367 s. 2. *Zharkov, I. G.* Vibracii pri obrabotke lezviynym instrumentom [Tekst] / I. G. Zharkov. — L.: Mashinostroenie, 1986. — 184 s. 3. *Mazur, M. P.* Osnovi teorii rizannja materialiv [Tekst]: pidruchnik / M. P. Mazur, Ju. M. Vnukov, V. L. Dobroskok, V. O. Zaloga, Ju. K. Novoselov, F. Ja. Jakubov; pid zag. red. M. P. Mazura. — 2-e vid. pererob. i dop. — L'viv: Novij Svit-2000, 2011. — 422 s. 4. *Zaloga V. O.* Skincheno-elementnij analiz dinamichnogo stanu metaloobrobnoj tehnologichnoj sistemi / V. O. Zaloga, Ju. V. Shapoval, K. A. Drofa. // Tehnologicheskij audit i rezervy proizvodstva. — 2016. — №3. — S. 33–39.

УДК 621.923

Л.П. Калафатова, д-р техн. наук, Красноармейск,
Д.В. Поколенко, канд. техн. наук, Константиновка, Украина

МЕХАНИЗМ ФОРМИРОВАНИЯ ТРЕЩИНОВАТОГО СЛОЯ ПРИ ШЛИФОВАНИИ СИТАЛЛОВ

Запропоновано підхід до розробки математичної моделі формування дефектного шару в процесі алмазного шліфування деталей із ситалів. При експериментальному моделюванні контакту незбалансованого алмазного шліфувального круга з оброблюваною поверхнею встановлено, що з підвищенням динамічної дії на неї підвищується інтенсивність дефектоутворення, що негативно вплине на міцність виробів із ситалів.

Ключові слова: математична модель, дефектний шар, алмазне шліфування, ситалл

Предложен подход к разработке математической модели формирования дефектного слоя в процессе алмазного шлифования деталей из ситалла. При экспериментальном моделировании контакта несбалансированного алмазного шлифовального круга с обрабатываемой поверхностью установлено, что с увеличением динамического воздействия на нее возрастает интенсивность дефектообразования, что отрицательно скажется на прочностных свойствах изделий из ситаллов.

Ключевые слова: математическая модель, дефектный слой, алмазное шлифование, ситалл

An approach to the development of a mathematical model of the formation of the defect layer in the process of diamond grinding of glass-ceramic pieces. Experimental modeling of unbalanced diamond wheel contact with the treated surface showed that the intensity of defects increases with increasing of the dynamic effects. This will affect the strength of ceramics products.

Keywords: mathematical model, defect layer, diamond grinding, glass-ceramic

Введение

Перед современным машиностроением ставится ряд многообразных задач, одна из которых – надежное обеспечение технических характеристик изделий, работающих в широком диапазоне температур, при сложном сочетании переменных силовых и тепловых воздействий, в агрессивных рабочих средах. Часто условия эксплуатации изделий таковы, что для их изготовления невозможно или нерационально использовать металлы. В таких случаях задача решается за счет разработки и внедрения неметаллических материалов, к которым относятся различные виды технической керамики, в том числе и ситаллы. Ситаллы обладают комплексом требуемых прочностных и эксплуатационных характеристик, среди которых следует отметить высокую твердость, высокую сопротивляемость сжатию при низкой удельной плотности, термостойкость, устойчивость к силовой напряженности и внешнему гидростатическому давлению. Причем названные положительные свойства в значительной степени определяются шероховатостью обработанной поверхности и сведением к минимуму дефектов поверхностного слоя, вызванного механической обработкой –

алмазным шлифованием, которое является практически единственным вариантом формообразования изделий из ситаллов [1, 2]. Проведенными исследованиями [3-5] было установлено, что для обеспечения необходимых показателей по точности и качеству обработки необходимо учитывать динамику процесса шлифования, для чего необходимо иметь точные данные о состоянии элементов системы СПИД и их влиянии на виброустойчивость системы при обработке конкретных изделий.

На структуру поверхностного слоя деталей вместе с пористостью и размерами кристаллов самого обрабатываемого материала влияют также технологические условия обработки, в том числе динамический и температурный режимы процесса резания. Наличие дефектного или трещиноватого слоя характерно для всех видов абразивной обработки ХНМ (шлифования свободным абразивом, абразивными и алмазными кругами, механического полирования) [4]. Глубина дефектного слоя зависит от интенсивности процессов диспергирования, уменьшаясь от черновых к чистовым операциям обработки. При этом сформированный дефектный слой кардинальным образом влияет на эксплуатационные свойства изделий из хрупких материалов и, прежде всего, на их прочность [5]. Несовременства ТП обработки, сопровождающиеся появлением вибраций в системе резания в сочетании с повышенным динамическим силовым воздействием на обрабатываемую поверхность (особенно на операциях чернового шлифования), приводят к появлению развитого приповерхностного дефектного слоя [2]. Глубина его проникновения может достигать более 300 мкм, что отрицательно сказывается на трудоемкости последующих доводочных операций, а в случае неполного удаления дефектов, может сопровождаться разрушением изделий при эксплуатации.

Для обеспечения эксплуатационных характеристик изделий необходимо иметь четкое представление о влиянии входных параметров ТП обработки изделий из ситаллов, в том числе динамического фактора, на показатели дефектности, прежде всего, на глубину и структуру нарушенного обработкой слоя, что предполагает необходимость изучения механизмов формирования и развития трещиноватого слоя.

Целью настоящей работы является проведение комплекса исследований по изучению механизмов формирования трещиноватого, вызванного механической обработкой, поверхностного слоя и возможностей управлять его развитием.

Основное содержание работы

При алмазном шлифовании, при котором удаление обрабатываемого материала происходит при перемещении вдавленных зерен относительно поверхности образца, можно предположить, что формирование дефектного слоя ситалла будет определяться процессом ветвления (бифуркацией) трещин [6]. Для определения влияния условий шлифования (прежде всего, уровня

динамических нагрузок) на развитие трещиноватого слоя был проведен эксперимент, схема которого представлена на рис. 1.

Два тестовых образца ситалла размерами $100 \times 50 \times 20$ мм склеивались предварительно отполированными поверхностями (см. рис. 1) и подвергались однократному шлифованию вдоль линии склеивания с режимом: глубина резания $t = 0,4$ мм, подача $s_{np} = 6$ м/мин, скорость резания $v_k = 23,5$ м/с ($n_k = 2250$ об/мин). При этом рассматривались два варианта обработки – шлифование кругами в сбалансированном и несбалансированном состояниях. Явление дисбаланса обеспечивалось за счет смещения грузика (цилиндра с внутренним отверстием) нормированной массы m , закрепленного на торцевой поверхности шлифовального круга, на расстоянии R_{zp} относительно оси последнего (см. рис. 1). Наличие дисбаланса сопровождается появлением центробежной силы, определяемой зависимостью $F_{ц} = m\omega^2 R_{zp}$, где ω - угловая скорость вращения круга.

Величина силы $F_{ц}$ регулируется за счет изменения массы грузика m при вариации его размеров. Дисбаланс круга определялся следующими значениями центробежной силы: $F_{ц} = 0; 10; 25; 50$ Н.

Для взаимной фиксации образцов использовался специальный клей на основе полиакриловой кислоты, не вносящий изменений в структуру обрабатываемого материала. После шлифования образцы разделялись, очищались от остатков клея с помощью горячей воды, затем, используя метод люминесцентной дефектоскопии [7], исследовалась картина распространения трещин, вызванных обработкой, в наиболее характерных с точки зрения картины дефектности точках (не менее пяти), находящихся на поверхности каждого из образцов.

Рассматривалось распространение трещин в плоскости склеивания, начиная от наружной, обработанной поверхности образца, и до уровня залегания, на котором уже отсутствуют трещины, вызванные обработкой. Картины дефектности в одних и тех же точках были получены для склеиваемых поверхностей образцов после их разъединения, а затем для тех же точек после травления поверхности образцов в направлении, перпендикулярном плоскости склеивания 3 (см. рис. 1), на глубину, соответственно, 100 мкм и 150 мкм. Предложенная методика [6] позволяет в значительной степени избежать влияния на результаты эксперимента такого явления как «краевой эффект» [8], искажающего картину дефектности, а также качественно установить влияние условий шлифования на развитие трещиноватого слоя.

В процессе испытаний измерялась нормальная составляющая силы резания P_y , максимально влияющая на развитие дефектного слоя, а также с помощью вибрметра 795М-107В измерялись собственные частоты колебаний элементов технологической системы шлифования (шпиндельного узла станка, стола станка, динамометрического столика, алмазного круга),

а также их динамические характеристики, вызванные вибрациями в системе (виброперемещения s , мкм – соответствуют амплитуде колебаний A ; виброскорости v , мм/с и виброускорения a , м/с²) на холостом ходу и во время шлифования в рассматриваемых условиях (при наличии или отсутствии дисбаланса круга). Динамические характеристики элементов технологической системы оценивались по данным виброграмм соответствующих показателей. Запись виброграмм осуществлялась в диапазоне частот $F_0 = 10 \dots 800$ Гц с интервалом 1,0 Гц. Для вывода данных с виброметра на компьютер и их последующего анализа применялась программа-приложение к прибору «КонСпект». Программа позволяет загрузить данные из прибора, открыть окно анализа спектра, печать данных, экспорт данных в MS Excel, экспорт графиков в Mathcad, провести анализ полученных данных и их сравнение в числовом и графическом режимах. Использование сертифицированного измерительного прибора позволяет получить достоверную информацию о вибрациях, возникающих в технологической системе во время обработки (погрешность измерения не более 5 %), и проанализировать уровень вибраций для различных условий обработки.

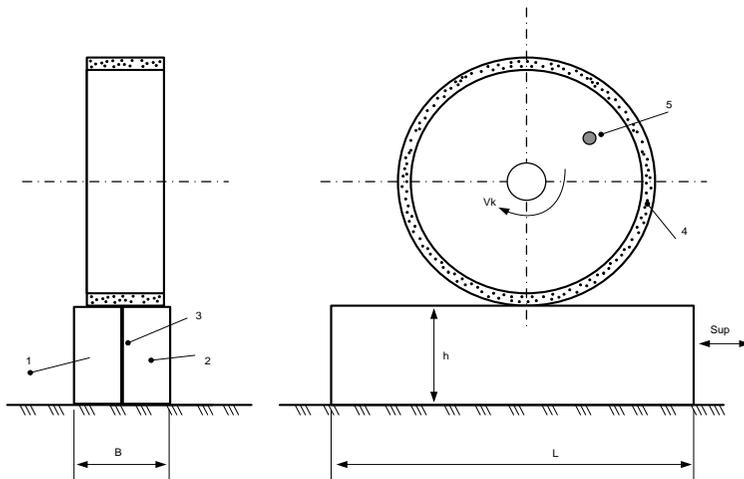


Рисунок 1 – Схема шлифования образцов ситалла AC-418 на плоско-шлифовальном станке модели 3672:

- 1, 2 - обрабатываемые образцы; 3 - место склеивания образцов;
- 4 - шлифовальный круг 1A1 250x76x20x3 AC6 315/250 – 4 – M2-01;
- 5 - признак дисбаланса круга (наличие грузика)

С точки зрения интенсивности дефектообразования наиболее важны данные о динамических характеристиках шлифовального круга, измеренных в радиальном направлении при шлифовании с разным уровнем его неуравновешенности. Собственная частота алмазного круга соответствовала $33 \pm 0,5$ Гц. Результаты измерений представлены в табл.

Таблица – Данные о динамических характеристиках шлифовального круга и вносимой в обрабатываемый материал энергии для условий шлифования при разном уровне дисбаланса круга

Уровень дисбаланса Гц, Н	Нормальная составляющая силы резания P_y , Н	Динамические характеристики шлифовального круга при обработке:			Условные напряжения, вносимые при резании σ_{max}
		вибро-перемещения $s=A$, мкм	вибро-скорости v , мм/с	вибро-ускорения a , м/с ²	
0	165,5	1,31	0,28	0,08	39,7 C_I
10	160,3	4,18	0,89	0,19	61,8 C_I
25	110,6	4,44	0,95	0,20	48,7 C_I
50	148,2	3,31	0,84	0,18	53,3 C_I

Как следует из представленных данных (см. табл.), шлифование несбалансированным кругом сопровождается возрастанием его динамических характеристик: возрастанием амплитуды колебаний от 2,5 до 3,4 раз; возрастанием виброскоростей, в среднем, в 3,2 и виброускорений в 2,5 раза по сравнению со шлифованием в условиях отсутствия дисбаланса. Это свидетельствует о существенном дополнительном внесении кинетической энергии в обрабатываемую поверхность образцов за счет эффекта динамических (ударных) воздействий на нее неуравновешенным кругом, что способствует облегчению процесса диспергирования материала образца, о чем свидетельствует определенное снижение уровня нормальной составляющей силы резания P_y при увеличении дисбаланса круга (см. табл.).

Установлено [9-11], что вибрационное воздействие инструмента на формируемую поверхность при резании хрупких неметаллических материалов, с одной стороны, повышает производительность процесса диспергирования материала (за счет внесения дополнительной энергии), с другой стороны – это приводит к развитию трещиноватого дефектного слоя, ухудшению качества поверхности и, как следствие, снижению уровня таких эксплуатационных характеристик изделий как прочность, радиопрозрачность, аэродинамические качества.

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

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

где n – число зерен абразива, приходящихся на единицу площади торца инструмента; η – постоянная, зависящая от свойств абразива и материала детали.

За счет подбора параметров режущей части инструмента, режима обработки, а также параметров дополнительных колебательных движений возможно управлять интенсивностью разрушения ХНМ при шлифовании и уровнем производительности. С другой стороны, эти материалы склонны к хрупкому разрушению, и вибрации, сопутствующие шлифованию, приводят к образованию дефектного поверхностного слоя, затрудняющего получение требуемого качества изделия.

Используя зависимость (1) для определения максимальной величины напряжения σ_{\max} , вносимого в обрабатываемый материал и приводящего к его разрушению при резании, а также условно приняв значения остальных параметров, входящих в формулу для сравниваемых условий ($F_{ip}=0$ Н; $F_{ii}=10$ Н; $F_{ii}=25$ Н, $F_{ii}=50$ Н), приблизительно одинаковыми, можем считать, что

$$\sigma_{\max} \approx C \cdot A^{0,45} F^{0,7}, \quad (2)$$

где C – постоянная, зависящая от свойств и характеристики абразива, а также материала детали; A – амплитуда колебаний алмазного круга, соответствующая величине его виброперемещений s ; F – сила прижима зерен круга к обрабатываемой поверхности, условно можно считать, что $F = P_y$.

Тогда формула (2) примет вид

$$\sigma_{\max} \approx C_1 \cdot A^{0,45} P_y^{0,7}, \quad (3)$$

где C_1 – уточненное значение коэффициента C , исходя из допущения равенства $F = P_y$.

В табл. приведены значения σ_{\max} , выраженные в долях коэффициента C_1 , для рассматриваемых условий шлифования при вариации уровня дисбаланса круга в указанном диапазоне. Анализ полученных результатов свидетельствует о следующем. Нарастание динамической неуравновешенности круга в сочетании с еще достаточно высоким уровнем нормальной составляющей силы резания ($F_{ii} = 10$ Н) вначале сопровождается

увеличением (в 1,5 раза) напряжения, вносимого в обрабатываемый материал при резании, затем при дальнейшем увеличении динамической неуравновешенности в системе и биения круга происходит разрушение ОМ в поверхностном слое, снижение величины P_y и падение уровня энергии σ_{\max} , необходимой для разрушения материала припуска. Тем не менее, величина σ_{\max} остается большей, по сравнению с вариантом использования сбалансированного круга.

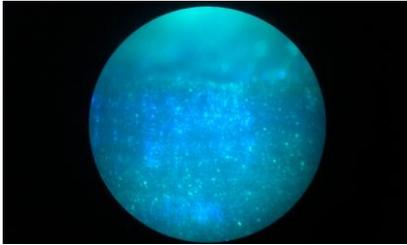
Однако, учитывая склонность ситаллов к хрупкому разрушению, вибрации, сопутствующие шлифованию, например, как в рассматриваемом возникающие из-за дисбаланса круга, приводят к образованию и интенсивному развитию дефектного слоя, что отрицательно скажется на эксплуатационных свойствах изделий или общей трудоемкости их обработки в случае полного удаления этого слоя. Высказанные выше положения подтверждаются результатами оценки структуры дефектного слоя образцов, обработанных в условиях разного уровня дисбаланса шлифовального круга на разных уровнях травления h_{mp} .

Так на глубине травления $h_{mp} = 100$ мкм при обработке ситалла сбалансированным кругом видна сетка мелких дефектов-трещин, проходящих параллельно обработанной поверхности, начиная от уровня по глубине 0,35 мм. Обработка несбалансированным кругом, сопровождающаяся полутора кратным увеличением напряженного состояния зоны резания (по величине σ_{\max}), приводит к развитию достаточно мощной сетки трещин, достигающих максимума размеров и плотности на глубине от обработанной поверхности 0,2 мм и далее. При этом в более глубоких слоях образца обнаруживается система крупных дефектов, до трех раз превышающих размеры дефектов, развившихся после обработки кругом без биения.

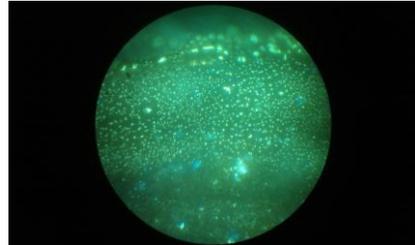
Аналогичная картина наблюдается также и при травлении обработанных образцов в направлении, перпендикулярном плоскости их склеивания, на глубину $h_{mp} = 150$ мкм (рис. 2, а, б). Шлифование в условиях отсутствия дисбаланса круга приводит к формированию системы мелких трещин, берущих начало с поверхности образца и распространяющихся на глубину 0,1 – 0,15 мм. Для образцов, шлифованных несбалансированным кругом, система трещин распространяется на глубину до 0,5 мм (на рис. 2, б видны две зоны сосредоточения дефектов разных плотностей и размеров, проходящих параллельно обработанной поверхности образца). Причем массивные дефекты располагаются на глубине 0,4 – 0,5 мм, что отрицательно скажется на прочностных характеристиках образца.

Анализ картины дефектов в образцах ситалла, обработанных в условиях различного уровня биения шлифовального круга, позволяет заключить, что с ростом динамического воздействия при шлифовании возрастает число ответвлений от основных трещин и, как следствие, интенсивность

дефектообразования на разных глубинах нарушенного обработкой поверхностного слоя ситалла. Периодическое изменение плотности дефектов по глубине обработанного образца связано с ветвлением трещин (дефектов обработки), возникающих в его объеме при определенных условиях нагружения, и последующим периодическим выходом ветвящихся трещин на уровень стравливаемой поверхности, то есть, их бифуркацией.



а - $F_t = 0$ Н



б - $F_t = 10$ Н

Рисунок 2 – Картины дефектности образцов ситалла, шлифованных в условиях разного уровня дисбаланса круга на уровне травления $h_{mp} = 150$ мкм (увеличение $\times 100$)

При шлифовании ситаллов под воздействием силы резания и динамических нагрузок ветвление трещин можно связывать с достижением скорости распространения фронта трещины v_f критического уровня [11]

$$v_f = 0,38 \cdot C_t \cdot \sqrt{2 \cdot (1 + \nu)} \cdot \left(1 - (l_c/l)^2\right)^{1/2}, \quad (4)$$

где C_t – скорость волны сдвига, при движении трещины; ν – коэффициент Пуассона (для ситалла АС-418 $\nu = 0,25$); l – полудлина трещины; l_c – критическая полудлина трещины, которая определяется из условия ее предельного равновесия.

Для трещин нормального отрыва в однородных изотропных материалах скорость их распространения ограничена отношением $v_f/C_t < 0,9$ при угле между ветвями трещин порядка 15° . Трещина раздваивается в случае, когда ее размер вдвое превышает размер l_c . В этот момент интенсивность выделения энергии G вдвое выше сопротивления росту трещины R и освобождаемой энергии достаточно для роста обеих трещин. Если $G = 3R$, то одновременно могут развиваться три трещины и т.д. Ветвящаяся трещина движется медленнее, чем одиночная при скорости $v_{f_{\min}} = 0,19 \cdot C_t \cdot \sqrt{2 \cdot (1 + \nu)}$.

Если в какой-либо момент времени освобождаемой энергии для поддержания распространения двух трещин не достаточно, но достаточно для роста одной из них, то одна из ветвей продолжает расти, а другая останавливается. Второе ответвление остается позади фронта основной трещины, где напряжения уменьшаются, и дальнейший рост этого ответвления маловероятен. Ветвление по энергетическим критериям может начаться в диапазоне $l_c \leq l \leq 2l_c$, однако стабильное распространение обеих трещин происходит, если $1,5l_c \leq l \leq 2l_c$. Наличие вибрационных процессов в технологической системе шлифования интенсифицирует процесс распространения трещин, приводя к увеличению глубины проникновения нарушенного обработкой слоя.

Заключение

Моделирование процесса развития дефектного слоя при шлифовании образцов ситалла при разном уровне динамических воздействий на формируемую поверхность позволило установить, что развитие дефектов обусловлено процессом ветвления (бифуркацией) трещин, интенсивность которого связана с уровнем максимальной величины напряжения σ_{\max} , возникающего в ОМ, и приводящего к его разрушению при резании. Напряженное состояние в зоне резания определяется интенсивностью вибраций (например, вызванных дисбалансом круга) и величиной нормальной составляющей силы резания. С увеличением динамического воздействия возрастает как глубина распространения дефектного слоя, так и интенсивность дефектообразования на большей глубине, что отрицательно скажется на прочностных свойствах изделий из ситаллов.

Список использованных источников: 1. Гусев В.В. Обеспечение эксплуатационных характеристик изделий из конструкционной керамики на стадии их производства / В.В. Гусев, Л.П. Калафатова // Сучасні технології у машинобудуванні. / [заг. ред. А.І. Грабченко] – Харків: НТУ «ХПІ», Т2. - 2006. – С. 334-346. 2. Калафатова Л.П. Особливості механічної обробки виробів із крихких неметалевих матеріалів / Л.П. Калафатова // Процеси механічної обробки в машинобудуванні. Зб. наук. праць. – Житомир: ЖДТУ, 2007. – Вип. 5: к 2-х ч. – Ч. 1. – С. 72-87. 3. Гусев В.В. Влияние динамических воздействий на формирование структуры дефектного слоя при шлифовании ситалла / В.В. Гусев, Л.П. Калафатова, Д.В. Поколенко // Резание и инструмент в технологических системах. - 2008. – Вип. 74. – С. 84-91. 4. Гусев В.В. Обеспечение эксплуатационных характеристик изделий из конструкционной керамики на стадии их производства / В.В. Гусев, Л.П. Калафатова // Сучасні технології у машинобудуванні. / [заг. ред. А.І. Грабченко] – Харків: НТУ «ХПІ», Т2. - 2006. – С. 334-346. 5. Калафатова Л.П. Повышение прочности изделий из ситаллов за счет снижения уровня дефектности их поверхностного слоя при алмазном шлифовании / Л.П. Калафатова, Д.В. Поколенко // Упрочняющие технологии и покрытия: М.: Машгиз. – 2013. - № 5. – С. 3-5. 6. David S. A Method for the Evaluation of Subsurface Damage / S. David, Anderson and Michael E. Frogner // Spectra-Physics, Inc., Mountain View. – 2006. – P. 205-214. 7. Kalafatova L. Diagnostics of qualitative performances of products from engineering cetalls / L. Kalafatova // Archives of Mechanical Technology and Automatization. - Poznan: Poznan University of Technology. - 1997. - Vol. 17, № 2. - P. 107-116. 8. Tonshoff K. Mechanical and Thermal Effects in Grinding of Advanced Ceramics / K. Tonshoff, T. Friemuth, D. Hessel, T. Lierse //

Int. J. Japan Soc. Prec. Eng.- 1999. Vol 33, N. 1. P. 32-36. **9. Глебов В.В.** Управление колебательным поведением инструмента при шлифовании хрупких неметаллических материалов / В.В. Глебов, Д.А. Игнат'ев, М.Е. Егоров // Труды нижегородского технического университета им. Р.Е. Алексеева. – 2010 - №4(83). – С. 85-92. **10. Игнат'ев Д.А.** Повышение эффективности процесса торцового шлифования за счет использования СОТС в качестве элемента виброгасящей системы (на примере пластин из хрупких неметаллических материалов): автореф. дис.канд. техн. наук: 0505301 / Игнат'ев Дмитрий Анатольевич; Нижне Новгородск. гос. техн. ун-т. – Н.Н., 2006. – 20 с. **11. Zhichao Li** Modeling, analysis, and experimental investigations of grinding processes: An abstract of a dissertation Doctor of Philosophy / *Li Zhichao*; Kansas State University. – Kansas, 2006. – 119 p. **12. Селиванов В.В.** Прикладная механика сплошных сред: учебник [для вузов] / В.В. Селиванов. – М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 1999. Т.2. - Механика разрушения деформируемого тела. – 1999. – 420 с.

Bibliography (transliterated): **1. Gusev V.V.** Obespechenie jekspluacionnyh harakteristik izdelij iz konstrukcionnoj keramiki na stadii ih proizvodstva / V.V. Gusev, L.P. Kalafatova // Suchasni tehnologii u mashinobuduvanni. / [zag. red. A.I. Grabchenko] – Harkiv: NTU «HPI», T2. - 2006. – S. 334-346. **2. Kalafatova L.P.** Osoblivosti mehanichnoi obrobki virobiv iz krihkih nemetalevih materialiv / L.P. Kalafatova // Procesi mehanichnoi obrobki v mashinobuduvanni. Zb. nauk. prac'. – Zhitomir: ZhDTU, 2007. – Vip.. 5: k 2-h ch. – Ch. 1. – S. 72-87. **3. Gusev V.V.** Vlijanie dinamicheskikh vozdeystvij na formirovanie struktury defektnogo sloja pri shlifovanija sitalla / V.V. Gusev, L.P. Kalafatova, D.V. Pokolenko // Rezanie i instrument v tehnologicheskikh sistemah. - 2008. – Vyp. 74. – S. 84-91. **4. Gusev V.V.** Obespechenie jekspluacionnyh harakteristik izdelij iz konstrukcionnoj keramiki na stadii ih proizvodstva / V.V. Gusev, L.P. Kalafatova // Suchasni tehnologii u mashinobuduvanni. / [zag. red. A.I. Grabchenko] – Harkiv: NTU «HPI», T2. - 2006. – S. 334-346. **5. Kalafatova L.P.** Povyshenie prochnosti izdelij iz sitallov za schet snizhenija urovnja defektnosti ih poverhnostnogo sloja pri almaznom shlifovanii / L.P. Kalafatova, D.V. Pokolenko // Uprochnjajushhie tehnologii i pokrytija: M.: Mashgiz. – 2013. - № 5. – S. 3-5. **6. David S.** A Method for the Evaluation of Subsurface Damage / S. David, Anderson and Michael E. Frogner // Spectra-Physics, Inc., Mountain View. – 2006. – P. 205-214. **7. Kalafatova L.** Diagnostics of qualitative performances of products from engineering cetalls / L. Kalafatova // Archives of Mechanical Technology and Automatization. - Poznan: Poznan University of Technology. - 1997. - Vol. 17, № 2. - R. 107-116. **8. Tonshoff K.** Mechanical and Thermal Effects in Grinding of Advanced Ceramics / K. Tonshoff, T. Friemuth, D. Hessel, T. Lierse // Int. J. Japan Soc. Prec. Eng.- 1999. Vol 33, N. 1. P. 32-36. **9. Glebov V.V.** Upravlenie kolebatel'nym povedeniem instrumenta pri shlifovanii hrupkih nemetallicheskih materialov / V.V. Glebov, D.A. Ignat'ev, M.E. Egorov // Trudy nizhegorodskogo tehniceskogo universiteta im. R.E. Alekseeva. – 2010 - №4(83). – S. 85-92. **10. Ignat'ev D.A.** Povyshenie jeffektivnosti processa torcovogo shlifovanija za set ispol'zovanija SOTS v kachestve jelementa vibrogasjashhej sistemy (na primere plastin iz hrupkih nemetallicheskih materialov): avtoref. dis.kand. tehн. наук: 0505301 / Ignat'ev Dmitrij Anatol'evich; Nizhne Novgorodsk. gos. tehн. un-t. – N.N., 2006. – 20 s. **11. Zhichao Li** Modeling, analysis, and experimental investigations of grinding processes: An abstract of a dissertation Doctor of Philosophy / *Li Zhichao*; Kansas State University. – Kansas, 2006. – 119 p. **12. Selivanov V.V.** Prikladnaja mehanika sploshnyh sred: uchebnik [dlja vtuzov] / V.V. Selivanov. – M.: Izd-vo MGTU im. N.Je. Bauman, 1999. Т.2. - Механика разрушения деформируемого тела. – 1999. – 420 с.

УДК 621.923.42

В.І. Кальченко, д-р техн. наук, В.В. Кальченко, д-р техн. наук,
Н.М. Сіра, Д.В. Кальченко, Чернігів, Україна

МОДУЛЬНЕ 3D-МОДЕЛЮВАННЯ ІНСТРУМЕНТІВ, ПРОЦЕСІВ ЗНЯТТЯ ПРИПУСКУ ТА ФОРМОУТВОРЕННЯ ПРИ ШЛІФУВАННІ ЗІ СХРЕЩЕНИМИ ОСЯМИ ЦИЛІНДРИЧНОГО ТА СТУПІНЧАСТОГО ВАЛА І ЕЛЬБОРОВОГО КРУГА

Запропоновано модульне 3-D геометричне моделювання інструментів, зняття припуску та формоутворення при шліфуванні циліндричних та ступінчастих валів на базі трьох уніфікованих модулів: інструментального, орієнтації та формоутворення. Розроблено нові способи однопрохідного глибокого круглого шліфування кругами з надтвердих матеріалів, де в процесі обробки чорновий припуск знімається торцем круга, а чистове шліфування виконується широкою ділянкою його периферії. При цьому кут повороту шліфувального круга є різним при обробці циліндричних валів та циліндричних поверхонь ступінчастих валів і при обробці торцевих поверхонь ступінчастих валів.

Ключові слова: модульне 3-D моделювання інструментів, глибоке кругле шліфування

Предложено модульное 3-D геометрическое моделирование инструментов, снятия припуска и формообразования при шлифовании цилиндрических и ступенчатых валов на базе трех унифицированных модулей: инструментального, ориентации и формообразования. Разработаны новые способы однопроходного глубокого круглого шлифования кругами из сверхтвердых материалов, где в процессе обработки черновой припуск снимается торцом круга, а чистовое шлифование выполняется широким участком его периферии. При этом угол поворота шлифовального круга разный при обработке цилиндрических валов и цилиндрических поверхностей ступенчатых валов и при обработке торцевых поверхностей ступенчатых валов.

Ключевые слова: модульное 3-D моделирование инструментов, глубокое круглое шлифование

A modular 3-D geometric modeling tools, removal allowance and shaping in grinding cylindrical and stepped shafts on the basis of three standardized modules: the instrumental, orientation and formation are proposed. The new methods of the single-pass deep cylindrical grinding wheels made of superhard materials are designed, wherein during rough machining allowance is removed face of the wheel and finish grinding is performed a wide portion of its periphery. At the same time the angle of rotation of the grinding wheel is different in the processing of cylindrical shafts and stepped shafts cylindrical surfaces and face surfaces in the processing of stepped shafts.

Keywords: modular 3-D geometric modeling tools, deep cylindrical grinding

В сучасному машинобудуванні широко використовується геометричне 3-D моделювання. Однак існуючі тривимірні геометричні моделі не враховують особливості інструментальних поверхонь і зняття припуску при однопрохідному глибокому шліфуванні зі схрещеними осями інструмента та деталі.

Ця проблема є актуальною для вітчизняного машинобудування, яке прагне підвищити свою ефективність та покращити конкурентоспроможність.

В даний час ступінчасті валики широко використовуються на автомобілебудівних заводах. Їх обробка здійснюється на торцекруглошліфувальних верстатах широкими профільними кругами методом врізання зі схрещеними осями інструмента та деталі з одночасною обробкою декількох шийок валів і прилягаючих до них торців [1].

Впровадження способу високошвидкісного шліфування зі схрещеними осями інструмента та деталі, здійснене фірмою Junker на верстатах Quickpoint 1001 і Quickpoint 1002 [2], Quickpoint 3000, Quickpoint 5000 [3-4] зі швидкістю абразивного та ельборового кругів до 140 м/с, підвищило продуктивність обробки в 5 – 6 разів в порівнянні з традиційними способами шліфування із збереженням високої точності та якості обробленої поверхні.

Розробка взаємопов'язаних модульних тривимірних геометричних моделей інструмента, зняття припуску і формоутворення оброблюваних поверхонь при глибинному однопрохідному шліфуванні зі схрещеними осями циліндричного та ступінчастого вала і ельборового круга є суттєвим резервом створення та подальшого впровадження в промисловість нового високопродуктивного методу шліфування.

Тривимірні геометричні моделі формоутворення оброблюваних поверхонь і інструментів, наведені в роботах [5-7] не враховують процес зняття припуску. У роботі [8] представлені тривимірні моделі формоутворюючих систем для різних верстатів, а моделей, які б враховували зняття припуску, не наведено.

У роботі [9] приведено тривимірні моделі зняття припуску і формоутворення для циліндричних поверхонь при круглому шліфуванні. В роботі [10], вперше приведено модульне тривимірне моделювання інструментальних поверхонь, формоутворюючих систем різних шліфувальних верстатів та оброблюваних деталей. В монографії [11] приведені узагальнюючі модульні тривимірні моделі і області їх застосування. У роботі [12] розроблені модульні 3D-моделі інструмента, зняття припуску та формоутворення при шліфуванні зі схрещеними осями ельборового круга та ступінчастого вала.

Однак в роботах [9-12] не наведено узагальнюючих модульних 3D-моделей зняття припуску та формоутворення, які б враховували особливості інструментальної поверхні та вплив на них кута орієнтації інструмента при глибинному однопрохідному шліфуванні зі схрещеними осями циліндричного та ступінчастого валів і ельборового круга.

Мета даної роботи – створення на базі уніфікованих модулів (орієнтації, інструментального та формоутворення) узагальненої модульної 3D-моделі інструмента, формоутворення і зняття припуску при обробці циліндричних та ступінчастих валів, що сприятиме розробці нових способів і високоєфективних технологій глибинного однопрохідного шліфування зі схрещеними осями круга із надтвердих матеріалів та деталі.

Схема процесу однопрохідного глибинного шліфування зі схрещеними осями ступінчастого вала 1 та ельборового круга 2, яка описує обробку циліндричних та торцевих поверхонь деталі 1, може бути використана при обробці циліндричних валів, представлена на рис. 1.

При шліфуванні циліндричної поверхні 1-2 ступінчастого вала 1 (рис. 1,в) шліфувальний круг 2 повертають навколо осі $O_{шк}Z_{шк}$ на кут α , який вибирають із умови забезпечення максимального зняття припуску при рівномірному завантаженні торця інструмента:

$$\alpha = 2s_{\delta} \sqrt{\frac{(R_{шк} + R_{заг})^2}{4(R_{заг} + t)^2 \cdot R_{шк}^2 - [2R_{заг}(R_{шк} - t) - t^2]^2}}, \quad (1)$$

де $R_{шк}$, $R_{заг}$ – радіус шліфувального круга та заготовки відповідно; t – припуск під шліфування.

Для забезпечення необхідної шорсткості обробленої поверхні та підвищення продуктивності шліфування круг 2 переміщують вздовж осі $O_{шк}Z_{шк}$ в напрямку повздовжньої подачі s_{δ} так, щоб вісь повороту круга $O_{шк}Y_{шк}$ (рис. 1, а) розташовувалася на відстані від торця інструмента, рівній радіусу заокруглення шліфувального круга та половини подачі на оберт деталі. При обробці циліндричної поверхні 1-2 (рис. 1,в) шліфувальний круг подається на всю глибину різання t (рис. 1,б) і переміщується вздовж осі $O_{\delta}Z_{\delta}$ з подачею s_{δ} .

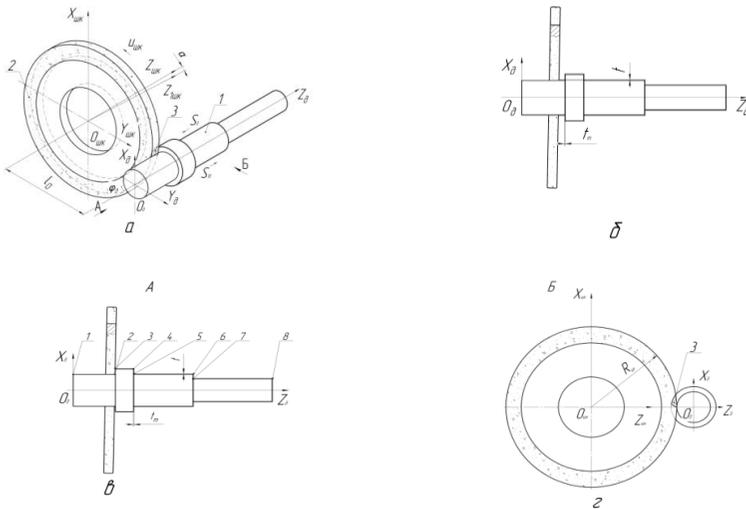


Рисунок 1 – Схема однопрохідного глибинного шліфування ступінчастого вала: а, в, г – шліфування торця, б – шліфування циліндричної поверхні

Побудова загальної модульної тривимірної моделі зняття припуску і точності формоутворення при однопрохідному глибинному шліфуванні зі схрещеними осями циліндричного та ступінчастого вала і шліфувального круга, здійснювалась у математичному пакеті MatchCAD.

Загальна модель поверхні шліфувального круга описується за допомогою циліндричного модуля формоутворення, який враховує координату i вздовж профілю шліфувального круга та кут повороту α_i інструмента навколо осі $O_{шк}Z_{шк}$ (рис. 1, а):

$$\bar{R}_i = Mc^I_{Z(i)\alpha_i \cdot \bar{r}(i)} \cdot \bar{e}4, \quad (2)$$

де $\bar{R}i$ – радіус-вектор точок шліфувального круга; $Mc^I_{Z(i)\alpha_i \cdot \bar{r}(i)}$ – циліндричний модуль формоутворення інструменту, який описує матрицю переходу радіус-вектора початкової координати $\bar{e}4$ в систему координат шліфувального круга.

Враховуючи однокоординатні матриці M1, M2, M3 переміщень вздовж осей $X_{шк}$, $Y_{шк}$, $Z_{шк}$ та матриці M4, M5, M6 поворотів навколо осей $O_{шк}X_{шк}$, $O_{шк}Y_{шк}$, $O_{шк}Z_{шк}$ відповідно [11], циліндричний модуль, який описує поверхню шліфувального круга, задається рівнянням:

$$Mc^I_{Z(i)\alpha_i \cdot \bar{r}(i)} = M3(Zi(i)) \cdot M6(\alpha_i) \cdot M2(Ri(i)) \quad (3)$$

$$R_i(\alpha, i) = M3(Zi(i)) \cdot M6(\alpha_i) \cdot M2(Ri(i)) \cdot \bar{e}4 \quad (4)$$

Використовуючи функцію Хевісайда, опишемо профіль інструменту, представлений на рис. 2,а:

$$Zi(i) = i \cdot (1 - \Phi(i - i_{rn})) + \left[i_{rn} + r \cdot \sin\left(\frac{i - i_{rn}}{r}\right) \right], \quad (5)$$

$$\cdot [\Phi(i - i_{rn}) - \Phi(i - i_{rk})] + (i_{rmo} + r) \cdot \Phi(i - i_{rk})$$

$$Ri(i) = Ri \cdot (1 - \Phi(i - i_{rn})) + \left[Ri + r \cdot \cos\left(\frac{i - i_{rn}}{r}\right) - 1 \right], \quad (6)$$

$$\cdot [\Phi(i - i_{rn}) - \Phi(i - i_{rk})] + (Ri - r - i + i_{rk}) \cdot \Phi(i - i_{rk})$$

де i – координата вздовж профілю шліфувального круга; i_{rn} , i_{rk} – відповідно початкова та кінцева координати заокруглення перехідної радіусної кромки шліфувального круга; r – радіус заокруглення перехідної радіусної кромки шліфувального круга; Ri – радіус шліфувального круга.

Номінальна поверхня вала задається його модулями орієнтації та формоутворення, а також радіус-вектором інструменту:

$$\bar{R}_0 = M_{l_0} \cdot \bar{R}_l = Mc_{Z_0 \cdot \varphi_0 \cdot l_0} \cdot Ms_{\theta \cdot \psi} \cdot \bar{R}_l, \quad (7)$$

$$Mc_{Z_0 \cdot \varphi_0 \cdot l_0} = M3(Z_0) \cdot M6(\varphi_0) \cdot M2(l_0), \quad (8)$$

$$Ms_{\theta \cdot \psi} = M5(\psi), \quad (9)$$

де M_{l_0} – матриця переходу із системи координат шліфувального круга в систему координат деталі, яка представлена добутком циліндричного модуля $Mc_{Z_0 \cdot \varphi_0 \cdot l_0}$, який описує рух шліфувального круга відносно деталі та сферичного модуля орієнтації шліфувального круга $Ms_{\theta \cdot \psi}$ щодо системи координат оброблюваної деталі; l_0 – міжосьова відстань між оброблюваною деталлю та шліфувальним кругом; φ_0 – кут повороту деталі навколо власної вісі; Z_0 – подача деталі вздовж вісі O_0Z_0 .

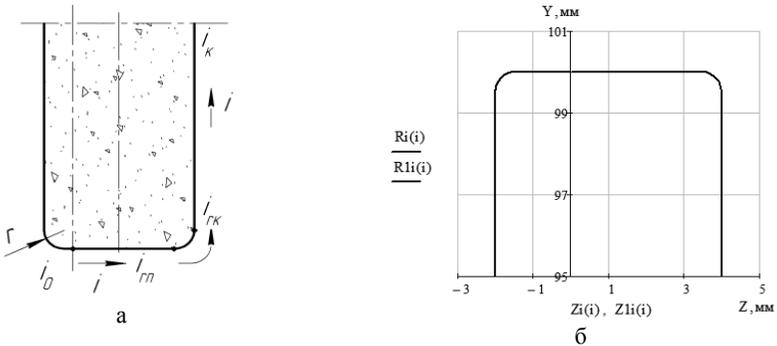


Рисунок 2 – Профіль шліфувального круга:
 i_0 та i_k – відповідно початкова та кінцева координати інструмента

Рівняння обробленої поверхні з врахуванням формул (2) та (7):

$$\bar{R}_0(Z_0, \varphi_0, u, i) = Mc_{Z_0 \cdot \varphi_0 \cdot l_0} \cdot Ms_{\theta \cdot \psi} \cdot Mc^l_{Z(i) \cdot u \cdot r(i)} \cdot \bar{e}4, \quad (10)$$

Подачу деталі Z_0 вздовж осі O_0Z_0 можна представити у вигляді добутку параметра гвинтового руху p і кута повороту деталі φ_0 навколо власної вісі за одиницю часу:

$$p = \frac{s_0}{2\pi}, \quad (11)$$

$$Z_0 = p \cdot \varphi_0, \quad (12)$$

Враховуючи рівняння (12), рівняння обробленої поверхні матиме вигляд:

$$\bar{R}_o(\varphi_o, u, i) = Mc_{(p-\varphi o)\varphi o lo} \cdot Ms_{\theta \psi} \cdot Mc^I_{Zi(i)-ui-\pi(i)} \cdot \bar{e}4, \quad (13)$$

Для отримання профілю обробленої деталі запишемо умову контакту профілів, яка визначатиме точки контакту інструмента і деталі в різні моменти часу, а отже і лінію контакту шліфувального круга та деталі:

$$\bar{n} \cdot \bar{V} = 0, \quad (14)$$

де \bar{n} – одиничний вектор нормалі до поверхні шліфувального круга; \bar{V} – вектор швидкості відносного руху в системі координат деталі.

Нормаль до поверхні шліфувального круга знаходиться як векторний добуток векторів, дотичних до його поверхні і які знаходяться шляхом диференціювання радіус-вектора деталі за незалежними параметрами ui та i . Вектор відносної швидкості шліфувального круга знаходиться шляхом диференціювання радіус-вектора інструменту за параметром φ_o .

Враховуючи вище сказане, при однопараметричному огинанні рівняння (14) матиме вигляд:

$$\left(\frac{\partial \bar{R}_o}{\partial i} \times \frac{\partial \bar{R}_o}{\partial ui} \right) \cdot \frac{\partial \bar{R}_o}{\partial \varphi o} = 0, \quad (15)$$

де $\frac{\partial \bar{R}_o}{\partial i} \times \frac{\partial \bar{R}_o}{\partial ui}$ – вектор нормалі \bar{n} до поверхні шліфувального круга в

точці з координатами i та ui ; $\frac{\partial \bar{R}_o}{\partial \varphi o}$ – вектор відносної швидкості \bar{V} руху шліфувального круга відносно деталі.

Лінія контакту шліфувального круга та деталі (рис. 3) знаходиться за методикою [13].

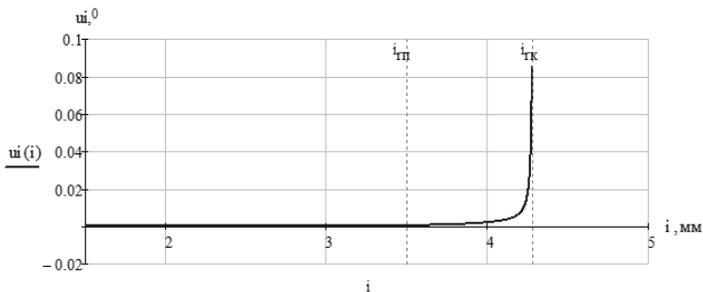


Рисунок 3 – Лінія контакту шліфувального круга та деталі

На рис. 4, а представлено пляму контакту 4 шліфувального круга 5 та деталі 6 при обробці циліндричної ділянки 2-3 ступінчастого вала, обмежену лінією контакту 1 шліфувального круга та деталі, лінією перетину 2 шліфувального круга і торцевої поверхні заготовки та лінією перетину 3 зовнішнього циліндра заготовки і круга (рис. 4, б).

Площа плями контакту шліфувального круга та оброблюваної деталі знаходиться із виразу (16):

$$S = \int_{i1}^{i2} \int_{u1(i)}^{u2(i)} R_f(i) du di, \quad (16)$$

де $u1(i)$, $u2(i)$, $i1$, $i2$ – межі інтегрування по куту входу шліфувального круга в деталь і його виходу з деталі та відповідних координатах вздовж профілю шліфувального круга.

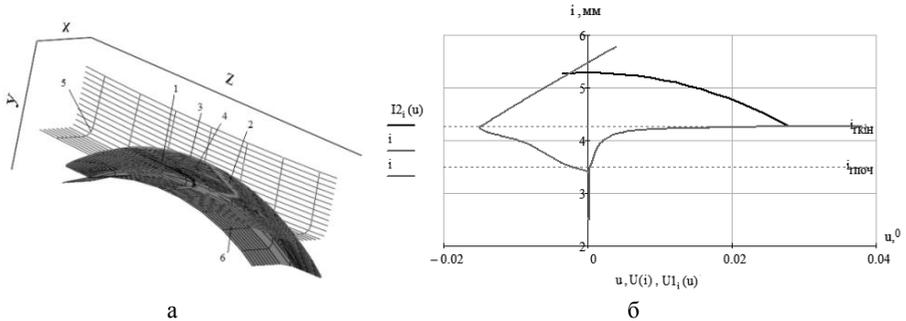


Рисунок 4 – Контакт шліфувального круга і ступінчастого вала при обробці циліндричної поверхні:

- а – пляма контакту шліфувального круга і циліндричної поверхні вала;
- б – лінії перетину шліфувального круга і циліндричної поверхні вала

При повороті шліфувального круга на кут α , виникає геометрична шорсткість Ra (рис. 5), величину якої можна визначити із виразу (17) [13]:

$$Ra = P_\theta(0) - P_\theta\left(\frac{s_\theta}{2}\right), \quad (17)$$

де $P_\theta(0)$, $P_\theta\left(\frac{s_\theta}{2}\right)$ – висота профілю циліндричної деталі в точці повороту круга і точці, яка знаходиться на відстані половини подачі на оберт деталі s_θ відповідно.

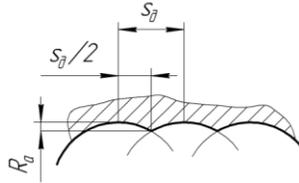


Рисунок 5 – Утворення геометричної шорсткості при шліфуванні циліндричної поверхні ступінчастого вала

Отримання необхідної шорсткості поверхні при шліфуванні забезпечується регулюванням подачі s_g в залежності від діаметра круга і кута його повороту α .

При підході шліфувального круга до точки 2 торця ступінчастого вала величина припуску t_m , яка припадає на торець інструменту, збільшується (рис. 1, в). А отже, збільшуються площа плями контакту 4 (рис. 6) круга та деталі і температура шліфування, яка супроводжується утворенням прижогів на оброблюваній поверхні і зниженням її якості.

Позначення позицій на рис. 6 аналогічні позначенням на рис. 4.

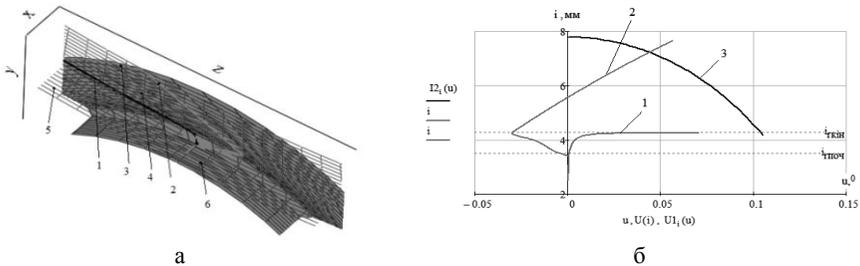


Рисунок 6 – Контакт шліфувального круга і ступінчастого вала при обробці торцевої поверхні

Для забезпечення високої якості обробленої поверхні та безприжогової обробки необхідно зменшити подачу на оберт деталі s_g . При цьому отримання високої продуктивності шліфування торцевої поверхні ступінчастого вала при зменшенні подачі s_g досягається збільшенням числа його обертів.

Питома продуктивність шліфування $Q(i)$ визначається із виразу (18):

$$Q_i = \int_{u1(i)}^{u2(i)} Vn(u,i) \cdot R_l(i) du, \quad (18)$$

де V_n - проекція вектора відносної швидкості руху шліфувального круга на напрямок нормалі до його поверхні.

На рис. 7 представлені графіки розподілу питомої продуктивності шліфування вздовж профілю круга при обробці циліндричної (рис. 7,а) та торцевої (рис. 7,б) поверхонь ступінчастого вала.

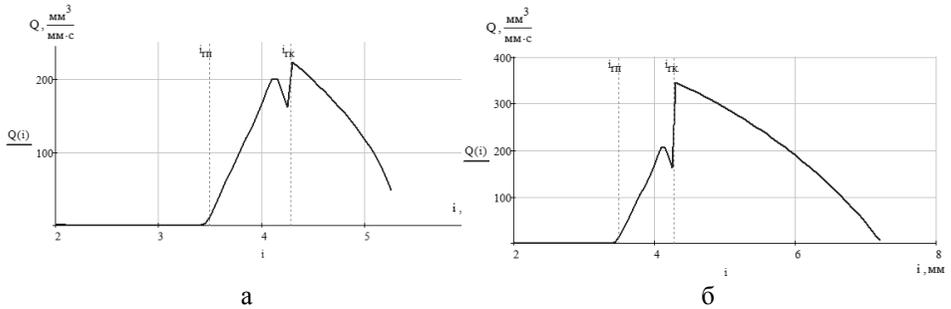


Рисунок 7 – Розподіл питомої продуктивності шліфування вздовж профілю шліфувального круга

Оскільки вісі $O_{шк}Z_{lшк}$ шліфувального круга 2 та $O_{\partial}Z_{\partial}$ деталі 1 непаралельні (рис. 1,а), при обробці торцевої поверхні 2-3 ступінчастого вала (рис. 1,в) виникає відхилення профілю $Z_{форм}$, отриманого при шліфуванні, від номінального $Z_{ном}$ на величину Δ (рис. 8).

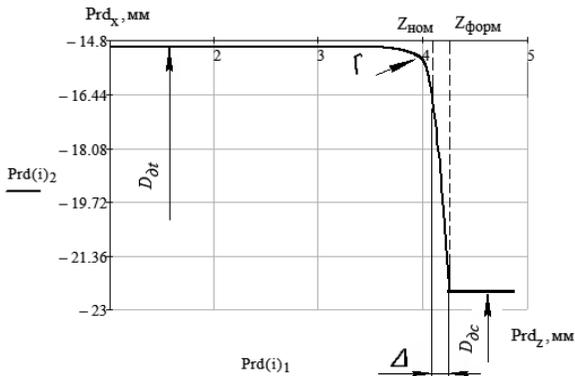


Рисунок 8 – Профіль деталі при обробці ступінчастого вала

Як видно із графіка, представленого на рис. 9, із збільшенням кута повороту шліфувального круга, відхилення від перпендикулярності Δ торцевої поверхні ступінчастого вала збільшується.

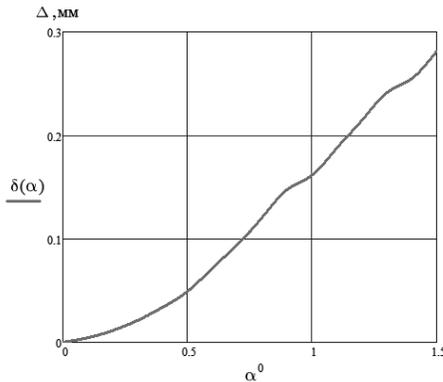


Рисунок 9 – Залежність відхилення від перпендикулярності торця деталі від кута повороту шліфувального круга

На рис. 10 приведено графік залежності відхилення від перпендикулярності Δ торця деталі від зміни положення точки схрещування осей вздовж висоти шліфувального круга b при куті повороту шліфувального круга $\alpha = 1^\circ$ та повздовжній подачі деталі 0,1 мм/об.

Як видно із графіків, приведених на рис. 9 та 10, отримання необхідної точності на торцевій поверхні деталі досягається зменшенням величини кута схрещування осей та зміною положення точки схрещування осей вздовж висоти профілю шліфувального круга.

Тому при обробці торцевої поверхні 2-3 ступінчастого вала (рис. 1,в) кут повороту шліфувального круга необхідно вибирати із умови забезпечення необхідної точності торця, який забезпечує і необхідну шорсткість циліндричної поверхні:

$$\alpha = \arctg \frac{2\Delta}{D_{от} - D_{ос} - 2r}, \quad (19)$$

де Δ – допустиме відхилення торцевої поверхні ступінчастого вала від перпендикулярності; $(D_{от} - D_{ос})$ – перепад між діаметрами ступінчастого вала, який визначає висоту торця деталі.

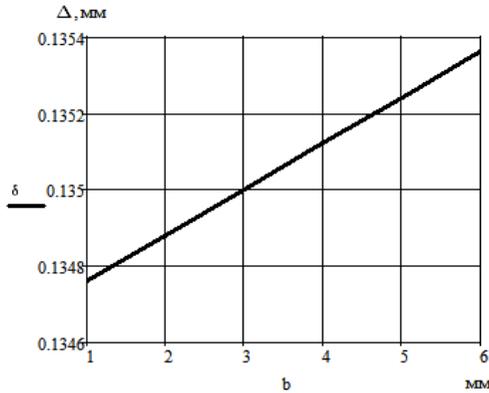


Рисунок 10 – Графік залежності відхилення від перпендикулярності торцевої поверхні вала від зміни положення точки схрещування осей вздовж висоти шліфувального круга

Після обробки торцевої поверхні 2-3 ступінчастого вала (рис. 1,в) шліфуються його циліндричні поверхні 3-4, 5-6, 7-8. Закінчивши обробку поверхні 7-8, шліфувальний круг повертають на протилежний кут $-\alpha$, який вибирається із (19) в залежності від необхідної точності обробки торцевої поверхні і шліфуються торцеві поверхні 6-7, 4-5 в напрямку подачі s_{10} (рис. 1,а).

Обробка ступінчастих валів, які мають декілька ділянок різного діаметру, здійснюється орієнтованим шліфувальним кругом з різним кутом його повороту при обробці циліндричних та торцевих поверхонь на верстатах із нормальним розташуванням осей інструмента та деталі по координаті обробки [14]. При цьому кут нахилу α шліфувального круга при обробці циліндричної ділянки вала вибирається із умови максимального зняття припуску при рівномірному завантаженні торця інструмента із виразу (1), а при обробці торцевої поверхні – із умови забезпечення його необхідної точності із виразу (19).

На верстатах, де можливість керування координатою схрещування осей відсутня, шліфування ступінчастих валів здійснюється з постійним кутом нахилу α шліфувального круга, який вибирається із умови забезпечення необхідної точності торців валів.

Висновок

Розроблені модульні 3D моделі, які описують інструментальну поверхню, процеси зняття припуску та формоутворення оброблюваних поверхонь циліндричних та ступінчастих валів на базі трьох уніфікованих модулів: інструментального, орієнтації і формоутворення.

На основі модульних 3D-моделей розроблено нові способи однопрохідного глибинного круглого шліфування циліндричних та ступінчастих валів ельборовими кругами, де для забезпечення необхідної геометричної шорсткості обробленої поверхні та роботи широкої ділянки периферії круга його вісь повороту зміщують на задану відстань від торця інструмента, при цьому чорновий припуск знімається торцем круга, а чистове шліфування та калібрування здійснюється широкою ділянкою периферії круга. Шліфування поверхні оброблюваної деталі виконується за один установ вузьким ельборовим кругом зі схрещеними осями його та деталі.

Обробка ступінчастих валів здійснюється орієнтованим шліфувальним кругом з різними кутами його повороту при шліфуванні циліндричних та торцевих поверхонь деталі на верстатах, де є можливість керування координатою схрещування осей. При цьому кут повороту круга при обробці циліндричного вала та циліндричної ділянки ступінчастого вала вибирається із умови максимального зняття припуску при рівномірному завантаженні торця інструмента, а при обробці торцевої поверхні – із умови забезпечення його необхідної точності. Якщо на верстатах можливість керування координатою схрещування осей інструмента та деталі відсутня, шліфування ступінчастих валів здійснюється з постійним кутом повороту шліфувального круга, який вибирається із умови забезпечення необхідної точності торців валів.

Розроблена методика може бути застосована для процесів круглого шліфування зі схрещеними осями оброблюваної деталі та абразивних кругів і кругів із надтвердих матеріалів.

Список використаних джерел: 1. Справочник технолога-машиностроителя. В 2-х т. Т.1/ *А.Г. Косилова, Р.К. Мецержков*. – 4-е изд., перераб. и доп. – М.: Машиностроение, 1986. 656 с. 2. Круглое шлифование с ЧПУ: [Просп. фирмы «Junkermaschinen» на станки «Quickpoint 1001» и «Quickpoint 1002»] / ErwinJunker: MaschinenfabricGmbh, Junkerstraße 2. Postfach 25. D 7618. – Nordrash, Germany, 1991. – 16 с. 3. Quickpoint. Все в одном закреплении: [Просп. фирмы «Junkermaschinen» на станки «Quickpoint 1000», «Quickpoint 3000», «Quickpoint 4000»] / ErwinJunker: MaschinenfabricGmbh, Junkerstraße 2. Postfach 25. D 77787. – Nordrash, Germany, 2006. – 12 с. 4. Look & See: [Журнал для клиентов фирмы «Junkermaschinen»] / ErwinJunker: MaschinenfabricGmbh, Junkerstraße 2. Postfach 25. D 77787. – Nordrash, Germany, 2010. – Вып.: Ноябрь. – 12 с. 5. *Равська Н.С., Родін П.Р.* Основы теории формообразования поверхностей при механической обработке. // Вестник НТУУ «Киевский политехнический институт». Машиностроение. – № 33, 1998. – с. 74-82. 6. *Равська Н.С., Родін П.Р., Ніколасько Т.П.*, і ін. Основы формоупорядження поверхонь при механічній обробці. Житомир: ЖПІ 2000. – 232 с. 7. *Перепелица Б.А.* Отображение аффинного пространства в теории формообразования поверхностей резанием. – Харьков: Вища школа, 1991. – 512 с. 8. *Решетов Д.Н., Портман В.Т.* Точность металлорежущих станков. – М.: Машиностроение, 1996. – 336 с. 9. *Кальченко В.І., Кальченко В.В., Дмитренко М.А.* Глибине кругле шліфування зі схрещеними осями деталі і круга // Вісник Черніг. держ. технолог. ун-ту. – Чернігів, 2009. – №37. – С.64-72. 10. *Кальченко В.В.* Модульне 3D моделювання формуютьорюючих систем шліфувальних верстатів, інструментів та оброблюваних поверхонь. // Вісник Тернопільського державного технологічного університету, 2005. – Том 12. – С. 68 -79. 11. *Грабченко А.І., Кальченко В.І., Кальченко В.В.* Шлифование со скрещивающимися осями инструмента и детали (Монография). –

Чернигов: ЧДТУ, 2009. – 256 с. **12.** Кальченко В.І., 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). – С. 91-99. **13.** Кальченко В.І., Погиба Н.Н., Кальченко Д.В. Повышение производительности и точности шлифования со скрещивающимися осями эльборового круга и ступенчатого валика. // Резание и инструмент в технологических системах. Межд. научн.- техн. сб. – Харьков: НТУ «ХПИ». – 2011. Вып. 80 – с. 131-140. **14.** Кальченко В.І., Кальченко В.В., Погиба Н.М. Декларацийний патент України на корисну модель № 60090 В24В5/16 «Пристрій для шліфування криволінійних поверхонь обертання орієнтованим кругом», опубл. 10.06.2011 р. Бюл. №11.

Bibliography (transliterated): **1.** Spravochnik tehnologa-mashinostroitelja, V 2-h t. T.1/ A.G. Kosilova, R.K. Meshcherjakov. – 4-e izd., pererab. i dop. – M.: Mashinostroenie, 1986. 656 s. **2.** Kryglloe shlifovanie s ChPY: [Prosp. firmy «Junkermaschinen» na stanki «Quickpoint 1001» i «Quickpoint 1002»] / ErwinJunker: MaschinenfabricGmbh, Junkerstraße 2. Postfach 25. D 7618. – Nordrash, Germany, 1991. – 16 c. **3.** Quickpoint. Vse v odnom zakreplenii: [Prosp. firmy «Junkermaschinen» na stanki «Quickpoint 1000», «Quickpoint 3000», «Quickpoint 4000»] / ErwinJunker: MaschinenfabricGmbh, Junkerstraße 2. Postfach 25. D 77787. – Nordrash, Germany, 2006. – 12 c. **4.** Look & See: [Zhurnal dlja klientov firmy «Junkermaschinen»] / ErwinJunker: MaschinenfabricGmbh, Junkerstraße 2. Postfach 25. D 77787. – Nordrash, Germany, 2010. – Vup.: Nojabr – 12 s. **5.** Ravskaja N.S., Rodin P.R. Osnovy teorii formoobrazovanija poverhnostey pri mehanicheskoy obrabotke. // Vestnik NTUU «Kievskiy politehicheskij instytut». Mashinostroenie. – № 33, 1998. – с. 74-82. **6.** Rav's'ka N.S., Rodin P.R., Nikolaenko T.P. i in. Osnovy formoutvorennya poverhon' pry mehanichnij obrobci. Zhytomyr: ZhITI 2000. – 232 c. **7.** Perepelitsa B.A. Otobrazhenie affinnogo prostranstva v teorii formoobrazovanija poverhnostey rezaniem. – Har'kov: Vuscha shkola, 1991. – 512 c. **8.** Reshetov D.N., Portman V.T. Tochnost' metallovezhushchih stankov. – M.: Mashinostroenie, 1996. – 336 c. **9.** Kal'chenko V.I., Kal'chenko V.V., Dmitrenko M.A. Glubynne krugle shlifuvannja zi shreschenymy osjamy detali i kruga // Visnyk Chernig. derzh. technolog. un-tu. – Chernigiv, 2009. – №37. – С.64-72. **10.** Kal'chenko V.V. Modyl'ne 3D modeljuvannja formoutvorjujuchyh system shlifoval'nyh verstativ, instrumentiv ta obroblyvanyh poverhon'. // Visnyk Ternopil's'kogo derzhavnogo tehnologichnogo universytetu, 2005. – Tom 12. – С. 68 -79. **11.** Grabchenko A.I., Kal'chenko V.I., Kal'chenko V.V. Shlifovanie so skreshchivajuschimisja osjami instrumenta i detali (Monografiya). – Chernigov: ChDTU, 2009. – 256 c. **12.** Kal'chenko V.I., Kal'chenko D.V. Modyl'ne 3D-modeljuvannja instrumentiv, procesu znyattja pryusku ta formoutvorennya pry shlifuvanni zi shreshchenumu osjamu stupinchastogo vala i kruga // Visnyk Chernigivs'kogo derzhavnogo tehnologichnogo universytetu. Serija “Tehnichni nauky”: naukovyy zbirnyk / Chernig. derzh. technolog. un-t. – Chernigiv: Chernig. derzh. technolog. un-t., 2013. – № 3 (67). – С. 91-99. **13.** Kal'chenko V.I., Pogiba N.N., Kal'chenko D.V. Povyshenie proizvoditel'nosti i tochnosti shlifovanija so skreshchivajuschimisja osjami el'borovogo kruga i stupenchatogo valyka. // Rezanie i instrument v tehnologicheskijh sistemah. Mezhd. nauchn.- tehn. sb. – Har'kov: NTU «HPI». – 2011. Vyp. 80 – s. 131-140. **14.** Kal'chenko V.I., Kal'chenko V.V., Pogiba N.M. Deklaraciynnyu patent Ukrainu na korysnu model' № 690 V24V5/16 «Prustriy dlja shlifuvannja kryvoliniinyh poverhon' obertannja orijentovanym krugom», opubl. 10.06.2011 p. Bjul. №11.

УДК 621.91

Г.П. Клименко, д-р техн. наук, Я.В. Васильченко, канд. техн. наук,
А.Н. Лищенко, Краматорск, Украина

ОПРЕДЕЛЕНИЕ РАЦИОНАЛЬНЫХ РЕГЛАМЕНТОВ ЭКСПЛУАТАЦИИ ИНСТРУМЕНТОВ ДЛЯ ТЯЖЕЛЫХ СТАНКОВ С ЧПУ

Розроблено режими різання для важких верстатів з ЧПУ. Метою даної роботи є підвищення ефективності важких верстатів з ЧПУ на основі банку статистичних показників заводського виготовлення різальних інструментів. Період стійкості інструменту залежить від ймовірності руйнування і надійності. Для визначення періоду стійкості інструменту отримані математичні моделі. Розроблено методику розрахунку сумарної стійкості інструменту. Це дає можливість зменшити кількість різучих інструментів, що використовуються для важких токарних верстатів і з'ясувати шляхи вдосконалення експлуатації різучого інструменту та зменшити його витрати.

Ключові слова: режими різання, важкі верстати з ЧПУ, період стійкості, інструмент

Разработаны режимы резания для тяжелых станков с ЧПУ. Целью данной работы является повышение эффективности тяжелых станков с ЧПУ на основе банка статистических показателей заводского изготовления режущих инструментов. Период стойкости инструмента зависит от вероятности разрушения и надежности. Для определения периода стойкости инструмента получены математические модели. Разработана методика расчета суммарной стойкости инструмента. Это дает возможность уменьшить количество используемых режущих инструментов для тяжелых токарных станков, и выявить пути совершенствования эксплуатации инструмента и уменьшить его расход.

Ключевые слова: режимы резания, тяжелые станки с ЧПУ, период стойкости, инструмент

Cutting conditions for heavy CNC machines was developed. The increasing efficiency of heavy CNC machines is the purposed of this paper on basic of the bank of statistical indexes prefabricated cutting tools. The period of tool life depends on probability of destruction and reliability. The mathematical models are received for definition of the period of tool life. The method of calculation of the summary tool life was developed. It gives possibility to decrease the quantity of using cutting tools for heavy lathes. That gave the possibility to find out the ways for improving of cutting tools exploitation and to decrease its use up.

Keywords: cutting conditions, heavy CNC machines, period of tool life, cutting tool

Ефективність використання важких станків, підвищення якості випускаємої продукції металообробки, зниження расхода інструментальних матеріалів суттєво зависят від розробки научно обоснованих режимів різання, оказывающих суттєвове впливове на условия труда и технико-экономические показатели машиностроения. Особенности работы тяжелонагруженного режущего инструмента, большое рассеивание параметров обработки на тяжелых станках, многообразие факторов, влияющих на обработку деталей, требуют комплексного подхода для определения управляющих параметров при работе тяжелых станков.

Поэтому определение рациональных регламентов эксплуатации тяжелых станков является актуальной проблемой.

Определенный комплекс исследований процесса эксплуатации режущих инструментов на тяжелых станках [1, 2, 3], разработка системы рациональной эксплуатации режущего инструмента легли в основу разработанных нормативов режимов резания для тяжелых токарных и карусельных станков [4].

Разработанные нормативы отличались от существующих более дифференцированными рекомендациями по выбору подачи, учетом конструкции и надежности инструментов, виброустойчивости станков и прочими рекомендациями. Математические модели для оптимизации режимов резания разрабатывались на основе статистического банка данных, отражающего состояние металлообработки на тяжелых станках прошлого века.

В связи с появлением новых условий производства, новых инструментальных и обрабатываемых материалов, современных конструкций станков и инструментов возникла необходимость пересмотреть рекомендации разработанных нормативов, учесть новые факторы и методические подходы при определении регламентов эксплуатации тяжелых станков.

Целью настоящей работы является повышение эффективности работы тяжелых станков путем определения рациональных регламентов их эксплуатации.

Под регламентами эксплуатации инструментов на тяжелых станках с ЧПУ подразумевается значения элементов режимов резания и расхода режущих элементов: глубина резания, подача, скорость резания, число периодов стойкости, расход инструмента.

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

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

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

Рекомендации по выбору режимов резания и норм расхода инструмента вошли в новые нормативы режимов резания для станков с ЧПУ.

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

В основу математических моделей для оптимизации режимов резания положено значение среднего периода стойкости, который для станков с ЧПУ принят 20 мин в отличие от универсальных тяжелых станков.

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

При разработке общемашиностроительных нормативов режимов резания для тяжелых станков расчет рациональных режимов резания осуществляется совместно с определением периода стойкости резцов и чисел периодов их стойкости, соответствующих экстремуму их функций. При этом математические модели формировались на основе среднего периода стойкости, учитывающего как процесс изнашивания, так и процесс разрушения инструмента. Средний фактический период стойкости в этом случае определяется как:

$$T = q_u \cdot T_u + q_p \cdot T_p = T_u \cdot x, \quad (1)$$

где T_p и T_u – средние периоды стойкости, обусловленные соответственно разрушением и износом инструмента;

q_u и q_p – вероятности появления отказа соответственно износа и разрушения ($q_u = 1 - q_p$, учитывая, что сумма вероятностей износа и разрушения равен единице);

x – коэффициент, учитывающий изменение периода стойкости в связи с разрушением инструмента.

$$x = (1 - q_p) + q_p \cdot \frac{T_p}{T_u}. \quad (2)$$

Учитывая, что определение периода стойкости, обусловленного изнашиванием инструмента, производится на основе общеизвестных стойкостных зависимостей, представляет интерес установление зависимости

отношения периодов стойкости до разрушения и износа от вероятности разрушения инструмента. Для этого произведены исследования плотностей распределения периодов стойкости до соответствующего вида отказа. Распределение периода стойкости до разрушения инструмента характеризует распределение его прочности. Распределение периода стойкости до износа характеризует износостойкость инструмента.

Разрушения инструмента не наступает до тех пор, пока его период стойкости до износа τ_u будет меньше периода стойкости до разрушения τ_p . Вероятность разрушения инструмента q_p равна вероятности $P(\tau_p < \tau_u)$.

В общем виде вероятность разрушения инструмента при известных плотностях вероятностей износа $f(\tau_u)$ и разрушения $f(\tau_p)$ определяется:

$$q_p = 1 - \int_{-\infty}^{\infty} f(\tau_u) \left[\int_{\tau_u}^{\infty} f(\tau_p) d\tau_p \right] d\tau_u. \quad (3)$$

Предположим, что τ_u и τ_p распределены по закону Вейбулла-Гнеденко, наиболее часто встречающемся при эксплуатации инструментов на тяжелых станках. Подставляя соответствующие плотности распределений в (3) и делая преобразования, получим:

$$q_p = \int_0^{\infty} e^{-y} \exp \left\{ - \left[\frac{a_p}{a_u} y \right]^{b_p} + \left(\frac{\tau_{p0} - \tau_{u0}}{a_u} \right)^{b_u} \right\} dy, \quad (4)$$

где a_p , b_p и a_u , b_u – параметры законов распределения периодов стойкости соответственно до разрушения и до износа инструмента;

τ_{p0} и τ_{u0} – минимальное время соответственно до разрушения и до износа инструмента: $y = \left(\frac{\tau_p - \tau_{p0}}{a_p} \right)^{b_p}$.

Полученное выражение для определения вероятности разрушения инструмента справедливо для любых условий его эксплуатации. Для проверки теоретической модели получена корреляционная зависимость для условий обработки токарными резцами на тяжелых станках на 41 заводе страны ($t=8...22$ мм; $S=0,9...2,2$ мм/об; $V=20...62$ м/мин). Теоретическая и статистическая зависимости согласуются с достаточной степенью достоверности.

При этом поправочный коэффициент на период стойкости, учитывающий разрушение инструмента определяется:

$$x = 1 - q_p + 0,242 q_p^{0,44}. \quad (5)$$

Для укрупненного расчета расхода M , исходя из фактической трудоемкости механической обработки T_Φ за определенный период времени (месяц, год) используется зависимость:

$$M = \frac{60 T_\Phi K_0}{\Sigma T}, \quad (6)$$

где K_0 – коэффициент основного времени, представляющий собой долю основного времени обработки от штучного.

Фактическая трудоемкость обработки деталей устанавливается путем сопоставления данных о фактической трудоемкости в истекшем году, календарного фонда работы оборудования в текущем году, а также может быть получена делением расчетной трудоемкости на средний коэффициент переработки норм. Коэффициент основного времени определяется на основании проведенных статистических анализов отношения основного времени к штучному при работе станков различных типоразмеров в различных производственных условиях и отраслей производства.

Главной особенностью обработки на станках с ЧПУ являются повышенные требования с точки зрения обеспечения надежности [9-11].

При разработке общемашиностроительных нормативов режимов резания предложено введение карт нормативов, позволяющих определить режимы резания, обеспечивающие заданный уровень надежности технологической системы. Изменение надежности достигалось регулированием величины подачи или скорости резания, от которых зависит период стойкости инструмента. Параметром надежности технологической системы принята вероятность безотказной работы или гамма-процент γ . Период стойкости инструмента, соответствующий уровню надежности γ , называемый гамма-процентным периодом стойкости T_γ , положен в основу расчета рациональных режимов резания с учетом надежности. Гамма-процентный период стойкости позволяет учесть рассеивание свойств режущего инструмента. При распределении стойкости по закону Вейбулла-Гнеденко, который чаще всего имеет место в соответствии со статистическими данными обработки твердосплавным инструментом, период гамма-процентной стойкости определяется: $T_\gamma = \alpha \left(-\ln \frac{\gamma}{100}\right)^{\frac{1}{b}}$. Выразим T_γ через средний период стойкости и обозначим η поправочный коэффициент на период стойкости инструмента, учитывающий его надежность:

$$T_\gamma = \frac{T}{K_b} \left(-\ln \frac{\gamma}{100}\right)^{\frac{1}{b}} = T \cdot \eta, \quad (7)$$

где K_b – коэффициент, зависящий от степени рассеивания стойкости.

Значение коэффициента η для различных коэффициентов вариации стойкости и уровней надежности приведены в табл. 1.

Таким образом, ограничения, обусловленные надежностью инструмента, учитывались при расчете режимов резания введением поправочного коэффициента η на период стойкости в целевую функцию, представляющую собой приведенные затраты на механическую обработку, зависящие от режимов резания. Для определения рационального гамма-процента исследовалось изменение удельных приведенных затрат на механическую обработку, зависящих от уровня надежности, для станков разных

типоразмеров. При этом были сделаны следующие допущения: вводится регламентированная замена инструмента через время T_{γ} .

Таблица 1 – Поправочные коэффициенты на период стойкости инструмента в зависимости от требуемого уровня надежности

Уровень надежности γ , %	Коэффициент вариации стойкости V_T			
	0,3	0,5	0,7	0,9
	Поправочный коэффициент η			
50	1,00	0,94	0,86	0,74
60	0,92	0,83	0,71	0,56
70	0,82	0,70	0,56	0,40
80	0,72	0,56	0,42	0,26
90	0,58	0,39	0,28	0,13

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

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

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

Нормативы имеют следующие особенности:

1. Предусмотрен поэлементный выбор типоразмера пластины и конструкции резца.

2. Рекомендуемые значения черновых подач определены из условия наиболее экономичного использования граней многогранных пластин.

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

Рекомендуемые подачи даны с учетом удовлетворительного стружколомания.

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

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

Выводы

1. При разработке рациональных регламентов эксплуатации инструментов, которые вошли в нормативы режимов резания и норм расхода инструмента для тяжелых станков с ЧПУ, учтены особенности обработки деталей на этих станках.

2. Период стойкости инструмента, заложенный в целевой функционал, при оптимизации режимов резания учитывает не только изнашивание, но и вероятность разрушения инструментов.

3. При учете надежности инструмента, работающего на станках с ЧПУ, определен поправочный коэффициент на период стойкости в зависимости от требуемого уровня надежности 8% и фактических условий эксплуатации, которые характеризуются коэффициентом вариации стойкости инструмента.

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

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

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

Список использованных источников: 1. *Клименко Г.П.* Разработка системы рациональной эксплуатации режущего инструмента / Резание и инструмент в технологических системах. – Вып. 57. – Харьков: ХГПУ 2000. – С. 110-114 2. *Клименко Г.П.* Анализ областей функционирования сборных резцов как составная часть маркетинга инструмента / *Г.П. Клименко, Я.В. Васильченко* // Высокие технологии в машиностроении. – Харьков: ХГПУ, 1998. – С. 151-153 3. *Клименко Г.П.* Выбор рациональной конструкции режущего инструмента для тяжелых станков / *Г.П. Клименко, Я.В. Васильченко, С.Ю. Штученко.* Сб. трудов ЗГТУ. – Запорожье: ЗГТУ, 2000. – С. 34-37 4. Общемашиностроительные нормативы режимов резания. Справочник. Том 1. Токарные и карусельные работы. Фрезерные работы / *Локтев А.Д., Клименко Г.П., Гузич Н.Ф. и др.* М. : Машиностроение. – 1991. – 634 с. 5. *Клименко Г.П.* Анализ вероятности разрушения режущих инструментов тяжелых станков / *Г.П. Клименко, Я.В. Васильченко, А.Ю. Андронов* // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Зб. наук. праць. – Краматорськ : ДДМА, 2003. – Вип. 13. – С. 77-81 6. *Клименко Г.П.* Вероятностный подход к оценке износа и разрушений режущего инструмента / *Г.П. Клименко, А.Ю. Андронов, Н.А. Ткаченко* // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Зб. наук. праць. – Краматорськ : ДДМА, 2006. – Вип. 20. – С. 8-12 7. *Васильченко Я.В.* Оптимизация процесса резания на тяжелом токарном станке и его автоматизация за счет моделирования процесса резания / *Я.В. Васильченко, Д.В. Савелов, И.К. Савелова* // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Зб. наук. праць. – Краматорськ: ДДМА, 2012. – Вип. 30 – С. 336-345 8. *Ковалев В.Д.* Анализ методов повышения эффективности процесса токарной обработки крупногабаритных деталей на станках с ЧПУ / *В.Д. Ковалев, А.Н. Лищенко* // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Зб. наук. праць. – Краматорськ : ДДМА, 2015. – Вип. 35 – С. 55-60 9. *Клименко Г.П.* Надійність процесу експлуатації різального інструменту на

важких верстатах / *Г.П. Клименко, Я.В. Васильченко, О.Ю. Андронов, М.А. Ткаченко* // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Зб. наук. праць. – Краматорськ : ДДМА, 2004. – Вип. 15. – С. 46-51 **10.** *Клименко Г.П.* Обеспечение оптимального уровня надежности твердосплавных резов для тяжелых станков / Высокие технологии в машиностроении. – Харьков: ХГПУ, 1999. – С. 48-49 **11.** *Клименко Г.П.* Определение надежности обслуживания режущего инструмента / *Г.П. Клименко, Я.В. Васильченко* // Высокие технологии в машиностроении. – Харьков: ХГПУ, 2000. – С. 134-137.

Bibliography (transliterated): **1.** *Klimenko G.P.* *Razrabotka* sistemy racional'noj jekspluatacii rezhushhego instrumenta / *Rezanie i instrument v tehnologicheskikh sistemah.* – Vyp. 57. – Har'kov: HGPU 2000. – S. 110-114 **2.** *Klimenko G.P.* Analiz oblastej funkcionirovanija sbornyh rezcov kak sostavnaja chast' marketinga instrumenta / *G.P. Klimenko, Ja.V. Vasil'chenko* // *Vysokie tehnologii v mashinostroenii.* – Har'kov: HGPU, 1998. – S. 151-153 **3.** *Klimenko G.P.* Vybore racional'noj konstrukcii rezhushhego instrumenta dlja tjazhelyh stankov / *G.P. Klimenko, Ja.V. Vasil'chenko, S.Ju. Shtuchenko.* *Sb. trudov ZGTU.* – Zaporozh'e: ZGTU, 2000. – S. 34-37 **4.** *Obshhemashinostroitel'nye normativy rezhimov rezanija. Spravochnik. Tom 1. Tokarnye i karusel'nye raboty. Frezernye raboty / Loktev A.D., Klimenko G.P., Gushhin N.F. i dr. M. : Mashinostroenie.* – 1991. – 634 s. **5.** *Klimenko G.P.* Analiz verojatnosti razrushenija rezhushhih instrumentov tjazhelyh stankov / *G.P. Klimenko, Ja.V. Vasil'chenko, A.Ju. Andronov* // *Nadijnist' instrumentu ta optimizacija tehnologichnih sistem. Zb. nauk. prac'.* – Kramators'k : DDMA, 2003. – Vip. 13. – С. 77-81 **6.** *Klimenko G.P.* Verojatnostnyj podhod k ocenke iznosa i razrushenij rezhushhego instrumenta / *G.P. Klimenko, A.Ju. Andronov, N.A. Tkachenko* // *Nadijnist' instrumentu ta optimizacija tehnologichnih sistem. Zb. nauk. prac'.* – Kramators'k : DDMA, 2006. – Vip. 20. – С. 8-12 **7.** *Vasil'chenko Ja.V.* Optimizacija processa rezanija na tjazhelom tokarnom stanke i ego avtomatizacija za schet modelirovanija processa rezanija / *Ja.V. Vasil'chenko, D.V. Savelov, I.K. Savelova* // *Nadijnist' instrumentu ta optimizacija tehnologichnih sistem. Zb. nauk. prac'.* – Kramators'k: DDMA, 2012. – Vip. 30 – С. 336-345 **8.** *Kovalev V.D.* Analiz metodov povyshenija jeffektivnosti processa tokarnoj obrabotki krupnogabaritnyh detalej na stankah s ChPU / *V.D. Kovalev, A.N. Lishenko* // *Nadijnist' instrumentu ta optimizacija tehnologichnih sistem. Zb. nauk. prac'.* – Kramators'k : DDMA, 2015. – Vip. 35 – S. 55-60 **9.** *Klimenko G.P.* *Nadijnist' procesu ekspluatacii rizal'nogo instrumentu na vazhkih verstatah / G.P. Klimenko, Ja.V. Vasil'chenko, O.Ju. Andronov, M.A. Tkachenko* // *Nadijnist' instrumentu ta optimizacija tehnologichnih sistem. Zb. nauk. prac'.* – Kramators'k : DDMA, 2004. – Vip. 15. – С. 46-51 **10.** *Klimenko G.P.* *Obespechenie optimal'nogo urovnja nadezhnosti tverdospлавnyh rezcov dlja tjazhelyh stankov / Vysokie tehnologii v mashinostroenii.* – Har'kov : HGPU, 1999. – S. 48-49 **11.** *Klimenko G.P.* *Opređenje nadezhnosti obsluzhivaniya rezhushhego instrumenta / G.P. Klimenko, Ja.V. Vasil'chenko* // *Vysokie tehnologii v mashinostroenii.* – Har'kov: HGPU, 2000. – S. 134-137.

УДК 621.91:536.2

Ю.Г. Кравченко, канд. техн. наук, Дніпро,
Н.В. Крюкова, Харків, Україна

КОНТАКТНА ТЕМПЕРАТУРА СТРУЖКИ ВІД ШВИДКОРУХОМОГО ДЖЕРЕЛА ТЕРТЯ З ЛЕЗОМ

Розраховані температурні поля і коефіцієнти форми швидкорухомих джерел теплоти тертя для основних трьох варіантів розподілу дотичних напружень. Знайдена заміна кусочно-безперервної функції розподілу напружень на адекватну квадратичну.

Ключові слова: напруження, розподіл, теплота, джерело, густина, температурне поле, функція, коефіцієнт

Расчитаны температурные поля и коэффициенты формы быстро движущихся источников теплоты трения для основных трех вариантов распределения касательных напряжений. Найдена замена кусочно-непрерывной функции распределения напряжений на адекватную квадратичную.

Ключевые слова: напряжение, распределение, теплота, источник, плотность, температурное поле, функция, коэффициент

Temperature fields and shape factors of high-speed sources of frictional heat are calculated for three basic variants of tangential stress distribution. The way in order to substitute piecewise continuous function of stress distribution with dequate quadratic function is found.

Keywords: stress, distribution, heat, source, density, temperature field, function, coefficient

Вступ

Контактна температура враховує інтегральне діяння сили і швидкості тертя через густину теплового джерела, є важливим оціночним показником і може мати критичну величину для заданих умов процесу різання.

При швидкорухомому джерелі (ШРД) теплоти швидкість руху джерела перевищує швидкість розповсюдження теплоти (теплота розповсюджується перпендикулярно напрямку руху джерела) [1, 2].

Для кожних умов різання з певним розподілом контактних напружень при розрахунку контактної температури необхідно мати математичний опис відповідного температурного поля і його середнього значення (коефіцієнта форми теплового джерела). Цій проблемі присвячені роботи [2-4], в яких недостатньо аргументовані розрахунки температурних полів від комбінованих функцій розподілу напружень на контактних поверхнях лека.

Мета роботи – визначення температурних полів ШРД теплоти тертя для основних епюр дотичних напружень між стружкою і лезом та їх середніх значень.

Робота направлена на спрощення інженерних розрахунків температури різання.

Постановка задачі

Основою для розрахунків температурних полів смугових ШРД теплоти служили формули [2,4]

$$\theta_{\text{сш}} = \frac{q_{\mu\psi} \sqrt{\omega_3 \cdot l_\gamma}}{\lambda_3 \sqrt{\pi \cdot \nu_c}} \cdot F_\psi, \quad (1)$$

де λ_3 і ω_3 – коефіцієнти тепло- і температуропровідності; ν_c – швидкість сходу стружки;

$$q_{\mu\psi} = \frac{F_\gamma \cdot \nu_c}{l_\gamma \cdot b} = \tau_\gamma \cdot \nu_c - \quad (2)$$

густина теплового джерела (F_γ – дотична сила тертя, l_γ і b – довжина і ширина контакту стружки з лезом, τ_γ – середня величина напружень);

$$F_\psi = \int_0^\psi \frac{f(\psi_1)}{\sqrt{\psi - \psi_1}} d\psi_1 - \quad (3)$$

температурне поле по довжині контакту з функцією розподілу напружень $f(\psi)$ і безрозмірним параметром $\psi = x/l_\gamma$.

Рівень середньої температури визначається коефіцієнтом форми джерела теплоти

$$k_q = F_c = \int_0^1 F_\psi \cdot d\psi. \quad (4)$$

Розрахунки виконані для рівномірного, трикутного і рівномірно-трикутного варіантів розподілу контактних напружень на передній поверхні лека.

Розрахунки і аналіз результатів

Значення функцій розподілу $f(\psi)$, F_ψ (3) та коефіцієнта k_q (4) для трьох варіантів форм ШРД приведені в табл. 1.

Таблиця 1 – Залежність функції F_ψ і коефіцієнта форми k_q від розподілу напружень $f(\psi)$

№	Розподіл напружень		Температурне поле ШРД				
	функція $f(\psi)$	значення τ_γ	формула F_ψ (3)				значення k_q (4)
			значення F_ψ при ψ				
			0,25	0,5	0,75	1	
1	$const$	1	$2\sqrt{\psi}$				1,33
2	$1-\psi$	0,5	$2\sqrt{\psi}(1-0,66\psi)$				0,8
			0,83	0,94	0,87	0,67	
3	$1, 0 < \psi < 0,5$ $2(1-\psi), 0,5 < \psi < 1$	0,75	$3,41\sqrt{\psi}(1-0,69\psi)$				1,33
			1,41	1,58	1,43	1,06	
3.1	$1,125(1-\psi^2)$	0,75	$2,25\sqrt{\psi}(1-0,53\psi^2)$				1,16
			1,09	1,38	1,37	1,06	
3.2	$1-\psi^3$	0,75	$2\sqrt{\psi}(1+0,2\psi^2-0,6\psi^3)$				1,18
			1,01	1,38	1,49	1,2	

Обчислення інтеграла F_ψ (3) виконувалось із застосуванням підстановки $\psi - \psi_1 = u$. Порівняльні дослідження адекватності формули F_ψ (3) показали, що вона не сприймає кусочно-безперервні функції.

Пряме інтегрування функції $F_\psi = \int_0^{0,5\psi} \frac{d\psi_1}{\sqrt{\psi - \psi_1}} + \int_{0,5\psi}^{\psi} \frac{2(1-\psi_1)}{\sqrt{\psi - \psi_1}} d\psi_1$ або

функції з застосуванням відбитих джерел $F_\psi = \int_0^{\psi} \frac{d\psi_1}{\sqrt{\psi - \psi_1}} - \int_{0,5\psi}^{\psi} \frac{2\psi_1 - 1}{\sqrt{\psi - \psi_1}} d\psi_1$

дає однаковий результат і приводить до отримання нереальної форми температурного поля і завищеного коефіцієнта k_q .

Тому для комбінованої форми джерела поз. 3 рішення виконувалося в три етапи: обчислення площі епюри напружень $S = \int_0^1 f(\psi) d\psi$; знаходження

безперервної функції з $S = 0,75$; визначення температурного поля F_ψ для безперервної функції. При однаковій площі і близькій формі епюр поз. 3.1 і

3.2 мають більш реальне значення k_q . Для інженерних розрахунків температури $\theta_{сш}$ (1) прийнята приведена квадратична функція $f(\psi)$ поз. 3.1.

Функція F_ψ (3) поз. 1 має характер зростання з максимальним значенням в кінці l_γ . Для температурних полів поз. 2 і 3.1 характерно розташування максимальної температури при $\psi = 0,5 - 0,75$, що природньо знижує знеміщення інструментального матеріалу та зношування леза біля різальної кромки.

По суті температурне поле ШРД є результатом одночасної дії питомого тиску (напруження) на елементарну ділянку довжини джерела і часу контакту (шляху) тертя.

При однакових технологічних умовах процесу різання рівень $\theta_{сш}$ (1) залежить від оброблюваності матеріалу заготовки через густину теплового джерела тертя $q_{\mu\gamma}$ (2) і коефіцієнт форми джерела k_q (4).

В підсумку контактна температура з прилезової поверхні стружки визначається по формулі [2, 5]

$$\theta = \theta_{sc} + \frac{k_q}{\lambda_3} \sqrt{\frac{\omega_3 \cdot l_\gamma}{\pi \cdot v_c}} (q_{\mu\gamma} - q_\gamma),$$

де θ_{sc} – температура стружки після деформації в площині зсуву [6], q_γ – густина поглинання теплового потоку в тіло леза за рахунок теплообміну між стружкою і лезом [5]. Остання визначається із розв’язання системи рівнянь контактних температур для передньої і задньої поверхонь леза на основі балансу теплообміну між заготовкою, лезом і стружкою [5, 7].

Висновки

1. Виконано розрахунки температурних полів і коефіцієнтів форми ШРД теплоти для основних трьох функцій розподілу дотичних напружень.
2. Обґрунтована заміна кусочно-безперервної функції розподілу напружень на безперервну квадратичну зі спаданням функцію.
3. Коефіцієнти форми джерела теплоти для трикутного, квадратичного і рівномірного розподілу напружень складають ряд 0,8 : 1,16 : 1,33.

Список використаних джерел: 1. Рыкалин Н.Н. Расчеты тепловых процессов при сварке. – М.: Машгиз, 1951. – 296 с. 2. Резников А.Н. Теплофизика резания. – М.: Машиностроение, 1969. – 288 с. 3. Силин С.С. Исследование процессов резания методами теории подобия. – Труды

Рыбинского вечерн. технол. ин-та, № 1. – Ярославль: Изд-во Верхняя Волга, 1966. – С. 5-54.

4. *Кравченко Ю.Г., Савченко Ю.В.* Визначення коефіцієнтів форми швидкорухомих джерел теплоти при різанні. – Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Зб. наук. праць. – Краматорськ: ДДМА, вип. 26, 2010. – С. 409-417.

5. *Резников А.Н.* Теплофизика процессов механической обработки материалов. – М.: Машиностроение, 1981. – 279 с.

6. *Кравченко Ю.Г.* Визначення коефіцієнта розподілу теплоти деформації в площині зсуву і температури на поверхні різання. – Резание и инструмент в технологических системах: Междунар. науч.-техн. сб. – Харьков: НТУ «ХПИ», 2013. – Вып. 83. – С. 155-167.

7. *Кравченко Ю.Г.* Розвиток теоретичного визначення контактних температур при різанні. – Високі технології в машинобудуванні: Зб. наук. праць. – Харків, НТУ «ХПІ», 2013. – Вип. 1(23). – С. 80-83.

Bibliography (transliterated): 1. *Rykalin N.N.* Raschety teplovyh processov pri svarke. – M.: Mashgiz, 1951. – 296 s. 2. *Reznikov A.N.* Teplofizika rezanija. – M.: Mashinostroenie, 1969. – 288 s. 3. *Silin S.S.* Issledovanie processov rezanija metodami teorii podobija. – Trudy Rybinskogo vechern. tehnol. in-ta, № 1. – Jaroslavl': Izd-vo Verhnjaja Volga, 1966. – S. 5-54. 4. *Kravchenko Ju.G., Savchenko Ju.V.* Vznachennja koeficientiv formi shvidkoruhomih dzherel toploti pri rizanni. – Nadijnist' instrumentu ta optimizacija tehnologichnih sistem. Zb. nauk. prac'. – Kramators'k: DDMA, vip. 26, 2010. – S. 409-417. 5. *Reznikov A.N.* Teplofizika processov mehanicheskoj obrabotki materialov. – M.: Mashinostroenie, 1981. – 279 s. 6. *Kravchenko Ju.G.* Vznachennja koeficienta rozpodilu toploti deformacii v ploshhini zsvu i temperaturi na poverhni rizannja. – Rezanie i instrument v tehnologicheskikh sistemah: Mezhhdunar. nauch.-tehn. sb. – Har'kov: NTU «HPI», 2013. – Vyp. 83. – S. 155-167. 7. *Kravchenko Ju.G.* Rozvitok teoretichnogo viznachennja kontaktnih temperatur pri rizanni. – Visoki tehnologii v mashinobuduvanni: Zb. nauk. prac'. – Harkiv, NTU «HPI», 2013. – Vip. 1(23). – S. 80-83.

УДК 531.717.8

Н.В. Лищенко, канд. техн. наук, В.П. Ларшин, д-р техн. наук,
Одесса, Украина

РАЗДЕЛЕНИЕ ПРОФИЛЯ ПОВЕРХНОСТИ НА СИСТЕМАТИЧЕСКУЮ И СЛУЧАЙНУЮ СОСТАВЛЯЮЩИЕ

Розроблено та апробовано методику розділення вихідного сигналу, що характеризує профіль обробленої поверхні, на систематичну і випадкову складові цього сигналу із застосуванням кореляційного аналізу вихідного сигналу. Показана можливість кількісної оцінки частки цих складових у вихідному сигналі на основі аналізу корелограми вихідного сигналу. Відзначено спадкоємність теоретико-імовірнісного і частотного підходів до аналізу вихідного сигналу. Відображено універсальність частотного підходу, який поширюється на зазначені складові сигналу.

Ключові слова: профіль поверхні, систематична і випадкова складові, сигнал, частотний підход

Разработана и апробирована методика разделения исходного сигнала, характеризующего профиль обработанной поверхности, на систематическую и случайную составляющие этого сигнала с применением корреляционного анализа исходного сигнала. Показана возможность количественной оценки доли этих составляющих в исходном сигнале на основе анализа корелограммы исходного сигнала. Отмечена преемственность теоретико-вероятностного и частотного подходов к анализу исходного сигнала. Отражена универсальность частотного подхода, который распространяется на указанные составляющие сигнала.

Ключевые слова: профиль поверхности, систематическая и случайная составляющие, сигнал, частотный подход

A technique based on the correlation analysis to divide an initial signal that indicates the machined surface profile into two components – systematic and random ones – is developed and approved on an example. A possibility of quantifying these components proportion in the original signal by analyzing the initial signal correlogram is shown. It is found acceptability between the theoretical-and-probabilistic approach and the frequency one in the analysis of the initial signal. Universality of the frequency approach, which applies to these components mentioned of the initial signal, is also reflected.

Keywords: surface profile, systematic and random components, signal, the frequency approach

Введение. Предопределённый заранее закон кинематического движения инструмента относительно обрабатываемой заготовки предполагает, что в результате обработки будет получена идеальная форма детали со следами режущего инструмента, которые можно определить с помощью кинематических и геометрических соотношений [1]. Например, при обтачивании заготовки в её продольном сечении должен быть ряд дуг, которые соответствуют по форме профилю вершины резца, а расстояние между соседними повторяющимися дугами должно быть равно подаче резца на один оборот заготовки. В этом случае такие предопределённые заранее неровности составляли бы теоретическую шероховатость. Однако наличие динамических процессов на станке нарушает эту предопределённость и реальный профиль поверхности не соответствует идеальной (теоретической) форме, построенной на основании геометрических и

кинематических расчётов. Например, при чистовом точении высота неровностей превышает теоретическую высоту в 2...5 раз, а при тонком точении – в 20 раз.

В этой связи представляется целесообразным разделить все факторы, действующие на формообразование поверхности в процессе резания на две категории: систематические и случайные [1, 2].

Анализ последних исследований и публикаций. В работах [3–6] было установлено, что при механической обработке режущим лезвийным инструментом неровности обработанных поверхностей можно разделить на две категории: периодические и аperiodические (рис. 1).

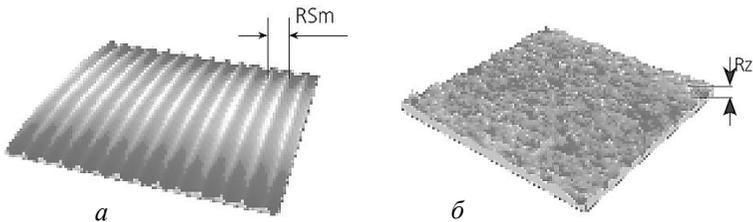


Рисунок 1 – Периодический (а) и аperiodический (б) профиль обработанной поверхности [3]:

RSm и Rz – шаговый и высотный параметры профиля, соответственно

Одной из причин формирования периодической, т.е. систематической, составляющей микронеровностей является след режущего лезвия на обработанной поверхности. Проф. Соколовский А.П. отмечал, что этот след может быть найден исходя из «геометрических соображений» и разделял понятия «поперечная шероховатость» (шероховатость в направлении подачи) и «продольная шероховатость» (в направлении скорости резания) [7]. Причём по данным проф. Соколовского А.П. «геометрический расчёт не учитывает влияния пластической деформации, а также ряда других факторов и в большинстве случаев приводит к результатам, сильно расходящимся с экспериментальными данными». При этом действительная высота неровностей выше расчётной высоты. Однако общий характер зависимостей от подачи действительной и расчётной высоты неровностей одинаков: с увеличением подачи высота неровностей быстро возрастает [7].

При фрезеровании Грановским Г.И. получена формула для «трохоидальной» траектории (trochoidal milling), которая является следствием относительного рабочего движения режущих кромок смежных зубьев фрезы [8]. В систематизированном виде расчёты высоты микронеровностей как детерминированной составляющей, выполненные на «кинематико-геометрической основе» (термин Лоповок Т.С.[1]) , для точения и фрезерования представлены в работе [9].

Очевидно, что в общем случае неровности механически обработанной поверхности содержат одновременно периодическую (детерминированную) и аperiodическую (случайную, недетерминированную) компоненты, которые в совокупности отражаются на топографии поверхности. Известен теоретико-вероятностный подход, в соответствии с которым разделение профиля на детерминированную (периодическую) и случайную (аperiodическую) составляющие даёт возможность математически подойти к решению задачи о разделении шероховатости и волнистости, которые находятся в состоянии суперпозиции, причём за волнистость принять детерминированную часть профиля, а за шероховатость – случайную [1].

Теоретическое обоснование такого подхода основано на гипотезе о присутствии (отсутствии) периодической компоненты в сигнале, характеризующем профилограмму обработанной поверхности [10].

Впервые возможность применения аппарата корреляционного анализа в рамках теоретико-вероятностного подхода для исследования поверхностей была предложена Ю.В. Линником и А.П. Хусу в 1954 году [1]. В их работах предложено интерпретировать профилограмму поверхности как реализацию случайной стационарной функции, которая имеет нормальное распределение. Возможности метода корреляционного анализа для оценки шероховатости и волнистости поверхности были представлены в работах Ю.Р. Витенберга [11-13].

Однако, в имеющейся литературе не освещены такие положения корреляционного анализа, как влияние ограниченного интервала наблюдения на вид корреляционной функции, нет сведений о необходимости и методике проведения центрирования исходной функции, подвергаемой теоретико-вероятностному (статистическому) и частотному анализу, не приведены данные о преемственности между теоретико-вероятностным и частотным подходами к анализу экспериментальных данных, не показана универсальность частотного подхода к системному анализу технологических данных разного назначения. Последнее касается, например, следующих направлений:

- установление взаимосвязи между вибрациями в упругой системе металлорежущего станка и профилограммой обработанной на этом станке поверхности;
- диагностика технологической системы резания по качеству обрабатываемой поверхности на основе анализа частотного спектра сигнала вибраций (виброускорения, виброскорости и виброперемещения) в подсистеме заготовки и режущего инструмента;
- восстановление информации о распределении припуска по сторонам впадин заготовки зубчатого колеса по результатам выборочных измерений припуска тактильным датчиком в отдельных впадинах этой заготовки.

Цель исследования заключается в разработке методики оценки экспериментальных данных на основе концепции разделения суммарной измерительной информации, например, информации характеризующей профиль обработанной поверхности, на систематическую и случайную составляющую этой информации, используя математический аппарат корреляционного анализа.

Представление основного материала. Для последующего анализа воспользуемся следующими общими понятиями. Во-первых, введём понятие сигнала, как способа представления измерительной информации технологического назначения. Как следствие, будем обсуждать математическое описание или математическую модель сигнала, содержащего две составляющие: систематическую (детерминированный сигнал) и случайную (стохастический сигнал). Теперь можно будет говорить о частотных характеристиках детерминированных и стохастических сигналов. Во-вторых, под случайной составляющей сигнала будем понимать некую оценку случайного процесса, под которым в кибернетике понимают математическую абстракцию реального процесса, меняющегося во времени. В третьих, будем говорить о представлении одной и той же информации во временной и частотной области в соответствии с прямым и обратным интегральным преобразованием Фурье, в том числе дискретным и быстрым преобразованием. Наконец, будем приводить используемые математические модели ограниченных во времени (или по координате) сигналов к их «каноническому» виду, принятому в компьютерных технологиях обработки сигналов, посредством «центрирования» соответствующих временных функций, т.е. путём удаления из систематической и случайной составляющей сигналов постоянной составляющей (constant or mean value) и математического ожидания (expected value), соответственно. В этом случае соответствующие моменты для центрированных случайных величин будут называться центральными моментами плотности распределения случайной составляющей сигнала. Первый момент плотности распределения – математическое ожидание сигнала. Второй момент плотности распределения – дисперсия сигнала или среднеквадратическое отклонение его амплитуды от среднего значения [14].

Исходя из этих понятий методика разделения (сегрегации) сигнала, например, сигнала, характеризующего профилограмму поверхности, в соответствие с частотным и теоретико-вероятностным подходом представляется следующей.

1. Профилограмма поверхности $y(x)$ рассматривается как реализация стационарного случайного процесса на длине профилограммы l , т.е. случайного процесса с постоянным математическим ожиданием, равным нулю. Для этого на длине профилограммы l формируется вспомогательная центрированная функция

$$Y(x) = [y(x) - m(x)], \quad (1)$$

где $m(x)$ – средняя арифметическая ордината профилограммы, причём с учётом работы [11], но для дискретного представления

$$m(x) = \frac{\sum_{i=0}^{n-1} y(i\Delta x)}{n}, \quad (2)$$

2. Реальный профиль поверхности $Y(x)$ представляется в виде суммы двух составляющих: систематической (детерминированной, периодической, регулярной) и случайной (недетерминированной, аperiodической, нерегулярной). При этом систематическая составляющая $Y_{\beta}(x)$ в отличие от случайной составляющей представляет собой полигармоническое колебание, состоящее из суммы простых гармоник, а случайная составляющая $Y_{\gamma}(x)$ представляет собой случайную стационарную функцию с нулевым математическим ожиданием и дисперсией $D_{\gamma} = \sigma_{\gamma}^2$. С учетом обозначений, принятых в работах [1] и [10], математическая модель, например, сигнала профилограммы имеет вид

$$Y(x) = Y_{\beta}(x) + Y_{\gamma}(x) = \sum_{j=1}^m (A_j \cos \omega_j x + B_j \sin \omega_j x) + Y_{\gamma}(x), \quad (3)$$

где A_j, B_j – коэффициенты ряда Фурье; $j = 1, 2, \dots, n$ – порядковые номера гармоник с угловой частотой ω_j ; $Y_{\beta}(x)$ и $Y_{\gamma}(x)$ – систематическая и случайная централированные величины

Видно, что математическая модель (3) естественным образом содержит интегральное преобразование Фурье (частотный подход по Р.В. Хеммингу) для описания систематической (периодической и связанной с волнистостью поверхности) составляющей сигнала. В свою очередь случайная (аperiodическая) составляющая $Y_{\gamma}(x)$ может быть исследована методами теории случайных функций (теоретико-вероятностный подход по А.П. Хусу).

Отметим, что вопрос о вероятностных характеристиках модели (3) для суммарного сигнала $Y(x)$ впервые появился в теории связи, где эту модель называли «смесью гармонического сигнала с шумом» [10].

3. Приведение сигнала исследуемого профиля (профилограммы) к каноническому виду для определения соответствующих центральных моментов плотности распределения этого сигнала. Пользуясь идентификационным свойством корреляционной функции суммарного сигнала, можно применить корреляционный анализ этого сигнала. Это позволит, с одной стороны, выявить скрытую периодичность (hidden periodicity) [15], а с другой, количественно оценить соотношение между систематической и случайной составляющей сигнала по их доле в общей дисперсии этого сигнала [1, 14]. В этом смысле корреляционная функция

суммарного сигнала $Y(x)$ является инструментом идентификации систематической $Y_{\beta}(x)$ и случайной $Y_{\gamma}(x)$ составляющей сигнала $Y(x)$.

Сложность задачи идентификации заключается в выборе интервала трассирования (и соответствующих базовых длин при оценке качества поверхности), поскольку любая экспериментальная последовательность данных имеет конечную длину, причём неважно, длину по времени или по координате. В первом случае (по времени) говорят о сигнале с ограниченным спектром, который не должен содержать постоянную составляющую, ибо частотный спектр (в герцах по оси абсцисс) для постоянной составляющей может быть сложнее спектра переменной части полигармонического сигнала (описывается дискретным рядом Фурье). Во втором случае (по координате) вводят условные частоты, представляющие собой отношение основного шага профиля к шагу n -й гармоники (в миллиметрах) [1]. Как и в первом случае, здесь необходимо удалить из рассмотрения постоянную составляющую сигнала. Поэтому первым шагом в математической обработке сигнала $y(x)$ должно быть удаление постоянной составляющей этого сигнала. Для систематической составляющей сигнала это позволяет удалить из рассмотрения спектр одиночного импульса (длиной l), имеющий сложный характер изменения спектральной плотности сигнала, ограниченного конечным интервалом наблюдения. Для случайной составляющей сигнала $y(x)$ удаление постоянной составляющей позволяет привести случайный процесс к его каноническому виду, в котором участвует центрированная (centered) случайная величина или текущее отклонение случайного процесса от его математического ожидания.

Наши исследования показали, что даже на ограниченной длине трассирования математическое ожидание $m(x)$, представляющее собой результат фильтрации сигнала с отсечкой шага, равной базовой длине измерения шероховатости, является величиной переменной (mean line в европейских стандартах DIN) и является оценкой волнистости обработанной поверхности [16].

Исследования выполнены на современном мехатронном оборудовании с ЧПУ (обработка образцов при фрезеровании на обрабатывающем центре мод. 500V/5) и измерительной станции T8000 (измерения параметров качества обработанной поверхности). Станция T8000 – настольного типа, выполнена в виде координатно-измерительной машины с ЧПУ. Содержит моторизованную колонну типа Wavelift для вертикального перемещения поперечной траверсы на 400 мм, поворотную опору привода, привод механизма подачи типа Waveline (на длину 60 или 120 мм), двукоординатный измерительный стол без электропривода, гранитную плиту с T-образным пазом. Программное обеспечение – TURBO ROUGHNESS, TURBO WAVE, TURBO CONTOUR и EVOVIS – используется для измерений параметров шероховатости, волнистости, геометрических параметров профиля поверхности и топографии, соответственно, в соответствии со стандартом DIN EN ISO 4287.

Используемые в программном обеспечении измерительной станции T8000 цифровые фильтры позволяют реализовать процедуру разделения длинных и

В таблице представлены примеры связи между переменными номерами дискретных отсчётов, позволяющие понять алгоритм вычисления автокорреляционной функции сигнала, содержащего систематическую и случайную составляющие.

Таблица – Соотношение между переменными номерами отсчётов при построении автокорреляционной функции в программе NI-LabVIEW

Переменные номера отсчётов i и j		
i	$J = i - (N-1)$	j
$i = 0$	$j = 0 - (N-1)$	$j = - (N-1)$
$i = 1$	$j = 1 - (N-1)$	$j = N$
$i = 2$	$j = 2 - (N-1)$	$j = N+1$
$i = 3$	$j = 3 - (N-1)$	$j = N+2$
...
$i = N-1$	$j = (N-1) - (N-1)$	$j = 0$
$i = N$	$j = N - (N-1)$	$j = 1$
$i = N+1$	$j = (N+1) - (N-1)$	$j = 2$
...
$i = 2(N-1)$	$j = 2(N-1) - (N-1)$	$j = N-1$

Выполним анализ полученных коррелограмм сигналов, характеризующих первичные профилограммы образцов №5.1 (рис. 3) и №2.1 (рис. 5).

1. Коррелограммы (рис. 4 и рис. 6) построены на удвоенной длине трассирования образцов (длина трассирования $lt = 15$ мм) и являются симметричными на интервале $0 \dots 30$ мм относительно отсчёта $lt = 15$ мм. Это соответствует известному свойству четности автокорреляционной функции $R_{xxi} = K(\tau)$.

2. При абсциссе $lt = 15$ мм автокорреляционная функция (рис.4 и рис.6) принимает своё максимальное значение, равное сумме двух дисперсий: дисперсии $K_{\beta}(0)$ систематической составляющей общего сигнала и дисперсии $K_{\gamma}(0)$ случайной составляющей этого же сигнала, т.е. $K(0) = K_{\beta}(0) + K_{\gamma}(0)$. Для образцов №5.1 и №2.1 эти уравнения имеют вид $3,5 = 2,5 + 1,0$ (рис. 4) и $32,2 = 3,5 + 28,7$ (рис. 6), соответственно. Т.е. систематическая составляющая сигнала в первом случае (образец №5.1, рис.4) в 2,5 раза больше его случайной составляющей. Во втором случае (образец №2.1, рис. 6), наоборот, случайная составляющая сигнала профилограммы превышает его систематическую составляющую в $28,7/3,5 = 8,2$ раза.

3. Шаг волны (0,63 мм) исходного суммарного сигнала для образца №5.1 (рис. 3) совпадает с шагом волны автокорреляционной функции для этого же образца, т.е. $T_{\beta 1} = T_{\beta 2} = 0,63$ мм (рис. 4). В тоже время для образца №2.1 (рис. 5)

систематическая составляющая сигнала, связанная с его периодичностью, не выражена, является скрытой и характеризуется переменными шагами $T_{\beta 1}=4,4$ мм и $T_{\beta 2}=1,0$ мм (рис. 6).

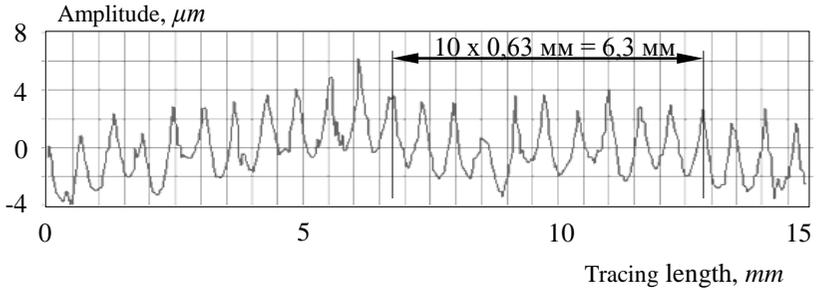


Рисунок 3 – Профилограмма поверхности образца 5.1 после фрезерования

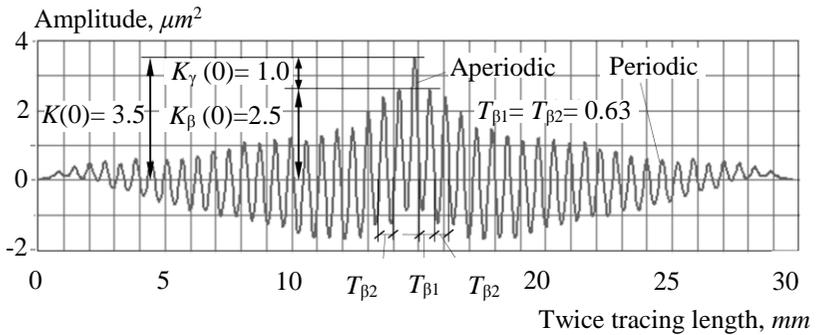


Рисунок 4 – Коррелограмма образца 5.1

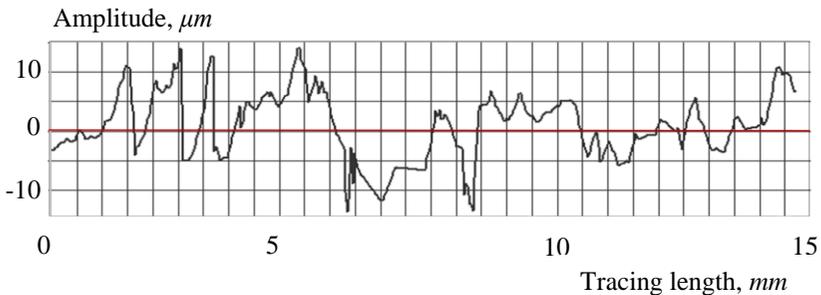


Рисунок 5 – Профилограмма образца 2.1 после фрезерования

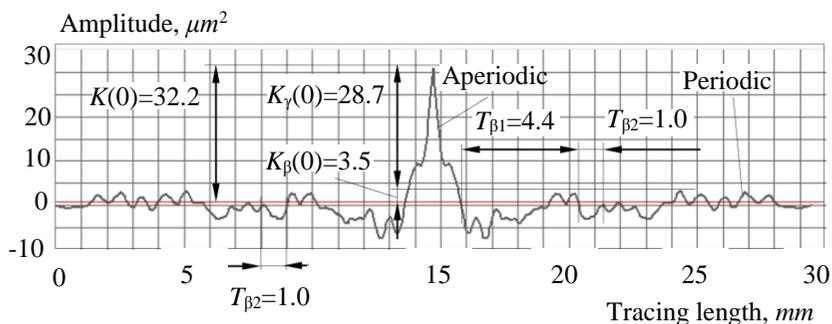


Рисунок 6 – Коррелограмма образца 2.1

Выводы

1. Разработана и апробирована на примерах методика идентификации систематической и случайной составляющей сигнала профиля обработанной поверхности и других экспериментальных данных, заключающаяся в приведении этого сигнала (данных) к центрированному виду путём удаления постоянной составляющей этого сигнала (данных) из суммарного сигнала – результата измерения.

2. Показано, что первым шагом обработки последовательности экспериментальных данных является «центрирование» суммарного сигнала путём удаления из него постоянных компонент, входящих в систематическую и случайную составляющие этого сигнала. Для полученного центрированного суммарного сигнала появляется возможность применения частотного и теоретико-вероятностного подхода, соответственно, для обработки систематической и случайной составляющей суммарного сигнала.

3. Показана преемственность между частотным и теоретико-вероятностным подходом к обработке суммарного сигнала измерения, заключающаяся в возможности определения спектральной плотности (непрерывный частотный спектр) случайной составляющей сигнала через его автокорреляционную функцию: спектральная плотность случайного процесса соответствует прямому преобразованию Фурье корреляционной функции этой случайной составляющей. Имеется также возможность для соответствующего обратного преобразования Фурье, позволяющего получать автокорреляционную функцию при наличии спектральной плотности случайной составляющей сигнала. Это усиливает возможности частотного подхода, так как расширяет область его применения к изучению не только систематической и случайной составляющей суммарного сигнала.

4. Показана универсальность технологических приложений частотного и теоретико-вероятностного подходов в современных компьютерных

технологиях обработки экспериментальных данных. Один и тот же математический аппарат частотного преобразования Фурье можно использовать в разных технологических приложениях для анализа систематической и случайной составляющих суммарного сигнала, например, для анализа:

- профилограммы профиля обработанной поверхности;
- вибраций при формообразовании указанного профиля при механической обработке (например, фрезеровании);
- распределения припуска по левой и правой сторонам впадин зубчатого колеса перед зубошлифованием на станке с ЧПУ.

Список использованных источников: 1. *Лоповок Т.С.* Волнистость поверхности и её измерение / *Т.С. Лоповок*. – М.: Изд-во стандартов, 1973. – 184 с. 2. Приборы для автоматического контроля в машиностроении / *С.С. Волосов, Е.И. Педь*. – Учебное пособие для вузов. Изд. 2-е. – М.: Изд-во стандартов, 1975. – 336 с. 3. Roughness measuring systems from Jenoptik – Surface texture parameters in practice 06 /2013 · 10037109 Copyright© JENOPTIK Industrial Metrology Germany GmbH. 4. *Карташов А.И.* Шероховатость поверхности и методы её измерения / *А.И. Карташов*. – М.: Изд-во гос. комитета стандартов, мер и измерительных приборов СССР, 1964. – 163 с. 5. *Дунин-Барковский И.В.* Измерения и анализ шероховатости поверхности, волнистости и некруглости поверхности / *И.В. Дунин-Барковский, А.Н. Карташова*. – М.: Машиностроение, 1978. – 232 с. 6. *Табенкин А.Н.* Шероховатость, волнистость, профиль. Международный опыт / *А.Н. Табенкин, С.Б. Тарасов, С.Н. Степанов*. Под ред. канд. техн. наук *Н.А. Табачниковой*. – СПб.: Изд-во Политех. ун-та, 2007. – 136 с. 7. *Соколовский А.П.* Расчёты точности обработки на металлорежущих станках / *А.П. Соколовский*. – М.- Л.: Гос. науч.-техн. изд-во машиностр. литературы, 1952. – 288 с. 8. *Грановский Г.И.* Резание металлов: Учебник для машиностр. и приборостр. спец. вузов / *Г.И. Грановский, В.Г. Грановский*. – М.: Высш. шк., 1985. – 304 с. 9. *Армарего И. Дж.* Обработка металлов резанием / *И. Дж. Армарего, Р.Х. Браун*. Пер. с англ. *В.А. Пастунова*. – М.: Машиностроение, 1977. – 325 с. 10. *Хусу А.П.* Шероховатость поверхностей (теоретико-вероятностный подход) / *А.П. Хусу, Ю.Р. Витенберг, В.А. Пальмов*. – М.: Гл. ред. физико-математической литературы изд-ва «Наука», 1975. – 344 с. 11. *Витенберг Ю.Р.* Оценка шероховатости поверхности с помощью корреляционных функций / *Ю.Р. Витенберг* // Вестник машиностроения. – 1969. – №1. – С.55-57. 12. *Витенберг Ю.Р.* Корреляционные характеристики шероховатости поверхности и их зависимость от технологических факторов / *Ю.Р. Витенберг* // Технология машиностроения. – 1970. – №2. – С.57-59. 13. *Витенберг Ю.Р.* Оценка волнистости поверхности с помощью корреляционных функций / *Ю.Р. Витенберг* // Вестник машиностроения. – 1971. – №8. – С.58-60. 14. Измерения в промышленности. Справ. изд. Под ред. *П. Профоса*. Пер. с нем. – М.: Металлургия, 1980. – 648 с. 15. *Серебрянников М.Г.* Выявление скрытых периодичностей / *М.Г. Серебрянников, А.А. Первозванский*. – М.: Наука, 1965. – 244 с. 16. *Лищенко Н.В.* Частотные характеристики профилограммы поверхности и вибраций при её обработке / *Н.В. Лищенко* // Високи технології в машинобудуванні: зб. наук. праць. – Харків, НТУ "ХПИ", 2015. – Вип. 1(25). – С.94-108.

Bibliography (transliterated): 1. *Lopovok T.S.* Volnistost' poverkhnosti i ee izmerenie / *T.S. Lopovok*. – М.: Izd-vo standartov, 1973. – 184 s. 2. *Pribory dlya avtomaticheskogo kontrolya v mashinostroenii / S.S. Volosov, E.I. Ped'*. – Uchebnoe posobie dlya vuzov. Izd. 2-e. – М.: Izd-vo standartov, 1975. – 336 s. 3. Roughness measuring systems from Jenoptik – Surface texture parameters in practice 06 /2013 · 10037109 Copyright© JENOPTIK Industrial Metrology Germany GmbH. 4. *Kartashov A.I.* Sherokhovatost' poverkhnosti i metody ee izmereniya / *A.I. Kartashov*. – М.: Izd-vo gos. komiteta standartov, mer i izmeritel'nykh priborov SSSR,

1964. – 163 s. **5.** *Dumin-Barkovskiy I.V.* Izmereniya i analiz sherokhovatosti poverkhnosti, volnistosti i nekruglosti poverkhnosti / *I.V. Dumin-Barkovskiy, A.N. Kartashova.* – M.: Mashinostroenie, 1978. – 232 s.

6. *Tabenkin A.N.* Sherokhovatost', volnistost', profil'. Mezhdunarodnyy opyt / *A.N. Tabenkin, S.B. Tarasov, S.N. Stepanov.* Pod red. kand. tekhn. nauk *N.A. Tabachnikovoy.* – SPb.: Izd-vo Politekh. un-ta, 2007. – 136 s.

7. *Sokolovskiy A.P.* Raschety tochnosti obrabotki na metallorazhushchikh stankakh / *A.P. Sokolovskiy.* – M.-L.: Gos. nauch.-tekhn. izd-vo mashinostr. literatury, 1952. – 288 s. **8.** *Granovskiy G.I.* Rezanie metallov: Uchebnik dlya mashinostr. i priborostr. spets. vuzov / *G.I. Granovskiy, V.G. Granovskiy.* – M.: Vyssh. shk., 1985. – 304 s. **9.** *Armarego I. Dzh.* Obrabotka metallov rezaniem / *I. Dzh. Armarego, R.Kh. Braun.* Per. s angl. *V.A. Pastunova.* – M.: Mashinostroenie, 1977. – 325 s. **10.** *Khusu A.P.* Sherokhovatost' poverkhnostey (teoretiko-veroyatnostnyy podkhod) / *A.P. Khusu, Yu.R. Vitenberg, V.A. Pal'mov.* – M.: Gl. red. fiziko-matematicheskoy literatury izd-va «Nauka», 1975. – 344 s. **11.** *Vitenberg Yu.R.* Otsenka sherokhovatosti poverkhnosti s pomoshch'yu korrelyatsionnykh funktsiy / *Yu.R. Vitenberg* // Vestnik mashinostroeniya. – 1969. – №1. – S.55-57. **12.** *Vitenberg Yu.R.* Korrelyatsionnye kharakteristiki sherokhovatosti poverkhnosti i ikh zavisimost' ot tekhnologicheskikh faktorov / *Yu.R. Vitenberg* // Tekhnologiya mashinostroeniya. – 1970. – №2. – S.57-59. **13.** *Vitenberg Yu.R.* Otsenka volnistosti poverkhnosti s pomoshch'yu korrelyatsionnykh funktsiy / *Yu.R. Vitenberg* // Vestnik mashinostroeniya. – 1971. – №8. – S.58-60. **14.** Izmereniya v promyshlennosti. Sprav. izd. Pod red. P. Profosa. Per. s nem. – M.: Metallurgiya, 1980. – 648 s. **15.** *Serebrennikov M.G.* Vyyavlenie skrytykh periodichnostey / *M.G. Serebrennikov, A.A. Pervozvanskiy.* – M.: Nauka, 1965. – 244 s. **16.** *Lishchenko N.V.* Chastotnye kharakteristiki profilogrammy poverkhnosti i vibratsiy pri ee obrabotke / *N.V. Lishchenko* // Visoki tekhnologii v mashinobuduvanni: zb. nauk. prats'. – Kharkiv, NTU "KhPI", 2015. – Vip. 1(25). – S.94-108.

УДК 621.793

Б.А. Ляшенко, д-р техн. наук, С.А. Клименко, д-р техн. наук,
Киев, Украина

ПРИМЕНЕНИЯ ДИСКРЕТНЫХ ПОКРЫТИЙ В РЕЖУЩИХ ИНСТРУМЕНТАХ

Розглянуто приклади практичного використання різальних інструментів з швидкорізальних сталей, твердих сплавів і кераміки з зносостійкими захисними покриттями. Показано, що інструменти з покриттями, що мають дискретну структуру, характеризуються більшою стійкістю і забезпечують отримання обробленої поверхні з меншою шорсткістю.

Ключові слова: різальний інструмент, зносостійкі покриття, дискретна структура

Рассмотрены примеры практического использования режущих инструментов из быстрорежущих сталей, твердых сплавов и керамики с износостойкими защитными покрытиями. Показано, что инструменты с покрытиями, имеющими дискретную структуру, характеризуются большей стойкостью и обеспечивают получение обработанной поверхности с меньшей шероховатостью.

Ключевые слова: режущий инструмент, износостойкие покрытия, дискретная структура

The examples of practical use of cutting tools made of high-speed steel, carbide and ceramic wear-resistant coating. It is shown that the coated tools having a discrete structure, characterized by longer lifetime and provides the treated surface with less roughness.

Keywords: cutting tool, wear-resistant coating, discrete structure

Введение

«Идеальный» материал режущего инструмента для высокопроизводительной механической обработки должен обладать комплексом специальных свойств: твердость и износостойкость алмаза, химическая стабильность керамики, ударная вязкость быстрорежущей стали. Он должен обладать высокой теплопроводностью и низкой чувствительностью к перепаду температур. Пока такой материал не создан, одной из основных тенденций совершенствования режущих инструментов является нанесение на их рабочие поверхности износостойких защитных покрытий.

По мере расширения номенклатуры обрабатываемых и инструментальных материалов, конструкций и геометрических параметров режущих инструментов защитные покрытия становятся все более многообразными.

Покрyтия дискретной структуры на режущем инструменте показали более высокую эффективность в сравнении с традиционными покрытиями сплошной структуры из идентичного материала, одинаковой толщины и полученными по близким технологиям нанесения [1-5].

В настоящей работе рассмотрен опыт применения дискретных покрытий

для повышения работоспособности инструментов, оснащенных быстрорежущими сталями, твердыми сплавами и керамикой.

Основная часть

Дискретные покрытия на стальных инструментах. Нитридтитановые сплошные и дискретные покрытия одинаковой толщины наносили в установке ННВ-6,6-И1 [6] за один технологический цикл. Применяемые режимы обеспечивали получение покрытия, состоящего из нитридной фазы ϵ - Ti_2N . В качестве обрабатываемого материала приняты сталь 12X18H10T и сталь 45, относящиеся к различным классам сталей по обрабатываемости. Резцы изготовляли из быстрорежущей стали Р6М5, толщина покрытия ~ 10 мкм. Микротвердость основы ~ 6,5...7,0 ГПа, покрытия ~ 17,5...18,3 ГПа.

Образец из стали 12X18H10T обрабатывали на токарном станке 1К62 без охлаждения с режимами резания: скорость резания $v = 9,5$ м/мин, подача $S = 0,07$ мм/об, глубина резания $t = 0,5$ мм. Износ резцов по задней поверхности в области вершины замеряли прибором МБС-3. Коэффициент изменения стойкости резцов со сплошным и несплошным покрытиями определяли как отношение среднего приведенного износа на единицу длины пути резания для резцов со сплошным и дискретным покрытиями в исследуемых партиях к среднему приведенному износу на единицу длины пути резания для резцов без покрытия. Характер разрушения покрытий исследовали визуально при увеличении $\times 10$ и $\times 20$.

Результаты сравнительных исследований проходных резцов из стали Р6М5 показали, что сплошное покрытие повышает их стойкость при точении образца из стали 12X18H10T на 37,5%, а дискретное – на 93,3%.

На рис. 1 приведено типичное разрушение резцов со сплошным и дискретным покрытиями при одинаковой длине пути резания. Видно, что сплошное покрытие имеет тенденцию к отслоению в зоне резания, а разрушение дискретного покрытия локализуется в зоне единичного участка и происходит постепенно, что обуславливает большую стойкость инструментов.

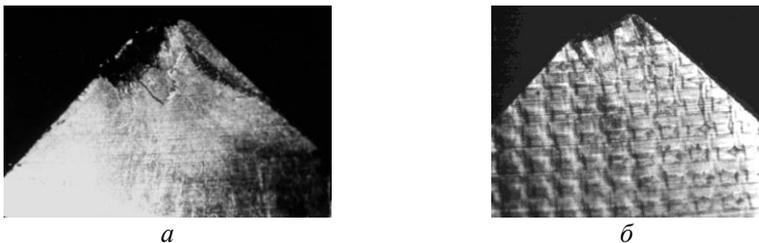


Рисунок 1 – Вид разрушенного участка инструмента из стали Р6М5 со сплошным (а) и дискретным (б) покрытиями после обработки образца из стали 12X18H10T

Влияние вида покрытия на динамические характеристики процесса точения и шероховатость обработанной поверхности исследовали при обработке образца из стали 45 (167...207 НВ).

Обработку проводили без охлаждения с режимами резания: скорость резания $v = 100$ м/мин, подача $S = 0,04$ мм/об, глубина резания $t = 0,3$ мм. Шероховатость поверхности измеряли на профилометре-профилографе мод. 296 завода «Калибр».

Результаты исследования характера износа по задней поверхности резцов без покрытия, со сплошным и дискретным покрытиями в зависимости от длины пути резания (рис. 2) показали, что стойкость резцов со сплошным покрытием увеличивается на 18%, а с несплошным – на 64% [7].

Технологические составляющие силы резания с увеличением длины пути резания увеличиваются.

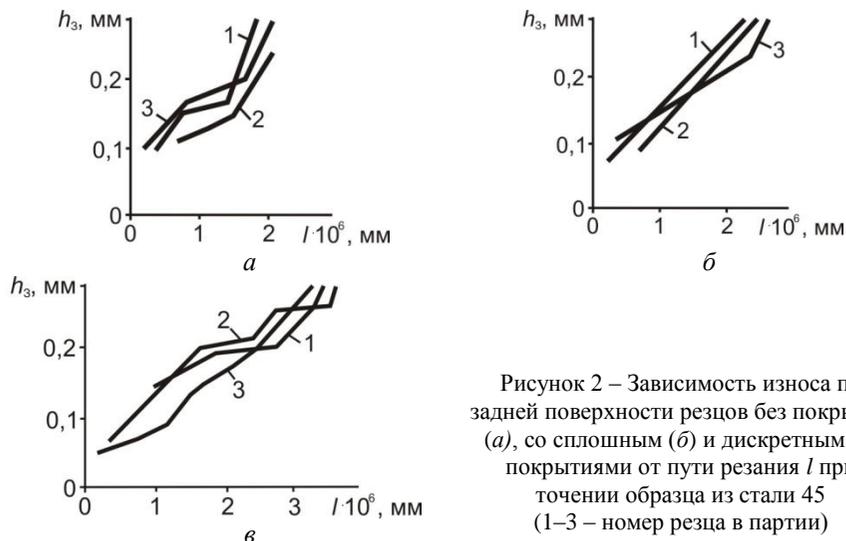


Рисунок 2 – Зависимость износа по задней поверхности резцов без покрытия (а), со сплошным (б) и дискретным (в) покрытиями от пути резания l при точении образца из стали 45 (1–3 – номер резца в партии)

Наибольшее увеличение силы резания характерно для резцов без покрытия [5], что объясняется снижением коэффициента трения в парах «обрабатываемое изделие-инструмент с покрытием», «стружка-инструмент с покрытием» и большей фактической поверхностью контактных участков инструмента с несплошным покрытием, способствующей большому теплоотводу в окружающую среду, в стружку и массив обрабатываемого изделия.

Шероховатость поверхности, обработанной резцами с покрытиями, ниже, чем на поверхности, обработанной резцами без покрытия. Это объясняется снижением динамических характеристик процесса резания, т.е.

работой системы СПИД в более благоприятных условиях. Одновременно с этим следует отметить, что при обработке резцами с дискретным покрытием шероховатость обработанной поверхности практически во всем исследованном диапазоне режимов резания ниже, чем при обработке резцами со сплошным покрытием. Это связано с улучшением условий работы системы СПИД и особенным характером разрушения единичных участков несплошного покрытия на резцах, способствующим реализации на инструменте эффекта «микромноголезвийности».

Сплошность покрытия ψ определяет механизм его изнашивания и шероховатость обработанной поверхности. Влияние сплошности дискретного покрытия ψ исследована для трех интервалов: – при сплошности $\psi < 30\%$ имел место адгезионный характер изнашивания инструмента и на обработанной поверхности формировались значительные микронеровности; – при сплошности $\psi = 50...70\%$ имел место абразивный механизм изнашивания инструмента. При этом износ резца минимизировался и обеспечивалась шероховатость обработанной поверхности Ra 0,63; – при сплошности $\psi = 80...95\%$ наблюдалось изнашивание за счет отслоения отдельных участков покрытия, что приводило к увеличению шероховатости обработанной поверхности.

Упрочнение твердосплавных инструментов дискретными покрытиями. Многогранные неперетачиваемые твердосплавные пластины из сплава Т15К6 испытывали в инструментах при обработке образца из стали 45. При этом определяли износ инструмента по задней поверхности (ширина фаски износа $h_3 = 0,6$ мм) и шероховатость обработанной поверхности. Износ инструмента измеряли прибором МБС-3, а параметры шероховатости обработанной поверхности профилометром-профилографом мод. 296 завода «Калибр». Сплошное покрытие из TiN наносили на установке ННВ-6,6-И1 [6], дискретное покрытие – комбинированным способом. Толщина покрытия ~ 10 мкм, в дискретном покрытии присутствовала «оконная» структура (время азотирования ~ 60 мин).

Как и в случае применения инструмента из быстрорежущей стали, разрушение дискретного слоя покрытия на твердосплавных пластинах происходило по отдельным элементарным участкам, а сплошное покрытие растрескивалось и выкрашивалось.

Стойкость инструментов с дискретным покрытием при работе со всеми исследованными режимами резания в 2,5...3,0 раза выше, чем у резцов со сплошным покрытием (рис. 3). При этом разница в значениях стойкости увеличивается с интенсификацией режимов резания.

Шероховатость поверхности, обработанной резцами с дискретным покрытием поверхности, в 1,5...2,0 раза ниже, чем при обработке инструментами со сплошным покрытием, что обусловлено снижением динамических нагрузок процесса резания инструментом с несплошным

покрытием и характером разрушения единичных участков дискретного покрытия при термобарическом нагружении в процесса токарной обработки.

Резцы с дискретными TiN-покрытия, нанесенными вакуум-плазменным методом [6] на твердосплавные пластины ВК8, испытывали при точении образца из стали ХВГ (62...64 HRC) [4]. Толщина покрытия сплошного и дискретного – 8 мкм. Режимы точения выбирали в пределах: скорость резания $v = 50...154$ м/мин; подача $S = 0,1...0,3$ мм/об; глубина резания $t = 0,10...0,25$ мм. За критерий стойкости принимали время до достижения фаской износа по задней поверхности резца ширины $h_3 = 0,4$ мм.

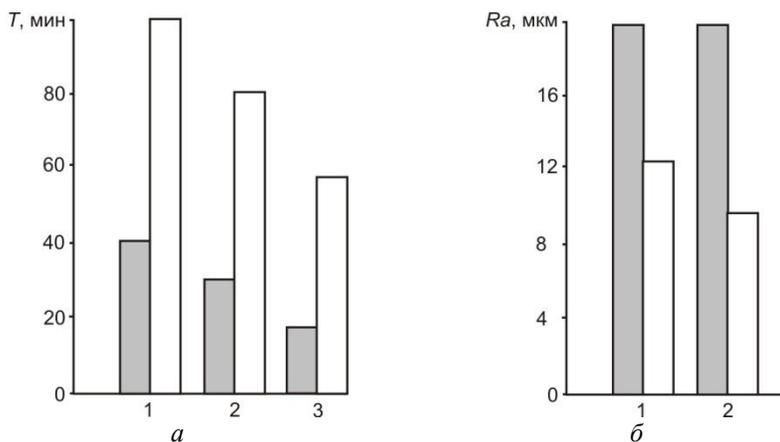


Рисунок 3 – Сравнительные диаграммы стойкости (а) твердосплавных инструментов и шероховатости (б) обработанной поверхности (темные столбцы – сплошное покрытие, светлые – дискретное):

1 – $v = 160$ м/мин, $S = 0,05$ мм/об, $t = 0,5$ мм;

2 – $v = 160$ м/мин, $S = 0,05$ мм/об, $t = 1,0$ мм;

3 – $v = 160$ м/мин, $S = 0,10$ мм/об, $t = 1,0$ мм

Как показали исследования, вследствие значительных термобарических нагрузок сплошные покрытия в процессе резания растрескиваются и отслаиваются от основы на значительной площади (аналогично рис. 1, а). В то же время в покрытиях дискретной структуры отслоение отдельных участков практически отсутствует (аналогично рис. 1, б). При этом ресурс инструмента с покрытием дискретной структуры в 1,8...2,6 раза в сравнении с инструментом без покрытия и в 1,3...1,8 раза – в сравнении с инструментом со сплошным покрытием (рис. 4).

На рис. 5 приведена зависимость стойкости режущего инструмента с покрытием TiN от его сплошности ψ . Как видно, существует интервал оптимальных значения сплошности ψ , которые соответствуют условиям

оптимального напряженно-деформированного состояния покрытия и обеспечивают максимальную стойкость инструменту.

Дискретные покрытия на керамическом инструменте. В настоящей работе рассмотрено влияние сплошных и дискретных защитных покрытий, в частности, из TiN на износостойкость инструмента, оснащенного силинитом-Р – керамикой на основе Si₃N₄, при непрерывном точении легированной термообработанной стали ШХ15 (62...64 HRC).

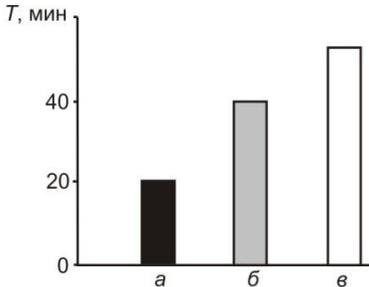


Рисунок 4 – Стойкость инструментов из твердого сплава ВК8 при точении стали ХВГ (62...64 HRC):
а – без покрытия;
б – сплошное покрытие TiN;
в – дискретное покрытие TiN

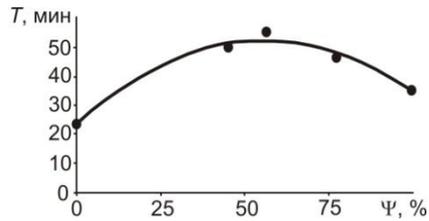


Рисунок 5 – Зависимость стойкости инструмента от плотности покрытия ψ

Износостойкие покрытия из TiN толщиной 8 мкм наносили методом катодного распыления на установке ННВ-6,6-И1 типа «Булат» [6].

Режим точения: скорость резания $v = 60$ м/мин, подача $S = 0,1$ мм/об, глубина резания $t = 0,25$ мм.

Установлено, что сплошное защитное покрытие обеспечивает увеличение стойкости режущего инструмента в 1,7 раза по сравнению с инструментом без покрытия, дискретное – в 2,2 раза (рис. 6).

Упрочняющий эффект дискретного покрытия на инструменте увеличивается с ужесточением режимов резания.

С увеличением скорости резания возрастает интенсивность изнашивания резцов как со сплошным покрытием, так и с дискретным. Однако, во втором случае значения износа существенно ниже (в 1,3 раза при скорости резания 90 м/мин и в 1,6 раза – при 146 м/мин). С увеличением подачи от 0,15 до 0,30 мм/об, при постоянных скорости и глубине резания (146 м/мин и 0,25 мм соответственно), наблюдается та же тенденция. Причем для резца со сплошным покрытием при подачах 0,26 и 0,30 мм/об на 20-й минуте точения достигается критический износ по задней поверхности (0,4 мм), в то время

как для резца с дискретным покрытием эти значения составили 0,10 и 0,35 мм соответственно.

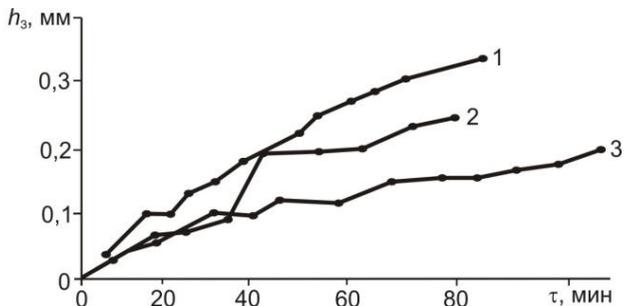


Рисунок 6 – Зависимость износа по задней поверхности резца от времени точения стали ШХ15:

1 – резец без покрытия;

2, 3 – резцы со сплошным и дискретным покрытием из TiN соответственно

Таким образом, с увеличением как скорости резания, так и подачи, резец с дискретным покрытием проявляет более высокие эксплуатационные качества. Замена традиционного сплошного покрытия дискретным позволяет минимизировать уровень напряжений в покрытии. Высокая когезионная и адгезионная стойкость отдельных участков защитного слоя достигаются путем ограничения нормальных напряжений, максимум которых будет находиться в центре фрагмента, и касательных напряжений, которые будут концентрироваться на периферии фрагмента. В дальнейшем будет разрушаться часть покрытия, которая обуславливает локальную концентрацию касательных напряжений [8].

Износ резца с дискретным покрытием незначительно увеличивается при длительном времени точения. Для эталонного резца (без покрытия) увеличение износа на 0,1 мм достигается за 20 мин точения, для дискретного покрытия – за 85 мин.

На рис. 7 приведена зависимость износа резцов с различными покрытиями от времени резания при точении закаленной стали ХВГ (62 HRC). Преимущество дискретных покрытий очевидно. Дискретные покрытия TiN, CrN/(Cr,Zr)N и (Al,Cr)N обеспечивают практически полное отсутствие износа резца в первые 10...13 мин резания.

Дискретные покрытия на режущих инструментах из керамики повышают их стойкость в 2,0...3,5 раза в сравнении с традиционными покрытиями сплошной структуры. При чистовом точении закаленной стали дискретные покрытия на инструменте позволяют повысить скорость резания с 60...80 м/мин до 110...120 м/мин.

Заключение

Как показывают результаты исследований и практический опыт, защитные покрытия дискретной структуры, в сравнении с традиционными сплошными покрытиями, более эффективно повышают работоспособность режущих инструментов.

Принцип дискретной структуры позволяет решить основное противоречие, возникающее при использовании покрытий, – преодолеть их хрупкость. В слоях с дискретной структурой обеспечивается ограничение роста напряжений и минимизируются условия реализации процесса трещинообразования, что значительно повышает прочность покрытий и стойкость инструментов с покрытиями, полностью исключая их когезионное растрескивание и адгезионное отслоение.

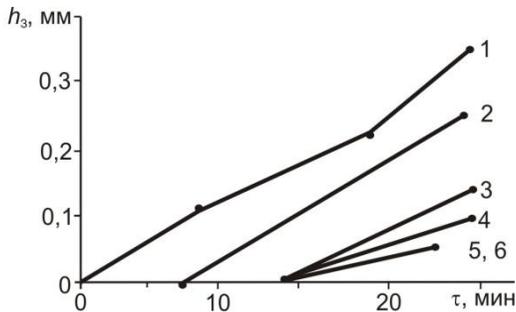


Рисунок 7 – Зависимость износа по задней поверхности керамических резцов с покрытиями от времени точения образца из стали ХВГ ($v = 75$ м/мин; $S = 0,07$ мм/об; $t = 0,25$ мм):

- 1 – резец без покрытия; 2 – TiN (двойная бомбардировка, сплошное покрытие);
3 – TiN (дискретное покрытие); 4 – CrN (CrZr)N; (сплошное покрытие);
5 – CrN (CrZr)N (дискретное покрытие); 6 – (Al, Cr)N (дискретное покрытие)

Список использованных источников: 1. Матвеев Н.В. Служебные и физико-механические свойства несплошного нитридтитанового покрытия // Сварочное производство. – 2006. – № 9. – С. 16–21; 2. Антонюк В.С., Ляшенко Б.А., Сорока Е.Б. Выбор параметров покрытий дискретной структуры при модификации поверхности режущего инструмента // Упрочняющие технологии и покрытия. – 2005. – № 3. – С. 49–50; 3. Антонюк В.С., Сорока О.Б., Калініченко В.І. Аналіз напружено-деформованого стану різального інструменту з покриттями // Вісник Національного технічного університету України „Київський політехнічний інститут”. Сер. Приладобудування. – 2004. – Вип. 27. – С. 84–89; 4. Антонюк В.С. Дискретні покриття на різальному інструменті / В.С. Антонюк, О.Б. Сорока, Б.А. Ляшенко та ін. // Проблеми прочності. – 2007. – № 1. – С. 138–143; 5. Матвеев Н.В. Влияние износостойких покрытий на стойкость проходных резцов и динамические характеристики процесса резания при точении стали 45 / Н.В. Матвеев, И.В. Милосердов, О.В. Цыгулев, Е.В. Сидоренко // Сб. науч. тр. НИАТ. – М.: НИАТ, 1988. – С. 24–29.; 6. Патент України 26322. Установка для вакуум-плазмового напилення // Бюл. «Промислова

власність». – 2007. – № 14; 7. *Солових Є.К.* Науково-методологічні основи підвищення несучої здатності функціональних покриттів конструктивними і технологічними методами: автореф. ...докт. дис. – К: НТУУ КПІ, 2013. – 36 с.; 8. *Гнесин Г.Г.* Износостойкость керамических режущих инструментов на основе нитрида кремния со сплошными и дискретными нитридотитановыми покрытиями / *Г.Г. Гнесин, Б.А. Ляшенко, С.Н. Фоменко* и др. // Порошковая металлургия. – 1999. – № 11/12. – С. 93–97.

Bibliography (transliterated): 1. *Marveev N.V.* Slezhebnye i fiziko-mehanichnye svoystva nesploshnogo nitridnotitanovogo pokrytija // Svarochnoe proizvodstvo. – 2006. – № 9. – S. 16–21; 2. *Antonyuk V.S., Ljashenko B.A., Soroka E.B.* Vybory parametrov pokrytija diskretnoi struktury pri modifikatsii poverkhnosti rezal'nogo instrumenta // Uprochjajustchie tehnologii i pokrytija – 2005. – № 3. – С. 49–50; 3. *Antonyuk V.S., Soroka O.B., Kalinichenko V.I.* Analiz napruzhenno-deformovanogo stanu rizal'nogo instrumentu z pokryttjam // Visnyk Natsional'nogo tehničnogo universytetu Ukrainy «Kievskii politehničniy institut». Ser. Prylادobuduvannja. – 2004. – Vyp. 27. – S. 84–89; 4. *Antonyuk V.S.* Diskretni pokryttja na rizal'nomu instrumenti / *V.S. Antonyuk, O.B. Soroka, B.A. Ljashenko* ta in. // Problemy prochnosti. – 2007. – № 1. – S. 138–143.; 5. *Matveev N.V.* Vlijanie isnosostoykikh pokrytija na stoykost' prohodnykh reatsov i dinamicheskie charakteristiki protsessa resanija pri tochenii stali 45 / *N.V. Matveev, I.V. Miloserdov, O.V. Tsigulev, E.V. Sidorenko* // Sb. nauch. tr. – M.: NIAT, 1988. – S. 24–29.; 6. Patent Ukrainy 26322. Ustanovka dlya vakuum-plasmennogo napylenija // Byul. «Promyslova vlasnist'». – 2007/ – № 14; 7. *Solovyh E.K.* Naukovo-metodologichni osnovy pidvystchennya nesuchoi sdatnosti funktsionalnykh pokrytth konstruktivnymy i tehnologichnymy metodamy: avtoref. ...dokt. dis. – K: NHTUU KPI, 2013. – 36 s.; 8. *Gnesin G.G.* Iznosostoikost' keramicheskikh rezhustchih instrumentov na osnove nitride kremniya so sploshym i diskretnym nitridtitanovymy pokryttjami / *G.G. Gnesin, B.A. Ljashenko, S.N. Fomenko* i dr. // Poroshkovaja metallurgija. – 1999. – № 11/12. – S. 93–97.

УДК 621.91

Е.В. Мироненко, д-р техн. наук,
В.В. Калиниченко, канд. техн. наук, Краматорск, Украина

СТРАТЕГИЯ ОПРЕДЕЛЕНИЯ ЭНЕРГОЭФФЕКТИВНЫХ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ ТОКАРНОЙ ОБРАБОТКИ ДЕТАЛЕЙ ТЯЖЕЛОГО МАШИНОСТРОЕНИЯ

У статті представлені основні наукові підходи до створення оптимізаційних математичних моделей для визначення енергоєфективних технологічних параметрів токарної обробки деталей важкого машинобудування. Обґрунтовано використання питомої енергоємності різання у якості критерію оптимізації в математичних моделях процесів токарної обробки на важких верстатах.

Ключові слова: оптимізаційні математичні моделі, токарна обробка

В статье представлены основные научные подходы к созданию оптимизационных математических моделей для определения энергоэффективных технологических параметров токарной обработки деталей тяжелого машиностроения. Обосновано использование удельной энергоёмкости резания в качестве критерия оптимизации в математических моделях процессов токарной обработки на тяжёлых станках.

Ключевые слова: оптимизационные математические модели, токарная обработка

In the article the main scientific approaches to the creation of optimization mathematical models for determination of energy efficient technological parameters of turning of heavy engineering parts is expounded. The use of specific power consumption of cutting as the optimization criteria of mathematical models of heavy turning is substantiated.

Keywords: optimization mathematical models, turning

Постановка проблеми

Важнейшей научно-практической проблемой отечественного машиностроения является повышение эффективности использования энергетических ресурсов в производстве. Машиностроительному комплексу Украины и других стран постсоветского пространства в силу исторических особенностей его развития присущ высокий уровень энергозатрат на единицу выпускаемой продукции, намного превышающий уровень энергозатрат на единицу продукции в ведущих промышленно развитых странах мира. Указанный фактор негативно влияет на конкурентоспособность продукции отечественных машиностроительных заводов, особенно с учетом неуклонного роста удельной доли стоимости энергозатрат в общей себестоимости продукции в связи с постоянным ростом цен на электроэнергию. Одним из стратегических направлений повышения конкурентоспособности продукции отечественного машиностроения является повышение энергоэффективности процессов механической обработки деталей, особенно в высокоэнергоёмком тяжелом машиностроении.

Работа выполнена в рамках тематики НИР Донбасской государственной машиностроительной академии «Повышение энергоэффективности процессов механообработки на основе многокритериальной оптимизации параметров технологических систем тяжелого машиностроения».

Анализ исследований и публикаций по рассматриваемой проблеме

Важными резервами повышения энергоэффективности производства в машиностроении являются разработка и внедрение новых технологических процессов и методов обработки деталей, создание нового и модернизация используемого технологического оборудования, осуществляемые на основе известных принципов энергоэффективности и энергосбережения. Однако кардинальное обновление технологий и оборудования при коренном техническом перевооружении производства требует больших капитальных вложений, не обеспечивая их быстрой окупаемости. Значительная экономия энергоресурсов в производстве может быть достигнута и без его технического перевооружения, за счет использования энергоэффективных параметров технологических процессов, обеспечивающих минимальные энергозатраты на заданный объем выпуска продукции [1].

Эффективная механическая обработка деталей базируется на оптимизации технологических параметров процесса обработки по значимым для достижения поставленной цели критериям. Вопросы разработки математических моделей для определения оптимальных с точки зрения энергоэффективности параметров механической обработки рассматривались в работах В. К. Старкова [2], С. С. Силина и А. В. Баранова [3], В. С. Гусарева и Ю. В. Ярового [4], А. В. Карпова [5-7] и других ученых. Авторы указанных работ предлагают в качестве критериев оптимизации процессов механической обработки различные критерии, связанные с величиной энергозатрат на процесс резания.

Обзор нерешенных частей проблемы

В оптимизационных математических моделях процессов обработки на тяжелых станках энергетические критерии оптимальности применяются достаточно ограниченно [8]. Вместе с тем, высокая энергозатратность тяжелого машиностроения и постоянный рост стоимости электроэнергии обостряют проблему повышения энергоэффективности токарной обработки деталей тяжелого машиностроения, предполагая разработку и широкое внедрение математических моделей процесса обработки, основанных на использовании энергетических критериев оптимизации.

Цель статьи – сформулировать основные научные подходы к созданию оптимизационных математических моделей для определения энергоэффективных технологических параметров токарной обработки деталей тяжелого машиностроения.

Основная часть

Значительную удельную долю деталей тяжелого машиностроения составляют детали-тела вращения (валки прокатных станов, роторы энергетических установок и др.) [9]. 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 [8]. Обработка на тяжелых токарных станках отличается очень высоким уровнем энергозатрат, причинами чего 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 и, следовательно, энергозатраты 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).

Снижение потерь энергии в электрической и механической части ПГД станка предполагает модернизацию привода, что не всегда может быть реализовано. Более перспективным направлением повышения энергоэффективности обработки деталей является снижение затрат энергии на протекание физических процессов в зоне резания, обеспечиваемое за счет оптимизации технологических параметров обработки.

Общая структура математической модели для определения оптимальных технологических параметров процессов механической обработки деталей предполагает решение оптимизационной задачи вида [2]:

$$Q = \text{extr} \{ f(x, \omega) | x \in D \} \quad (1)$$

с системой ограничений вида:

$$g(x, \omega) \leq 0; \quad (2)$$

$$f(x) \leq 0; \quad (3)$$

$$a_i \leq x_i \leq b_i, \quad (4)$$

где $f(x, \omega)$ – целевая функция (критерий оптимизации);

x – управляемые (варьируемые) параметры обработки;

ω – постоянные входные параметры обработки;

D – область допустимых значений управляемых параметров x ;

$a_i = \text{const}$, $b_i = \text{const}$.



Рисунок 1 – Направления повышения энергоэффективности процессов механической обработки деталей на тяжелых токарных станках

Разработка структуры математической модели процесса механической обработки предполагает конкретизацию оптимизационной задачи (1) с ограничениями (2-4) путем последовательного выполнения этапов, представленных на рис. 2.

При решении задач оптимизации процессов механической обработки используются различные по своей сущности критерии оптимизации, в том числе обобщенные критерии, основанные на комплексной оценке различных аспектов процесса резания или комбинации различных оценок одного и того же критерия при решении минимаксных задач оптимизации [2].

Примеры некоторых критериев оптимизации, нашедших применение в математических моделях токарной обработки на тяжелых станках [8], приведены в табл. 1. Как правило, такие критерии оптимизации относятся к экономическим или технико-экономическим и отражают логику минимизации либо материальных затрат (минимум затрат A на обработку, минимум расхода R_c твердого сплава, минимум расхода R_u инструмента), либо затрат времени (минимум штучного времени t_{um} на обработку). Важной особенностью этих критериев является их соотношение к площади

обработанной поверхности и, следовательно, – к производительности обработки, ведь при оптимизации механообработки требуется не просто минимизировать материальные или временные затраты, а обеспечить максимальную производительность обработки при минимальных затратах.

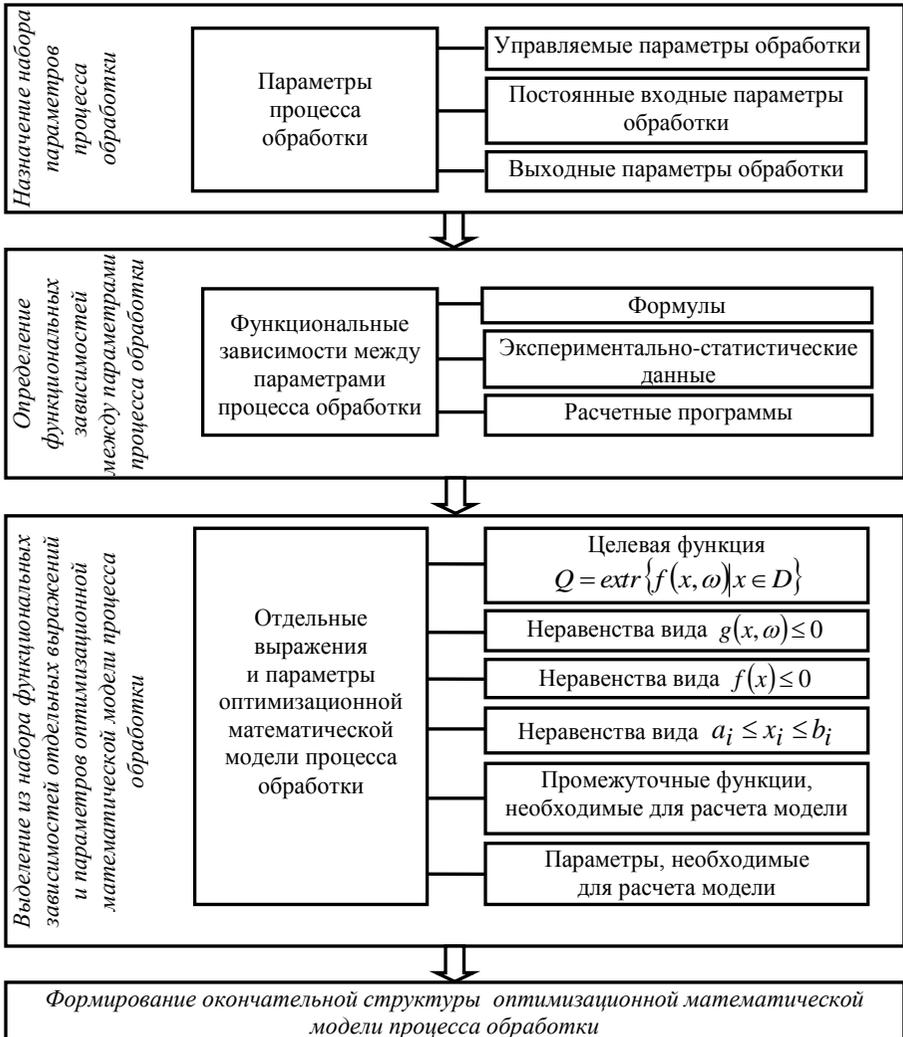


Рисунок 2 – Схема последовательности разработки оптимизационной математической модели процесса механической обработки

Энергетические критерии оптимизации использовались гораздо реже, поскольку до недавнего времени оптимизация с их помощью мало отражала вопросы экономики производства, но выявляла резервы производительности, предопределяемые физическими особенностями взаимодействия инструмента и обрабатываемого материала заготовки [8].

Таблица 1 – Примеры распространенных критериев оптимизации процессов токарной обработки на тяжелых станках (по данным работы [8])

Наименование критерия оптимизации	Выражение для определения критерия оптимизации	Общий вид целевой функции
Затраты на обработку A , грн./м ²	$A = E \cdot t_{ум} + A_c \cdot R_c + A_u \cdot R_u + A_o \cdot F_o$	$A \rightarrow \min$
Штучное время на обработку $t_{ум}$, ч/м ²	$t_{ум} = \frac{t_o}{60} \cdot \left(1 + \frac{t_g}{T} \right)$	$t_{ум} \rightarrow \min$
Расход твердого сплава R_c , г/м ²	$R_c = \gamma \cdot l \cdot h \cdot b \cdot R_n = \gamma \cdot l \cdot h \cdot b \cdot \frac{t_o}{K \cdot T}$	$R_c \rightarrow \min$
Расход инструмента R_u , г/м ²	$R_u = \frac{R_n}{Z}$	$R_u \rightarrow \min$
Пояснения к таблице: E – стоимость станко-часа работы оборудования; A_c – стоимость твердого сплава; A_u – стоимость комплекта инструмента (без твердого сплава); A_o – стоимость оборотного фонда твердого сплава на рабочем месте; F_o – величина оборотного фонда твердого сплава на рабочем месте; t_o – основное время обработки (время резания); t_g – вспомогательное время обработки (время смены инструмента (режущей пластины)); T – период стойкости инструмента (режущей пластины); γ – плотность (удельная масса) твердого сплава; l , h , b – соответственно длина, толщина, ширина режущей пластины; R_n – расход твердосплавных режущих пластин; K – число периодов стойкости до разрушения режущей пластины; Z – число режущих пластин в комплекте		

В настоящее время очевидно, что оптимизационные модели высокоэнергоёмких процессов токарной обработки деталей на тяжелых станках обязательно должны включать критерии оптимизации, связанные с уровнем энергозатрат при резании. Анализ публикаций [1, 2, 4–7] позволил систематизировать информацию о некоторых таких критериях в табл. 3. Рассмотрим особенности использования энергетических критериев оптимизации в математических моделях процессов токарной обработки. Одним из наиболее распространенных является критерий минимума

эффективной мощности $N_{эф}$ резания [1], преимуществом которого является простота определения. Этот критерий отражает абсолютную величину энергозатрат на процесс резания, в то время как эффективность использования электроэнергии при механической обработке должна оцениваться показателями затрат энергии на удаление единицы объема срезаемого слоя или образование единицы площади обработанной поверхности. Кроме того, показатель $N_{эф}$ не может использоваться в качестве критерия оптимизации процессов токарной обработки с переменным значением эффективной мощности резания (подрезания торцов, прорезания канавок и т. д.).

Таблица 2 – Примеры критериев оптимизации процессов механической обработки, связанных с уровнем энергозатрат при резании

Наименование критерия оптимизации	Выражение для определения критерия оптимизации	Общий вид целевой функции
Эффективная мощность резания $N_{эф}$, кВт	$N_{эф} = \frac{P_z \cdot v}{60 \cdot 1020}$	$N_{эф} \rightarrow \min$
Удельная энергоёмкость резания e , Вт·мин/мм ³	$e = \frac{N_{эф}}{v \cdot S \cdot t}$	$e \rightarrow \min$
Безразмерный энергетический критерий q	$q = \frac{\sigma_e}{e}$	$q \rightarrow \max$
Энергетический КПД процесса резания K	$K = \frac{\Delta w \cdot V}{n_{ц} \cdot \int_0^{\tau_{ц}} N(\tau) d\tau}$	$K \rightarrow \max$
Критерий действия технологической системы D , Дж·мин ³	$D = N \cdot T^2$	$D \rightarrow \min$
Пояснения к таблице: P_z – тангенциальная составляющая силы резания; v – скорость резания; S – подача; t – глубина резания; σ_e – предел прочности обрабатываемого материала при разрыве; Δw – удельная энергоёмкость обрабатываемого материала; V – объем обрабатываемого материала, подвергнутого воздействию; $n_{ц}$ – число циклов изменения мощности резания $N(\tau)$ в единицу времени стружкообразования; $\tau_{ц}$ – время одного цикла изменения мощности резания; T – время обработки		

В работах [2, 5] в качестве критерия оптимизации высокопроизводительных процессов обработки со снятием значительных припусков рекомендуется применять удельную энергоемкость резания:

$$e = \frac{A_{рез}}{V} = \frac{N_{эф}}{П_{рез}} = \frac{N_{эф}}{v \cdot S \cdot t},$$

где $A_{рез}$ – работа резания;

V – объем срезаемого слоя материала, превращаемого в стружку;

$N_{эф}$ – эффективная мощность резания;

$П_{рез}$ – производительность резания (съем стружки в единицу времени);

v – скорость резания;

S – подача резца;

t – глубина резания.

Удельная энергоемкость резания адекватно отображает уровень энергозатрат в зоне резания, расходуемых на съем заданного объема материала срезаемого слоя заготовки.

Безразмерный энергетический критерий q и энергетический КПД процесса резания K , предложенные в работах [6, 7], позволяют оценить долю энергозатрат в зоне резания, расходуемых на выполнение «полезной» работы при стружко- и формообразовании и на протекание неизбежно сопровождающих их физических процессов, инициирующих изнашивание инструмента и деформацию поверхностного слоя обработанной детали («вредную» составляющую выполняемой работы резания). Энергетический КПД процесса резания K может применяться для оценки энергоэффективности механообработки с переменным значением $N_{эф}$.

Вместе с тем, при решении задачи минимизации расхода электроэнергии при обработке на тяжелых станках данная задача не является первоочередной, поэтому использование энергетических критериев q и K имеет смысл лишь для более полного изучения физических закономерностей процесса резания с целью выявления резервов повышения доли «полезной» составляющей и, соответственно, снижения доли «вредной» составляющей работы резания в энергетическом балансе зоны резания.

Критерий действия технологической системы D , предложенный в работе [4], с успехом может быть использован для сравнения энергоэффективности различных технологических процессов и методов обработки, в том числе принципиально разной физической природы. Вместе с тем, целесообразность его применения для оптимизации затрат

энергоресурсов при обработке деталей на тяжелых станках вызывает сомнения.

Анализ энергетических критериев оптимизации процессов механической обработки, представленных в табл. 2, позволил сделать вывод о предпочтительности использования в оптимизационных математических моделях токарной обработки на тяжелых станках критерия минимума удельной энергоемкости резания. В работе [2] отмечаются следующие достоинства данного критерия:

- удельная энергоемкость, характеризующая физико-механическое состояние зоны резания, служит физическим показателем эффективности съема материала и определяет условия работы режущего инструмента;
- удельная энергоемкость резания – универсальный критерий, величина которого зависит только от свойств обрабатываемого материала, геометрии инструмента, режима резания и не зависит от характера производства;
- целесообразность применения удельной энергоемкости бесспорна при оптимизации условий резания, когда условные экстремумы экономических критериев лежат на границе области допустимых значений оптимизируемых параметров.

В таком случае целевая функция оптимизации процесса токарной обработки на тяжелых станках 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 свойства обрабатываемого и инструментального материала, геометрические параметры инструмента, принимаем в качестве постоянных входных параметров ω_i оптимизируемого перехода обработки.

Логика известных закономерностей $N_{эф} = \frac{P_z \cdot v}{60 \cdot 1020}$

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 энергоёмкости 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 $C_{P_z} = const$, $K_{P_z} = const$,
 $t = const$.

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 модели оптимизации процесса продольного точения на тяжелых токарных станках представлен в табл. 3. В результате переноса в правую часть каждого из неравенств составляющих W , зависимых лишь от постоянных параметров обработки, получаем общий вид ограничений как зависимостей от управляемых параметров (S, v) модели.

Приведенные в табл. 3 ограничения в дальнейшем конкретизируются с помощью расчетно-теоретических формул и эмпирических зависимостей.

Учитывая степенной характер целевой функции и большинства ограничений, оптимальные технологические параметры токарной обработки деталей тяжелого машиностроения будут определяться с применением аппарата нелинейной оптимизации.

Удельная энергоёмкость резания может применяться как в качестве единственного критерия в однокритериальной оптимизации, так и совместно с другими критериями экономического и технико-экономического характера в моделях многокритериальной оптимизации.

При разработке моделей многокритериальной оптимизации для определения энергоэффективных технологических параметров токарной обработки деталей тяжелого машиностроения формирование представительного набора критериев оптимизации должно базироваться на изложенных в работе [8] принципах:

1) принцип полноты (использование дополнительных критериев не меняет результаты, а отбрасывание хотя бы одного критерия приводит к изменению результатов);

2) принцип минимальности (набор критериев оптимизации должен содержать как можно меньшее число критериев);

3) принцип операциональности (каждый критерий должен иметь понятную формулировку, однозначный смысл, быть удобным для расчетов);

4) принцип измеримости (каждый критерий должен допускать возможность количественной оценки);

Таблица 3 – 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	$N_{эф} \leq N_{дв} \cdot \eta_{см}$	$S^y P_z \cdot v^z P_z^{+1} \leq W_M$
Режущая способность резца	$T \geq T_H$	$S^y v \cdot v \leq W_{p.c}$
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	$P_y \leq [P_y]_{ж.д}$	$S^y P_y \cdot v^z P_y \leq W_{ж.д}$
Жесткость резца	$P_z \leq [P_z]_{ж.p}$	$S^y P_z \cdot v^z P_z \leq W_{ж.p}$
Шероховатость обработанной поверхности	$R_a \leq R_{amp}$	$S \leq W_{ш}$
Прочность механизма подачи станка	$P_x \leq P_{см}$	$S^y P_x \cdot v^z P_x \leq W_{нод}$
Производительность обработки	$\Pi \geq \Pi_{mp}$	$S \cdot v \geq W_n$
Время работы двигателя ПГД станка на холостом ходу	$T_{x.x} \leq T_{x.xmp}$	$S^y v \cdot v^{n_v} \leq W_{x.x}$
Кинематические характеристики станка	$n_{\min} \leq n \leq n_{\max}$ $S_{\min} \leq S \leq S_{\max}$	

Пояснения к таблице: 1. $N_{дв}$ и $\eta_{см}$ – мощность двигателя ПГД станка и КПД привода; T и T_H – период стойкости резца и его нормативное значение; $[P_z]_{n.p}$, $[P_z]_{n.n}$, $[P_z]_{ж.p}$ – значения P_z , допускаемые прочностью державки резца, прочностью режущей пластины, жесткостью резца; P_y и $[P_y]_{ж.д}$ – радиальная составляющая силы резания и ее значение, допускаемое жесткостью детали; P_x и $P_{см}$ – осевая составляющая силы резания и наибольшая сила, допускаемая прочностью механизма подачи станка; R_a и R_{amp} – фактическая и требуемая чертежом шероховатость обработанной поверхности; Π и Π_{mp} – фактическая и требуемая производительность обработки; $T_{x.x}$ и $T_{x.xmp}$ – 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 прочностности державки резца; $W_{n.n}$ – по прочностности режущей пластины; $W_{ж.д}$ – по жесткости обрабатываемой детали; $W_{ж.p}$ – по жесткости резца; $W_{ш}$ – по шероховатости обработанной поверхности; $W_{нод}$ – по прочностности механизма подачи станка; W_n – по производительности обработки; $W_{x.x}$ – по времени работы двигателя ПГД станка на холостом ходу

5) принцип автономной информативности (каждый критерий должен содержать как можно больше информации, не исчерпанной информацией, содержащейся в других критериях и не являющейся аддитивной по отношению к последней);

6) принцип экономичности (набор критериев оптимизации должен обеспечивать минимальные затраты на реализацию модели).

Выводы

В статье представлены основные научные подходы к созданию математических моделей для определения энергоэффективных технологических параметров токарной обработки деталей тяжелого машиностроения. На основании анализа особенностей применения известных энергетических критериев оптимизации механообработки обосновано использование удельной энергоемкости резания в качестве критерия оптимизации в математических моделях процессов токарной обработки деталей на тяжелых станках. Представлен общий вид ограничений модели.

Список использованных источников: 1. 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. 2. Старков, В. К. Физика и оптимизация резания материалов / В. К. Старков. – М.: Машиностроение, 2009. – 640 с. – ISBN 978-5-94275-460-0. 3. Силин С. С. Оптимизация операций механической обработки по энергетическим критериям / С. С. Силин, А. В. Баранов // Станки и инструменты. – 1999. – № 1. – С. 16–17. 4. Гусарев, В. С. Экспериментальное исследование зависимости действия технологической системы от режимов формообразования / В. С. Гусарев, Ю. В. Яровой // Авиационно-космическая техника и технология. – 2013. № 7 (104). – С. 12–16. 5. 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. 6. Карпов, А. В. Об оценке энергетической эффективности технологических процессов обработки резанием / А. В. Карпов // Машиностроение и безопасность жизнедеятельности. – 2014. – № 2. – С. 61–68. 7. Карпов, А. В. К вопросу снижения энергоемкости технологических процессов обработки резанием / А. В. Карпов // Современные проблемы науки и образования. – 2013. – № 2. 8. 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. 9. 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.

Bibliography (transliterated): 1. Mironenko, Ye. V. Optimizacija rezhimov rezanija pri obrabotke na tiazhelyh tokarnyh stankah s uchetom energozatrat / Ye. V. Mironenko, V. S. Guzenko, L. V. Vasiljeva, O. Ye. Mironenko // Visnyk Nacional'nogo tehnicnogo universytetu «Harkivs'kyj politehnicnyj instytut». Zbirnyk naukovykh prac'. Tematychnyj vypusk: Tehnologiji v mashynobuduvanni. Harkiv: NTU «HPІ». – 2010. – № 40. – С. 62–70. 2. Starkov, V. K. Fizika i optimizacija rezanija materialov / V. K. Starkov. – M.: Mashinostrojenije, 2009. – 640 s. – ISBN 978-5-94275-460-0. 3. Silin, S. S. Optimizacija operacij mehanicheskoy obrabotki po energeticheskim

kriterijam / S. S. Silin, A. V. Baranov // Stanki i instrumenty. – 1999. – № 1. – S. 16–17.

4. Gusarev, V. S. Eksperimental'noje issledovanie zavisimosti dejstvija tehnologicheskoj sistemy ot rezhimov formoobrazovanija / V. S. Gusarev, Ju. V. Jarovoj // Aviacionno-kosmicheskaja tehnika i tehnologija. – 2013. – № 7 (104). – S. 12–16.

5. Karpov, A. V. Optimizacija processov obrabotki rezaniem na osnove energeticheskikh zakonomernostej deformacii i razrushenija materialov / A. V. Karpov // Mashinostrojenie i bezopasnost' zhynedejatel'nosti. – 2012. – № 1. – S. 58–63.

6. Karpov, A. V. Ob ocenke energeticheskoi effektivnosti tehnologicheskikh processov obrabotki rezaniem / A. V. Karpov // Mashinostrojenie i bezopasnost' zhynedejatel'nosti. – 2014. – № 2. – S. 61–68.

7. Karpov, A. V. K voprosu snizhenija energoemkosti tehnologicheskikh processov obrabotki rezaniem / A. V. Karpov // Sovremennye problemy nauki i obrazovanija. – 2013. – № 2.

8. Mironenko, Ye. V. Nauchnye osnovy sozdaniya sistem agregatno-modulnykh instrumentov dla tiazhelykh tokarnykh stankov: dis. ...d-ra techn. nauk: 05.03.01. / Ye. V. Mironenko ; Donbasskaja gos. mashinostroitel'naja akademija. – Kramatorsk, 2003. – 417 s.

9. Vasilchenko, Ya. V. Razrabotka tehnologicheskikh sistem dla obrabotki krupnogabaritnykh detalej na baze adaptivnykh mnogocelevykh tiazhelykh stankov / Ya. V. Vasilchenko, T. A. Sukova, M. V. Shapovalov // Visnyk SevNTU. Zb. nauk. pr. Serija : Mashinopryladobuduvannia ta transport. Sevastopol' : SevNTU. – 2013. – Vyp. 139. – S. 28–32.

УДК 621.9.048

А.В. Мицьк, канд. техн. наук.,
В.А. Федорович, д-р техн. наук, Харьков, Украина

НОВАЯ РАЗНОВИДНОСТЬ СПОСОБА ОТДЕЛОЧНО-ЗАЧИСТНОЙ ОБРАБОТКИ И АГРЕГАТИРОВАННЫЙ ВИБРОСТАНОК ВИБРАЦИОННОГО И ЦЕНТРОБЕЖНОГО ДИНАМИЧЕСКОГО ВОЗДЕЙСТВИЯ

Вказані стан та актуальність механізації операцій оздоблювально-зачищувальної віброобробки. Наведено виробничу статистику операцій. Описано напрямки розвитку віброобробки та розширення її технологічних можливостей створенням нового різновиду способу. Обрана технологія-аналог нового різновиду і оцінений рівень її ефективності. Запропоновано схему модернізації технології-аналога і агрегування вибоверстату на основі вібраційного і відцентрового динамічного впливу. Описано регламент виконання мультіенергетичної технології згідно нового різновиду способу віброобробки.

Ключові слова: оздоблювально-зачищувальна віброобробка, мультіенергетична технологія

Указаны состояние и актуальность механизации операций отделочно-зачистной виброобработки. Приведена производственная статистика операций. Описаны направления развития виброобработки и расширения ее технологических возможностей созданием новой разновидности способа. Выбрана технология-аналог новой разновидности и оценен уровень ее эффективности. Предложена схема модернизации технологии-аналога и агрегатирования вибростанка на основе вибрационного и центробежного динамического воздействия. Описан регламент выполнения мультіенергетической технологии согласно новой разновидности виброобработки.

Ключевые слова: отделочно-зачистная виброобработка, мультіенергетическая технология

State and relevance of vibration finishing treatment mechanization are shown. Operations production statistics is shown. Vibration treatment development trends and technological capabilities expansion by creating a new type of process described. Selected new type of analog technology and estimated it's efficiency level. Analog technology modernization scheme and vibration machine-tool aggregation based on vibratory and centrifugal dynamic effects offered. Multi-energy technology regulations according to new way of vibration treatment described.

Keywords: vibration finishing treatment, multi-energy technology

Состояние и актуальность вопроса

Одной из актуальных проблем металлообрабатывающих производств является механизация и автоматизация операций отделочно-зачистной обработки поверхностей широкой номенклатуры средне – и крупногабаритных корпусных деталей тел вращения, имеющих различную форму сложности. Сюда также можно отнести зубчатые колеса, втулки, катушки, плунжеры, шкивы и др. Конструкции этих деталей образованна сопряжением цилиндрических, конических и других криволинейных поверхностей с малыми радиусами соединения, имеют место ниши, карманы, глухие и сквозные отверстия различной глубины и диаметра [1, 2].

Финишная обработка описанной номенклатуры деталей является неотъемлемой частью производственного цикла изготовления, включающей операции точения, фрезерования и сверления, шлифования с уменьшением шероховатости, а также очистку поверхностей от различного рода технологических загрязнений.

Производственная статистика

Производственная статистика показывает, что перечисленные операции содержат значительную долю ручного труда, что определяет высокую себестоимость выпускаемых изделий при низкой рентабельности и культуре производства. Так, очистка отливок составляет 6...10 %, скругление острых кромок и удаление заусенцев после обработки на металлорежущих станках 10...70 %, шлифование с уменьшением шероховатости поверхности 10...50 % от общей трудоемкости изготовления.

Следует дополнить, что состояние выполнения отделочно-зачистных операций наряду с обеспечением качества поверхности в значительной степени влияет на надежность и стабильность работы различных редукторов, электромеханических приводов и гидротопливных агрегатов.

Развитие вибрационной отделочно-зачистной обработки и расширение ее технологических возможностей

Постоянное развитие технологии машиностроения позволило разработать и внедрить множество новых способов отделочно-зачистной обработки свободной абразивной средой, связанных со скруглением острых кромок, удалением заусенцев и шлифованием поверхностей детали. Среди них способы в основе которых лежит вибрационное, центробежное и гидродинамическое воздействие на абразивную среду с различными физико-механическими свойствами и обрабатываемые детали с различными техническими характеристиками, обеспечивающими достижение требуемого результата обработки.

Расширение технологических возможностей и управление процессом вибрационной отделочно-зачистной обработки во многих случаях направлено по пути создания ее новых разновидностей, что реализуется при использовании физических эффектов, полученных при комбинировании различных схем энергетического воздействия на рабочую среду и детали [3, 4].

В предшествующих публикациях авторами настоящей статьи предлагалась вариативная схема комбинирования энергетических воздействий и конструктивных элементов технических решений новых разновидностей способа виброобработки [5]. Такое изучение процесса отделочно-зачистной обработки позволило подойти к созданию мультиэнергетических технологий и гибридных вибростанков, компонетика

которых была получена методом агрегатирования узлов и механизмов существующего металлообрабатывающего оборудования [4, 5].

При этом как наиболее перспективные рассматривались механические, гидродинамические и химические источники энергетических воздействий. Использование электрохимических, электрофизических, магнитно-абразивных эффектов не изучалось, что, несомненно, составит дополнительный резерв в проектировании нового технологического оснащения отделочно-зачистной обработки [6].

Технология-аналог новой разновидности отделочно-зачистной обработки и уровень ее эффективности

В практике виброобработки применяется технология, которая состоит в том, что в подпружиненный резервуар помещают рабочую среду и обрабатываемые детали, которые приводят во вращательное движение импеллером, установленным во внутренней нижней части резервуара на его вертикальной оси, и в колебательное движение – инерционным вибровозбудителем, расположенным вне резервуара на валу импеллера по оси его вращения. В циркуляционных потоках содержимого резервуара микрорезанием и упругопластическим деформированием проводят обработку, удаляют дефектный слой материала и уменьшают шероховатость поверхности [4, 5].

Несмотря на промышленное применение известная технология виброобработки малоэффективна для корпусных деталей, имеющих увеличенные габариты и массу, что связано со сложностью загрузки деталей в резервуар и последующей их выгрузки через горловину, имеющую малую площадь. Так же виброобработка корпусных деталей «внавал» связана с возникновением технологического брака в виде забоин, вмятин и других дефектов, приобретенных от взаимных соударений деталей при их циркуляционном движении.

Обработка по вышеприведенной технологии плоскостных деталей типа дисков и шайб связана с образованием сводов деталей, слипанием их в пакеты и взаимным перекрытием обрабатываемых поверхностей, что вызывает заклинивание содержимого резервуара и появление до 20 % брака обработки.

Модернизация технологии-аналога в новую разновидность способа отделочно-зачистной обработки и агрегатирование вибростанка

Модернизация заключается в том, что обработку проводят при одновременном использовании энергии вибрационных и центробежных сил, воздействующих на рабочую среду, формообразующие свойства которой, обеспечивающие микрорезание и упругопластическое деформирование, проявляются при равномерном и стабильном контакте с обрабатываемой

поверхностью любой сложности. Такой характер комбинированного энергетического воздействия формируется в резервуаре, имеющем форму, совмещенных по условной плоскости оснований, полых фигур цилиндра и усеченного конуса с большей вертикальной осью при агрегатировании конструкции вибростанка из двух, комплексно функционирующих, колебательных систем резервуара с импеллером и свободно помещенного в резервуар приспособления для установки обрабатываемых деталей (рис. 1).

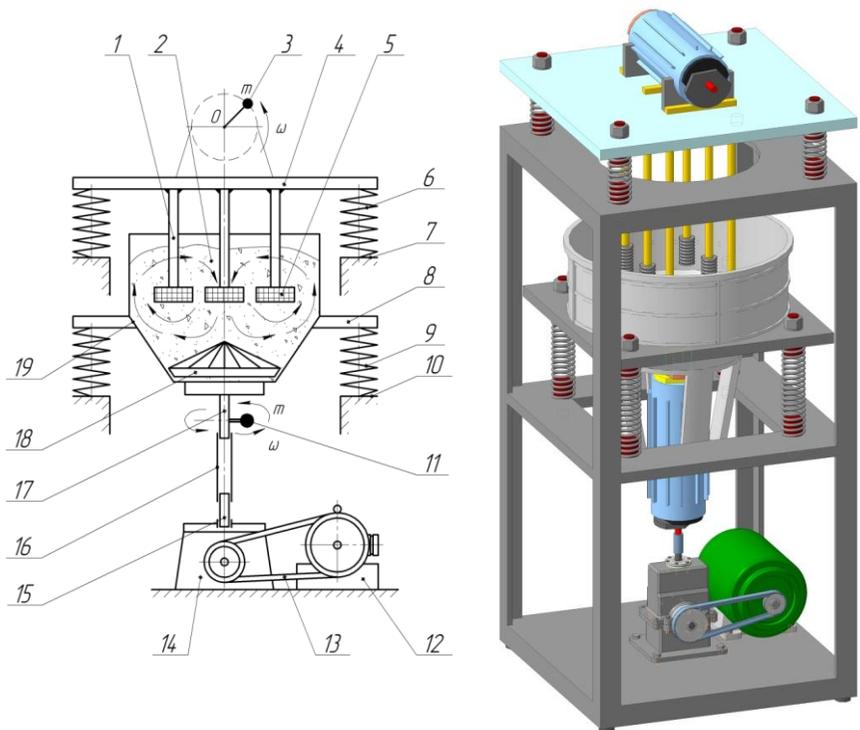


Рисунок 1 – Принципиальная схема и общий вид компонентки гибридного вибростанка вибрационного и центробежного динамического воздействия

Вращающийся импеллер в виде усеченного конуса с гофрированной поверхностью, установленный большим основанием к днищу резервуара, через вал импеллера, находящегося вне резервуара, жестко связан с инерционным вибровозбудителем, а затем последовательно через гибкую муфту с валом конического редуктора и с помощью клиноременной передачи

с электродвигателем. При этом валы инерционных вибровозбудителей колебательных систем конструктивно расположены вблизи к верхней и нижней частям резервуара, а их оси, как и плоскости колебаний перпендикулярны друг другу, причем ось вибровозбудителя колебательной системы резервуара совпадает с вертикальной осью резервуара и перпендикулярна его сечению в плоскости колебаний.

Обрабатываемые детали устанавливают на расположенных по концентрическим окружностям установочных пальцах многоместной, жестко связанной с инерционным вибровозбудителем, колебательной системы приспособления, упруго установленного на жесткой опоре с возможностью погружения в рабочую зону резервуара и выхода из нее до и после обработки.

При таком аппаратурном оформлении способа виброобработки, который сопровождается одновременным воздействием на рабочую среду и обрабатываемые детали вибрационных и центробежных сил, в резервуаре вибростанка создается комбинированный характер кругового и волнового движения гранул рабочей среды, свободно проникающих ко всем труднодоступным поверхностям обрабатываемых деталей, что приводит к высокой интенсивности обработки, управление которой осуществляют при регулировке инерционных вибровозбудителей колебательных систем.

Регламент выполнения мультиэнергетической технологии согласно новой разновидности способа отделочно-зачистной обработки

Изначально в подпружиненный резервуар 19 колебательной системы 8 помещают рабочую среду 2 и обрабатываемые детали 5, которую приводят во вращательное движение импеллером 18 установленным во внутренней нижней части резервуара 19 на его вертикальной оси, и в колебательное движение инерционным вибровозбудителем 11, расположенным вне резервуара 19 на валу 17 импеллера 18 по оси его вращения. В циркуляционных потоках содержимого резервуара 19 микрорезанием и упругопластическим деформированием проводят обработку, удаляют дефектный слой материала, уменьшают шероховатость поверхности.

Обработку проводят при одновременном использовании энергии вибрационных и центробежных сил, воздействующих на рабочую среду 2, формообразующие свойства которой, обеспечивающие микрорезание и упругопластическое деформирование, проявляются при равномерном и стабильном контакте с обрабатываемой поверхностью любой сложности.

Рабочую среду 2 помещают в упруго смонтированный с помощью упругой подвески 9 на жесткой опоре 10 резервуар 19, имеющий форму совмещенных по условной плоскости оснований полых фигур цилиндра и усеченного конуса с большей вертикальной осью. Рабочей среде 2 посредством импеллера 18 в виде усеченного конуса с гофрированной поверхностью, установленного большим основанием к днищу резервуара 19

от электродвигателя 12 через конический редуктор 14 клиноременную передачу 13 и гибкую муфту 16, соединяющую вал импеллера 17 и вал 15 конического редуктора 14 сообщают вращательное движение со скоростью 50...1440 об/мин и одновременно от вибровозбудителя 11, расположенного на валу 17 импеллера 18, колебательные движения с частотой 30...70 Гц и амплитудой 0,2...3,0 мм.

Колебательной системе приспособления 4 с деталями 5, расположенными по концентрическим окружностям на установочных пальцах 1, при помощи инерционного вибровозбудителя 3 сообщают колебательные движения в вертикальной плоскости с частотой 30...70 Гц и амплитудой 0,2...3,0 мм и погружают колебательную систему приспособления 4 с деталями 5, упруго установленную с помощью подвески 6 на основании 7, в движущийся с рабочей средой 2 резервуар 19. При этом обеспечивают микрорезание и упругопластическое деформирование процесса виброобработки, управление которым, а также расширение его технологических возможностей производят за счет использования рациональных сочетаний скоростей вращения импеллера 18 и амплитудно-частотных параметров движения колебательных систем, получаемых при регулировке их инерционных вибровозбудителей 3 и 4.

Наименьшее расстояние L между рабочей поверхностью резервуара 19 и импеллера 18, а также поверхностями обрабатываемых деталей 5, для обеспечения неразрывного вращательного и колебательного движения среды 2 выбирается из условия $L \geq b$, где b – наибольший габаритный размер обрабатываемой детали 5, высота H резервуара 19 из условия обеспечения равномерности давления среды 2 во всех его зонах примерно равна $3R+h$, то есть $H \approx 3R+h$, радиус R цилиндрической части резервуара принимается равным $(1,5...1,6)r$, то есть $R \approx (1,5...1,6)r$, где r – радиус основания резервуара 19. Высота h импеллера 18 с целью регулирования силы взаимодействия рабочей среды 2 и обрабатываемых деталей 5 принимается равной $(0,1...0,2)H$, то есть $h \approx (0,1...0,2)H$.

Выводы

Таким образом, непрерывное совершенствование процесса вибрационной отделочно-зачистной обработки, поиск путей его интенсификации и расширения технологических возможностей сопровождается созданием новых разновидностей способа и агрегатированием гибридных вибростанков динамического воздействия для реализации соответствующих мультиэнергетических технологий. Основной предпосылкой к их разработке является принцип комбинирования различных схем обработки, а также комплексного использования двух или более видов обеспечивающего процесс энергетического воздействия.

Анализируя физико-технологические особенности вибрационной обработки, можно отметить широкие возможности создания ее новых разновидностей путем синтезирования различных видов энергетического воздействия. Такое же заключение касается и агрегатирования гибридных вибростанков отделочно-зачистной обработки.

Список использованных источников: 1. Определитель деталей общемашиностроительного применения. Руководящий технический материал Общесоюзного классификатора промышленной и сельскохозяйственной продукции / Под ред. *Е.А. Панфилов, Ю.И. Блохин, Л.М. Кулик, Б.А. Погodin, Г.М. Шнайdmан.* – М.: Изд-во стандартов, 1977. 2. Технологический классификатор деталей машиностроения и приборостроения / Под ред. *В.П. Огурцова.* – М.: Изд-во стандартов, 1987. – 255 с. 3. *Бабичев А.П.* Основы вибрационной технологии / *А.П. Бабичев, И.А. Бабичев.* – Ростов н/Д: Издательский центр ДГТУ, 2008. – 694 с. 4. *Мицык А.В.* Пути интенсификации вибрационной отделочно-зачистной обработки комбинированием схем энергетических воздействий на рабочую среду и детали / *А.В. Мицык, В.А. Федорович* // *Авіаційно-космічна техніка і технологія.* – 2011. – № 6 (83). – С. 26 – 34. 5. *Mamalis A.G., Kundrak J., Mitsyk A.V., Fedorovich V.A.* Development of Modular Machine Design and Technologies of Dynamic Action for Finishing-Grinding Treatment by an Oscillating Abrasive Medium. *Journal of Machining and Forming Technologies.* 2015. 7, 1-10. 6. Применение вибрационных технологий на операциях отделочно-зачистной обработки деталей (очистка, мойка, удаление облоя и заусенцев, обработка кромок) / *А.П. Бабичев, П.Д. Мотренко, Л.К. Гиллеспи и др.;* под ред. *А.П. Бабичева.* – Ростов н/Д: Издательский центр ДГТУ, 2010. – 289 с.

Bibliography (transliterated): 1. Opredelitel' detalej obshhemashinostroitel'nogo primenenija. Rukovodjashhij tehničeskij material Obshhesojuznogo klassifikatora promyšlennoj i sel'skohozjajstvennoj produkcii / Pod red. *E.A. Panfilov, Ju.I. Blohin, L.M. Kulik, B.A. Pogodin, G.M. Shnajdman.* – М.: Izd-vo standartov, 1977. 2. Tehnologičeskij klassifikator detalej mashinostroenija i priborostroenija / Pod red. *V.P. Ogurcova.* – М.: Izd-vo standartov, 1987. – 255 s. 3. *Babichev A.P.* Osnovy vibracionnoj tehnologii / *A.P. Babichev, I.A. Babichev.* – Rostov n/D: Izdatel'skij centr DGTU, 2008. – 694 s. 4. *Micyk A.V.* Puti intensifikacii vibracionnoj otdelocno-zachistnoj obrabotki kombinirovaniem shem jenergetičeskikh vozdeystvij na rabochuju sredu i detali / *A.V. Micyk, V.A. Fedorovich* // *Aviacijno-kosmična tehnika i tehnologija.* – 2011. – № 6 (83). – S. 26 – 34. 5. *Mamalis A.G., Kundrak J., Mitsyk A.V., Fedorovich V.A.* Development of Modular Machine Design and Technologies of Dynamic Action for Finishing-Grinding Treatment by an Oscillating Abrasive Medium. *Journal of Machining and Forming Technologies.* 2015. 7, 1-10. 6. Primenenie vibracionnyh tehnologij na operacijah otdelocno-zachistnoj obrabotki detalej (ochistka, mojka, udalenie obloja i zausencev, obrabotka kromok) / *A.P. Babichev, P.D. Motrenko, L.K. Gillespi i dr.;* pod red. *A.P. Babicheva.* – Rostov n/D: Izdatel'skij centr DGTU, 2010. – 289 s.

Nora Nagy, Janos Kundrak, Miskolc, Hungary

INFLUENCES OF THE TECHNOLOGICAL PARAMETERS ON THE SURFACE TWIST IN GRINDING

Вимоги щодо функціональних поверхонь деталей машин підвищилися протягом часу. Передбачається, що на остаточних етапах обробки має бути створена поверхня, яка забезпечує стійкість, тривалий термін служби, а також має необхідні спеціальні характеристики. Закручування вільної поверхні можна розглядати як особливий стан поверхні. У наведеній статті досліджується вплив режимів шліфування на закручування поверхні.

Ключові слова: закручування поверхні, шорсткість поверхні, режими шліфування

Требования в отношении функциональных поверхностей деталей машин повысились с течением времени. Предполагается, что на окончательных этапах механической обработки должна создаваться поверхность, которая обеспечивает износостойкость, длительный срок службы, а также обладает специальными требуемыми характеристиками. Закручивание свободной поверхности может рассматриваться как особое состояние поверхности. В представленной статье исследуется влияние режимов шлифования на закручивание поверхности.

Ключевые слова: закручивание поверхности, шероховатость, режимы шлифования

The requirement towards to the functional surfaces of the machine components became higher over the time. The final steps in the machining are supposed to create a surface which ensures wear resistance, longer lifetime and has special features on demand as well. The twist free surface can be considered as a special surface condition. The following paper presents the effect of the grinding parameters to the surface twist.

Keywords: twist, surface roughness, grinding parameters

INTRODUCTION

The surface twist is a guided mark on the surface made by the cutting tool along the whole circumference of the workpiece. The surface twist has a microgeometrical supply effect. This can dramatically decrease the sealing function at the radial seals (Fig. 1). The surface twist can cause either oil leakage or dry run between the sealing lip and the shaft surface [1]. Due to this fact, the twist level of the shaft surface under the sealing is standardized [2, 3].

The twist can occur at machining with well-defined edge geometry and abrasive tool also. The surface topology at the well-defined geometry edge tool machined surfaces has a periodical behaviour, therefore it always has a surface twist. The abrasive machined surface topology is random and the results are depending on the machining kinematics and machining parameters. It can be twisted or not.

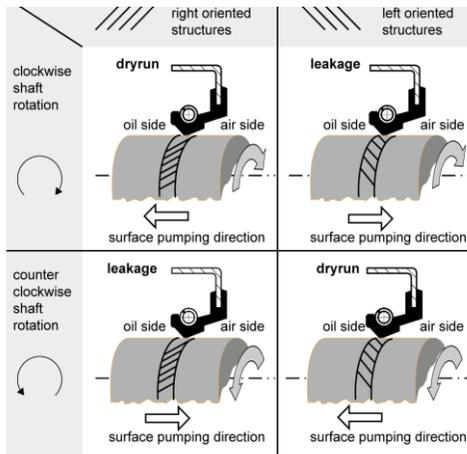


Figure 1 – Effect of twist on the sealing surfaces [1]

The literature [1, 4] makes a difference between micro and macro twist. The macro twist is an axially periodic structure on the surface. We can describe it as a helix along the circumference of the part. One plausible cause of this surface texture is the dressing of the grinding wheel with a single point diamond tool (Fig. 2).

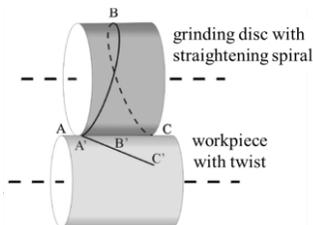


Figure 2 – Projection of the dressing spiral onto the surface [4]

The dressing marks on the grinding wheel surface and an improper speed ratio generate a helix like a structure onto the workpiece surface. The macro twist is mainly long periodic deep grooves on the surface. The micro twist on the surface is caused by the small scratches made by the abrasive grains. The scratches are relatively short (<20 μm), axially aperiodic and has a small helical angle. The transport effect of this surface is the same like at the macro twist [5, 6].

1. DEFINITION OF TWIST PARAMETERS

During the twist measurement we have to consider the whole circumference of the part. Therefore the conventional surface roughness measures are not usable for this

application. The twist parameters according to DIN-EN-ISO 25175-3:2012-03 are described in Fig. 3.

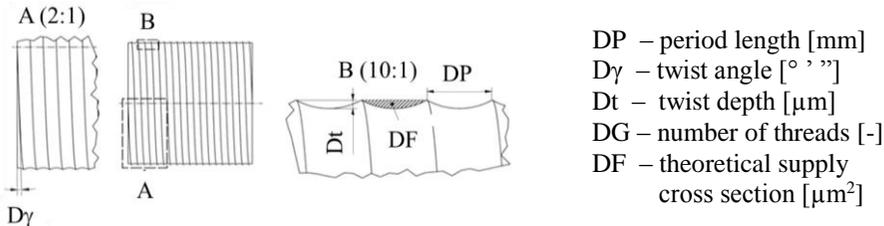


Figure 3 – Twist parameters by ISO 25175-3:2012-03 [4]

2. CALCULATION OF TWIST PARAMETERS

The twist parameters can be measured in several ways, which are still complicated and time consuming.

The first option is to measure the surface roughness profile along the circumference multiple times and create a 2D discrete FFT. This reconstruct the surface twist and the twist parameters [6].

The second option is a laser beam measurement, where the scattering of the laser beam describes the groove depth and surface twist [7]. The full evaluation of the surface twist is not ensured at the current level of measurement technology. The current measurement options are only accurate at macro twist. The standard measurement of micro twist is still under investigation [8]. The University of Stuttgart made research at micro twists using the Wolf Pruning method to measure the parameters of the micro twist (Fig. 4.).

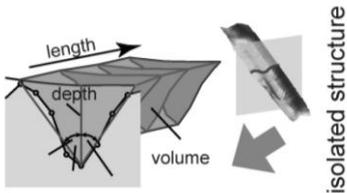


Figure 4 – Calculation of micro twist parameters with Wolf Pruning method [9]

During this method the surface features are separate with a 3D Gauss filter and 20 μm cut-off. The distribution of the surface features with lead angles describe the surface twist parameters.

The simplest and most practical method to evaluate micro twist is the thread run test method. The main principle of the thread run test is the measurement of the axial movement of the measuring thread at rotating workpiece. This method can be used to decide whether the surface has a twist or not, but the twist parameters cannot be measured.

3. EXPERIMENTS

The aim of the experiments is to find a correlation between the grinding parameters (axial feed, number of spark out) and surface twist in axial feed grinding.

3.1. EXPERIMENTAL CONDITIONS

- *Grinding machine*

The part grinding has been made on a Schaudt KU250-04 grinding machine using parameters detailed on Table 1.

- *Grinding parameters:*

Grinding wheel speed 35.81 m/s.

Speed ration ($q \approx 80$)

Workpiece speed 26.9 m/min.

Workpiece rpm: 125 1/min

Depth of cut: $a_e = 0.03$ mm

The varying parameters are the axial feed and the number of the spark out runs.

- *Grinding wheel characteristic and workpiece material*

The workpiece material grade is 100Cr6 steel (59-61 HRC). The machining is performed on 68 mm diameter and 30 mm length. The grinding wheel is a ceramic bonded Al_2O_3 wheel 360x34x127 mm.

- *Dressing parameters*

The dressing of the grinding wheel has been made with a single point diamond octaeder in one cut, where $a_D = 0.02$ mm.

The axial feed of the dressing diamond is $f_{L,D} = 0.07$ mm/rev. The dressing was always done in one direction.

Table 1 – Grinding parameters of the surfaces

Surfaces	$v_{r,L}$ [mm/min]	f [mm/rev]	Number of spark out [-]
G1	10	0,08	-
G2	10	0,08	2
G3	10	0,08	6
G4	50	0,4	-
G5	50	0,4	2
G6	50	0,4	6
G7	100	0,8	-
G8	100	0,8	2
G9	100	0,8	6
G10	200	1,6	-
G11	200	1,6	2
G12	200	1,6	6
G13	400	3,2	-
G14	400	3,2	2
G15	400	3,2	6

3.2. EVALUATION AND MEASUREMENT METHODS

- *Surface roughness measurement*

The equipment for the surface roughness measurement is an Altisurf 520 3D surface roughness measurement device at the University of Miskolc, Institute of Manufacturing Science. The profile diagrams and the topography were recorded with a CL2 chromatic confocal sensor, the vertical resolution of which is 0.012 μm .

- *Twist measurement*

The thread run test was used for the twist measurement. The workpiece was rotating for one minute in both direction and the axial movement of the thread was measured. The measure gained by this method is the mean value of the thread axial movement (a_m). The surface can be considered as twist free in case of values lower than 0.5 mm [2].

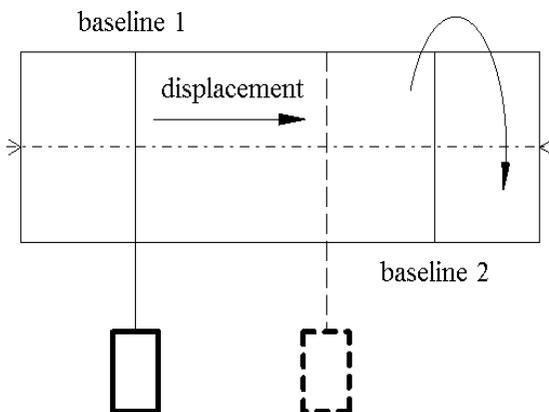


Figure 5 – Scheme of test

The measurements have been made using an Optiturn L440 CNC lathe ensure the correct rotation speed. During the measurement the part was rotating with 20 m/min and the thread displacement was measured from a predefined baseline. The scale helping the measurements was made also on the Optiturn CNC lathe. The displacement was recorded and evaluated using a camera. The time for the travelling between the starting point and the end position can be accurately measured. The exact displacement was measured using AxioVision software.

4. RESULTS AND EVALUATION OF EXPERIMENT

The results of the experiments were summarized in a table format. According to our plan the 2D and 3D surface roughness parameters were measured besides the surface twist. An extraction of the results can be seen below.

4.1. EFFECT OF FEED RATE

You can see the average surface roughness (Ra) and ten-point mean roughness (Rz) values measured on ground surfaces (Fig. 6.) with the variation of axial feed without spark out. The Ra values were increased linear with the increasing axial feed. The Rz values showing also an increasing tendency from 50 mm/min axial feed value, but not that transparent.

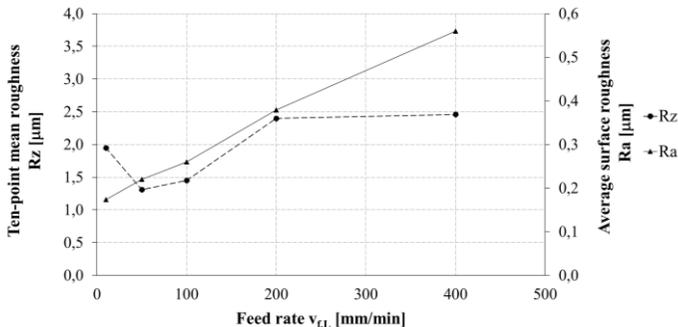


Figure 6 – Average surface roughness (Ra) and ten-point mean roughness (Rz) at various feed

You can find the relationship between the a_m representing the surface twist and the axial feed rate in the next few pictures. You can find some typical profiles in Fig. 7. and Fig. 8. Assuming the results, the surface twist representing a_m is growing with the increasing axial feed. The increasing axial feed at cylindrical grinding cause an increasing surface twist. Measuring the surfaces with 2D methods, the deviation cannot be seen, because those parameters are defined in one plane.

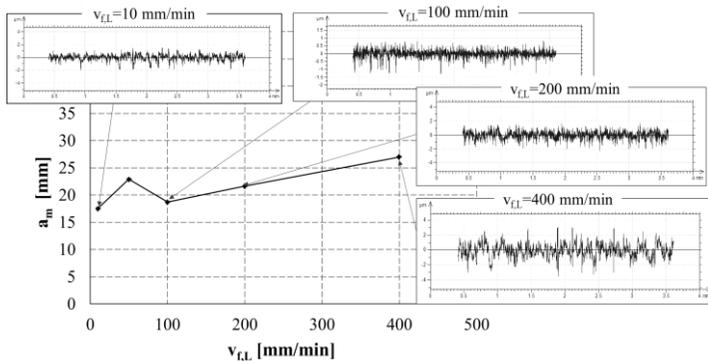


Figure 7 – Effect of feed on roughness profiles

The 3D parameters are more reliable especially at high axial feed rates (Fig. 7). As we explained in the introduction, the 3D surface roughness measurement methods are suitable for the measurement of the standard surface twist parameters.

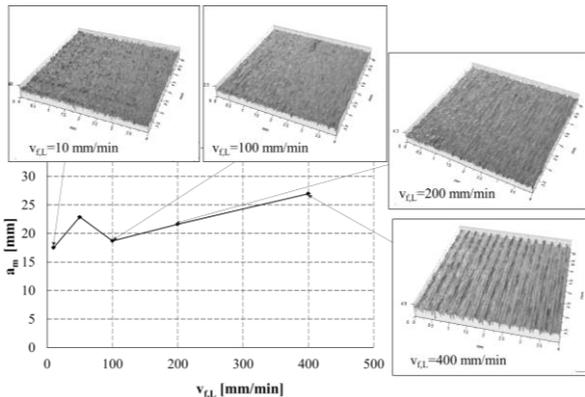


Figure 8 – Ground surfaces at various feed rate

4.2. EFFECT OF SPARK OUT

The measurements were reproduced in machining with spark out grinding wheel movements as well. The values of the surface roughness parameters are showing a decreasing tendency at the increasing number of the spark out movement (Fig. 9.). If the surface roughness measured after 2 spark out movements is the base, the Ra and Rz values are showing a decreasing tendency.

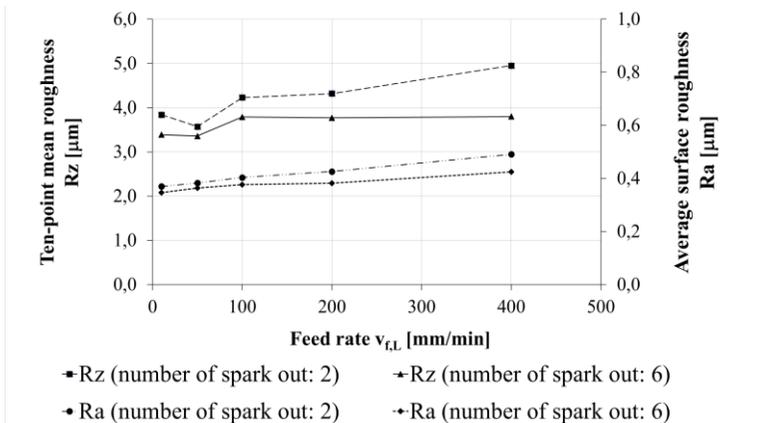


Figure 9 – Influence of spark out on Ra and Rz roughness parameters

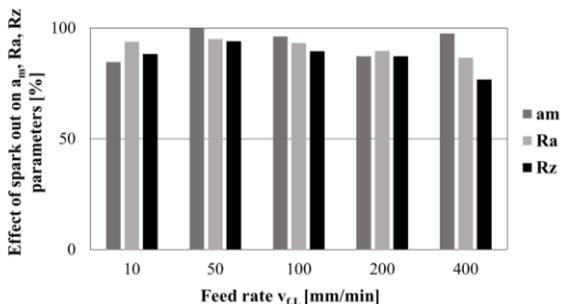


Figure 10 – Effect of spark out on a_m , Ra, Rz values
(2 spark out = 100%)

SUMMARY

In the paper, the axial feed cylindrical ground surface topography were experimented. The main topic was the changing of the surface roughness parameters with the various axial feed rates and the number of spark out movements considering the change of the surface twist parameters as well. The increasing axial feed rates cause rough surface and surface twist.

During the measurements we can assume, that the 2D measures are not capable to describe the surface twist. The 3D surface measurements can give a picture about the surface twist and a transparent base for the visual evaluation of the results, especially at high feed rates. Besides the methods above we still need additional software aid for the standard evaluation of the surface twist parameters. The deeper investigation of the surface twist parameters will be remaining for the future studies.

REFERENCES

- [1] Baumann M., Bauer F., Haas W.: Messung, Analyse und Bewertung von Dichtungsgegenlaufflächen für das Tribo-System Radial-Wellendichtung, Fachverband Fluidtechnik im VDMA e.V., 2014, pp. 627 – 639, ISBN 978-3-00-046879-7, (2014)
- [2] ZFN 5032:2013-10 (standard) (2013)
- [3] DIN EN ISO 25178-3 Geometrische Produktspezifikation - Oberflächenbeschaffenheit: Flächenhaft (2012)
- [4] Seewig J., Hercke T.: Lead characterisation by an objective evaluation method, Wear, 266, 530–533, (2009)
- [5] Bauman M., Bauer F., Haas W.: How to measure lead in sealing technology, Sealing Technology, Vol Jul., 8-12 (2013)
- [6] Baumann M., Novak E., Bauer F., Haas W.: Fast lead analysis method for shaft counter surface of radial lip seals
- [7] Hertzsch A., Kröger K., Großmann M.: Optical twist measurement by scatterometry, OPTO 2013, pp. 40 – 45, ISBN 978-3-9813484-3-9
- [8] Seewig J.: Drall MBN 31007-7 (flyer)
- [9] Bauman M., Bauer F., Haas W.: Comprehensive lead analysis of shaft counterfaces for the tribological system radial lip seal

УДК 621.9.025.6

В.А. Настасенко, канд. техн. наук, Херсон, Украина

БОКОВЫЕ МНОГОГРАННЫЕ НЕПЕРЕТАЧИВАЕМЫЕ ПЛАСТИНЫ КАК НОВЫЙ ВИД ДЛЯ ОСНАЩЕНИЯ ОТРЕЗНЫХ РЕЗЦОВ И СРАВНЕНИЕ ИХ С МИРОВЫМИ АНАЛОГАМИ

Розглянуті основні види установки багатограних непереточуваних пластин в збірних відрізних різцях і показані їх відмінні, переваги і недоліки при бічній установці і бічному кріпленні. Для їх усунення розроблений новий вид різальних пластин – бокові багатогранні непереточувани пластины (БМНП), які створені на базі широко використовуваних в різальних інструментах стандартних пластин, у яких радіус сполучення бічних граней на вершинах усунутий додатковою заточкою лисок або дугових виїмок. Проведені дослідження їх розмірно-масових показників, які показали, що пропонувані БМНП за патентом Російської Федерації на винахід № 2366542 значно перевищують базові пластины провідних світових фірм: SANDVIK COROMANT, ISCAR, HORN, TAEGUTEC, MITSUBISHI та ін.

Ключові слова: збірні відрізни різці, багатогранні непереточувани пластины

Рассмотрены основные виды установки многогранных неперетачиваемых пластин в сборных отрезных резцах и показаны их отличия, достоинства и недостатки. Для их устранения разработан новый вид пластин – боковые многогранные неперетачиваемые пластины (БМНП), созданные на базе применяемых в режущих инструментах стандартных пластин, у которых радиус сопряжения боковых граней на вершинах устранен дополнительной заточкой лысок или дуговых выемок. Проведены исследования их размерно-массовых показателей, которые показали, что предлагаемые БМНП по патенту РФ на изобретение № 2366542 значительно превосходят базовые режущие пластины ведущих мировых фирм: SANDVIK COROMANT, ISCAR, HORN и др.

Ключевые слова: сборные отрезные резцы, многогранные неперетачиваемые пластины

The main types of installation multifaceted indexable inserts to modular cutting incisors and show their differences, advantages and disadvantages with side installation and side mount. To eliminate them, developed a new type of plates - side multifaceted disposable plates, created on the basis of widely used in cutting tools standard plates, whose side faces fillet radius eliminated more grinding flats or grooves on the tops of the arc. Investigations of their size-mass indices, which showed that the proposed INL patent of the Russian Federation for the invention № 2366542 significantly exceed base plate leading firms: SANDVIK COROMANT, ISCAR, HORN, and others.

Keywords: modular cutting tools, multifaceted disposable plates

Введение

Связь работы с основными научными направлениями. Работа относится к сфере проектирования и производства режущих инструментов, в частности – сборных отрезных резцов, оснащенных многогранными неперетачиваемыми пластинами (МНП).

Актуальность и практическая значимость работы

Режущие инструменты во многом определяют технико-экономический уровень развития промышленного производства. Среди режущих инструментов наиболее распространенными являются токарные резцы, один

из путей их совершенствования – переход к сборным конструкциям с механическим креплением быстросменных многогранных неперетачиваемых пластин.

Для сборных отрезных резцов их создание затруднено потребностью минимизации ширины прорези и сложностями условий крепления пластин, поэтому идеальных технических решений пока еще не найдено [1]. Решение данной проблемы является актуальным и важным, поскольку потребность в высокоэффективных, технологичных в изготовлении и в эксплуатации отрезных резцах, постоянно растет, что обусловлено их широким распространением и условиями применения – в токарной обработке и на прутковых полуавтоматах, где альтернативы отрезным резцам практически нет. Исключение потребности их заточки за счет применения сменных многогранных неперетачиваемых режущих пластин подтверждает высокий уровень практической значимости создания таких инструментов.

Анализ состояния проблемы и выбор цели выполняемой работы.

В сфере разработки сборных отрезных резцов наиболее эффективные технические решения созданы зарубежными фирмами: SANDVIK COROMANT, ISCAR, HORN, TAEGUTEC, MITSUBISHI и др. [2-7]. Ими разработан ряд основных конструкций, показанных на рис. 1 и 2, использующих неперетачиваемые пластины специальной формы, показанные в табл. 1.

Анализ этих конструкций показал, что в них реализованы 2 принципа: 1) бокового крепления пластин к головке корпуса державки (рис. 1.), 2) боковой установки с креплением пластин прихватами и упругими зажимами (рис. 2). При этом в первом случае – использованы многокромочные пластины, а во втором – одно- и двухкромочные.

Преимуществом 1-й группы является увеличение количества режущих кромок до 5, что расширяет возможности переустановки пластин по мере затупления режущих кромок, а недостатками являются: 1) ограничение отрезки радиусом деталей 6...10 мм (рис. 1), поэтому такие пластины и резцы эффективны только для отрезки труб и тонких прутков; 2) для замены пластин необходимо полное вывинчивание винта, что увеличивает технологическое время на выполнение такой операции; 3) значительные размеры пластин и снижение прочности их выступающих частей; 4) большой расход инструментального материала, влияющий на их стоимость.

Преимущества инструментов и пластин 2-й группы являются: 1) увеличение радиуса отрезки до 30...55 мм (рис. 2), 2) относительная простота формы, а недостатками являются: 1) относительное неудобство переустановки

и крепления мелких пластин, 2) удельное увеличение затрат спекания на 1 режущую кромку.

Таблица 1 – Основные типы режущих пластин для отрезных резцов ведущих мировых производителей

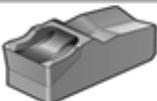
№ п/п	Обозначение	Рисунок	Применение
1	Q-Cut		Для глубокой отрезки с максимальным радиусом отрезания до 55 мм.
2	CoroCut 2		Для глубокой отрезки с максимальным радиусом отрезания до 30 мм.
3	CoroCut XS		Для высокоточной отрезки малоразмерных деталей на прутковых автоматах.
4	CoroCut MB		Для внутренней обработки канавок в отверстиях диаметром 10...25 мм.
5	CoroCut-3		Для неглубокой отрезки с максимальным радиусом отрезания до 6,4 мм.
6	U-Lock		Для обработки внутренних и внешних канавок глубиной до 6 мм.
7	Multicut 4		Для неглубокой отрезки с максимальным радиусом отрезания до 6,5 мм.
8	PentaCut		Для неглубокой отрезки с максимальным радиусом отрезания до 10 мм.
9	CSVH		Для резцедержателей копировального типа с максимальным радиусом отрезания до 5 мм.



Рисунок 1 – Многокромочные неперетачиваемые пластины бокового крепления фирмы ISCAR и условия их работы

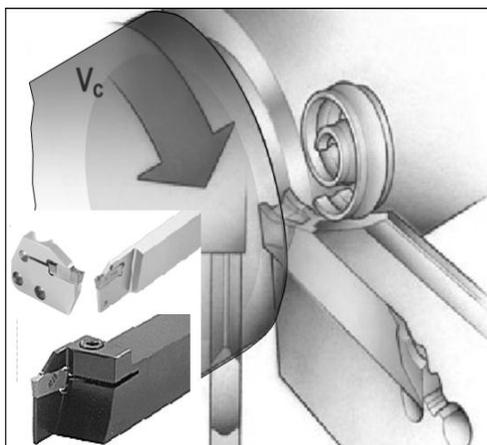


Рисунок 2 – Двухкромочные неперетачиваемые пластины боковой установки фирмы SANDVIK COROMANT и условия их работы

Главной целью дальнейших исследований является устранение указанных недостатков пластин и схем их применения в отрезных резцах.

Форма пластин для обеих систем (рис. 1 и 2) значительно сложнее формы МНП ГОСТ 19043-80...ГОСТ 19081-80, ГОСТ 24247-80...ГОСТ 24257-80 (табл. 2), широко применяемых в сборных токарных резцах.

Таблица 2 – Основные типы стандартных МНП, принимаемых в токарных резцах

Вид МНП		Виды пластин, область их применения
ГОСТ 19043-80		Пластины трехгранной формы – для токарных проходных, подрезных и расточных резцов
ГОСТ 19047-80		Пластины неправильной трехгранной формы с углом 80° и отверстием – для токарных проходных, подрезных, расточных и автоматных резцов
ГОСТ 19049-80		Пластины квадратной формы – для токарных проходных, подрезных и расточных резцов
ГОСТ 19057-80		Пластины ромбической формы с углом 80° и отверстием – для токарных резцов, работающих по копиру
ГОСТ 24256-80		Пластины ромбической формы с углом 55° с отверстием – для токарных резцов, работающих по копиру
ГОСТ 19064-80		Пластины пятигранной формы с отверстием – для проходных резцов и торцовых фрез
ГОСТ 19067-80		Пластины шестигранной формы с отверстием – для проходных резцов и торцовых фрез
ГОСТ 19069-80		Пластины круглой формы – для специальных резцов и торцовых фрез

Таким образом, конкретизируем задачу – необходимо увеличение количества режущих кромок при увеличении диаметра отрезки до 30 мм и упрощение формы пластин путем перехода к стандартным исполнениям МНП.

Научную новизну выполняемой работы составляет обоснование пути преобразования стандартных МНП в пластины для оснащения отрезных резцов.

Разработка нового вида МНП для отрезных резцов

Простейший вариант – установка стандартных МНП на боковую сторону. Однако такой вариант неприемлем, поскольку значительный радиус сопряжения боковых граней МНП ($r \geq 0,2$ мм) усложняет процесс резания (рис. 3). Устранить радиус r можно за счет выполнения лысок t или дуговых выемок радиуса $r_в$ у вершин МНП [8].

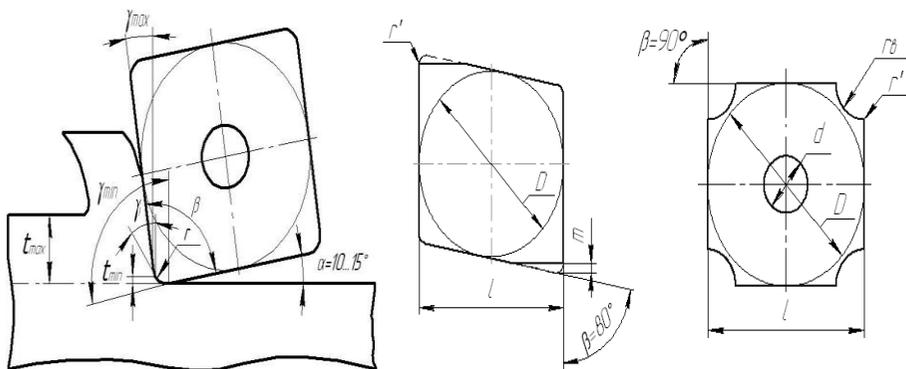


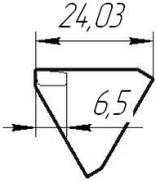
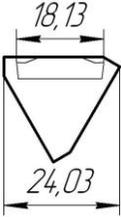
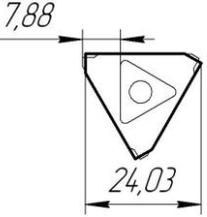
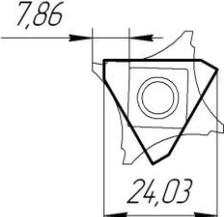
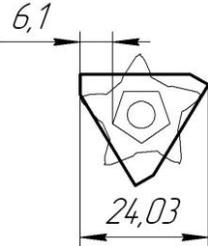
Рисунок 3 – Схема резания при боковой установке стандартной МНП и устранение радиусных участков r на вершинах заточки лысок t и дуговых выемок $r_в$ в предлагаемых боковых многогранных неперетачиваемых пластинах БМНП

Сравнительный анализ основных параметров предлагаемых и базовых пластин приведен в табл. 3.

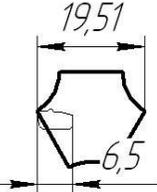
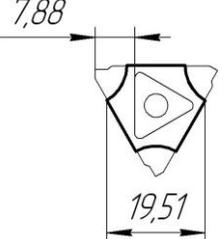
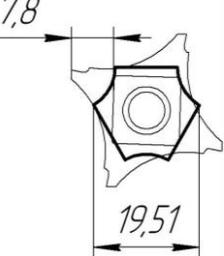
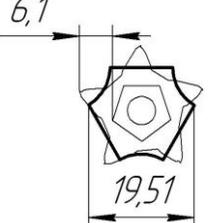
Несмотря на то, что по массе инструментального материала, приходящегося на 1-у режущую кромку, предлагаемые трехгранные БМНП с лысками уступают базовым в вариантах 1, 2 и 5 (табл. 3), по размерным показателям они значительно превосходят все многокромочные пластины. Аналогичные показатели – у квадратных БМНП.

Однако при выполнении дуговых выемок на вершинах БМНП, удваивающих количество их режущих, показатели по массе для трехгранных улучшаются, включая вариант 10 (табл. 3), а для квадратных пластин – достигают максимума (поскольку у пятигранных и шестигранных пластин с дуговыми выемками на вершинах ухудшаются условия схода и размещения стружки в выемке, поэтому они не рекомендуются к использованию).

Таблица 3 – Сравнение размерно-массовых параметров известных и предлагаемых БМНП

БМНП с заточкой режущих кромок по плоскости лысок		
1		<p>1) Уменьшение глубины отрезки с 55 до 24 мм 2) Относительные расходы твердого сплава на одну режущую кромку пластины: Q–Cut : $m_b = 0,36 \times 10^{-3}$ кг; предложенной БМНП: $m_n = 3,80 \times 10^{-3}$ кг; $\Delta_m = m_n/m_b = 3,8/0,36 = 10,5$ раза (уступает по массе базовой пластине).</p>
2		<p>1) Увеличение глубины отрезки с 18 до 24 мм. 2) Относительные расходы твердого сплава на одну режущую кромку пластины: SonoCut 2: $m_b = 0,85 \times 10^{-3}$ кг; предложенной БМНП: $m_n = 3,80 \times 10^{-3}$ кг; $\Delta_m = m_n/m_b = 3,8/0,85 = 4,47$ раза (уступает по массе базовой пластине).</p>
3		<p>1) Увеличение глубины отрезки с 6,4 до 24 мм. 2) Относительные расходы твердого сплава на одну режущую кромку пластины: SonoCut 3: $m_b = 4,22 \times 10^{-3}$ кг; предложенной БМНП: $m_n = 3,80 \times 10^{-3}$ кг; $\Delta_m = m_b/m_n = 4,22/3,8 = 1,11$ раза (превосходит по массе базовую пластину).</p>
4		<p>1) Увеличение глубины отрезки с 6,5 до 24 мм. 2) Относительные расходы твердого сплава на одну режущую кромку пластины: MultiCut-4: $m_b = 3,78 \times 10^{-3}$ кг; предложенной БМНП: $m_n = 3,80 \times 10^{-3}$ кг; $\Delta_m = m_n/m_b = 3,8/3,78 = 1,005$ раза (одинакова по массе базовой пластине).</p>
5		<p>1) Увеличение глубины отрезки с 6 до 24 мм. 2) Относительные расходы твердого сплава на одну режущую кромку пластины: PentaCut: $m_b = 1,72 \times 10^{-3}$ кг; предложенной БМНП: $m_n = 3,80 \times 10^{-3}$ кг; $\Delta_m = m_n/m_b = 3,8/1,72 = 2,21$ раза (уступает по массе базовой пластине).</p>

Продолжение таблицы 3

БМНП с заточкой режущих кромок по дуге окружности		
6		<p>1) Уменьшение глубины отрезки с 55 до 19,51 мм. 2) Относительные расходы твердого сплава на одну режущую кромку пластины: Q-Cut: $m_b = 0,36 \times 10^{-3}$ кг; предложенной БМНП: $m_n = 1,37 \times 10^{-3}$ кг; $\Delta_m = m_n/m_b = 1,37/0,36 = 3,8$ раза (уступает по массе базовой пластине).</p>
7		<p>1) Увеличение глубины отрезки с 18 до 19,5 мм. 2) Относительные расходы твердого сплава на одну режущую кромку пластины: CoroCut 2: $m_b = 0,85 \times 10^{-3}$ кг; предложенной БМНП: $m_n = 1,37 \times 10^{-3}$ кг; $\Delta_m = m_n/m_b = 1,37/0,85 = 1,61$ раза (уступает по массе базовой пластине).</p>
8		<p>1) Увеличение глубины отрезки с 6,4 до 19,5 мм. 2) Относительные расходы твердого сплава на одну режущую кромку пластины: CoroCut 3: $m_b = 4,22 \times 10^{-3}$ кг; предложенной БМНП: $m_n = 1,37 \times 10^{-3}$ кг $\Delta_m = m_n/m_b = 1,37/4,22 = 0,32$ раза (превосходит по массе базовую пластину).</p>
9		<p>1) Увеличение глубины отрезки с 6,5 до 19,5 мм. 2) Относительные расходы твердого сплава на одну режущую кромку пластины: Multicut 4: $m_b = 3,78 \times 10^{-3}$ кг; предложенной БМНП: $m_n = 1,37 \times 10^{-3}$ кг $\Delta_m = m_n/m_b = 1,37/3,78 = 0,36$ раза (превосходит по массе базовую пластину).</p>
10		<p>1) Увеличение глубины отрезки с 6 до 19,5 мм. 2) Относительные расходы твердого сплава на одну режущую кромку пластины: PentaCut: $m_b = 1,72 \times 10^{-3}$ кг; предложенной БМНП: $m_n = 1,37 \times 10^{-3}$ кг $\Delta_m = m_n/m_b = 1,37/1,72 = 0,8$ раза (превосходит по массе базовую пластину).</p>

Выводы:

1) Создан новый вид режущих пластин – боковые многогранные пластины (БМНП), отличительной особенностью которых является наличие острых режущих кромок на боковых гранях, созданных дополнительной заточкой вдоль их вершин лысок или дуговых выемок.

2) Предлагаемые по патенту [8] БМНП, даже в минимальном – трехгранном исполнении, значительно превосходят по размерно-массовым характеристикам многокромочные базовые пластины ведущих мировых производителей: SANDVIK COROMANT, ISCAR, HORN, TAEGUTEC, MITSUBISHI и др., что позволяет рекомендовать их к широкому внедрению.

3) По сравнению с однокромочными пластинами Q-Cut и двухкромочными CoroCut 2, предлагаемые по патенту [8] БМНП – уступают им по размерно-массовым показателям, однако они уменьшают в 8 – 4 раза условное количество пресс-форм, технологическое время и трудоемкость эксплуатации оборудования для спекания БМНП в перерасчете на 1 режущую кромку.

Список использованных источников: 1. *Бабій, М.В.* Еволюція канавкових та відрізних різців і перспективи їх розвитку / М.В. Бабій // Вісник Хмельницького національного університету. 2010. № 5. – С. 120-126. 2. Сменные пластины и инструмент: каталог [Текст] – Sandvik Coromant 2000 – 172 с. 3. Каталог продукции концерна Sandvik Coromant 2015 г. [Текст] – 126 с. 4. Каталог фирмы ISCAR / Отрезка, 2010. – 29 с. [Электронный ресурс]. Режим доступа: <http://www.iscar.com/>. 5. Каталог фирмы HORN / Отрезка, – 40 с. [Электронный ресурс]. Режим доступа: http://www.phorn.de/fileadmin/user_upload/de/PDF/PDF_DrehKataloge_de_en/KapitelH_312.pdf/. 6. METALWORKING CUTTING TOOLS Shop version: Katalog [Текст]. – TaeguTec 2008 – 188 с. 7. Токарный инструмент, вращающийся инструмент, инструментальные системы: Общий каталог [Текст]. MITSUBISHI 2006 – 2007 – 206 с. 8. Патент Российской Федерации на изобретение № 2366542 МПК B27B 27/16 Сборный отрезной резец и режущие пластины к нему. Заявка № 2007111687 от 29.03.2007. Авт. изобр. *Настасенко В.А., Бабій М.В.* //Опубликовано 10.09.09. БИ № 25.

Bibliography (transliterated): 1. *Babiy, M.V.* Evolyuciya kanavkovikh ta vidriznikh rizciv i perspektivi ikh rozvittku / M.V. Babiy // Visnik Khmel'nic'kogo nacional'nogo universitetu. 2010. № 5. – S. 120-126. 2. Smenniye plastinih i instrument: katalog [Tekst] – Sandvik Coromant 2000 – 172 s. 3. Katalog produktsii koncerna Sandvik Coromant 2015 g. [Tekst] – 126 s. 4. Katalog firmih ISCAR / Otrezka, 2010. – 29 s. [Elektronniy resurs]. Rezhim dostupa: <http://www.iscar.com/>. 5. Katalog firmih HORN / Otrezka, – 40 s. [Elektronniy resurs]. Rezhim dostupa: http://www.phorn.de/fileadmin/user_upload/de/PDF/PDF_DrehKataloge_de_en/KapitelH_312.pdf/. 6. METALWORKING CUTTING TOOLS Shop version: Katalog [Tekst]. – TaeguTec 2008 – 188 s. 7. Tokarniy instrument, vrashayuyushiy instrument, instrumentalniye sistemih: Obshiy katalog [Tekst]. MITSUBISHI 2006 – 2007 – 206 s. 8. Patent Rossiyskoy Federatsii na izobretenie № 2366542 MPK B27B 27/16 Sborniy otreznoy rezec i rezhutchie plastinih k nemu. Zayavka № 2007111687 ot 29.03.2007. Avt. izobr. *Nastasenko V.A., Babiy M.V.* //Opublikovano 10.09.09. BI № 25.

Dr. Nguyen Thi Phuong Giang, Hanoi, Vietnam

THE GRINDABILITY OF SEGMENTED GRINDING WHEELS PRODUCED BY VIETNAM IN ROUGH MACHINING ALUMINUM MATERIAL

У статті розглянуто нещодавно розроблені у В'єтнамі сегментовані шліфувальні круги, з опорою на основи переривчастої механічної обробки, з метою підвищення шліфуючої здатності зерен. Явище «засалювання» шліфувального круга, яке виникає при наліпанні шліфованої стружки в міжзеренному просторі, при використанні таких кругів зменшується, особливо при обробці алюмінію. Досліджувались круги з різним співвідношенням переривчастих ділянок та робочої поверхні круга. Випробування кругів проводилися для алюмінієвого сплаву, а також закаленої та незакаленої сталі при різних режимах обробки. При цьому виявлено, що механізми механічної обробки децю відрізняються.

Ключові слова: шліфування, переривчаста обробка, сегментований шліфувальний круг

В статье рассматриваются сегментированные шлифовальные круги, разработанные недавно во Вьетнаме с опорой на основы прерывистой механической обработки, с целью повышения шлифующей способности зерен. Явление «засаливания» шлифовального круга, возникающее при налипании шлифованной стружки в межзеренном пространстве, при использовании таких кругов уменьшается, особенно при обработке алюминия. Исследовались круги с различным соотношением прерывистых участков и рабочей поверхности круга. Испытания кругов проводились для алюминиевого сплава, а также закаленной и незакаленной стали при различных режимах обработки, при этом выявлены некоторые отличия в механизме механической обработки.

Ключевые слова: шлифование, прерывистая обработка, сегментированный шлифовальный круг

Recently developed in Vietnam segmented grinding wheels is base on the fundamental of discontinuous machining is used to enhance the grindability of abrasive grains. The phenomenon of grinding chips adhesive to space between grains, that make the wheels became "dull", was reduce, special machining aluminum. In this paper, the evaluation of segmented grinding wheel is based on the cutting performance. η is defined as a ratio between the discontinued regions and the. of the grinding wheel's working surface. There were five newly developed grinding wheels with (10.91%, 16.37%, 18.19%, 20.01% and 21.83% respectively) and one conventional η different $\eta = 0\%$) were used to grind unhardened steel, hardened steel and aluminum. The results showed η grinding wheel (that segmented grinding wheels obtained a smoother surface in compared with conventional $\eta = 20,01\%$ for machining unhardened steel and at $\eta = 18,19\%$ machining aluminum material. On the other hand, segmented wheels with a less number of abrasive grains, show a higher efficiency for obtaining the smoother surface roughness than conventional wheels in the same working conditions. However, the mechanism of machining hardened and aluminum materials is a little bit different.

Keywords: grinding, discontinuous machining, segmented grinding wheel

1. Introduction

Nowadays, the fabricate industry is using numbers of new materials with the difference in hardness, from hard ones such as thermal steel, alloy steel, carbide

alloy or ceramic material to soft ones like aluminum alloy, magnesium alloy and so on. All of them need the fine final machining in order to reach desired surface quality and dimension. The grinding process and grinding wheels are using as an effective way to reach the precision and surface roughness as expected. [1, 2].

Improving the fine final machining process can help in the job of enhanced products' reliability as the whole system. In this situation, as soon as machining conditions should not be taken out from properties of the material, we cannot ignore the impact of the grinding process to the material in real. In addition, we have to take notice of characteristic of treated surface of material, before and after machining process [3]. This paper mention the grinding process with Aluminum Alloy, C45 and C45 harden steel using segment grinding wheel. Surface quality got from the process is compared with the process using normal continuous grinding wheel. Effects by process variables are also researched.

2. Segment grinding wheels

In this experiment, a formal grinding wheel and 5 segmented grinding wheel have been used. Wheels have the same diameter, width, adhesive, dressing condition, grain size, grain density and stiffness and producer (Hai Duong grinding wheel producer). The formal griding wheel have continuous working surface (segmented rate $\eta = 0\%$) while other wheels are slotted equally in order to make different segment rate.

Table 1 – General parameter of grinding wheel

1. Wheel's serial: Cn46 MV2 350x40x127-35m/s
2. Outside diameter: 350 (mm)
3. Inside diameter: 127 (mm)
4. Wheel's width: 40 (mm)
5. Wheel's velocity: 35 (m/s)
6. Abrasive particle: Cn46 GV6 MV2
7. Adhesive: ceramic

Table 2 – Segmented grinding wheel's parameters

No	Number of tracksz	Angle between two slotted continually α (degree)	Segment rate $\eta(\%)$
1	12	30	10.91
2	18	20	16.37
3	20	18	18.19
4	22	16.36	20.01
5	24	15	21.83



Figure 1 – Geometry parameter of segmented grinding wheel with angle β slot's width w and slot's depth b

The grinding process is performed by flat grinding machines OKAMATO made in Japan with the specifications of the grinding machine are listed in Table 3. Fig.1 is the photographed of the wheel on the machine

Table 3 – Specifications of the grinding machine

Parameter	Length (mm)	Width (mm)	Height (mm)
1. Machine dimension	4.280	1.850	2.190
2. Pallet dimension	2.150	800	
3. Working space	1.200	520	350
4. Capacity of main spindle motor: 11KW			



Figure 2 –The wheel on the machine

Workpiece material used for the experiment is C45 with 2 type materials, harden steel with the hardness of 42-43HRC (5 patterns) and 5 patterns unhardened, 5 patterns aluminium alloy produced by Van Xuan Co., axbxc size = 100x35x40mm. Figure 2 is a screenshot of the workpiece used in the experiment

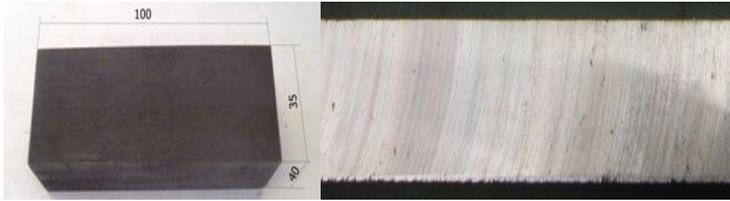


Figure 3 – C45 steel with 100x35x40mm dimension, the hardness 42-43 HRC and unhardened 82 HB , and aluminium A6061

The chemical composition of aluminum alloy A6061 is shown in Table 4.

Table 4 – Composition of chemical elements in aluminum alloy A6061

element	Cu	Fe	Si	Mg	Zn	Cr	Al
Content%	0.15 ~ 0.40	0.7	0.40 ~ 0.80	0.8	0.25	0.04 ~ 0.35	The rest

For all experiments, cutting velocity v and feed rate s are fixed at the value of $v = 32m / s$, $s = 12m/min$, while cutting depth t be changed to 0.015 mm; 0.025 mm and 0.05 mm respectively. Each machining process is perform with 10 double cruises. The depth of the layer of removal material after 10 double cruises is measured by an electronic caliper from Mitsubishi.

3. Results and Discussions

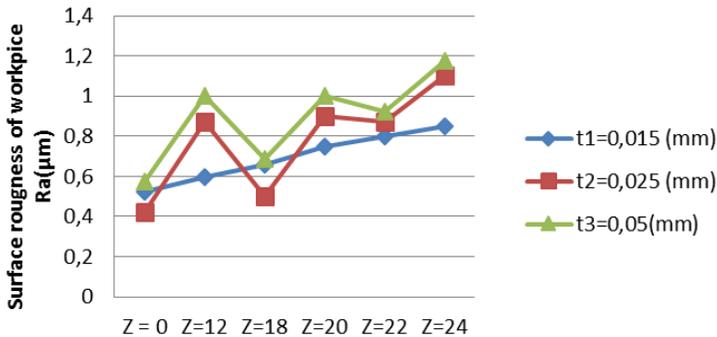


Figure 4 – The relationship between surface roughness Ra workpiece when changing t machining aluminum

When the cutting depth change respectively from 0.015mm; 0.02mm; 0.025mm, the feed rate is $f = 12m/min$, the process with Aluminum Alloy did not follow the rule. Theoretically, increasing the cutting depth will decrease the surface

quality [4, 5, 6]. When the cutting depth is $t_2 = 0,025\text{mm}$ surface quality is better than when the cutting depth is $t_1 = 0,015\text{mm}$, even with $t = 0,03\text{mm}$, and $z=18$. In the process with continuous grinding wheel, grits on wheel's surface tend to close together, lead to the decreasing of efficiency in grinding process and surface quality.

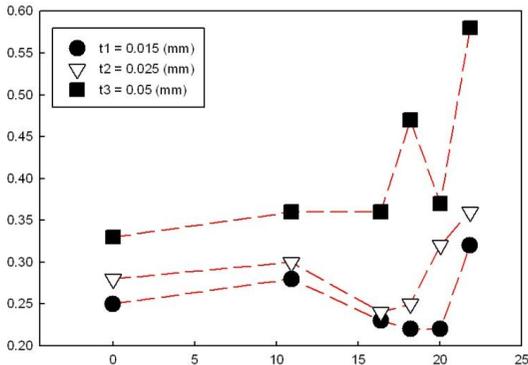


Figure 5 – The relationship between surface roughness Ra of the workpiece when changing t machining steel C45 hardened

With segmented grinding wheels, not all of them always better than traditional grinding wheel. But when the segment ratio increase, the surface roughness reach a peak at the segment ratio change from $\eta = 18,19\%$ to $\eta = 20,1\%$ (as in figure 5). At this point of η , the surface roughness is lowest even when compared with traditional grinding wheel

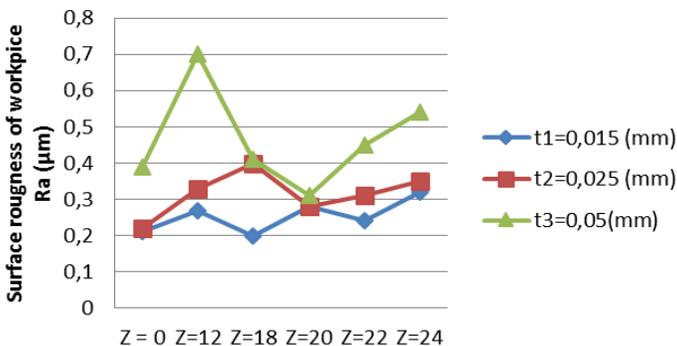


Figure 6 – The relationship between surface roughness Ra of the workpiece when changing t machining steel C45un hardened

When cutting depth enhanced in the process with C45 harden and normal C45, surface quality reach a highest point at $Z=20$, surface quality still remain even when increasing cutting depth. This is one of pros of segment wheels.

Characteristics of harden materials grinding process are lower residual stress, lower grinding power, short shavings while soft materials come with slide material layer, scratch, higher energy, long shavings. So that as long as the cutting depth and the contact length is big, the surface quality is low.

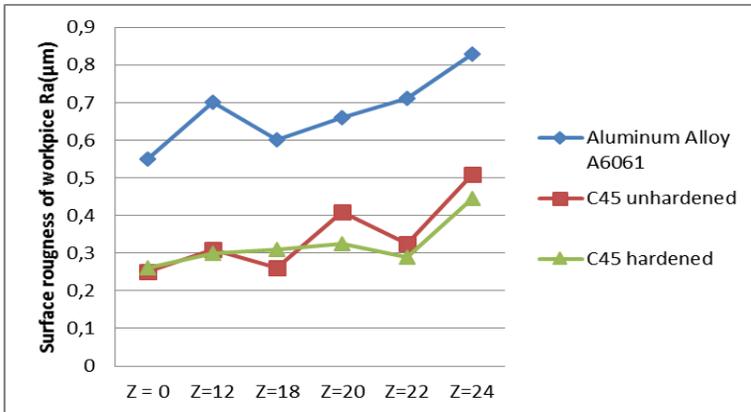


Figure 7 – The relationship between surface roughness Ra of the workpiece with 3 type of workpices when machining $t=0,02\text{mm}$; $S_3= 12\text{m/ph}$; $v=30\text{m/s}$

Surface roughness measured when machining with the $z=18$ segment wheel as the segment ratio of $\eta = 16,37\%$ show that the segment help arranging abrasive grit in the right way to avoid the same moving trajectory of the grit, give us higher surface quality compared with traditional grinding wheel at process variables of $t=0,02\text{mm}$; $f_3= 12\text{m/ph}$; $v=30\text{m/s}$. This thing give a pros to the $z=18$ segment wheel

4. Conclusion.

This paper mention the grinding process with Aluminum Alloy, C45 unhardened and C45 harden steel using segment grinding wheel. The result show that:

1. The segment wheel with segment ratio of $\eta = 16,37\%$ show the best cutting ability compared with traditional grinding wheel. When increasing the cutting depth with the $Z=20$ process, the surface quality is still remain with 3 types of material

2. When machining harden material as C45 harden steel, crushed shavings created and combine with the segment space on working surface of the wheel help

shaving easier to move out from the machining space, coolant entered to the machining area through this way too, help increase the cutting ability of grinding wheel

REFERENCE: 1. *Agarwal S, Venkateswara Rao P*, “A new surface roughness prediction model for ceramic grinding”, *Proc Inst Mech Eng, B J Eng Manuf*, **219**(11) (2005) 811–821. 2. *Young HT, Liao HT, Huang HY*, “Surface integrity of silicon wafers in ultra precision machining”, *Int J Adv Manuf Technol*, 29(3–4) (2006) 372–378. 3. *Malkin S, Guo C* (2008) *Grinding technology : theory and applications of machining with abrasives*, 2nd edn. Industrial Press Inc, New York. 4. *Marinescu ID, Rowe WB, Dimitrov B, Inasaki I* (2004) *Tribology of abrasive machining processes*, William Andrew, Norwich. 5. *W.H. Tuan, J.C. Kuo*, “Effects of grinding parameters on the reliability of alumina”, *Materials Chemistry and Physics*, 52 (1998) 41-45. 6. *R. Gupta, K.S. Shishodia, G.S. Sekhon*, “Optimization of grinding process parameters using enumeration method”, *Journal of Material Processing Technology*, 112 (2001) 63-67. 7. *G.F. Li, L.S. Wang, L.B. Yang*, “Multi-parameter optimization and control of the cylindrical grinding process”, *Journal of Material Processing Technology*, 129 (2002) 232-236. 8. *Nguyễn Tiến Đông, Nguyễn Thị Phương Giang* –“Khả năng giảm lực cắt khi gia công vật liệu ceramics sử dụng đá mài có bề mặt làm việc gián đoạn” - Tạp chí Khoa học và Công nghệ, 81 (2011), 86-90. 9. *Tsuwa, H.*, “Evaluation of grinding wheel by behavior of cutting edges” *Science of machine*, Vol 13, No.2, pp 273-279, 1961. 10. *J. Pe’rez, S. Hoyas, D.L. Skuratov, Yu.L. Ratis, I.A. Selezneva, P. Ferna’ndez de Co’rdoba, J.F. Urchuegui’a eHeat* “Transfer analysis of intermittent grinding processes” *International Journal of Heat and Mass Transfer* 51 (2008) 4132–4138. 11. *Xiarui Fan, Michele Miller*, Force analysis for segmental grinding , *chining Science and Technology*, 10 (2006), 435-455. 12. *Mohammadjafar Hadad – Mostafa Hadi*. An investigation on surface grinding of hardened stainless steel S34700 and aluminum alloy AA 6061 using minimum quantity of lubrication (MQL) technique. *Int J Adv Manuf Technol* (2013) 68:2145-2158. DOI 10.1007/s00170-013-4830-3, Springer, London.

УДК621.735.34.001

Я.Б. Немировський, канд. техн. наук,
О.В. Чернявський, канд. техн. наук, П.М. Єрьомін, канд. техн. наук,
Кіровоград, Україна

ПОДІЛ СТРУЖКИ ПРИ КОМБІНОВАНОМУ ПРОТЯГУВАННІ ДЕТАЛЕЙ ІЗ ЧАВУНІВ

В статті досліджені умови попереднього деформування оброблюваної поверхні деталі за допомогою деформуючих елементів із стружкоподільними канавками з метою забезпечення ефективного поділу стружки на окремі елементи при роботі наступного різального зубця. Запропонована конструкція комбінованої протяжки та проведені випробування її працездатності при обробці отворів у втулках із сірого чавуну.

Ключові слова: комбіноване протягування, чавун, поділ стружки, пластична деформація

В статье исследованы условия предварительного деформирования обрабатываемой поверхности детали с помощью деформирующих элементов со стружкоделительными канавками с целью обеспечения эффективного разделения стружки на отдельные элементы при работе следующего режущего зуба. Предложена конструкция комбинированной протяжки и проведены испытания ее работоспособности при обработке отверстий во втулках из серого чугуна.

Ключевые слова: комбинированное протягивание, чугун, деление стружки, пластическая деформация

In the article the conditions of the pre-treated surface deformation parts with deformation elements with chip division grooves to ensure effective separation of the individual elements on the chip when using the following cutting tooth. The improved design of the combined pulling and tested its efficiency in processing holes in the sleeves of cast iron.

Keywords: combined drawing, iron, chip division, plastic deformation

Аналіз існуючих конструкцій протяжок, які застосовуються для обробки круглих отворів та мають один різальний зубець без канавок для поділу стружки [1-3] показали істотний недолік конструкції, а саме – утворення у замкненому об'ємі кільцеподібної стружки, що практично не розділяється на частини (рис. 1).

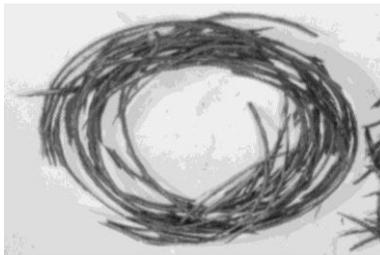


Рисунок 1 – Кільцеподібна стружка

Для видалення такої стружки необхідне використання допоміжного інструмента, пристроїв та витрат додаткового часу. Різальні зубці з конструктивними канавками для поділу стружки мають низьку стійкість [4], що стримує їх застосування при обробці. Тому, в удосконалених конструкціях протяжок з одного боку потрібно забезпечити ефективний поділ стружки, а з другого – підвищити стійкість різальних зубців за рахунок використання суцільних лез.

Відома конструкція протяжки [5], серед особливостей якої є внутрішнє підведення під тиском у зону різання мастильно-охолоджуючої рідини і наявність на напрямному блоці конструктивних елементів, що призначені для поділу стружки. Випробування показали, що така протяжка дозволяє покращити поділ замкнутої кільцеподібної стружки на окремі елементи. Подальшим розвитком конструкції стала наявність різального зубця, який розвернутий проти робочого ходу інструмента і розташований в зоні хвилі позаконтактної деформації і не працює під час прямого руху інструмента. Але, при такій конструкції стружкова канавка також замкнута, елементи для поділу стружки відсутні. Виходячи із цього, підвищення ефективності обробки отворів деталей із чавунів комбінованим протягуванням шляхом ефективного поділу стружки, що дозволяє використання суцільних різальних елементів є актуальною задачею.

Мета роботи: Забезпечення ефективного поділу стружки на окремі частки при роботі різального зубця протяжки за рахунок вичерпання ресурсу пластичності чавуну при попередній обробці деформуючими елементами із стружкоподільними канавками.

Матеріали дослідження: Основною гіпотезою для вирішення цієї проблеми було використання низького ресурсу пластичності оброблюваного матеріалу деталі – чавуну, та створення таких умов деформації, при яких відбувається вичерпання ресурсу пластичності, що приведе до руйнування оброблюваного матеріалу. Раніше нашими дослідженнями встановлено наступне:

– при деформуючому протягуванні деталей із чавуну має місце значна пластична деформація поверхневого шару, про що свідчить наявність локальної зони пластичної деформації на початку ділянки контакту деформуючого елемента із оброблюваною поверхнею. Така зона збільшує довжину контакту з ростом товщини стінки оброблюваної деталі *to*. Результатом цього при перших циклах деформування є інтенсивне зниження шорсткості оброблюваної поверхні та її зміцнення за рахунок пластичних складових. Вичерпання ресурсу пластичності чавуну приводить до його руйнування, що враховуючи дані процесу стружкоутворення, полегшує процес різання;

– для зрізання zdeформованого шару потрібні значно менші зусилля, при цьому перед різальним зубцем протяжки утворюється елементна стружка у

вигляді окремих елементів. Такий інструмент доцільно використовувати при чорновій обробці і знятті припуску, розмір якого не перевищує товщину деформованого шару.

На підставі аналізу вищенаведених конструкцій авторами була запропонована конструкція секції комбінованої протяжки, що може знімати припуск, розміри якого перевищують товщину zdeформованого шару [6]. При цьому zdeформований шар, що зрізується, буде перетворюватися в дрібнозернисту стружку, видалення якої не становить утруднень. При зрізанні шару металу, розташованого під zdeформованим шаром, буде утворюватися кільцеподібна стружка, видалення якої утруднене. Науковою основою конструкції, яка може поділити навіть кільцеподібну стружку є наступні положення:

Розглянемо випадок вісесиметричного розташування на поперечному перерізі заготовок чотирьох недеформованих ділянок, які отримуються конструктивними особливостями інструменту для роздачі (рис. 2).

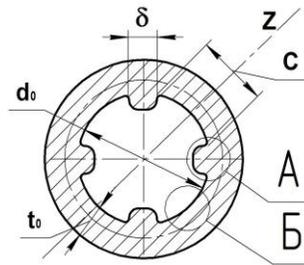


Рисунок 2 – Схема розташування ділянок на обробленій поверхні втулки:
А – недеформована зона; Б – zdeформована зона

Розріз заготовки має чотири zdeформовані ділянки довжиною C та чотири недеформовані довжиною δ . На вісі z , що розташована поміж двома суміжними ділянками з міркувань симетрії матеріальні точки будуть переміщуватись уздовж цієї ж вісі z . Таким чином, в цьому меридіальному перерізі умови деформування при малих деформаціях, що використовуються, відповідають вісесиметричній роздачі труби внутрішнім тиском. Досліди показали, що на всій пластичній ділянці довжиною C при деформуванні відбувається рівномірне зменшення товщини стінки із початковою товщиною t_0 . Це дозволяє у подальших розрахунках використовувати припущення, що на всій пластичній ділянці схема деформування відповідає вісесиметричній схемі деформування рівножорсткої труби. Розрахуємо ступінь пластичного деформування при роздачі отвору заготовки із натягом a .

Виконаємо розрахунок для середнього перетину заготовки, достатньо віддаленого від торців деталі довжиною l . Це дозволяє нам вважати, що там

має місце плоска деформація $e_z \left(z = \frac{l}{2} \right) = 0$

Початкова довжина кола оброблюваного отвору

$$C_0 = \pi \cdot d_0 - 4 \cdot \delta \quad (1)$$

Після роздачі довжина zdeформованої ділянки

$$C_0 = \pi \cdot (d_0 + a) - 4 \cdot \delta \quad (2)$$

Тоді окружна деформація

$$e_\varphi = \ln \left(\frac{C_1}{C_0} \right) \quad (3)$$

В нашому випадку, при використанні малих деформацій

$$e_\varphi = \frac{\pi \cdot a}{\pi \cdot d_0 - 4 \cdot \delta} = \frac{\varepsilon}{\left(1 - \frac{4 \cdot \delta}{\pi \cdot d_0} \right)} \quad (4)$$

Для звичайного випадку роздачі деформація буде дорівнювати

$$e_{\varphi_0} = \frac{a}{d_0} = \varepsilon \quad (5)$$

Порівнюючи вирази (4) та (5) ми бачимо, що обробка із дискретним деформуванням вносить зміни у zdeформований стан заготовки, обробленої звичайним інструментом. Врахуємо ці зміни наступним чином. Проаналізувавши відношення поміж e_φ та e_{φ_0} отримаємо наступний вираз:

Позначимо у виразі (4): β – параметр дискретності пластичного деформування

$$\beta = \frac{4 \cdot \delta}{\pi \cdot d_0} \quad (6)$$

Тоді

$$\frac{e_\varphi}{e_{\varphi_0}} = \frac{1}{1 - \beta} \quad (7)$$

На рис. 3 представлено залежність (7), із якої слідує, що наявність дискретного деформування надає суттєвій вплив на zdeформований стан заготовки, а саме його наявність викликає збільшення колових деформацій розтягу та зменшення ресурсу пластичності.

Тому, при виборі довжини недеформованих ділянок необхідно враховувати той факт, що вони ініціюють виникнення таких ознак, як вичерпання ресурсу пластичності або втрату стійкості течії матеріалу у

вигляді локальних тріщин на zdeформованих ділянках.

В нашому випадку інтенсифікація вичерпання ресурсу пластичності дозволить вирішити важливе завдання – за рахунок дискретного деформування забезпечити поділ кільцевої стружки. Як вказувалось раніше, чавун є малопластичним матеріалом і невелика пластична деформація може привести до його руйнування. Тому, для того, щоб відбулося руйнування стружки по периметру, потрібно попередньо ініціювати місця її руйнування. В цьому випадку попередньо пластичну деформацію отвору необхідно здійснювати дискретно, тобто спеціальним деформуючим елементом із виконаними на ньому канавками (рис. 4).

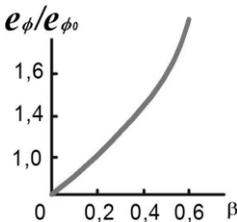


Рисунок 3 – Залежність e_{ϕ}/e_{ϕ_0} від довжини недеформованої ділянки у поперечному перетині оброблюваної заготовки



Рисунок 4 – Деформуючий елемент із стружкоподільними канавками

Ці канавки дозволяють створювати частини дискретного пластичного деформування. Згідно даних [7], що були присвячені дослідженням напружено-деформованого стану при деформуванні пластичних матеріалів зі значною товщиною стінки деталі у осередку деформації, разом із умовами, близькими до всебічного стискання в місці переходу від контактної ділянки до позаконтактної мають місце значні осьові напруження розтягу σ_z . Такі напруження призводять до різкого вичерпання ресурсу пластичності в тих місцях, де zdeформована ділянка переходить до недеформованої і де буде відбуватися руйнування кільцевої стружки на сегменти. Таке явище полегшує процес видаленні стружки із зони різання.

На основі наведеного вище нами розроблена вдосконалена конструкція деформуюче-різальної протяжки для примусового подрібнення кільцеподібної стружки по периметру деформуючих елементів [8]. Така конструкція враховує всі попередні рекомендації, а також дозволяє використовувати зворотній хід інструмента як робочий. Для цього додатковий різальний елемент встановлюють проти робочого хода таким чином, щоб розташований перед ним додатковий деформуючий елемент центрував його відносно оброблюваного отвору. Розміщення різальних елементів між деформуючими стабілізує процес різання, зменшує вібрації

інструмента та збільшує якість обробки. Додатковий різальний елемент віддалений від деформуючого на таку відстань, що дорівнює відстані до максимуму хвилі позаконтактної деформації після нього. Це дозволяє вільно переміщуватися різальному елементу скрізь отвір заготовки під час прямого руху протяжки. Для створення ефективних умов різання на зворотному руху інструмента діаметр додаткового різального зубця повинен бути не меншим ніж діаметр останнього деформуючого елемента.

Така комбінована деформуюче-різальна протяжка була виготовлена у металі (рис. 5).



Рисунок 5 – Загальний вигляд комбінованої протяжки та її складові частини

Згідно розробленої методики були проведені експериментальні випробування інструмента на прикладі обробки круглого отвору $\varnothing 22,55$ мм у втулці із сірого чавуну СЧ20 (рис. 6)

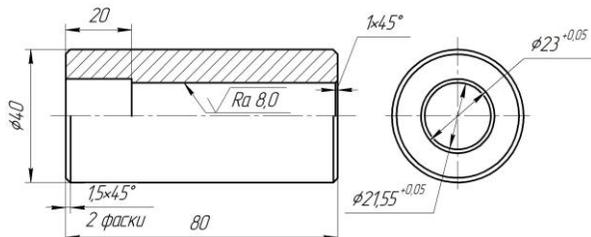


Рисунок 6 – Оброблювана втулка, матеріал СЧ20, НВ 2,12 ГПа

Попередня обробка отвору виконувалась на токарно-гвинторізному верстаті розточуванням із шорсткістю поверхні $Ra=8$ мкм. Оброблювана

втулка вільно встановлювалась на опорній планшайбі, яка в свою чергу була закріплена на рухомому столі випробувальної машини УИМ-50 (рис. 7).



Рисунок 7 – Робоча зона випробувальної машини УИМ-50 із встановленим дослідним інструментом

Дослідний інструмент за допомогою хвостовика спеціальної форми закріплювався у штоку гідравлічного циліндру машини. В процесі випробувань інструменту на оброблюваній поверхні втулки було зафіксовано появу характерних повздовжніх виступів, які утворились після проходження двох ДЕ, на кожному із котрих було по чотири стружкоподільчих проточки. Зовнішній вигляд виступів наведено на рис. 8, а їх геометричні розміри складають: висота $h=10\dots25$ мкм, ширина $b=4$ мм.

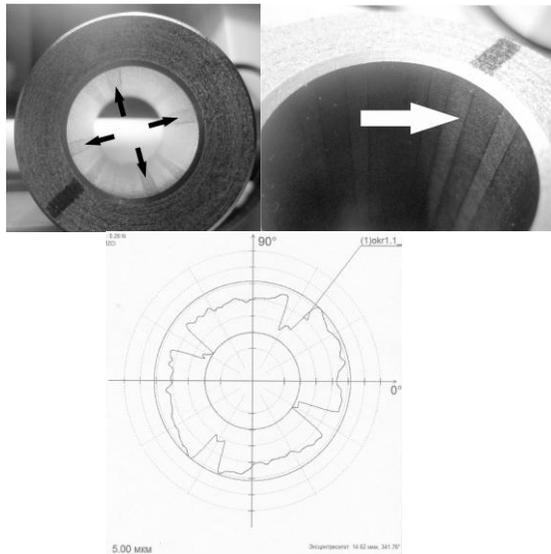


Рисунок 8 – Оброблена поверхня, отримана після проходження 2-х ДЕ із стружкоподільчими канавками

В процесі випробування інструменту були проведені спостереження за формуванням стружки. Як показано на рис. 9, під час зрізання потрібного припуску двома різальними зубцями утворюється кільцеподібна стружка, яка розламується на окремі елементи, максимальний розмір яких не перевищує відстані між стружколомними канавками, що розташовані на попередньому ДЕ.



Рисунок 9 – Зовнішній вид стружки, що утворилась після обробки дослідним інструментом

Така стружка краще видаляється із стружкової канавки струменем стисненого повітря або ополіскуванням інструмента у ЗОР. Аналіз наведених даних показує працездатність запропонованої конструкції протяжки під час прямого та зворотного рухів інструмента скрізь оброблюваний отвір.

Таким чином, на основі наведених вище матеріалів можна зробити наступні висновки:

- використання запропонованої конструкції комбінованої деформуюче-різальної протяжки дозволяє ефективно подрібнювати стружку, а також використовувати зворотній хід інструмента як робочий, що значно зменшує робочий час;

- зменшення довжини протяжки призводить до підвищення її жорсткості, що сприяє якості обробки та дозволяє виготовляти більш компактний інструмент;

- проведеними дослідженнями експериментально доведено підвищення ефективності обробки круглих отворів у чавунних деталях типу втулка у порівнянні із іншими методами обробки типу розвертання або різального протягування звичайними протяжками.

Список використаних джерел: 1. *О. А. Розенберг, С. Ф. Студенец, В. В. Мельниченко* Особенности использования комбинированного протяжного инструмента для обработки внутренних полостей крупных чугунных цилиндров / Породоразрушающий и металлообрабатывающий инструмент – техника и технология его изготовления и применения: Сб. науч. тр. – К.: Изд-во ИСМ ім В. Н. Бакуля НАН України, 2008. – Вып. 11, С. 428-433.
2. *О. А. Розенберг, С. Ф. Студенец, В. В. Мельниченко* Исследование процесса комбинированного

протягивания гильз двигателей внутреннего сгорания из антифрикционных легированных чугунов / Сучасні технології в машинобудуванні: Зб. наук. пр. – Х.: Видав. Харків НТУ «ХП», 2010. Вип. 4, С. 161-169 **3. Чернявський А. В.** Повышение эффективности обработки отверстий в деталях из чугуна деформирующим протягиванием: автореф. дис. на соискание степени канд. техн. наук спец. 05.03.01 «Процессы механической и физико-химической обработки, станки и инструмент» / – Киев, 1988. – 17 с. **4. Маргулис Д. К.** Протяжки переменного резания / Москва–Свердловск: Mashgiz, 1962 – 269 с. **5. О. А. Розенберг, Я.Б. Немировский, А.В. Чернявский** Сборная твердосплавная протяжка для обработки гильз и цилиндров / Станки и инструмент. – 1986. – N8. – С. 19–20. **6. Пат.** 44522 Україна, МПК (2009) B23D 43/00 Секція комбінованої протяжки / *Чернявський О. В., Єр'омін П. М.* – Заявл. 06.04.2009; Опубл. 12.10.2009, Бюл. №19. **7. Ю. А. Цеханов, С. Е. Шейкин** Механика формообразования заготовок при деформирующем протягивании / Воронеж, ВГТА, 2001. –203 с. **8. Пат.** 45379 Україна, МПК (2009) B23D 43/00 Комбінована протяжка / *Чернявський О. В., Єр'омін П. М., Коваленко О. В.* – Заявл. 22.05.2009; Опубл. 10.11.2009, Бюл. №21.

Bibliography (transliterated): **1. O. A. Rozenberg, S. F. Studenec, V. V. Mel'nichenko** Osobnosti ispol'zovanija kombinirovannogo protjazhnogo instrumenta dlja obrabotki vnutrennih polostej krupnyh chugunnyh cilindrov / Porodorazrushajushhij i metalloobrabatyvajushhij instrument – tehnika i tehnologija ego izgotovlenija i primenenija: Sb. nauch. tr. – K.: Izd-vo ISM im V. N. Bakulja NAN Ukrainy, 2008. – Vyp. 11, S. 428-433 **2. O. A. Rozenberg, S. F. Studenec, V. V. Mel'nichenko** Issledovanie processa kombinirovannogo protjagivanja gil'z dvigatelej vnutrennego sgoranija iz antifrikcionnyh legirovannyh chugunov / Suchasni tehnologii v mashinobuduvanni: Zb. nauk. pr. – H.: Vidav. Harkiv NTU «HP», 2010. Vip. 4, S. 161-169 **3. Chernjavskij A. V.** Povyshenie jeffektivnosti obrabotki otverstij v detaljah iz chuguna deformirujushhim protjagivaniem: avtoref. dis. na soiskanie stepeni kand. tehn. nauk spec. 05.03.01 «Processy mehanicheskoj i fiziko-himicheskoj obrabotki, stanki i instrument» / – Kiev, 1988. – 17 s. **4. Margulis D. K.** Protjazhki peremennogo rezanija / Moskva–Sverdlovsk: Mashgiz, 1962 – 269 s. **5. O. A. Rozenberg, Ja.B. Nemirovskij, A.V. Chernjavskij** Sbornaja tverdosplavnaja protjazhka dlja obrabotki gil'z i cilindrov / Stanki i instrument. – 1986. – N8. – S. 19–20. **6. Pat.** 44522 Україна, МПК (2009) V23D 43/00 Секція комбінованої протязжки / *Чернявський О. В., Єр'омін П. М.* – Заявл. 06.04.2009; Опубл. 12.10.2009, Бюл. №19. **7. Ju. A. Cehanov, S. E. Shejkin** Mehanika formoobrazovanija zagotovok pri deformirujushhem protjagivanii / Voronezh, VGTA, 2001. –203 s. **8. Pat.** 45379 Україна, МПК (2009) V23D 43/00 Комбінована протязжка / *Чернявський О. В., Єр'омін П. М., Коваленко О. В.* – Заявл. 22.05.2009; Опубл. 10.11.2009, Бюл. №21.

УДК 621.9:678.5

А.Л. Прилипко, А.П. Тарасюк, д-р техн. наук, Харьков, Украина

ВЛИЯНИЕ УСЛОВИЙ КОНТУРНОГО ФРЕЗЕРОВАНИЯ НА НАПРЯЖЕННОЕ СОСТОЯНИЕ И РАЗРУШЕНИЕ ПАКЕТОВ МЕТАЛЛ - КОМПОЗИТ

Представлені результати розрахунків впливу умов контурного фрезерування на напружений стан і руйнування пакетів метал - композит в програмному пакеті ANSYS. За результатами моделювання було встановлено раціональні технологічні параметри процесу контурного фрезерування пакетів метал – композит.

Ключові слова: контурне фрезерування, напружений стан, руйнування, пакет метал -композит

Представлены результаты расчетов влияния условий контурного фрезерования на напряженное состояние и разрушение пакетов металл - композит в программном пакете ANSYS. По результатам моделирования были установлены рациональные технологические параметры процесса контурного фрезерования пакетов металл – композит.

Ключевые слова: контурное фрезерование, напряженное состояние, разрушение, пакет металл -композит

The results of calculations of the effect of conditions contour milling on the stress state and destruction of the packages, the metal - composite in the software package ANSYS. The results of the simulations were set rational technological parameters of the process contour milling packages metal – composite.

Keywords: contour milling, stress state, destruction, metal - composite package

1. Постановка проблемы

Различные физико-механические свойства материалов которые входят в состав пакета металл-композит (ПМК), а так же неоднородность структуры материала, ярко выраженная анизотропия свойств, высокие упругие свойства волокнистых полимерных композитов, различие свойств наполнителя и связующего с одной стороны и вязкостью, высоко пластичностью дюралюминия с другой стороны, что требуют тщательного подхода при обосновании модели контактного взаимодействия режущего инструмента с обрабатываемым пакетом. Эти особенности определяют специфику разрушения пакетов металл - композит при резании, а поскольку целью исследования является повышение качества поверхностного слоя и снижения разрушений по поверхности раздела при контурном фрезеровании. Необходимо учитывать особенностей разрушения и физико - механические свойства материалов при моделировании процесса механической обработки.

2. Цель исследования

На основе разработанной модели взаимодействия режущего инструмента на обрабатываемый пакет металл – композит выявить закономерности разрушения материалов входящих в состав пакета при

контурном фрезеровании и установить рациональные технологические параметры процесса обработки, обеспечивающие минимизацию разрушений по поверхностям раздела компонентов пакета металл композит.

3. Основные материалы исследований

Скорость резания

В качестве постоянных для расчетов приняты следующие условия: $t = 0,2$ мм; $S = 20$ мм/мин; $V = 2,61$ м/с; $a = 0,0276$ (мм); $\alpha = 15^\circ$; $\gamma = 0^\circ$; $\omega = 65^\circ$; $\rho = 5$ мкм; $h_3 = 0,05$ мм.

При исследовании было установлено, что на скорость деформации влияют пределы прочности и упругие свойства ПМК, учитывая это, распределение напряжений и начало разрушения зависят от скорости резания.

Анализ напряженно деформированного состояния (рис. 2) при изменении скоростей резания позволил установить, что с увеличением скорости резания уменьшаются нормальные и касательные напряжения, а также уменьшается величина действующих усилий резания, причем для разных значений геометрических параметров режущей части инструмента. Это свидетельствует о том, что снижается работа пластической деформации полимерной составляющей пакета металл - композит. Наряду с этим повышается хрупкость разрушения, а фактическая площадь контакта по задней поверхности уменьшается, что позволяет снизить работу сил трения по задней поверхности режущего инструмента [1].

Анализ графика (рис. 1) показывает, что с увеличением скорости резания с 1,85 до 2,61 м/с напряжения в стеклопластике вдоль оси уменьшаются с 137 до 9,4 мПа, а следовательно и деформация композита при резании вдоль оси Z уменьшается с 81% до 63%.

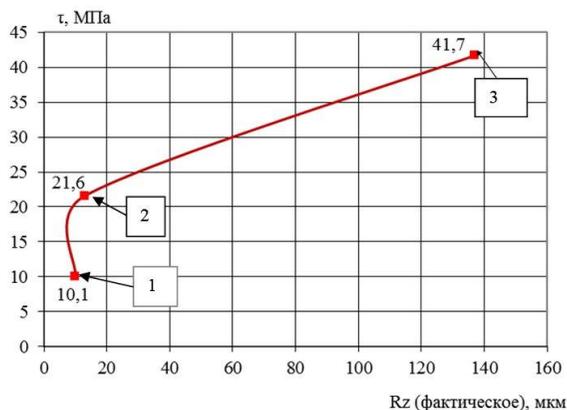


Рисунок 1 – Взаимосвязь между распределением напряжений и шероховатостью поверхности при различных значениях скоростей резания:
1 - $V = 2,61$ м/с; 2 - $V = 2,24$ м/с; 3 - $V = 1,85$ м/с

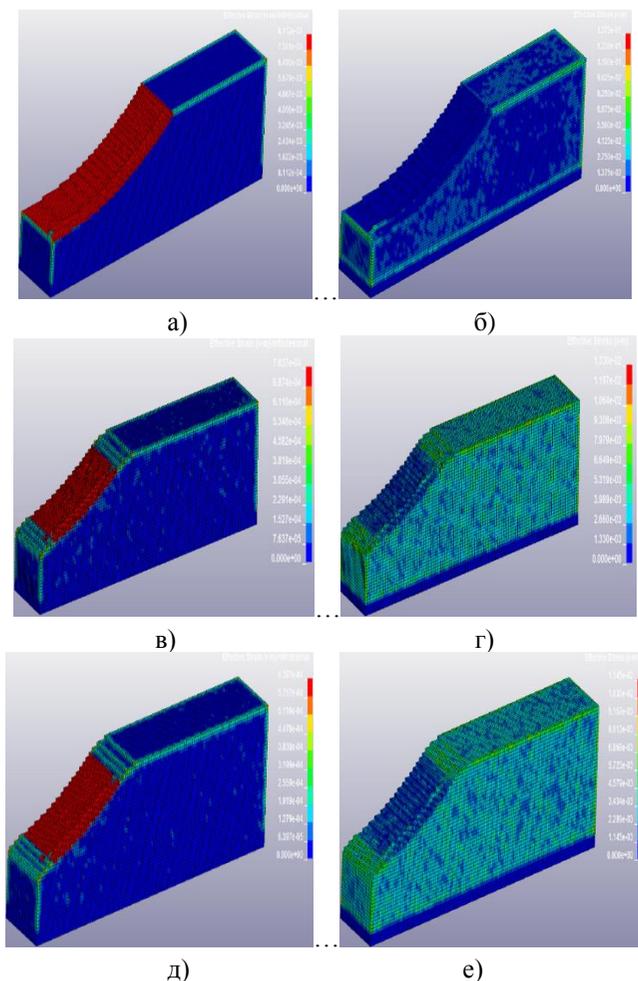


Рисунок 2– Деформация при скорости резания:

а) – 1,85 м/с; в) – 2,24 м/с; д) – 2,61 м/с;

Касательные напряжения на поверхности раздела при скорости резания:

б) – 1,85 м/с; г) – 2,24 м/с; е) – 2,61 м/с

Это повышает эффективность разрушения композита вдоль оси Y за счет сдвиговых напряжений и уменьшает глубину разрушений вдоль поверхностей раздела под действием напряжений τ .

Анализируя графики, приходим к выводу, что с увеличением скорости резания шероховатость поверхности стеклопластика улучшается и достигает

R_z (факт.) = 10,1 мкм, что приводит к уменьшению глубины трещин и повышению качества поверхностного слоя. Сами графики имеют большую крутизну, что говорит о меньшей глубине распространения напряженного состояния. Таким образом, мы можем рекомендовать эффективную обработку стеклопластика при скорости резания 2,61 м/мин.

Задний угол

Изменение величины заднего угла режущего инструмента слабо влияет на напряжения, которые действуют вдоль оси Y (рис. 3). Это свидетельствует о том, что изменяется сила трения на задней поверхности, а изменение величины заднего угла режущего инструмента слабо влияет на шероховатость поверхности R_z (факт.). На (рис. 4) представлено влияние, величины заднего угла режущего инструмента на напряженно-деформированное состояние ПМК на основании проведенных расчетов.

При уменьшении заднего угла увеличивается шероховатость ПМК, а также возникновению трещин, что вызвано увеличением фактической площади контакта по задней поверхности режущего инструмента и приводит к росту напряжений. Ниже плоскости разрезания материала напряжения τ не оказывают разрушающего воздействия на ПМК [2,3].

На основании проведенных расчетов нами было установлено, что для режущего инструмента оптимальное значение заднего угла 15° .

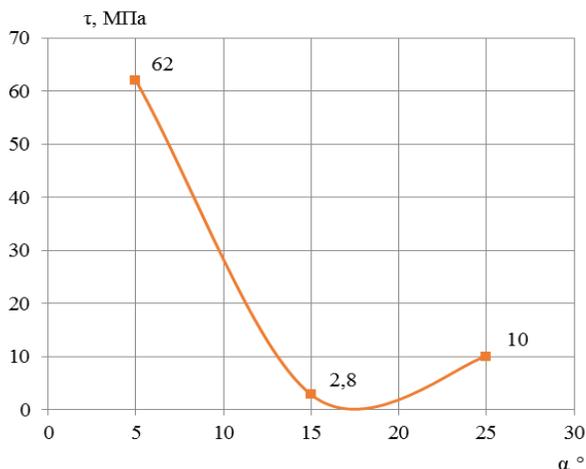


Рисунок 3 – Влияние заднего угла на распределение напряжений:
 $\alpha = 5^\circ$; $\alpha = 15^\circ$; $\alpha = 25^\circ$

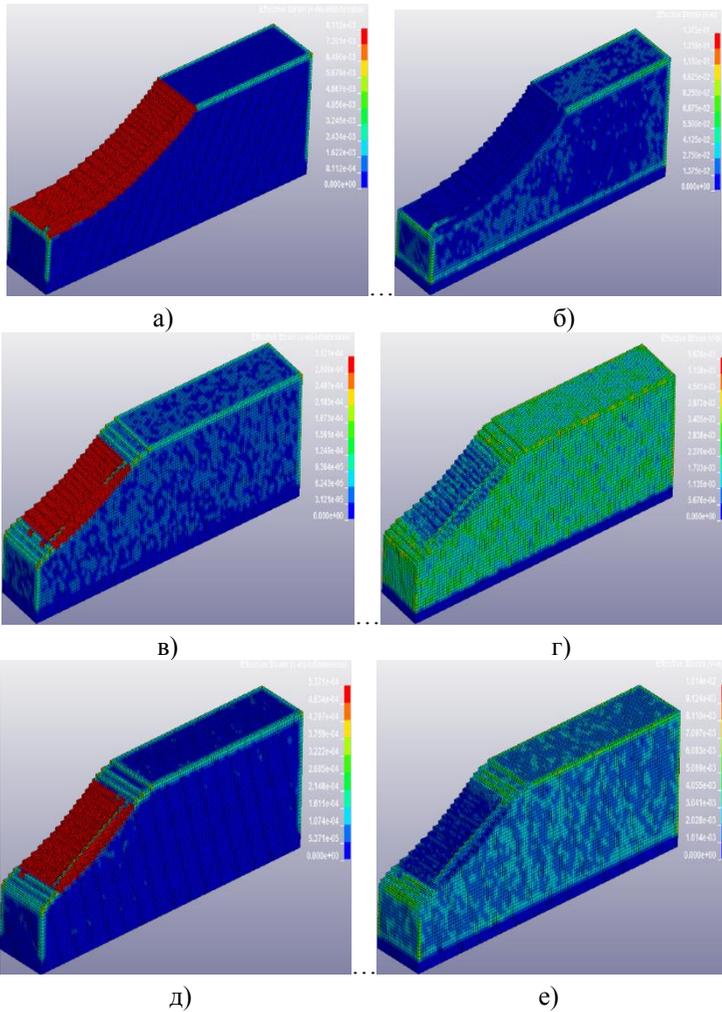


Рисунок 4 – Деформация при величине заднего угла α :

а) - 5°; в) - 15°; д) - 25°;

Касательные напряжения на поверхности раздела при величине заднего угла α :

б) - 5°; г) - 15°; е) - 25°

Глубина резания

Глубина резания, как параметр режима резания, оказывает наибольшее влияние на напряженное состояние вокруг зоны резания и непосредственно в самой зоне резания (рис. 5).

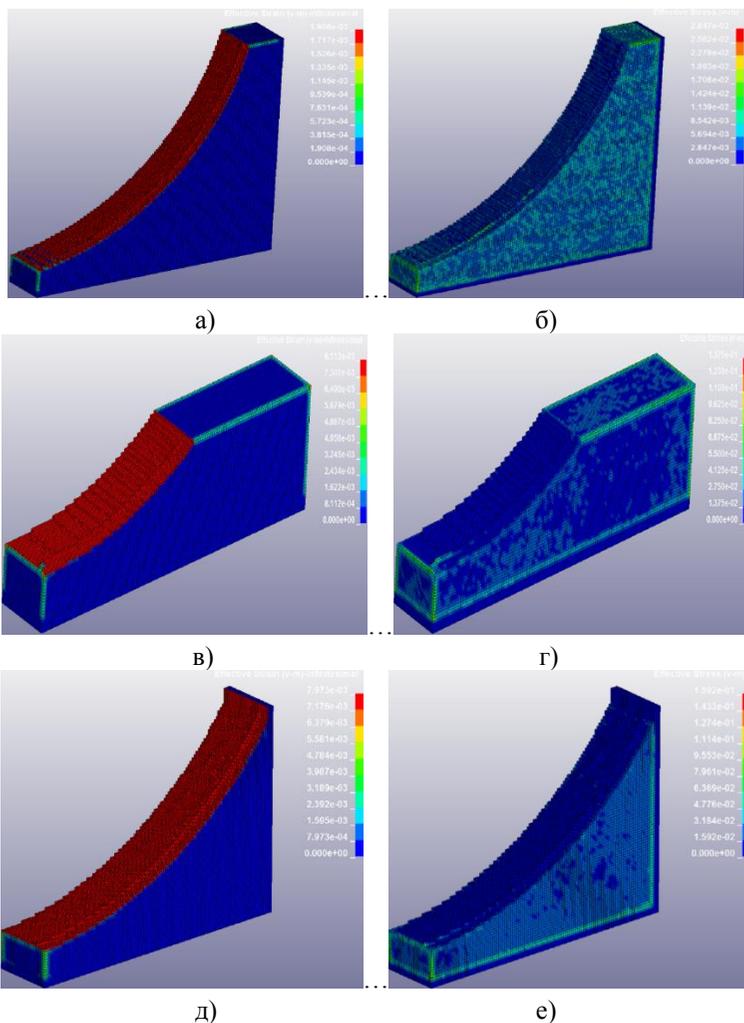


Рисунок 5 – Деформация при глубине резания t :

а) - 0,2 мм ; в) - 0,65 мм ; д) - 1,1 мм;

Касательные напряжения на поверхности раздела при глубине резания t :

б) - 0,2мм; г) - 0,65 мм; е) - 1,1 мм

С ростом глубины резания растет сила резания, особенно ее тангенциальная составляющая, что приводит к росту напряжений и деформации ПМК вплоть до достижения предела прочности на сжатие и предела адгезионной прочности на разрыв, что приводит к повышению

шероховатости поверхностного слоя ПМК. Нарушается адгезионная связь, наблюдается вытаскивание волокон из матрицы, расслоение краев материалов, роста трещин на границе соединения материалов составляющих ПМК. При этом существенно повышается шероховатость обработанной поверхности и качество поверхностного слоя [4].

Сильное изменение напряжений объясняется (рис. 6) тем, что с увеличением глубины резания возрастает тангенциальная сила, а также увеличения трения по задней поверхности.

Проведенные расчеты подтверждают факт необходимости уменьшения глубины резания ПМК для достижения высокого качества обработанной поверхности.

Проведенные исследования позволили установить область оптимальной глубины резания которая составляет 0,1 - 0,3 мм, для исследуемых ПМК, позволяющая достичь высокого качества поверхностного слоя.

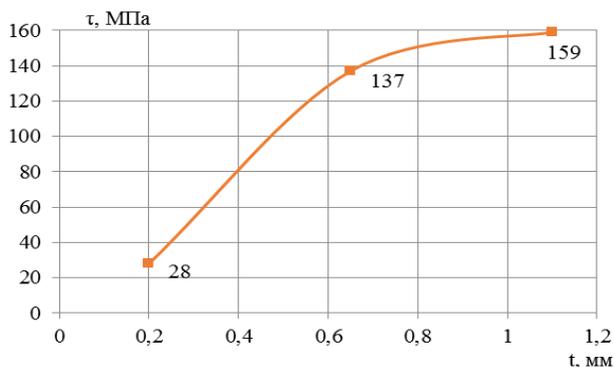


Рисунок 6 – Влияние глубины резания на распределение напряжений:
 $t = 0,2$ мм; $t = 0,65$ мм; $t = 1,1$ мм

Подача

На рис. 8 представлено влияние подачи на напряженно-деформированное состояние ПКМ. В результате проведенных расчетов было установлено, что с увеличением подачи существенно увеличивается ворсистость и шероховатость, особенно высота несрезанных волокон, что связано с возрастанием силы резания, приводящей к расслоению и возникновению микро неровностей, на поверхности обрабатываемых пакетов, а так же уменьшением числа циклов, воздействия режущих кромок инструмента, на поверхность обрабатываемого ПМК, что в свою очередь приводит к изменению стружкообразования и увеличения силы трения [5, 6].

На основании проведенных расчетов нами было установлено, что для режущего инструмента оптимальное значение подачи составляет 20 мм/мин.

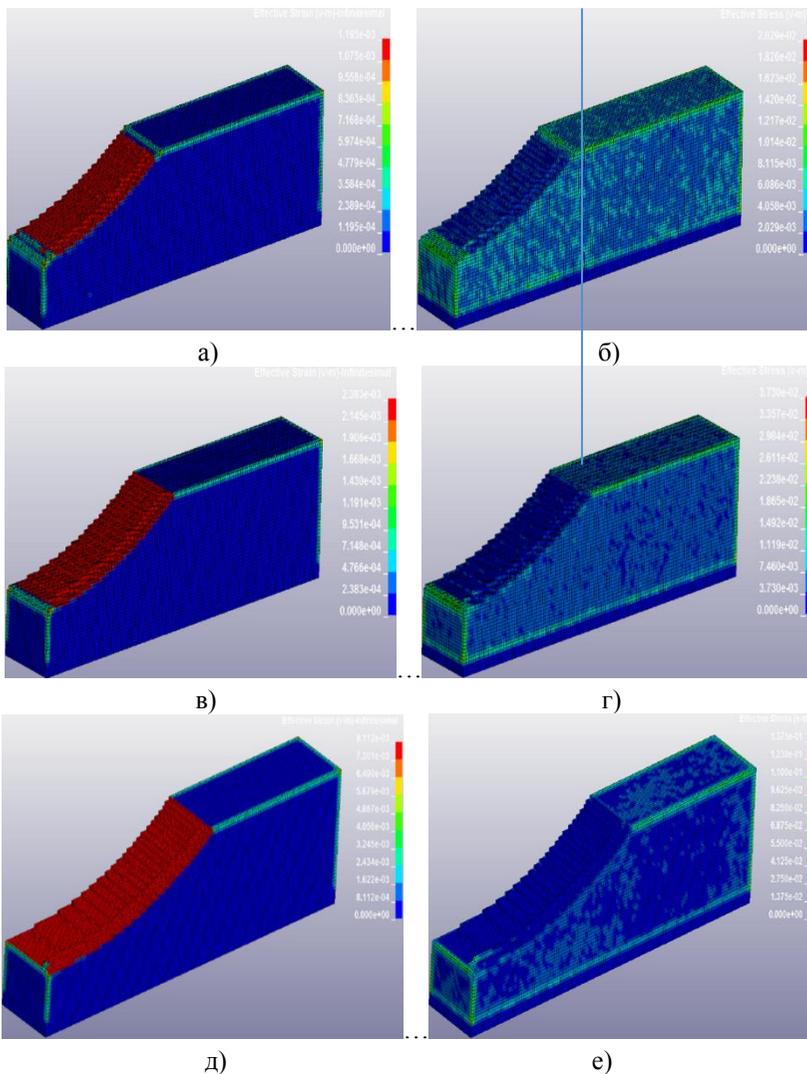


Рисунок 7 – Деформация при подаче S:
 а) - 20 мм/мин; в) - 31,5 мм/мин; д) - 50 мм/мин;
 Касательные напряжения на поверхности раздела при подаче S:
 б) - 20 мм/мин; г) - 31,5 мм/мин; е) - 50 мм/мин

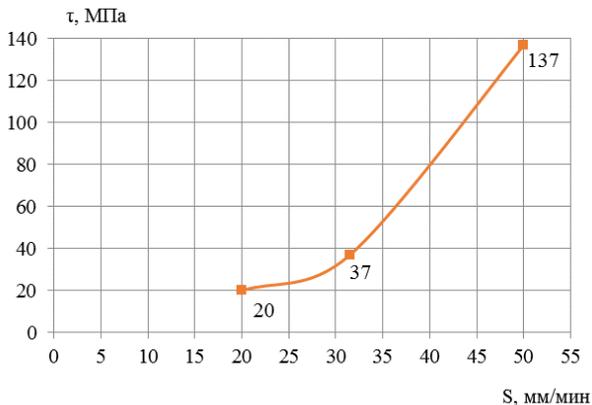


Рисунок 8 – Влияние подачи на распределение напряжений:
 S = 20 мм/мин; S = 31.5 мм/мин; S = 50 мм/мин

Выводы:

1. Установлено, что разрушения при контактном воздействии режущего инструмента в процессе резания пакетов металл – композит зависят от физико-механических свойств используемых материалов, а так же энергетических характеристик процесса резания.

2. Моделирование взаимодействия режущего инструмента с обрабатываемым пакетом металл – композит позволило установить, что основной закономерностью увеличения шероховатости поверхности материалов пакета, являются технологические параметры процесса резания (скорость, подача, глубина резания).

3. Оптимальное значение скорости резания было установлено исходя из ее влияния на динамически упругие и прочностные свойства пакетов металл – композит. Для стеклопластика оптимальная скорость составляет 2,61 м/с.

4. Установлено, что на разрушение поверхности в зоне резания и поверхностного слоя композита пакетов металл – композит определяется величиной возникающих нормальных напряжений, а так же величиной фактической площади контакта по задней поверхности. Проведенные расчеты позволили установить значения заднего угла 15°.

5. Проведенные исследования позволили установить область оптимальной глубины резания которая составляет 0,1 - 0,3 мм, для исследуемых ПМК, позволяющая достичь высокого качества поверхностного слоя.

Список используемых источников: 1. Руднев А.В. Обработка резанием стеклопластиков / А.В. Руднев. 2. В.Г. Сороченко // Резание и инструмент в технологических системах. Международный научно-технический сборник. – Харьков.: НГУ “ХПИ”, 2009 – вып.76, стр. 214-

224. **3.** А.И. Долматов, М.А. Курич // Сборник научных трудов. Вопросы проектирования и производства конструкций летательных аппаратов. – Харьков.: НАКУ «ХАИ» - 2008. Вип.38 – с.31-35. **4.** В. Г. Сенчишин, Н. В. Везуб // Резание и инструмент в технологических системах. – Харьков: НТУ «ХПИ», 2001. – вып. 59. – с. 157-163. **5.** А. П. Тарасюк. Технологии механической обработки полимерных композитов [Текст монографии] / А. П. Тарасюк, О.Л. Кондратюк, Н.В. Везуб: УИПА. – Харьков: «Точка», 2015. – 228 с. **6.** Д.В. Криворучко. Механическая обработка композиционных материалов при сборке летательных аппаратов (аналитический обзор) : монография / Криворучко Д.В., Залого В.А., Колесник В.А. и др. ; под общей ред. проф. В.А. Залого. – Сумы : Университетская книга, 2013. – 272 с.

Bibliography (transliterated): **1.** *Rudnev A.V. Obrabotka rezaniem stekloplastikov / A.V. Rudnev. 2. V.G. Sorochenko // Rezanie i instrument v tehnologicheskix sistemah. Mezhdunarodnyj nauchno-tehnicheskij sbornik. – Har'kov.: NGU "HPI", 2009 – vyp.76, str. 214-224.* **3.** *A.I. Dolmatov, M.A. Kurich // Sbornik nauchnyh trudov. Voprosy proektirovanija i proizvodstva konstrukcij letatel'nyh apparatov. – Har'kov.: NAKU «HAI» - 2008. Vip.38 – s.31-35.* **4.** *V. G. Senchishin, N. V. Verezub // Rezanie i instrument v tehnologicheskix sistemah. – Har'kov: NTU «HPI», 2001. – vyp. 59. – s. 157-163.* **5.** *A. P. Tarasjuk. Tehnologii mehanicheskoj obrabotki polimernih kompozitov [Tekst monografii] / A. P. Tarasjuk, O.L. Kondratjuk, N.V. Verezub: UIPA. – Har'kov: «Tochka», 2015. – 228 s.* **6.** *D.V. Krivoruchko. Mehanicheskaja obrabotka kompozicionnyh materialov pri сборке letatel'nyh apparatov (analiticheskij obzor) : monografija / Krivoruchko D.V., Zaloga V.A., Kolesnik V.A. i dr. ; pod obshhej red. prof. V.A. Zalogi. – Sumy : Universitetskaja kniga, 2013. – 272 s.*

А.В. Руднев, М.Д. Узунян, д-р техн. наук, Харьков, Украина

РЕШЕНИЕ ЗАДАЧ УПРАВЛЕНИЯ ПРИ АЛМАЗНО-ИСКРОВОМ ШЛИФОВАНИИ СВЕРХТВЁРДЫХ МАТЕРИАЛОВ

Представлено рішення задачі управління, коли по необхідній кресленням шорсткості визначаються різні поєднання режимів обробки, які гарантують отримання необхідної якості поверхні. Результати дослідження перевірені при обробці надтвердих матеріалів методом алмазно-іскрового шліфування.

Ключові слова: шорсткість, режими обробки, алмазно-іскрове шліфування

Представлено решение задачи управления, когда по требуемой чертежом шероховатости определяются различные сочетания режимов обработки, которые гарантируют получения необходимого качества поверхности. Результаты исследования проверены при обработке сверхтвёрдых материалов методом алмазно-искрового шлифования.

Ключевые слова: шероховатость, режимы обработки, алмазно-искровое шлифование

Presented the solution to management tasks, when required by the drawing of roughness are determined by various combinations of processing modes, which guarantee obtaining the necessary surface quality. The study tested the processing of superhard materials by diamond-spark grinding.

Keywords: roughness, processing modes, diamond-spark grinding

Прогностические расчёты шероховатости обработанной поверхности

Шероховатость поверхности (микрогеометрическое качество) зависит от нескольких факторов, характеризующих условия обработки. При шлифовании наиболее значимыми принято считать параметры алмазного круга, режимы резания. Обычно, при проведении экспериментов варьируют входные факторы, находят общие уравнения, описывающие поведение системы. Затем по общим уравнениям и найденным выходным параметрам определяют условия, при которых они могут обеспечиваться. Это прямая задача, которую можно моделировать.

Более сложной является обратная задача, когда по требуемым конкретным выходным параметрам необходимо определить условия обработки, обеспечивающие эти значения. Такие задачи относятся к классу задач управления.

В технологии обработки шлифованием задачи управления могут быть сформулированы следующим образом: по заданной шероховатости поверхности установить параметры обработки, гарантирующие требуемое качество.

Теоретико-экспериментальные основания предлагаемого расчётного подхода

Для оценки потенциальной шероховатость обрабатываемой поверхности, необходимо знать развитость алмазных зёрен на поверхности круга. Развитость (разновысотность) алмазных зёрен будет отражена на обработанной поверхности. Если взять огибающую суммарных наложений режущих профилей круга в направлении вектора скорости резания, то её можно использовать как совокупную характеристику режущей поверхности круга. Фактически она представляет суммарный приведенный профиль круга. Характеристика суммарного приведенного профиля зависит от зернистости и концентрации круга.

При каждом обороте шлифовального алмазного круга и перемещении его вдоль направления продольной подачи ($S_{\text{прод}}$) приведенный профиль оставляет на обработанной поверхности определённый след. Количественные значения шероховатости обработанной поверхности будут получены в результате n соприкосновений перемещающегося приведенного профиля с обрабатываемой поверхностью. Число соприкосновений (контактов) круга с деталью n определяется частотой вращения круга ω , об/мин, скоростью продольной подачи $S_{\text{прод}}$, мм/мин и шириной рабочей поверхности круга b , мм:
$$n = \frac{b \cdot \omega}{S}$$
.

Приведём примеры значений числа встреч n для круга с шириной алмазоносного слоя $b=10$ мм:

при числе оборотов $\omega = 6000 \text{ об/мин}$ и продольной подаче $S_{\text{прод}} = 200 \text{ мм/мин}$ будем иметь $n = 300$;

при числе оборотов $\omega = 3000 \text{ об/мин}$ и продольной подаче $S_{\text{прод}} = 1000 \text{ мм/мин}$ - $n = 30$.

Можно считать в первом приближении, что при одном обороте круга (врезании без продольной подачи) оставленный на обрабатываемой поверхности след есть результат наложения всех профилей зёрен в различных сечениях круга, перпендикулярных вектору скорости резания. Этот след является как бы отпечатком суммарного приведенного профиля круга. Его наиболее удобно характеризовать средним квадратическим отклонением $\sigma_{\text{пр}}$ профиля. Среднее квадратическое отклонение является важнейшей характеристикой, предопределяющей шероховатость поверхности.

Таким образом, зная $\sigma_{\text{пр}}$ появляется возможность для различных сочетаний ω и $S_{\text{прод}}$ прогнозировать потенциальную шероховатость. Ранее были проведены специальные эксперименты по определению $\sigma_{\text{пр}}$ для твёрдого сплава Т15К6 и ТН-20 [1]. Оценка $\sigma_{\text{пр}}$ выполнялась для кругов зернистостью 63/50, 125/100 и 200/160, а также для различных значений

глубины внедрения в материал. После контакта твёрдосплавной пластинки с алмазным кругом, замерялся параметр Rz приведенного профиля, а затем рассчитывался параметр Ra по формуле $\lg Rz = 0,65 + 0,97 \cdot \lg Ra$. Значение σ_{np} определяется по формуле: $\sigma_{np} = 1,25Ra$. Обработка результатов экспериментов позволила установить зависимость среднего квадратичного отклонения от зернистости алмазных кругов и глубины шлифования. Для твёрдого сплава T15K6

$$\sigma_{np} = 1,25 \cdot z^{0,34} \cdot t^{0,4}$$

Для безвольфрамового твёрдого сплава ТН-20

$$\sigma_{np} = 1,51 \cdot z^{0,38} \cdot t^{0,3}$$

С нашей точки зрения, концентрация также влияет на величину σ_{np} . С учётом этого схема управления качеством поверхности при шлифовании будет иметь следующий вид (рис. 1).

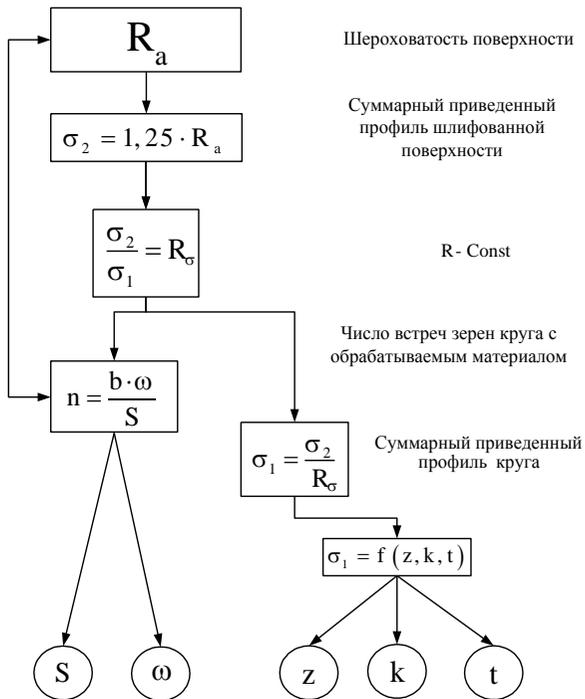


Рисунок 1 – Схема управления качеством обработанной поверхности при шлифовании

Представляет также интерес применимость данной теории при обработке сверхтвёрдых материалов.

В процессе экспериментов обрабатывались мелкозернистые алмазно-твердосплавные пластины (АТПМ) кругами зернистостью 50/40, 100/80 и 160/125 и концентрацией 2, 4, 6 при глубинах шлифования 0,005 мм, 0,008 мм и 0,011 мм. Затем с помощью профилографирования оценивалась величина $\sigma_{пр}$ и была установлена зависимость стандартного отклонения суммарного профиля от зернистости, концентрации алмазов круга и глубины шлифования для пластин АТПМ:

$$\sigma_{пр} = 3,112 \cdot z^{1,477} \cdot t^{0,881} \cdot k^{-0,93}$$

Таким образом, имея возможность для различных кругов и глубин шлифования находить $\sigma_{пр}$, можно для любой требуемой шероховатости по значению $\sigma_{пр}$ выявить различные варианты обработки, т.е. найти необходимое число контактов n круга с обрабатываемой поверхностью. Но поскольку одинаковые числа контактов, как уже отмечалось, может быть обеспечено при различных сочетаниях числа оборотов круга ω (скорость резания V) и продольной подачи $S_{прод}$ и при этом будет получена одинаковая шероховатость, то представляется возможным и удачным графически получить номограммы, где показаны линии равной шероховатости (рис. 2). С помощью рис. 2 можно определять различные технологические факторы, обеспечивающие требуемую шероховатость поверхности.

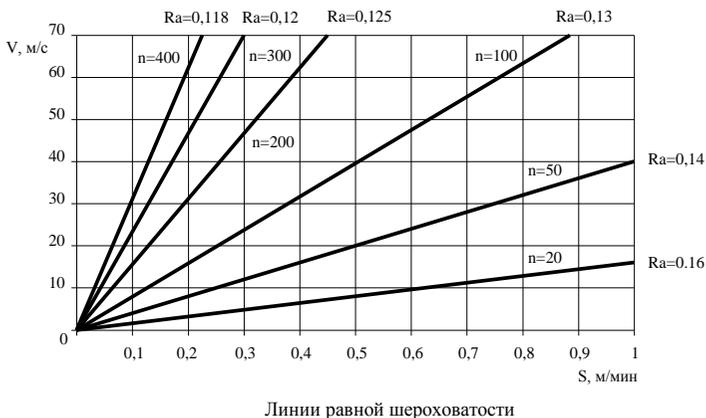


Рисунок 2 – Зависимость шероховатости обработанной поверхности от числа встреч. Условия обработки: круг 100/80, $t=0,008$ мм

Для проверки высказанных положений были проведены специальные эксперименты по определению шероховатости поверхности для различных сочетаний скорости резания V , м/с и продольной подачи $S_{\text{прод}}$, м/мин, но при одинаковом числе контактов поверхности круга с материалом n . Результаты экспериментов представлены на рис. 3. Как видно, расчётное значение шероховатости практически не отличается от значений, полученных при шлифовании пластины на различных режимах при одинаковом числе контактов n .

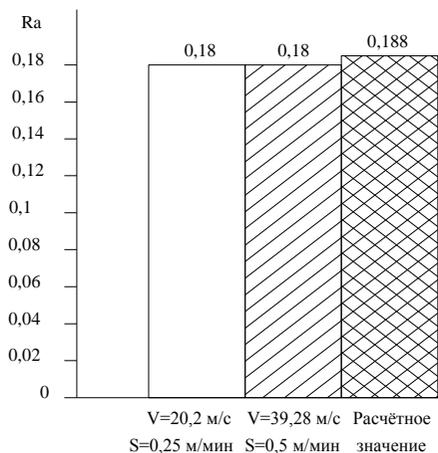


Рисунок 3 – Шероховатость обработанной поверхности при различных сочетаниях скорости резания V м/мин и продольной подачи S м/мин, но при одинаковом числе контактов n

Выводы

Использование положения о постоянстве отношения среднеквадратических отклонений микронеровностей поверхности и приведенного суммарного профиля круга σ_2/σ_1 при проектировании процессов высоких технологий является весьма перспективным, так как позволяет с высокой точностью спрогнозировать потенциальную шероховатость поверхности, либо по заданной шероховатости определить необходимые параметры круга и режимов резания, что доказано экспериментально.

Список использованных источников: 1. Узунян М.Д., Глухов А.Б. Исследование корреляционной функции ординат приведенного профиля алмазного круга // Резание и инструмент. – 1998. – Вып. 52. – С. 243-250.

Bibliography (transliterated): 1. *Uzunjan M.D., Gluhov A.B. Issledovanie korreljacionnoj funkcii ordinat privedennogo profilja almaznogo kruga // Rezanie i instrument. – 1998. – Vyp. 52. – S. 243 - 250.*

УДК 621.787.4

Н.В. Рязанова-Хитровская, И.Н. Пыжов, д-р техн. наук, Харьков, Украина

ИССЛЕДОВАНИЕ НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ ЗОНЫ ОБРАБОТКИ ПРИ АЛМАЗНОМ ВЫГЛАЖИВАНИИ

Проведено дослідження напружено-деформованого стану зони обробки при алмазного вигладжування. Особливу увагу приділено встановлення взаємозв'язку еквівалентних напружень в зоні контакту алмазного вигладжувача з поверхнею деталі з умовами обробки. З використанням методу багатofакторного планування експерименту типу В4 встановлена математична модель процесу вигладжування.

Ключові слова: алмазне вигладжування, алмазний вигладжувач, оброблювальний матеріал, напружено-деформований стан, еквівалентні напруження, математична модель

Проведены исследования напряженно-деформированного состояния зоны обработки при алмазном выглаживании. Особое внимание уделено установлению взаимосвязи эквивалентных напряжений в зоне контакта алмазного выглаживателя с поверхностью детали с условиями обработки. С использованием метода многофакторного планирования эксперимента типа В4 установлена математическая модель процесса выглаживания

Ключевые слова: алмазное выглаживание, алмазный выглаживатель, обрабатываемый материал, напряженно-деформированное состояние, эквивалентные напряжения, математическая модель

The investigations of stress-strain state of the treatment area during diamond burnishing. Particular attention is paid to the establishment of the relationship equivalent stresses in the contact zone with diamond smoother surface of the component with the processing conditions. Using the method of multivariate planning B4 type of experiment set mathematical model of the smoothing process.

Keywords: diamond burnishing, diamond smoother, processed material, the stress-strain state, equivalent stresses, mathematical model

1. Постановка проблемы. Изготовление деталей машин и приборов в современных условиях характеризуется высокими требованиями к их точности и надежности при значительном ужесточении условий эксплуатации. Все это требует внедрения новых технологических процессов, например чистовой обработки пластическим деформированием поверхности заготовок с использованием алмазного выглаживателя рабочей частью которого является природный или синтетический алмаз [1-4]. Известно, что затрачиваемая в процессе выглаживания энергия почти вся переходит в тепло, нагревающее деталь и инструмент. Уровень температуры в зоне контакта алмазного выглаживателя (АВ) с обрабатываемым материалом (ОМ) в значительной степени определяет величину контактных напряжений. В результате этого формируется определенное качество обработанной поверхности (шероховатость, наклеп, величина и знак остаточных напряжений, микроструктура поверхностного слоя металла и др.). Таким образом, знание уровня напряжений, которые характеризуют

напряженно-деформированное состояние системы (НДС) «АВ - ОМ» позволит более углубленно характеризовать процессы, которые протекают в этой системе. В связи с этим исследования, направленные на изыскание взаимосвязи между условиями обработки и напряжениями при алмазном выглаживании, следует считать актуальными и важными для различных отраслей промышленности.

2. Анализ последних исследований и публикаций. Вопросам алмазного выглаживания посвящено большое количество работ, однако в вопросах количественного и качественного влияния режимов на физическое состояние поверхностного слоя отсутствует единое мнение [1]. На настоящий момент уже выполнено значительное число исследований направленных на выявление возможностей повышения эффективности процесса алмазного выглаживания [1-8 и др.]. Наибольшее число из них связаны, во-первых, с самим процессом выглаживания, а во-вторых, с усовершенствованием конструкций и технологии изготовления алмазных выглаживателей. Недостатком таких исследований следует отметить их чисто экспериментальный характер, что связано со значительными материальными затратами. Попыток использовать для этих целей современные методы компьютерных исследований пока только единицы [5].

Анализ показал, что исследования, посвященные вопросам НДС системы «АВ – ОМ» практически отсутствуют, несмотря на имеющиеся современные программные средства, основанные на использовании метода конечных элементов [9]. На основании этого анализа литературных источников была выдвинута гипотеза о возможности установления НДС системы «АВ – ОМ» путем 3D моделирования процесса алмазного выглаживания.

3. Цель исследования. Установить особенности формирования НДС системы «АВ – ОМ» путем использования методологии 3D моделирования процесса алмазного выглаживания и теории планирования многофакторного эксперимента.

4. Материалы исследования. Основной идеей работы было установление НДС системы «АВ – ОМ» на базе рационального сочетания методологии 3D моделирования процесса алмазного выглаживания и теории планирования многофакторного эксперимента. Известно, что основными факторами формирования НДС системы являются сила прижима выглаживателя (P_y) и температура в зоне контакта (Θ °С) [9].

В качестве схемы обработки была принята схема с постоянным усилием P_y прижима алмазного выглаживателя к поверхности ОМ (упругая схема). Т.е. сила прижима есть величина известная и постоянная. Что касается температуры, то для ее определения использовали известную эмпирическую степенную зависимость [7]:

$$\Theta = C_{\Theta} \cdot P_y^{x_{\Theta}} \cdot S^{y_{\Theta}} \cdot V^{z_{\Theta}} \cdot R^{m_{\Theta}} \quad (1)$$

где $C_{\Theta} = 225$ - коэффициент, отражающий влияние условий обработки на температуру в зоне контакта; $x_{\Theta}=0,19$, $y_{\Theta}=0,28$, $z_{\Theta}=0,1$, $m_{\Theta}= -0,33$ - показатели степени, отражающие интенсивность влияния соответственно силы P_y , подачи S , скорости резания V и радиуса алмазного выглаживателя R на величину температуры обработки Θ .

Для установления математической модели описывающей НДС системы был реализован дельта оптимальный план второго порядка типа В4. Такая модель имеет входы (независимые факторы X_1, X_2, X_3, X_4), и выход Y (параметр оптимизации). В качестве последнего была принята величина эквивалентных напряжений $\sigma_{ЭКВ}$.

Математическая модель в кодированном виде имеет вид:

$$Y = b_0 + b_1x_1 + b_2x_2 + b_3x_3 + b_4x_4 + b_{11}x_{11}^2 + b_{22}x_2^2 + b_{33}x_3^2 + b_{44}x_4^2 + b_{12}x_1x_2 + b_{13}x_1x_3 + b_{14}x_1x_4 + b_{23}x_2x_3 + b_{24}x_2x_4 + b_{34}x_3x_4 \quad (2)$$

При исследовании процесса алмазного выглаживания в качестве факторов (см. табл. 1 и 2) были приняты: нормальная сила ($P_y, Н$), подача ($S, мм/об$), скорость ($V, м/мин$) и радиус выглаживателя ($R, мм$).

После вычисления по формуле (1) значений температур для 24 вариантов сочетания факторов была создана компьютерная модель процесса алмазного выглаживания в программном пакете SolidWorks, расчеты с использованием которой позволили получить значения эквивалентных напряжений (24 варианта, см. табл. 2). Фрагмент визуализации распределения полей напряжений приведен на рис. 1.

В результате реализации плана было получено следующее уравнение регрессии:

$$Y = 8,286 + 0,883X_1 + 1,822X_2 + 1,107X_3 - 1,497X_4 - 0,211X_1^2 - 0,490X_2^2 - 0,548X_3^2 + 0,569X_4^2 + 0,196X_1X_2 + 0,124X_1X_3 - 0,159X_1X_4 + 0,243X_2X_3 - 0,324X_2X_4 - 0,194X_3X_4 \quad (3)$$

Таблица 1 – Уровни варьирования факторов плана В4

Уровни факторов	P _y , Н		S, мм/об		V, м/мин		R, мм	
	Натуральное значение	Кодированное значение						
Верхний уровень	245	+1	0,1	+1	600	+1	3	+1
Основной уровень	162	0	0,06	0	320	0	2	0
Нижний уровень	79	-1	0,02	-1	40	-1	1	-1

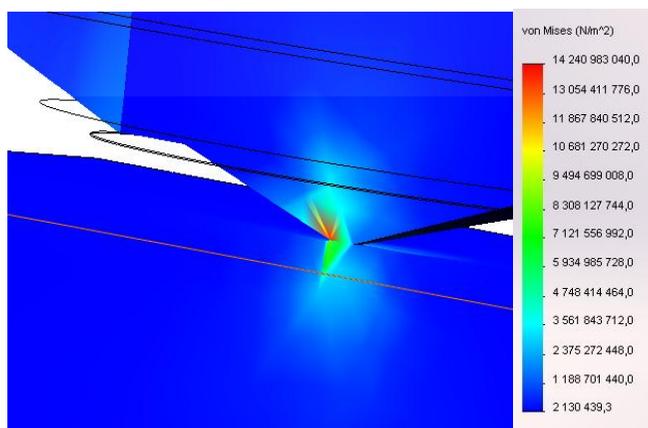


Рисунок 1 - Визуализация распределения полей напряжений в программном пакете COSMOSWorks

Таблица 2 – Условия проведения исследований

Номер опыта	Значения факторов				Θ , °C	$\sigma_{ЭКВ}$, ГПа
	X_1	X_2	X_3	X_4		
1	1	1	1	1	444	9,75
2	-1	1	1	1	357	7,73
3	1	-1	1	1	282	5,98
1	2	3	4	5	6	7
4	-1	-1	1	1	228	4,72
5	1	1	-1	1	337	7,26
6	-1	1	-1	1	273	5,77
7	1	-1	-1	1	215	4,42
8	-1	-1	-1	1	173	3,44
9	1	1	1	-1	637	14,24
10	-1	1	1	-1	513	11,36
11	1	-1	1	-1	405	8,87
12	-1	-1	1	-1	327	7,03
13	1	1	-1	-1	486	10,73
14	-1	1	-1	-1	392	8,54
15	1	-1	-1	-1	309	6,61
16	-1	-1	-1	-1	250	5,24
17	1	0	0	0	412	9,01
18	-1	0	0	0	332	7,14
19	0	1	0	0	440	9,66
20	0	-1	0	0	280	5,93
21	0	0	1	0	406	8,87
22	0	0	-1	0	309	6,61
23	0	0	0	1	332	7,14
24	0	0	0	-1	479	10,56

Наличие этого уравнения позволяет получить представление о поверхности отклика и дает возможность выявить возможные экстремумы. Это позволяет сделать, например, разработанная на кафедре ИТМ им. М. Ф. Семко НТУ «ХПИ» программа в компьютерном пакете Maple 14.

Для изучения влияния силы прижима алмазного выглаживателя на 3D НДС зоны обработки проведена серия теоретических экспериментов, где варьировались значения основные факторы.

По результатам эксперимента были построены трехмерные и двумерные зависимости, некоторые из которых представлены на рис. 2.

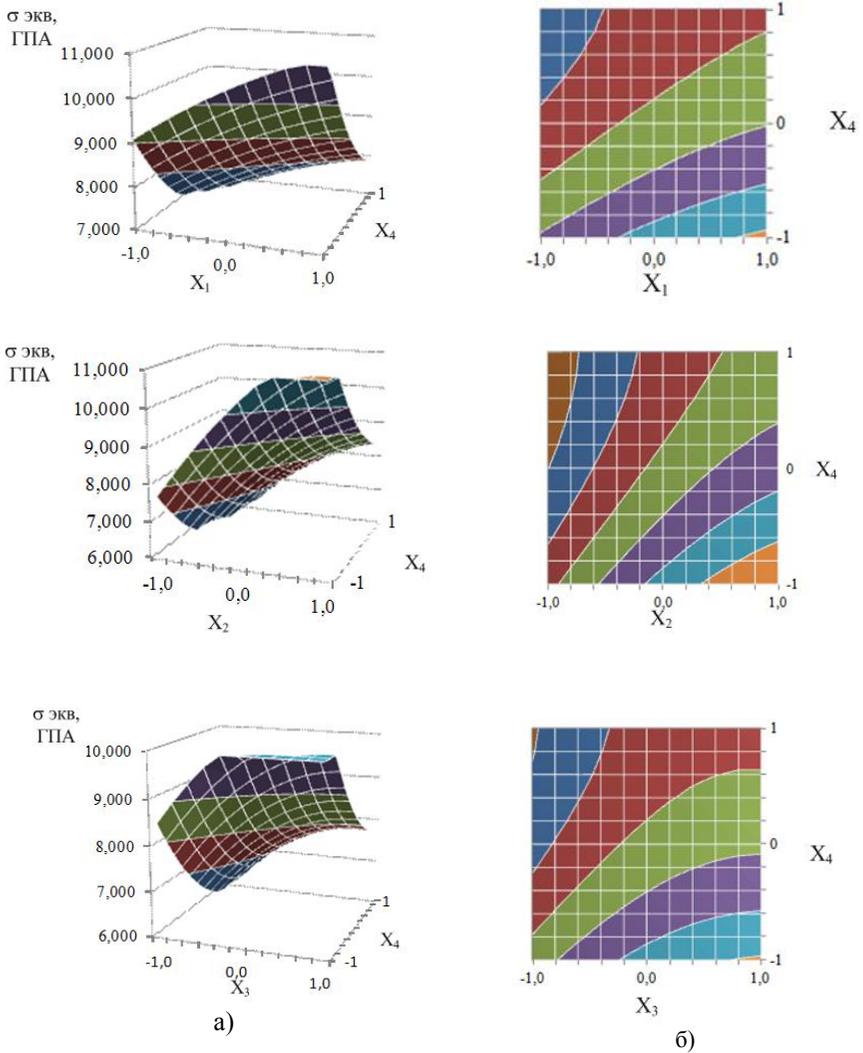
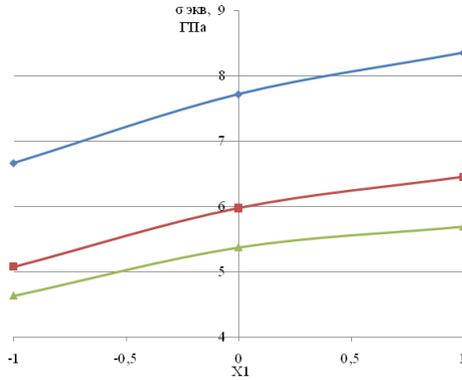


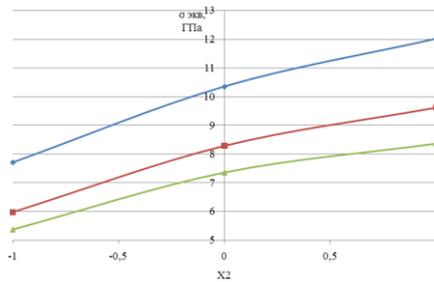
Рисунок 2 – Трехмерные (а) и двумерные (б) зависимости в координатах:

$$\sigma_{\text{экв}} = f(P_y, R); \sigma_{\text{экв}} = f(S, R); \sigma_{\text{экв}} = f(V, R), \text{ при} \\ S = 0,02 \text{ мм/об}; V = 320 \text{ м/мин}; P_y = 162 \text{ Н}$$

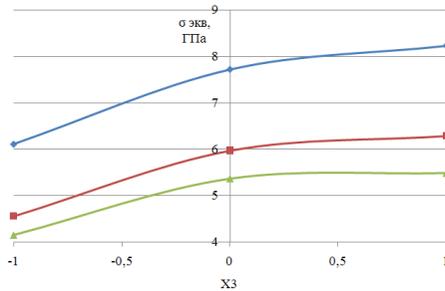
Фрагмент одномерных зависимостей представлен рис. 3.



а) при X2= -1; X3=0



б) при X3=0; X1=0



в) при X2= -1; X1=0

Рисунок 3 – Эпюры распределения полей напряжений:

а) - $\sigma_{\text{ЭКВ}} = f(P, R)$; б) - $\sigma_{\text{ЭКВ}} = f(S, R)$; в) - $\sigma_{\text{ЭКВ}} = f(V, R)$

—◆— R = 1мм; —■— R = 2мм; —▲— R = 3мм

Полученная математическая модель процесса позволяет производить расчеты $\sigma_{экс}$ в том числе с выявлением экстремальных значений параметра оптимизации.

Выводы и перспективы развития. На основании проведенных исследований можно сделать выводы:

1. - С увеличением усилия прижима выглаживателя, скорости обработки и подачи, а также при снижении величины радиуса выглаживателя значения $\sigma_{экс}$ растут, что объясняется увеличением теплонапряженности процесса обработки;

2. - Полученная математическая модель процесса позволяет рассчитывать значения $\sigma_{экс}$ для конкретного сочетания факторов а также установить условия, при которых критерий оптимизации будет иметь экстремальные значения.

В дальнейшем планируется установить взаимосвязь между $\sigma_{экс}$ и качеством обработанной поверхности изделий.

Список использованных источников: 1. Хрульков В. А. Алмазные инструменты в прецизионном приборостроении / В. А. Хрульков, А. Я. Головань, А. И. Федотов. – М.: Машиностроение, 1977. – 223 с. 2. Торбило В. М. Алмазное выглаживание [Текст] / В. М. Торбило. – М.: Машиностроение, 1972. – 105 с. 3. Титов В. А. Некоторые перспективные направления развития процессов выглаживания конструкционных материалов / Титов В. А., Титов А. В. // Вісник національного технічного університету «ХПІ». Збірник наукових праць. Тематичний випуск: Нові рішення в сучасних технологіях. – Харків: НТУ «ХПІ» - 2009. - № 32. – С. 78-86. 4. Мозговой В. Ф. Оценка оптимизированных технологических параметров процесса алмазного выглаживания при изготовлении валов ГТД / Мозговой В. Ф., Качан А. Я., Титов В. А. и др. // Технологические системы, 2001. – № 5(11). – С.78-85. 5. Титов А. В. Моделирование процесса алмазного выглаживания с использованием системы ANSYS / А. В. Титов, С. В. Мозговой, А. Я. Качан // Вестник двигателестроения. – 3.: ОАО «Мотор Сич», 2006. - № 4. – С. 90 – 96. 6. Титов А. В. Повышение эффективности выглаживания различных конструкционных материалов за счет управления скоростными и силовыми параметрами нагружения инструмента / А. В. Титов // Вестник НТУ КПИ. Машиностроение. – К.: НТУ КПИ, 2010. – Вып. 59. – С. 121 – 125. 7. Скуратов Д. Л. Разработка математической модели для определения рациональных условий обработки на операциях алмазного выглаживания и растачивания при изготовлении деталей авиационной техники / Д. Л. Скуратов, С. Ю. Сидоров // РК техника. Сер. XII. Расчет, проектирование, конструирование и испытания космических систем. Научно – технич. сб. Самара, 2006. Вып. 1. С. 182-193. 8. Путьятина Л. И., Тимофеева Л. А., Федченко И. И. Управление качеством поверхности при алмажном выглаживании деталей из высокопрочного чугуна / Л. И. Путьятина, Л. А. Тимофеева, И. И. Федченко // Вестник Харьковского национального автомобильно-дорожного университета. - 2011. - №54 - С. 114-117. 9. Грабченко А. И. 3D моделирование алмазно-абразивных инструментов и процессов шлифования / А. И. Грабченко, В. Л. Доброскоцк, В. А. Федорович // – Харьков: НТУ «ХПІ», 2006. – 364с.

Bibliography (transliterated): 1. Hrul'kov V. A. Almaznye instrumenty v precizionnom priborostroenii / V. A. Hrul'kov, A. Ja. Golovan', A. I. Fedotov. – М.: Mashinostroenie, 1977. – 223 s. 2. Torbilo V. M.

Almaznoe vyglazhivanie [Tekst] / V. M. Torbilo. – M.: Mashinostroenie, 1972. – 105 s. **3.** Titov V.A. Nekotorye perspektivnye napravlenija razvitiya processov vyglazhivaniya konstrukcionnyh materialov / Titov V.A., Titov A.V. // Visnik nacional'nogo tehničnogo universitetu «HPI». Zbirnik naukovih prac'. Tematičnij vipusk: Novi rishennja v suchasnih tehnologijah. – Harkiv: NTU «HPI» - 2009. - № 32. – S. 78-86. **4.** Mozgovoj V.F. Ocenka optimizirovannyh tehnologičeskikh parametrov processa almaznogo vyglazhivaniya pri izgotovlenii valov GTD / Mozgovoj V.F., Kachan A.Ja., Titov V. A. i dr. // Tehnologičeskie sistemy, 2001. – № 5(11). – С.78-85. **5.** Titov A.V. Modelirovanie processa almaznogo vyglazhivaniya s ispol'zovaniem sistemy ANSYS / A.V. Titov, S.V. Mozgovoj, A.Ja. Kachan // Vestnik dvigatelestroenija. – Z.: OAO «Motor Sich», 2006. - № 4. – S. 90 – 96. **6.** Titov A.V. Povysenie jeffektivnosti vyglazhivaniya različnyh konstrukcionnyh materialov za schet upravlenija skorostnymi i silovymi parametrami nagruženija instrumenta / A.V. Titov // Vestnik NTU KPI. Mashinostroenie. – K.: NTU KPI, 2010. – Vyp. 59. – S. 121 – 125. **7.** Skuratov D. L. Razrabotka matematičeskoj modeli dlja opredelenija racional'nyh uslovij obrabotki na operacijah almaznogo vyglazhivaniya i rastachivaniya pri izgotovlenii detalej aviacionnoj tehniki / D. L. Skuratov, S. Ju. Sidorov // RK tehnika. Ser. XII. Raschet, proektirovanie, konstruirovanie i ispytaniya kosmičeskikh sistem. Nauchno – tehnič. sb. Samara, 2006. Vyp. 1. S. 182-193. **8.** Putjatina L.I., Timofeeva L.A., Fedchenko I.I. Upravlenie kachestvom poverhnosti pri almaznom vyglazhivanii detalej iz vysokopročnogo čuguna / L.I. Putjatina, L.A. Timofeeva, I.I. Fedchenko // Vestnik Har'kovskogo nacional'nogo avtomobil'no-dorozhnogo universiteta. - 2011. - №54 - S. 114-117. **9.** Grabchenko A. I. 3D modelirovanie almazno-abrazivnyh instrumentov i processov shlifovanija / A. I. Grabchenko, V. L. Dobroskok, V. A. Fedorovich // – Har'kov: NTU «HPI», 2006. – 364s.

Р.М. Стрельчук, канд. техн. наук, Харьков, Украина

ФИЗИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ ТВЕРДОСПЛАВНЫХ ИНСТРУМЕНТОВ ИЗ НАНОРАЗМЕРНЫХ ЗЕРЕН МОНОКАРБИДА ВОЛЬФРАМА ПРИ ШЛИФОВАНИИ

Запропоновано методику моделювання формуючого при шліфуванні алмазним кругом напружено-деформованого стану в твердосплавній пластині з нанорозмірних зерен монокарбїду вольфраму. Показано, що з підвищенням продуктивності шліфування в об'ємі пластини з твердого сплаву «ВолКар» на глибині більше одного мікрметра під оброблюваної поверхнею можуть утворюватися пошкодження. Результати численних досліджень корелюють з експериментальними даними, отриманими раніше для комбінованої обробки.

Ключові слова: шліфування, алмазний круг, напружено-деформований стан, монокарбїд вольфраму

Предложена методика моделирования формирующегося при шлифовании алмазным кругом напряженно-деформированного состояния в твердосплавной пластине из наноразмерных зерен монокарбида вольфрама. Показано, что с повышением производительности шлифования в объеме пластины из твердого сплава «ВолКар» на глубине более одного микрометра под обрабатываемой поверхностью могут образовываться повреждения. Результаты численных исследований коррелируют с экспериментальными данными, полученными ранее для комбинированной обработки.

Ключевые слова: шлифование, алмазный круг, напряженно-деформированное состояние, монокарбид вольфрама

The technique of forming simulation for grinding diamond wheel of the stress-strain state in the tungsten carbide plate of nanosized tungsten grains monocarbide. It is shown that with the increase in the volume performance grinding of carbide plates "WolKar" at a depth of more than one micrometer for the treated surface can be formed of damage. The results of numerical studies correlate with the experimental data obtained earlier for the combined processing.

Keywords: grinding, diamond wheel, stress-strain state, tungsten grains monocarbide

Введение

При затачивании режущего инструмента большое значение имеет качество формирующейся режущей кромки, а также обеспечение минимальной поврежденности материала инструмента в ее близи [1-4]. Существенным фактором, влияющим на износостойкость инструмента, является уровень остаточных напряжений в приповерхностных слоях режущей кромки [5-7]. Качественно сформированные геометрические параметры и шероховатость поверхности на лезвии инструмента оказывают значительное влияние на процесс резания, износ режущего инструмента во время работы и качество обработанных поверхностей изделий.

Проблема затачивания инструмента из современных композиционных материалов приобрела особую актуальность в связи с расширяющимся

применением для изготовления инструмента материалов высокой твердости с квазихрупким и хрупким характером разрушения.

В данной работе методом численного моделирования исследуется процесс формирования повреждений вблизи поверхности шлифования режущей кромки и его влияние на напряженно-деформированное состояние в пластине режущего инструмента при его затачивании.

Состояние вопроса и постановка задачи

Современные режущие инструменты для обработки конструкционных материалов имеют трехмерную геометрическую конфигурацию. В проведенных ранее исследованиях [2-4] было показано, что разрушение материала режущих элементов при затачивании, как правило, происходит вдоль режущей кромки на расстояниях, не превышающих 0,25-0,3 мкм. Для моделирования процесса затачивания твердосплавных режущих инструментов из наноразмерных зерен монокарбида вольфрама рассмотрим схему обработки и действующие при этом динамические составляющие процесса (рис. 1).

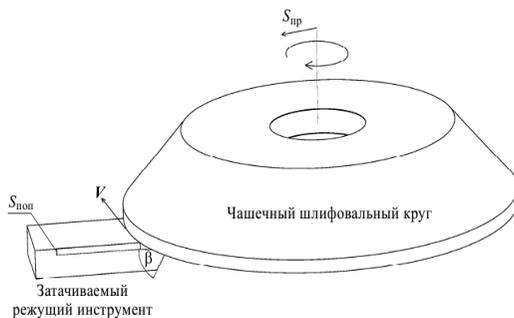


Рисунок 1 – Схема затачивания режущего инструмента

Заточиваемый режущий элемент, имеющий форму клина с углом заострения β , закреплен неподвижно в специальном крепежном приспособлении. Шлифовальный круг (в данном случае чашечный конический) вращается вокруг своей оси и обеспечивает постоянную линейную скорость V (м/с) в зоне шлифования.

Кроме того, шлифовальный круг поступательно движется в сторону заточиваемого режущего элемента с постоянной скоростью, равной величине продольной подачи $S_{пр}$ (м/мин). В процессе затачивания с поверхности режущего элемента снимается слой материала, равный величине поперечной подачи $S_{поп}$ (мкм/дв. ход).

В результате воздействия абразивного инструмента на обрабатываемую заготовку в зоне резания возникают усилия, которые могут быть измерены в

натурных экспериментах с высокой точностью [2]. Данные об усилиях при алмазном шлифовании твердого сплава «ВолКар» могут быть использованы для определения напряженно-деформированного состояния в рассматриваемых элементах режущего инструмента. Линейные скорости смещения поверхностного слоя материала непосредственно в месте контакта затачиваемого режущего элемента с шлифовальным кругом зависят от радиальных размеров круга. Производительность шлифования существенно зависит от рабочего диаметра круга и скорости сдвига в месте обработки.

Материал режущего элемента будем считать однородным, сплошным и изотропным. Его разрушение носит квазихрупкий характер и связано с накоплением повреждений структуры материала при относительно небольших неупругих деформациях. Технологические силы, действующие на режущий элемент со стороны абразивного инструмента, распределены равномерно по передней поверхности вдоль режущей кромки затачиваемого инструмента. Режущая кромка является абсолютно острой (радиус закругления равен нулю), и внешние силы распределены равномерно по ширине реза, а тыльная поверхность не нагружена. Выберем в качестве объекта исследования клинообразную твердосплавную пластину из наноразмерных зерен монокарбида вольфрама определенной ширины и длины с углом при вершине, варьирующимся в пределах $\beta = 50-60^\circ$. Форма и условные размеры модели обрабатываемой пластины представлены на рис. 2.

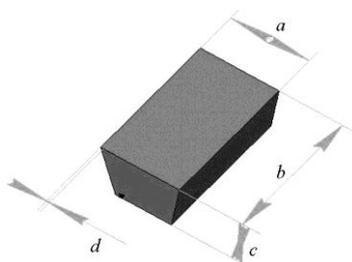


Рисунок 2 – Условные размеры обрабатываемой пластины

Длина пластины b может варьироваться в пределах от 3 до 21 мм в зависимости от назначения режущего элемента. Ширина пластины a зависит от конструктивных особенностей режущей части инструмента и определяет ресурс и эксплуатационные характеристики инструмента. Наибольший интерес при формировании режущего элемента инструмента представляет небольшой участок поверхности где, как правило, происходит интенсивный контакт стружки с передней поверхностью инструмента в процессе резания материалов. К этому участку поверхности предъявляются повышенные требования по качеству обработки при подготовке инструмента. Ширина

этого участка d от режущей кромки в глубину по поверхности достигает 1 мм. Толщина пластины c изменяется в пределах от 3 до 12 мм и влияет на ресурс инструмента и предельные нагрузки.

Материалы исследований

Для исследования формирования напряженно-деформированного состояния в зоне затачивания пластины из сплава высокой твердости была использована вычислительная модель, разработанная в рамках методов механики повреждаемых сред. В 3D-постановке моделировались процессы деформации и повреждения объемной области, показанной на рис. 2, со следующими размерами: $c = 3$ мм, $a = 21$ мм, $b = 12$ мм, $\beta = 50^\circ$.

Физико-математическая модель механического поведения повреждаемой среды включала уравнения сохранения массы, импульса и энергии, записанные в рамках лагранжевого подхода континуальной механики. Для описания кинетического процесса развития повреждений в исследованном материале «ВолКар» использована модифицированная модель [8, 9].

Для решения использовался решатель программного комплекса AUTODYN TM / ANSYS Workbench-13, реализующий конечно-разностную схему Рихтмайера.

Выбор шага пространственной дискретизации расчетной области обеспечивал сходимость численного решения задачи. Шаг интегрирования по времени определялся из условия Куранта [9].

Результаты моделирования и их обсуждение

Результаты моделирования напряженно-деформированного состояния и изменения параметра поврежденности в зоне шлифования показаны на рис. 3 - 5. На рис. 3, а и б показаны изменения расчетных значений давления в точках 1, 2, 3 от времени и формирующееся квазистационарное поле давлений в обрабатываемой пластине при скорости сдвига $V = 33$ м/с, температуре 430°C и прижимающих усилиях 10, 100 Н. При прижимающих усилиях 300 Н (рис. 4, в) поле давления нестационарно, что свидетельствует о развитии повреждений на глубине свыше 1 мм с последующим разрушением пластины. Точки 1 и 3 находятся на концах обрабатываемой поверхности пластины. Точка 2 находится на расстоянии $z = b/4$ от конца пластины.

С увеличением прижимающего усилия возрастает время формирования квазистационарного поля давления. В результате действия на обрабатываемой кромке клинообразной пластины прижимающих усилий в объеме пластины возникают локальные зоны действия растягивающих напряжений. Результаты моделирования свидетельствуют о том, что при величине прижимающих усилий до 300 Н, возникающие напряжения в рассмотренных пластинах существенно меньше предела прочности твердого сплава «ВолКар» на растяжение (~ 50 МПа при 1150°C).

На рис. 4, а, б показаны изменения во времени расчетных значений интенсивности сдвиговых напряжений в точках 1, 2, 3, а также формирующееся квазистационарное поле этого параметра при скорости сдвига $V = 45$ м/с, температуре 1000 °С и прижимающих усилиях 10 и 100 Н. При прижимающих усилиях 300 Н (рис. 4, в) поле интенсивности сдвиговых напряжений нестационарно, что свидетельствует о развитии повреждений на глубине свыше 1 мм с последующим разрушением пластины.

Полученные результаты свидетельствуют о том, что в зоне режущей кромки пластины у поверхности шлифования сдвиговые напряжения достаточны для развития неупругих деформаций. Развитие неупругих деформаций приводит к релаксации сдвиговых напряжений и обуславливает осциллирующий характер их изменения (см. рис. 4). С удалением от поверхности режущей кромки на величину, превышающую вдвое толщину удаляемого материала, напряжения постепенно уменьшаются и не представляют опасности с точки зрения развития неупругих деформаций и повреждений материала.

На рис. 5, а и б показано квазистационарное поле параметра поврежденности, формирующееся при скорости сдвига $V = 45$ м/с, $T = 1000$ °С и прижимающих усилиях 10 и 100 Н. При прижимающих усилиях 300 Н в пластине происходит интенсивное развитие повреждений на глубине свыше 1 мм (рис. 5, в).

При величине прижимающих усилий до 100 Н повреждения материала режущей кромки под поверхностью шлифования не наблюдается. С увеличением усилия более 100 Н и скоростях, превышающих 33 м/с, наблюдается разрушение режущей кромки с вырывами отдельных блоков твердого сплава на протяжении всей длины лезвия. Непосредственно под поверхностью контактной зоны, в объеме затачиваемой пластины формируется область поврежденного материала. Опасными, с точки зрения интенсивного развития микроповреждений в приповерхностных слоях и зонах, находящихся вблизи области обработки, являются режимы шлифования со следующими комбинациями скорости шлифования - прижимающего усилия: 15 м/с - 300 Н, 33 м/с - 100 Н, 33 м/с - 300 Н, 45 м/с - 300 Н. Стоит также отметить, что режимы, при которых в процессе обработки на затачиваемой кромке наблюдались зоны отрицательного давления, являются неблагоприятными с точки зрения качества обработанной поверхности (15 м/с - 10 Н, 33 м/с - 10 Н).

Результаты моделирования процесса шлифования пластины из сплава «ВолКар» при линейной скорости ~ 45 м/с и прижимающем усилии 300 Н свидетельствуют о возможности образования повреждений в объеме пластины на глубине свыше 1 мм под обрабатываемой поверхностью.

С увеличением времени процесса низкоскоростного шлифования может возрастать температура в зоне обработки.

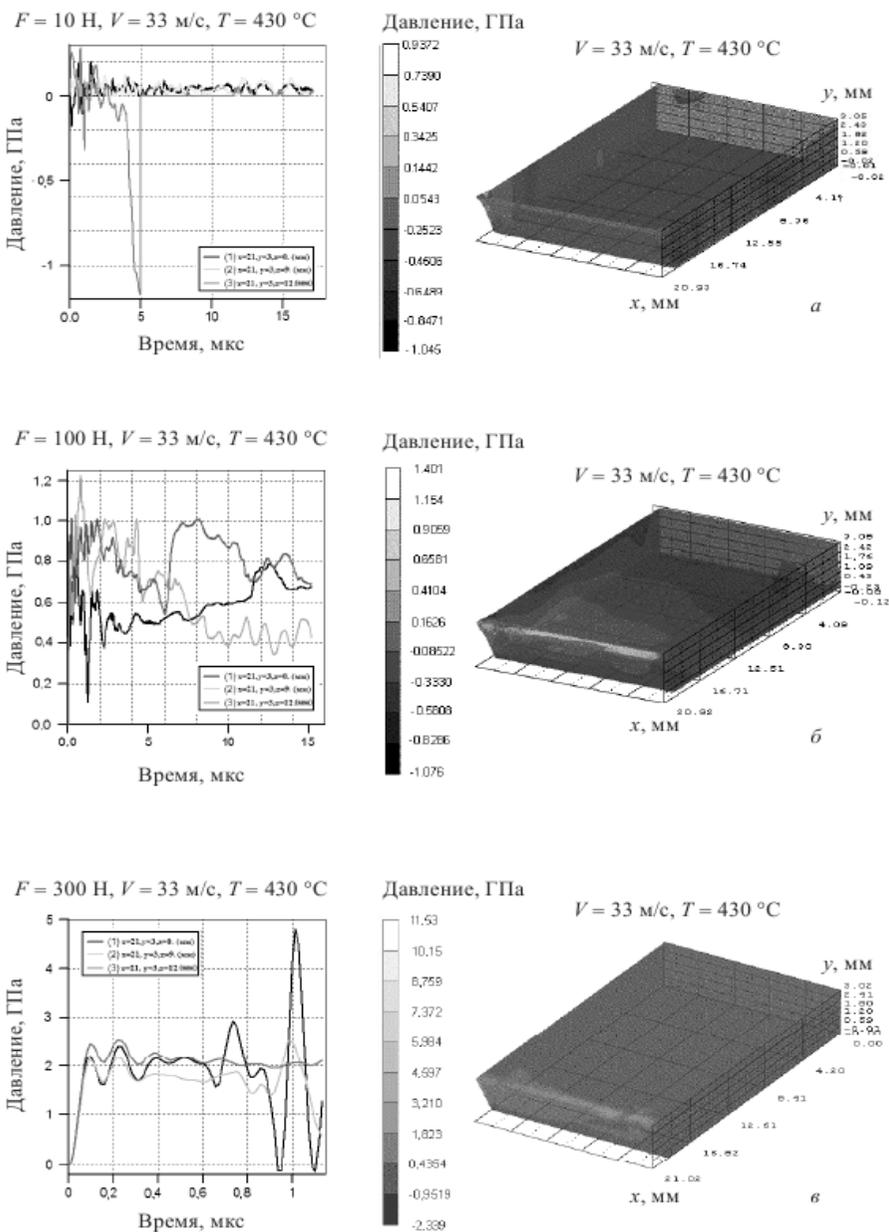


Рисунок 3 – Расчетные значения давления

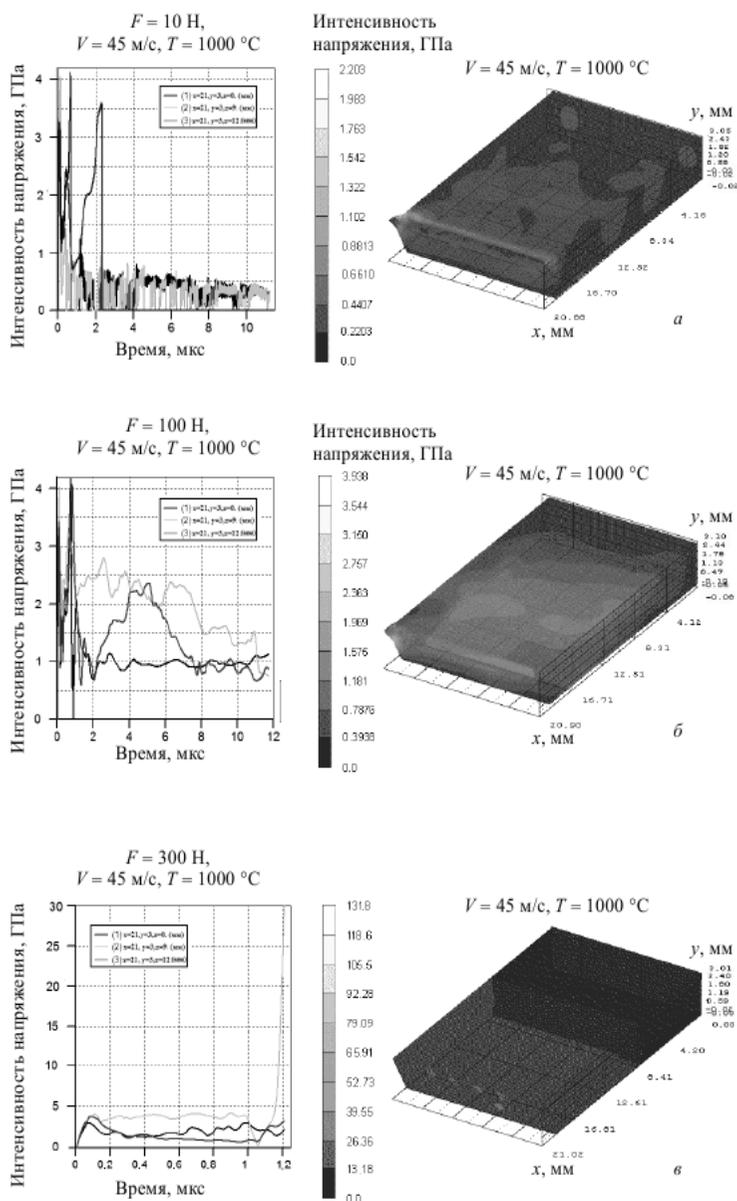


Рисунок 4 – Расчетные значения интенсивности напряжений

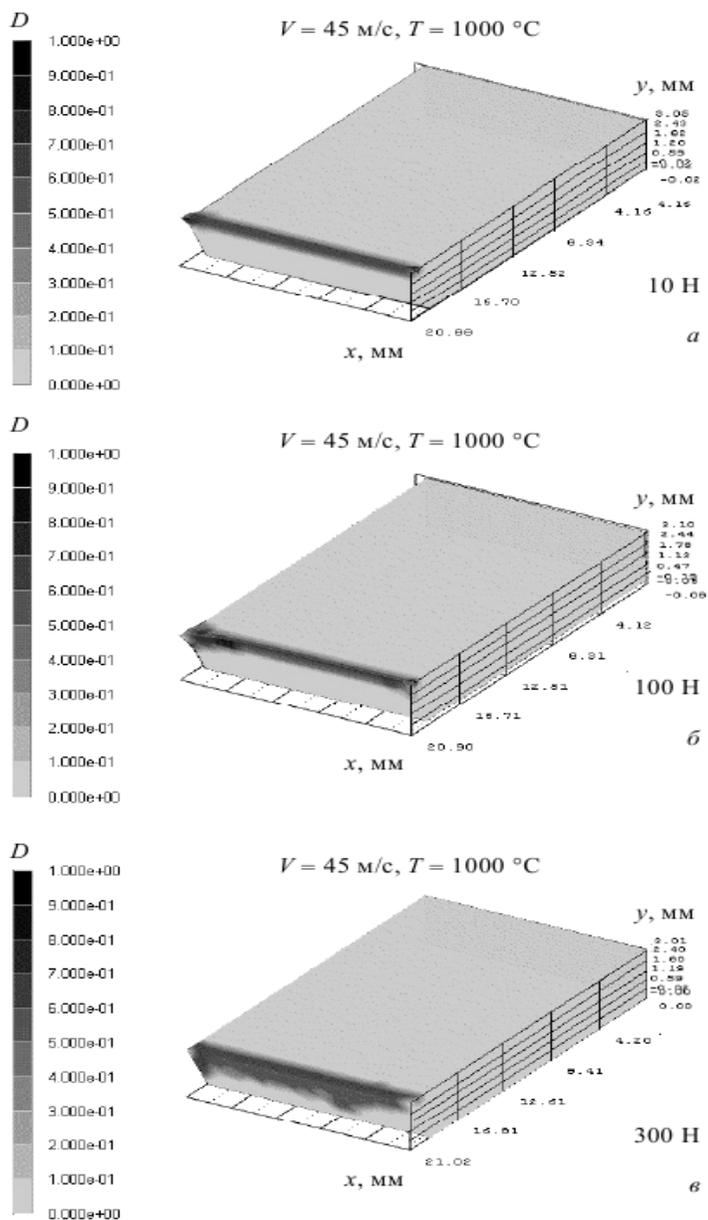


Рисунок 5 – Расчетные значения параметра поврежденности

Анализ полученных данных о распределении параметра поврежденности в обрабатываемой пластине свидетельствует о том, что при температуре $T = 1000$ °С критические условия для возникновения микроповреждений в приповерхностных слоях возникают при более низких силах резания, чем при температуре $T = 430$ °С.

Результаты моделирования процессов деформации и повреждения твердого сплава «ВолКар» при шлифовании согласуются с результатами экспериментальных исследований сил резания при различных методах алмазного шлифования твердого сплава [2]. Было установлено, что традиционное алмазное затачивание твердого сплава «ВолКар» без применения электрических процессов осуществляется при усилиях до 200 Н. Алмазное затачивание с непрерывной электрической правкой поверхности алмазного круга может быть реализовано при усилиях до 80 Н.

Результаты моделирования свидетельствуют о том, что уменьшение прижимающих усилий в диапазоне от 200 до 50 Н способствует уменьшению поврежденности твердого сплава «ВолКар» в зоне режущей кромки.

Выводы

Полученные результаты обосновывают возможность повышения качества заточки твердосплавных режущих элементов с применением комбинированных методов электроалмазного шлифования. Предложена физико-математическая модель процессов деформации, повреждения и разрушения квазихрупких инструментальных материалов высокой твердости при шлифовании алмазным кругом, позволяющая проводить оценку повреждений и напряженно-деформированного состояния при задан заданных режимах шлифования.

С использованием модели проведено исследование процессов деформации пластин из твердого сплава «ВолКар» со специфической конфигурацией при алмазном шлифовании с линейной скоростью сдвига от 15 до 45 м/с, прижимающих усилиях 10, 100 и 300 Н и температурах от 430 до 1000 °С.

Показано, что для затачивания алмазным кругом режущих элементов из инструментальных материалов, имеющих специфические геометрию и габаритные размеры, присущие для инструмента, обрабатывающего конструкционные материалы, рекомендуется добиваться линейных скоростей на контактирующих поверхностях в пределах от 33 до 45 м/с.

Для достижения удовлетворительного качества подготовленных режущих поверхностей и лезвия инструмента из исследованных твердых сплавов необходимо использовать условия обработки, гарантирующие усилия шлифования, не превышающие 100 Н.

Модель может быть адаптирована и для других марок квазихрупких высокопрочных инструментальных материалов. Таким образом, появляется

возможность оценить напряженно-деформированное состояние при различных сочетаниях алмазного инструмента и обрабатываемых конструкционных материалов.

Список использованных источников литературы 1. *Malkin S., Hwang T.W.* Grinding Mechanisms for Ceramics. // CIR. Annals - Manufacturing Technology. 1996. V. 45. P. 569-580. 2. *Янюшкин А.С., Шоркин В.С.* Контактные процессы при электроалмазном шлифовании. М.: Машиностроение-1, 2004. 230 с. 3. *Лобанов Д.В., Янюшкин А. С.* Подготовка режущего инструмента для обработки композиционных материалов. Братск: Брат. ун-т, 2011. 192 с. 4. *Doman D., Warkentin A., Bauer R.* Finite element modeling approaches in grinding // Int. J. Machine Tools and Manufacture. 2009. V. 49. P. 109-116. 5. *Aurich J., Kirsch B.* Kinematic simulation of high-performance grinding for analysis of chip parameters of single grains // CIRP J. Manufacturing Science and Technology. 2012. V. 5. P. 164-174. 6. *Hamdi H., Zahouani H., Bergheau J.* Residual stresses computation in grinding process // J. Materials Proc. Technology. 2004. V. 147. P. 277-285. 7. *Johnson G.R., Holmquist T.J.* An improved computational constitutive model for brittle materials // High Pressure Science and Technology - 1993. New York, 1994.

Bibliography (transliterated): 1. *Malkin S., Hwang T.W.* Grinding Mechanisms for Ceramics. // CIR. Annals - Manufacturing Technology. 1996. V. 45. P. 569-580. 2. *Janjushkin A.S., Shorkin V.S.* Kontaktnye processy pri jelektroalmaznom shlifovanii. M.: Mashinostroenie-1, 2004. 230 s. 3. *Lobanov D.V., Janjushkin A. S.* Podgotovka rezhushhego instrumenta dlja obrabotki kompozitsionnyh materialov. Bratsk: Brat. un-t, 2011. 192 s. 4. *Doman D., Warkentin A., Bauer R.* Finite element modeling approaches in grinding // Int. J. Machine Tools and Manufacture. 2009. V. 49. P. 109-116. 5. *Aurich J., Kirsch B.* Kinematic simulation of high-performance grinding for analysis of chip parameters of single grains // CIRP J. Manufacturing Science and Technology. 2012. V. 5. P. 164-174. 6. *Hamdi H., Zahouani H., Bergheau J.* Residual stresses computation in grinding process // J. Materials Proc. Technology. 2004. V. 147. P. 277-285. 7. *Johnson G.R., Holmquist T.J.* An improved computational constitutive model for brittle materials // High Pressure Science and Technology - 1993. New York, 1994.

УДК 621.923.91

Р. С. Турманидзе, д-р техн. наук, В. И. Бачанадзе, Г. З. Попхадзе
Тбилиси, Грузия

ИССЛЕДОВАНИЕ ТЕХНОЛОГИИ ИЗГОТОВЛЕНИЯ И ЭФФЕКТИВНОСТИ ИСПОЛЬЗОВАНИЯ ТВЕРДОСПЛАВНЫХ МИКРОСВЕРЛ С ПЕРЕМЕННЫМ УГЛОМ НАКЛОНА СПИРАЛЬНЫХ КАНАВОК ПРИ ГЛУБОКОМ СВЕРЛЕНИИ ДЕТАЛЕЙ МЕХАТРОННЫХ СИСТЕМ

В роботі досліджуються зміни силових показників процесу глибокого свердління пакету друкованих плат твердосплавними мікросверлами в залежності від глибини свердління, умов обробки і геометрії свердла. Зокрема, з використанням спеціально розроблених високочутливих приладів, що забезпечують прямий метод вимірювання, вивчали характер зміни осьових зусиль і крутного моменту в залежності від глибини свердління сверлами з різними кутами нахилу спіральних канавок. На основі аналізу результатів дослідження змінена геометрія існуючих стандартних свердел та запропонована нова конструкція мікросвердел зі змінним кутом нахилу спіральних канавок. Запропонована конструкція свердла з подовженою робочою частиною з метою підвищення продуктивності за рахунок збільшення глибини свердління і, відповідно, кількості пластин в пакеті друкованих плат.

Ключові слова: глибоке свердління, твердосплавне мікросвердло, змінний кут нахилу спіральної канавки

Представленная работа посвящена исследованию изменения силовых показателей процесса глубокого сверления пакета печатных плат твердосплавными микросверлами в зависимости от глубины сверления, условий обработки и геометрии сверла. С использованием специально разработанных высокочувствительных устройств, обеспечивающих прямой метод измерения, изучался характер изменения осевых усилий и крутящего момента в зависимости от глубины сверления сверлами с различными углами наклона спиральных канавок. На основе анализа результатов исследования изменена геометрия существующих стандартных сверл и предложена новая конструкция микросверл с переменным углом наклона спиральных канавок. Предложена конструкция сверла с удлиненной рабочей частью с целью повышения производительности за счет увеличения глубины сверления и, соответственно, количества пластин в пакете печатных плат.

Ключевые слова: глубокое сверление, твердосплавное микросверло, переменный угол наклона спиральной канавки

In the presented work investigated the changes of power characteristics of deep drilling package of printed circuit board's hard metal micro drills depending on the drilling depth, cutting data and geometry of the drill. In particular studied the nature of changes in axial efforts and torque depending on the drilling depth drill with different inclinations of the spiral grooves using specially designed highly sensitive devices, enabling direct measurement method. Based on the analysis of the results of the study, changes in the geometry of existing standard drills. Proposed new construction of micro drills vari-angle spiral grooves in such a way that the angle is the maximum value at the top of the drill and uniformly decreases towards the end of the working parts. The drills are manufactured with different inclinations of the spiral grooves. Based on the experiments of them chosen more for its near standing power rates to the standard drill bit and its comparative test with a standard drill bit, bringing them up to the breakage, thanks to which the proven advantages of drills new design. Taking into account the results of the experiments proposed drill elongated structures to improve performance by increasing the processing drilling depth and accordingly the number of plates in the package of printed circuit boards.

Keywords: deep drilling, hard metal microdrill, vari-angle spiral groove

Введение и постановка задачи

Значительная часть современной техники, начиная от бытовой техники и заканчивая космической аппаратурой, является совокупностью механических узлов, гидро и пневмо аппаратуры и микроэлектронных блоков или целых систем управления, то есть представляет собой сложную мехатронную систему.

В процессе производства таких систем нередко возникает необходимость обработки отверстий малых диаметров (около 1 мм и меньше), особенно на деталях гидро и пневмо аппаратуры. Что касается производства микроэлектронных узлов, в технологических процессах изготовления базовых деталей – печатных плат, значительную часть работ приходится на операциях сверления огромного количества отверстий малого диаметра.

Для получения отверстий в печатных платах применяются разные методы, однако практика показала, что самым приемлемым методом, особенно при обработке многослойных печатных плат с последующей металлизации поверхностей отверстий, до сегодняшнего дня является метод сверления.

Сверление осуществляют микросверлами из твёрдого сплава, оптимальные значения геометрических параметров которых установлены многократными экспериментами и опытами соответствующих производств. В частности: оптимальный передний угол и соответственно угол наклона спиральной канавки составляет примерно 30° , а задний угол 18° . Их перетачивают через каждое 1000 отверстие и рассчитаны на 3-4 переточку.

Производство печатных плат это массовое производство, где с целью увеличения производительности осуществляется сверление пакета, составленной из несколько пластин, то есть имеет место глубокое сверление, где глубина сверления превышает к диаметру 8÷10 раз.

Простой дорогостоящего технологического оборудования, особенно в массовом производстве связаны со значительными экономическими потерями. В производстве печатных плат простой связан не только с предусмотренной заменой инструмента с целью их переточки, но и непредусмотренной, вызванной хрупкими разрушениями даже до первой переточки. Вероятность хрупкого разрушения значительно растет при глубоком сверлении пакета печатных плат. При этом зона разрушения находится в близости конца спиральной канавки.

Предусматривая массовость производственных процессов изготовления печатных плат, хотя бы незначительное повышение стойкости, в том числе хрупкой стойкости микросверл и соответственно повышение производительности процессов сверления, может дать значительный экономический эффект.

Основная часть

Исследовательские работы с целью повышения стойкости твердосплавных микросверл и производительности процесса глубокого сверления пакета печатных плат были проведены в лаборатории прецизионных микроинструментов департамента «Производственные технологий инженерной механики» Грузинского технического университета в тесном сотрудничестве со специалистами Магдебургского технического университета им. Отто Фон Гурике (Германия).

Исследования были начаты изучением характера изменения силовых показателей – крутящего момента и осевого усилия в зависимости от глубины и режимов сверления пакета печатных плат из стеклотекстолита.

Для измерения осевого усилия был изготовлен прибор на основе известных методов и существующих аналогов, измеряющим элементом, которого является система тензодатчиков, смонтированная на упругом корпусе (см. рис. 1).

Что касается измерения крутящего момента, то в нашем случае существующий косвенный метод, при котором измерение осуществляют с помощью измерения мощности процесса резания непригоден, так как дело имеем с очень низкими значениями показателей. Поэтому нужно использовать такой метод, который даст возможность измерить непосредственно крутящий момент, при этом с высокой точностью. С этой целью нами был спроектирован и изготовлен специальный прибор (см. рис. 2), в котором стол заготовок для сверления оснащен вращающим рычажным механизмом. В качестве измерительного элемента здесь тоже применяется упругий элемент с системой тензодатчиков, только более высокой точностью измерения (0,12 грамм).



Рисунок 1 – Прибор для измерения осевого усилия



Рисунок 2 – Прибор для измерения крутящего момента

Эксперименты проводились сверлами из твердого сплава марки ВК60М диаметром $\phi 0,9$ мм длиной рабочей части $l = 10$ мм. Передний угол и соответственно угол наклона спиральной канавки $\omega = 30^\circ$, задний угол составлял 18° .

Осуществлялось сверление пакета печатных плат из стеклотекстолита толщиной 1,6 мм составленной из 5 пластин с общей толщиной 8 мм (см. рис. 3).

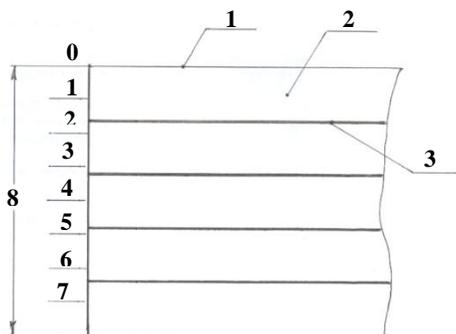


Рисунок 3 – Схема пакета печатных плат из 5 пластин
1-медная фольга, 2- стеклотекстолит, 3-двойной слой медной фольги

Сверление заготовок осуществлялось на разных режимах резания глубиной до 7 мм и через каждый 1 мм глубины фиксировались показания измерительных приборов. Результаты экспериментов показаны на рис. 4 и 5.

Из этих результатов явно видно, что, как и ожидалось, силовые нагрузки с увеличением глубины прогрессивно растут. При этом если осевое усилие растет приблизительно в 1,5 раза, то величина крутящего момента увеличивается в 3÷4 раза.

Ставится вопрос, чем вызван такой рост силовых показателей? Условия резания у режущей кромки сверла с увеличением глубины не меняется. Единственной причиной этого может быть увеличение площади контакта абразивной стружки с поверхностью обработанного отверстия и возникшего от него сил трения.

Нужно отметить, что резкое падение осевого усилия на участках глубины 2-3 и 5-6 (см. рис. 5) обусловлено отсутствием на этих участках обрабатываемой заготовки (рис. 3) медного слоя.

Главным фактором повышения вероятности хрупкого разрушения режущего инструмента из этих двух силовых показателей может стать не рост осевого усилия, а более прогрессивное увеличение крутящего момента, так как прочностные показатели твердосплавных материалов на сжатие значительно превышают показателей на кручение.

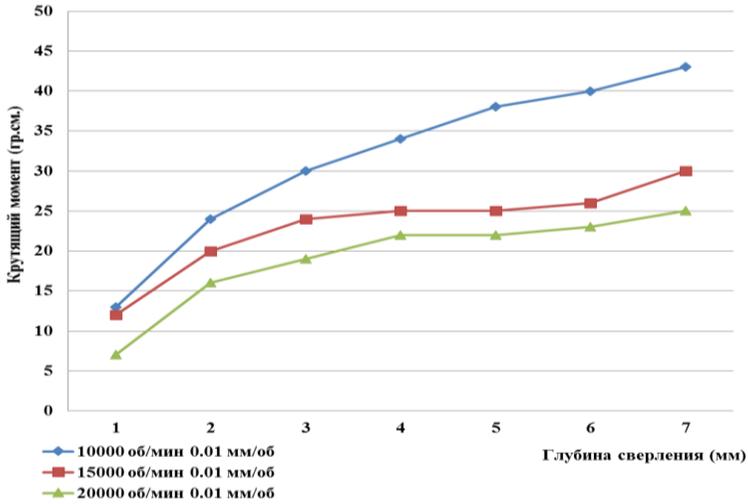


Рисунок 4 – График изменения крутящего момента для стандартных свёрл $\omega = 30^0$

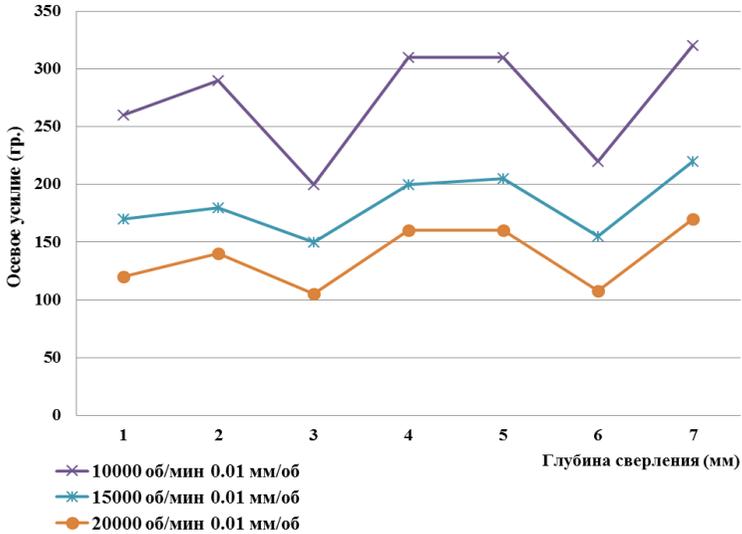


Рисунок 5 – График изменения осевого усилия для стандартных свёрл $\omega = 30^0$

Ускорение процесса стружкоудаления из зоны резания способствовало бы уменьшению сил трения и соответственно повышению надежности процесса сверления. Проблему удаления стружки при сверлении глубоких отверстий в разных случаях решают разными путями. Например, при сверлении сверлами крупных размеров это осуществляют методом вымывания с помощью смазочно-охлаждающей жидкости, который подаётся в отверстие через каналы, выполненной в самом теле сверла. В других случаях, когда размеры сверл не дают возможность подачи охлаждающей жидкости вышеуказанным методом, с целью удаления стружки применяют прерывистый метод сверления, при котором после просверления определенной глубины периодически осуществляется отвод сверла из отверстия быстрым ходом.

Применение этих методов в нашем случае неприемлем т.к. во первых дело имеем с микросверлами и при этом применение смазочно-охлаждающей жидкости в производстве печатных плат не допустимо. Нецелесообразен и метод прерывистого сверления, так как это привело-бы сильному падению производительности. При обработке глубоких отверстий микросверлами ускоряющим фактором удаления стружки может стать увеличение шага спиральной канавки, то есть уменьшение угла наклона, но это привело бы к ухудшению условий резания из-за уменьшения переднего угла сверла.

Если конструкцию сверла выполнить таким образом, что у вершины сохранить максимально эффективный для процесса резания передний угол и соответственно угол ω , а в направлении конца спиральной канавки постепенно уменьшить его значение, то есть спиральную канавку нарезать с переменным углом наклона и постепенно увеличить его шаг, это привело бы к ускорению процесса стружкоудаления и облегчению условия сверления.

На рис. 6 показана схема сверла с переменным углом наклона спиральной канавки, где угол наклона канавки у вершины сверла ω_0 , а в конце рабочей части ω_1 . Ширина канавки в сечении перпендикулярной канавки B_n по всей длине не меняется, но меняется в торцевом сечении и у

вершины составляет: $B_{T_0} = \frac{B_n}{\cos \omega_0}$, а в конце рабочей части $B_{T_1} = \frac{B_n}{\cos \omega_1}$.

Меняется и полезное торцевое сечение сверла, значение которого у вершины:

$$S_0 = \frac{\pi d^2}{4} - \frac{2S_n}{\cos \omega_0} \quad (1)$$

а в конце рабочей части:

$$S_1 = \frac{\pi d^2}{4} - \frac{2S_n}{\cos \omega_1} \quad (2)$$

где S_n - площадь канавки в перпендикулярном сечении, d - диаметр рабочей части сверла.

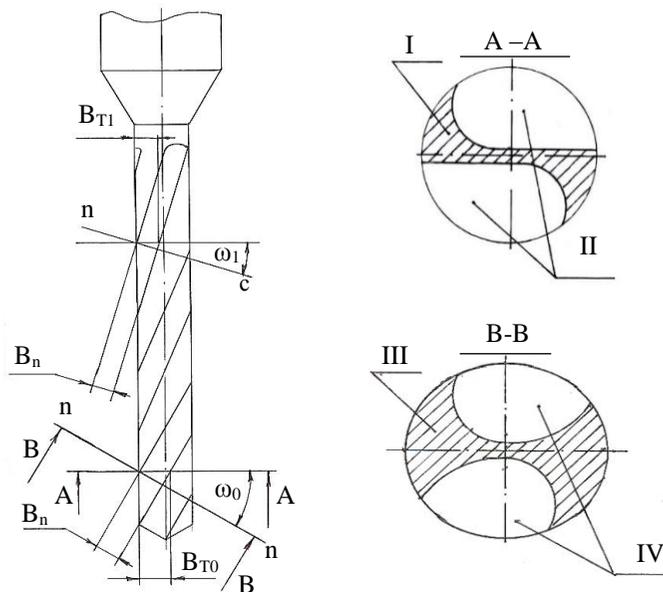


Рисунок 6 – Схема сверла с переменным углом наклона спиральной канавки,
 I – Полезное торцевое сечение сверла, II – Торцевое сечение канавки,
 III – Полезное сечение сверла плоскости перпендикулярной канавок
 IV – перпендикулярное сечение канавки

Если учтём, что $\omega_0 > \omega_1$, то получается, что в направлении конца рабочей части полезное сечение сверла усиливается. То есть такие сверла по сравнению с стандартными должны выдержать повышенные нагрузки.

Изготовление таких сверл связано с определенными сложностями. При изготовлении стандартных сверл с постоянным углом наклона спиральной канавки специальное приспособление осуществляет взаимное согласование двух движений – вращения заготовки сверла и его перемещение в осевом направлении таким образом, что на каждый оборот заготовка равномерно перемещается на один шаг спирали. В случае переменного шага осевая подача осуществляется с определенным ускорением, так, что обеспечивается равномерное уменьшение угла наклона спиральной канавки по всей длине нарезки. Из-за этого нам пришлось модернизировать оборудование и в кулачковом механизме подачи кулачок с Архимедовой спиралью сменить кулачком с оригинальной профиллю, изготовленный по нашим специальным расчетам. Кроме этого, из-за переменного угла наклона

спиральной канавки, при вышлифовке таких канавок обязательно нужно в процессе обработки менять ориентацию шлифовального круга относительно к оси заготовки сверла соответственно к изменению угла наклона канавки. Это можно осуществлять двумя способами: при неподвижной оси шлифовального шпинделя поворачивать ось шпинделя заготовки вокруг точки пересечения этих осей на величину угла $\Delta\omega = \omega_0 - \omega_1$ (см. рис. 7), или неподвижным оставить ось шпинделя заготовки и поворачивать ось шлифовального шпинделя (см. рис. 8).

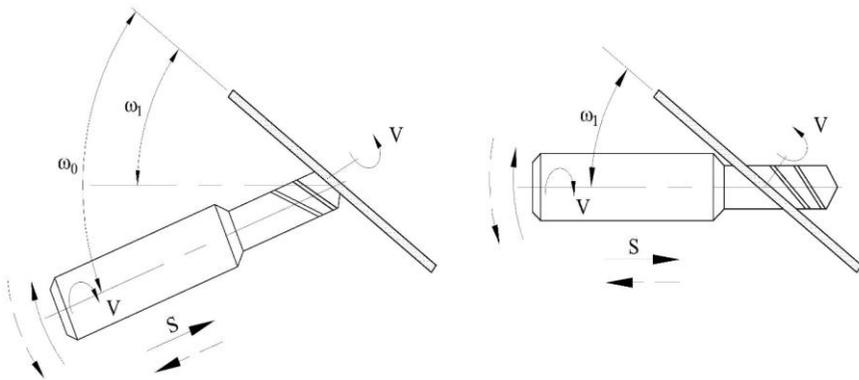


Рисунок 7 – Схема изменения ориентации осей заготовки сверла и шлифовального круга методом поворота оси шпинделя заготовки

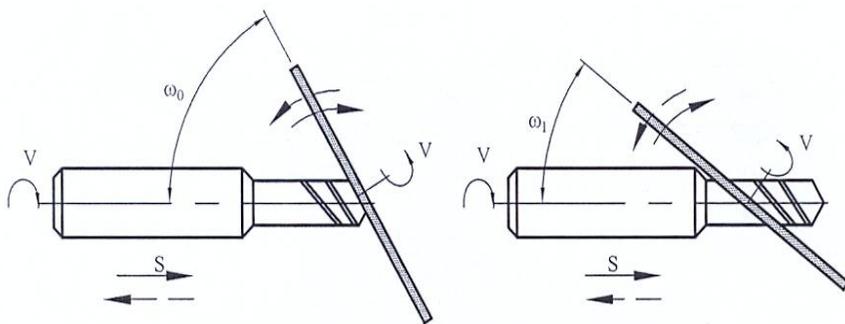


Рисунок 8 – Схема изменения ориентации осей заготовки сверла и шлифовального круга методом поворота оси шлифовального шпинделя

Исходя из конструктивных соображений нами предпочтение было отдано первому варианту (рис. 7) и в процессе модернизации оборудования был оснащён дополнительным механизмом поворота, обеспечивающим при нарезании спиральных канавок, поворот оси заготовки сверла относительно к плоскости вращения шлифовального круга на величину угла $\Delta\omega = \omega_0 - \omega_1$. Текущая величина угла наклона определяется по формуле: $\omega_x = \omega_0 - \ell_x \cdot K_\omega$, где ω_x – текущая величина угла наклона, ω_0 – угол наклона у вершины сверла, ℓ_x – текущая координата длины режущей части сверла, K_ω – величина изменения угла наклона спиральной канавки на 1мм длины режущей части сверла.

Принципиальная схема такого модернизированного приспособления с рычажным механизмом поворота показана на рис. 9. Нужно отметить, что с целью достижения более высокой точности взамен рычажного механизма можно применять зубчато-реечную пару.

Приспособление для вышлифовки спиральных канавок в сторону заготовки сверла 1 установлено на оси вращения 2, смонтированной на столе заточного станка – 3Д642. При этом, ось поворота приспособления обязательно должен проходить на точку "О" пересечения оси заготовки сверла и вертикальной оси симметрии шлифовального круга 3. Другой конец приспособления опирается на круговое направляющее 4. Поворот осуществляется рычажным механизмом, опорный ось 5 которого неподвижно установлен на основании 6 приспособления. При осевом перемещении верхней салазки 7 и соответственно заготовки сверла, жестко связанный с ним палец 8 поворачивает правое плечо рычага 9. Левое плечо рычага связано с пальцем 10, неподвижно смонтированным на столе станка. Таким образом, поворот рычага вызывает поворот всей конструкции приспособления. При этом, элементы рычажного механизма рассчитаны так, что при осевой подаче заготовки сверла на величину длины винтовой нарезки приспособление поворачивается на величину изменения угла наклона спиральной канавки $\Delta\omega = \omega_0 - \omega_1$.

Для этого рассчитывается расстояние между левым неподвижным пальцем и осью поворота приспособления по формуле:

$$R = l \cdot \frac{L_l}{L_n} \cdot \frac{360}{2\pi\Delta\omega} \quad (3)$$

где l – длина спиральной нарезки сверла, мм;

L_l – длина левого плеча рычага;

L_n – длина правого плеча рычага;

$\Delta\omega$ – величина изменения угла наклона спиральных канавок сверла.

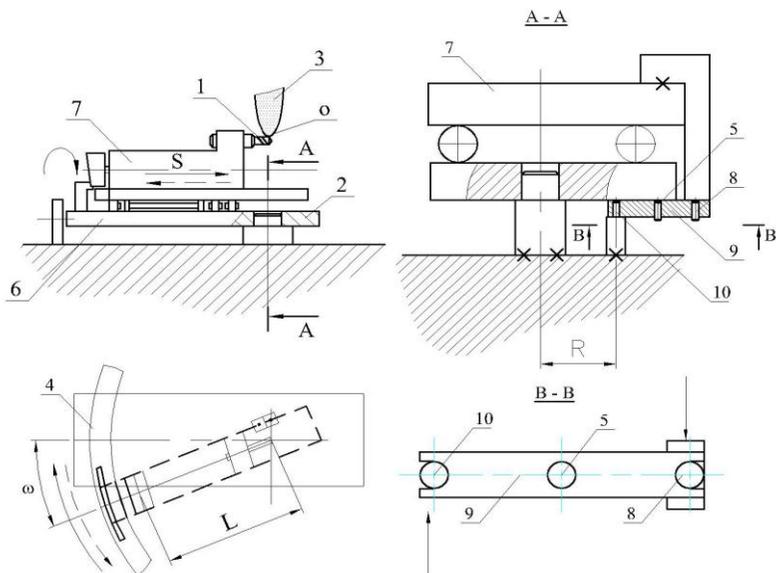


Рисунок 9 – Принципиальная схема механизма поворота оси заготовки сверла относительно к плоскости шлифовального круга при вышлифовке

Нами были сконструированы и изготовлены опытные образцы сверл с разными диапазонами изменения угла наклона спиральной канавки: $\omega = 30 - 17^0$, $\omega = 35 - 20^0$, $\omega = 40 - 22^0$, и $\omega = 43 - 23^0$.

На всех этих свёрлах были проведены такие же эксперименты, как на стандартных. Результаты экспериментов для свёрл $\omega = 30 - 17^0$ и $\omega = 35 - 20^0$ показаны на рис. 10-13.

Анализ этих графиков показывает следующее: для свёрл $\omega = 30 - 17^0$ показатели осевого усилия почти не отличаются от стандартного сверла $\omega = 30$ что так, и ожидалось, так как у этих сверл одинаковый передний угол и соответственно, условия резания у режущей кромки. Что касается величин крутящего момента, они на сверле $\omega = 30 - 17^0$ в зависимости от режимов резания занижены на 12-16%.

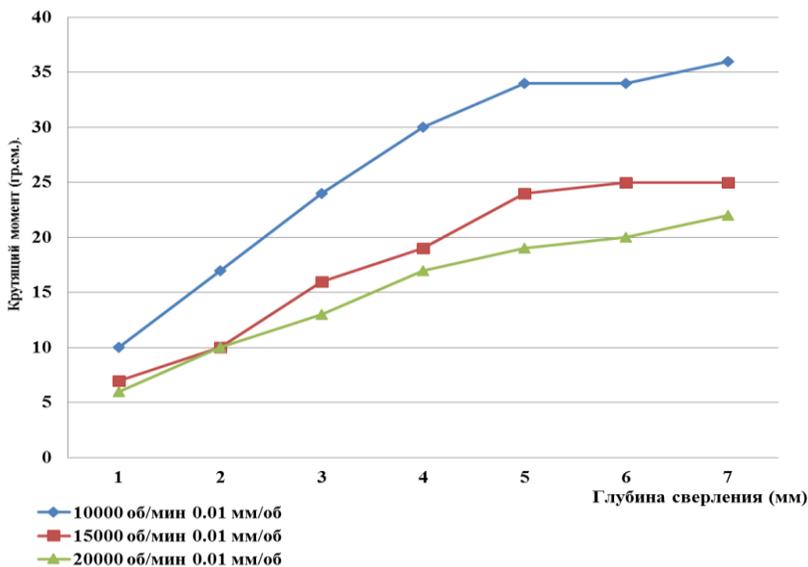


Рисунок 10 – График изменения крутящего момента для свёрл $\omega = 30-17^0$

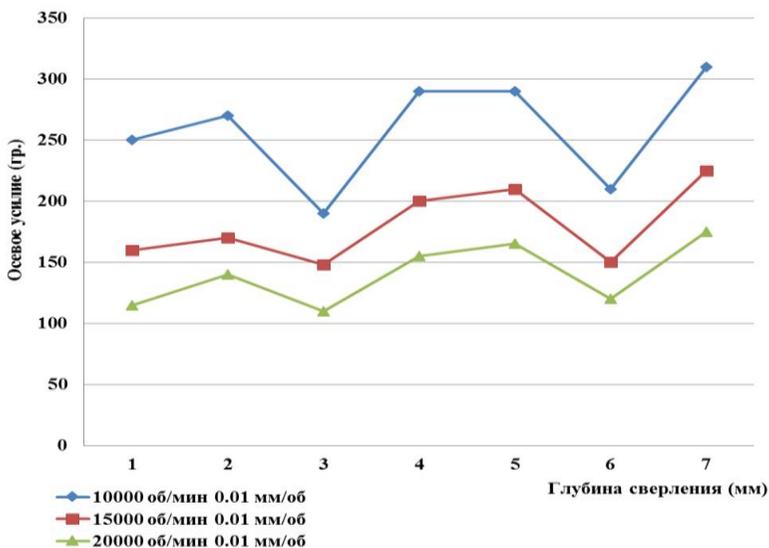


Рисунок 11 – График изменения осевого усилия для свёрл $\omega = 30-17^0$

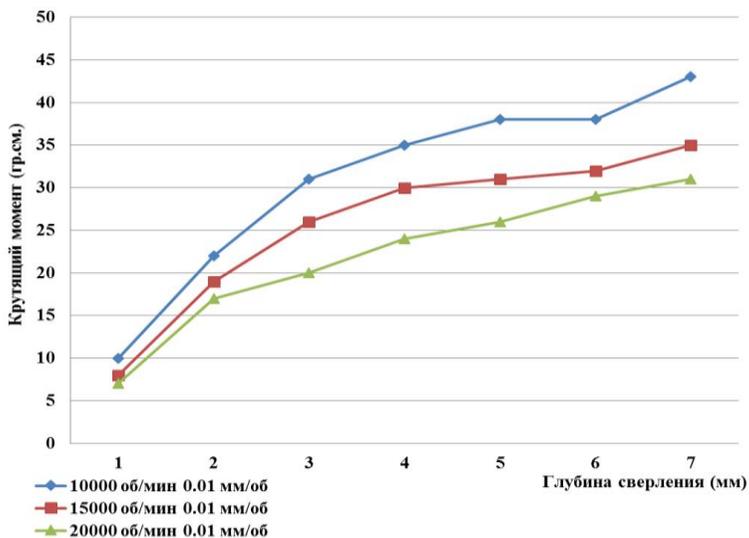


Рисунок 12 – График изменения крутящего момента для сверл $\omega = 35 - 20^0$

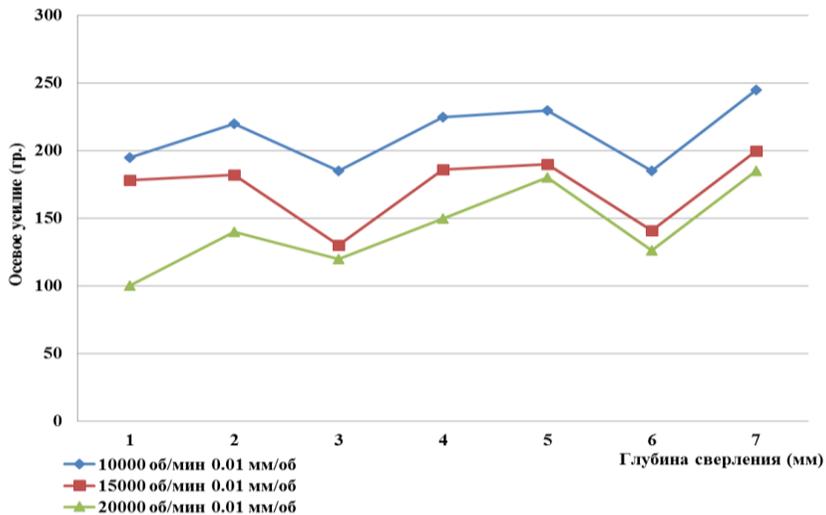


Рисунок 13 – График изменения осевого усилия для сверл $\omega = 35 - 20^0$

Для свёрл $\omega = 35 - 20^{\circ}$ показатели осевого усилия сравнительно занижены, так как передний угол увеличен на 5% и этим облегчен процесс резания, но величина крутящего момента с увеличением глубины сверления растёт более интенсивно и превышает показатели обоих предыдущих образцов. Ясно, что занижение показателей крутящего момента на свёрлах $\omega = 30 - 17^{\circ}$ по сравнению со стандартными свёрлами $\omega = 30^{\circ}$ обусловлено постепенным увеличением шага спиральной канавки и соответственно уменьшением площади контакта образованной стружки со стенками обрабатываемого отверстия. Увеличение угла наклона и соответственно уменьшение шага спирали на свёрлах $\omega = 35 - 20^{\circ}$ опять вызывает обратный процесс – показатели крутящего момента интенсивно повышаются.

При сверлении свёрлами $\omega = 40 - 22^{\circ}$ и $\omega = 43 - 23^{\circ}$ эти силовые показатели относительно занижены (см. рис. 14-17), что объясняется улучшением условий резания из-за значительного ($5-8^{\circ}$) увеличения переднего угла у режущей кромки. Однако уменьшение угла заострения при дальнейшей эксплуатации вызывает увеличение интенсивности износа, и они без переточки доходят лишь до 600-800 отверстий.

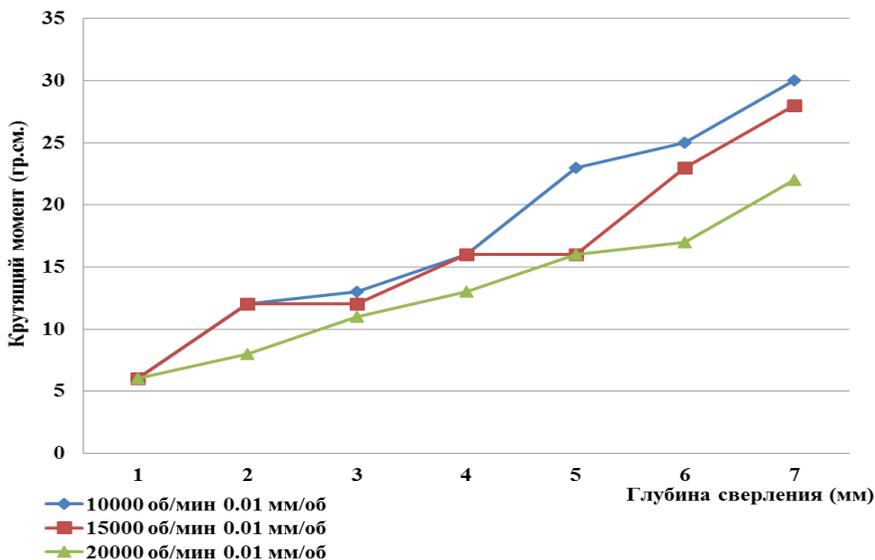


Рисунок 14 – График изменения крутящего момента для сверла $\omega = 40 - 22^{\circ}$

Очевидно, что для получения более ясной картины нужно было продолжать сравнительные эксперименты между стандартными свёрлами

$\omega = 30^0$ и свёрлами с переменным углом наклона спиральной канавки $\omega = 30-17^0$. Эксперименты были продолжены до поломки сверл. При этом через каждые 200 отверстий проверялись силовые показатели, которые с увеличением износа режущей кромки постепенно увеличиваются. После 1000 отверстий проверку осуществляли через каждое 100-е отверстие, так как повышается вероятность поломки сверла. На протяжении всей серии экспериментов для обоих типов сверл почти одинаковыми оставались показатели износа режущей кромки и осевого усилия. Что касается крутящего момента, его значения на стандартных свёрлах $\omega = 30^0$ всегда превышали показатели свёрл с переменным углом наклона спиральной канавки $\omega = 30-17^0$.

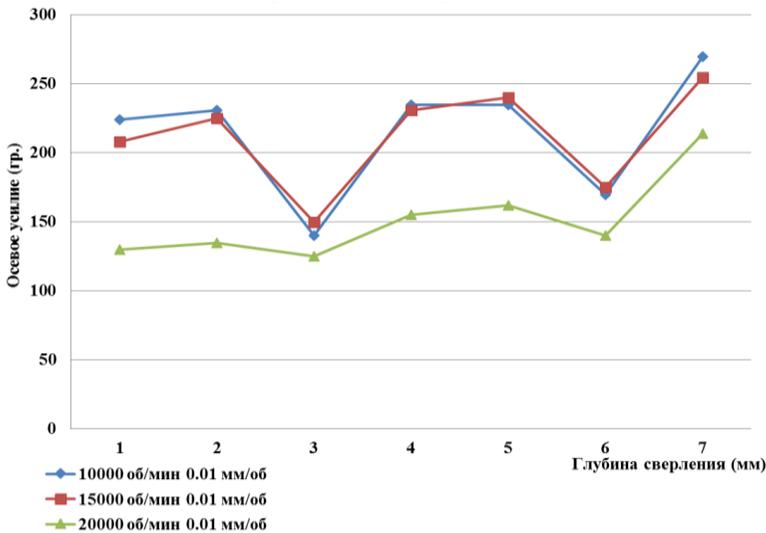


Рисунок 15 – График изменения осевого усилия для сверла $\omega = 40-22^0$

Статистика показала, что поломка стандартных свёрл $\omega = 30^0$ происходит от 1200 до 1300 отверстий, а свёрл с переменным углом $\omega = 30-17^0$ от – 1400 до – 1500.

В настоящее время подобные эксперименты для выявления эффективности свёрл с изменяемым углом наклона спиральной канавки проводятся при обработке широко используемых в промышленности металлических материалов, как например титановые и алюминиевые сплавы и цветные металлы с разными физико-механическими свойствами.

В ближайшее время будут опубликованы результаты этих работ.

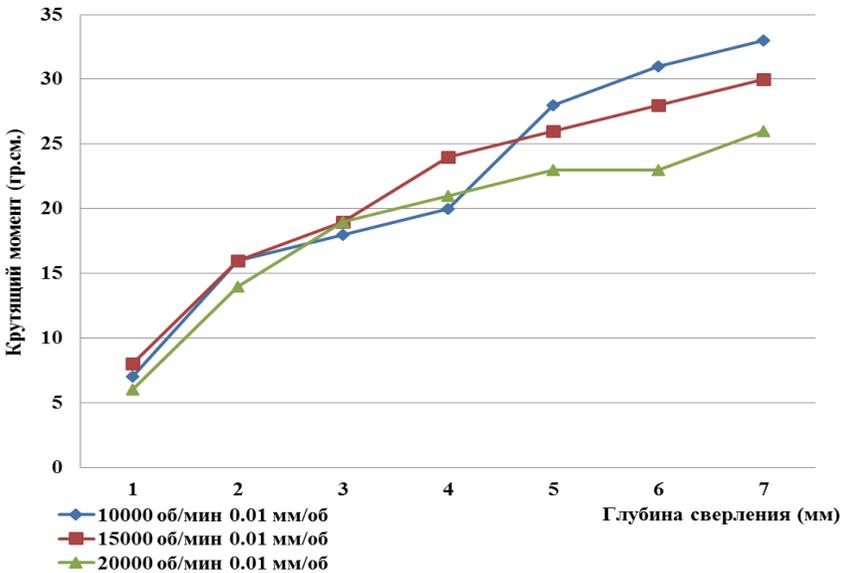


Рисунок 16 – График изменения крутящего момента для сверла $\omega = 43-23^0$

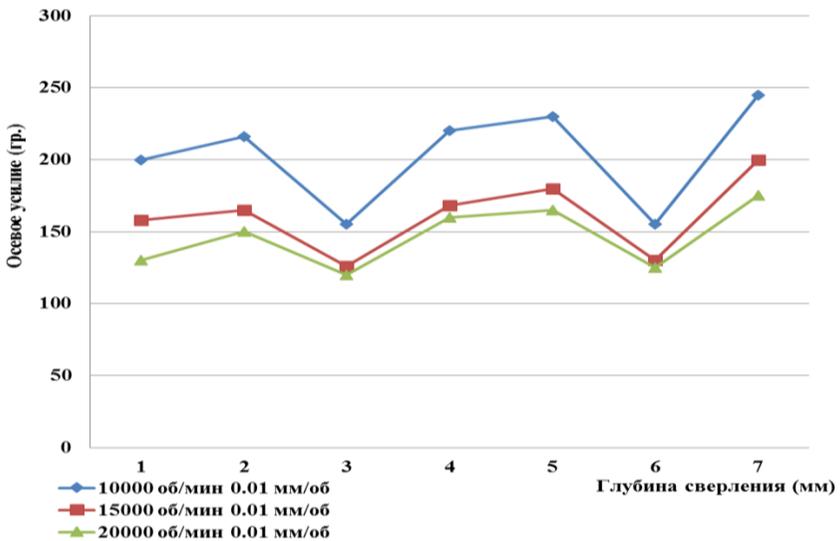


Рисунок 17 – График изменения осевого усилия для сверла $\omega = 43-23^0$

Выводы:

1. Твердосплавные микросверла с переменным углом наклона спиральной канавки при глубоком сверлении пакета печатных плат обеспечивают улучшение интенсивности процесса стружкоудаления из обработанного отверстия, способствуя этим занижению сил трения и соответственно крутящего момента на оси сверла.
2. Выполнение спиральных канавок с постепенным занижением угла наклона ω – от вершины сверла в сторону конца рабочей части, обеспечивает усиление полезного сечения сверла, повышая этим надёжность на хрупкое разрушение.
3. Исходя из вышесказанного, появляется возможность изготовить сверла с удлинённой рабочей частью на 2 - 2,5 мм и в обрабатываемом пакете печатных плат добавить еще одну пластину, что даст возможность увеличить количество одновременно обрабатываемых плат соответственно производительность процесса примерно на 20%.

Список использованных источников: 1. *R.Turmanidze, D.Adamia, M.Amiridze.* Influence of the Gradient Angle of the Screw Groove on Wear-Resistant of Fine-Sized Spiral Drills. Transactions of the Academy of Sciences of Georgia «Science and Technologies». Tbilisi, №10-12, 2002, 2 pages. 2. *Турманидзе Р.С., Адамия Д.Р., Амридзе М.Н.* Исследование влияния угла наклона ω на величину износов режущих элементов мелкоразмерных сверл при обработке печатных плат. Международный научно-технический сборник «Резание и инструмент в технологических системах» Харьков, Национальный технический университет «ХПИ». г. Харьков, 2004 г. Вып. №66. 3. *Карпушевски Б., Дюбнер Л., Кушнарченко О., Турманидзе Р.С., Гвиниашвили З.М., Адамия Д.Р.* Спиральные сверла малых размеров с переменным углом наклона стружечных канавок. Резание и инструмент в технологических системах международного научно-технического сборника. НТУ «ХПИ», Харьков, 2008 г. 4. *Карпушевски Б., Дюбнер Л., Кушнарченко О., Турманидзе Р.С.* Erhöhung der standzeit und prozesssicherheit von mikrobohrern durch die entwicklung neuer werkzeuggeometrien. Сборник научных трудов «Современные технологии в машиностроении». Харьковский национ. техн. университет "Харьковский Политехнический Институт", Харьков, Украина. Вып. 2. 2008 – С. 27-32. 5. *D.Adamia, V.Bachanadze, Z.Gviniashvili.* Peculiarities of formation of shavings grooves of spiral drill of alloy with variable inclination. TransportandMachinebuilding. Tbilisi, №3(15), 2009. 6. *Турманидзе Р.С., Адамия Д.Р., Гвиниашвили З.М.* Особенности изготовления и испытания мелкоразмерных твердосплавных спиральных сверл с переменным углом наклона стружечных канавок. Сборник трудов XVII международной научно-технической конференции «Машиностроение и Техносфера XXI века». Донецкий Национальный Технический Университет. Том 3. 13-18 сентября 2010 г. в. г. Севастополе. – С. 181-184. 7. *R.Turmanidze, O. Kushnarenko, D. Adamia, Z. Gviniashvili.* Fine-sized hardmetal spiral drills with variable setting angle of chip grooves. 10th International scientific conference “New Ways in Manufacturing Technologies”. NWMТ-2010. 17-19 June 2010. Prešov, Slovak Republic. Pages 217-226. 8. *R.Turmanidze, Z. Gviniashvili.* Peculiarities of manufacture of fine-sized spiral drills with variable inclination angle of chip grooves and results of their tests. The 66th International Congress of Precision Machining ICPM 2011. Liverpool/John Moores University, 13th–15th September 2011. Day 1. Liverpool. – P. 253-258.

Bibliography (transliterated): 1. *R.Turmanidze, D.Adamia, M.Amiridze.* Influence of the Gradient Angle of the Screw Groove on Wear-Resistant of Fine-Sized Spiral Drills. Transactions of the Academy of Sciences of Georgia «Science and Technologies». Tbilisi, №10-12, 2002, 2 pages. 2. *Turmanidze R.S., Adamija D.R., Amiridze M.N.* Issledovanie vlijanija ugla naklona ω na velichinu iznosov rezhushchih

jelementov melkorazmer—nyh sverl pri obrabotke pechatnyh plat. Mezhdunarodnij nauchno-tehnicheskij sbornik «Rezanie i instrument v tehnologicheskikh sistemah» Har'kov, Nacional'nyj tehnicheskij universitet «HPI». g. Har'kov, 2004 g. Vypusk №66. Str. 3. *Karpushevski B., Djubner L., Kushnarenko O., Turmanidze R.S., Gviniashvili Z.M., Adamija D.R.* Spiral'nye sverla malyh razmerov s peremennym uglom naklona struzhechnyh kanavok. Rezanie i instrument v tehnologicheskikh sistemah mezhdunarodnyj nauchno-tehnicheskij sbornik. NTU «HPI», Har'kov, 2008 g. 4. *Karpushevski B., Djubner L., O. Kushnarenko O., Turmanidze R.S.* Erhöhung der standzeit und prozesssicherheit von mikrobohrern durch die entwicklung neuer werkzeuggeometrien. Sbornik nauchnyh trudov «Sovremennye tehnologii v mashinostroenii». Har'kovskij nacion. tehn. universitet "Har'kovskij Politehni-cheskij Institut", Har'kov, Ukraina. Vypusk 2. 2008 g. str. 27-32. 5. *D. Adamia, V. Bachanadze, Z. Gviniashvili.* Peculiarities of formation of shavings grooves of spiral drill of alloy with variable inclination. Transport and Machinebuilding. Tbilisi, #3(15), 2009. 6. *Turmanidze R.S., Adamija D.R., Gviniashvili Z.M.* Osobennosti izgotovlenija i ispytaniya melkorazmernih tverdospлавnyh spiral'nyh sverl s peremennym uglom naklona struzhechnyh kanavok. Sbornik trudov XVII mezhdunarodnoj nauchno-tehnicheskij konferencii «Mashinostroenie i Tehnosfera XXI veka». Doneckij Nacional'nyj Tehnicheskij Universitet. Tom 3. 13-18 sentjabrja 2010 g. v. g. Sevastopole. str. 181-184. 7. *R. Turmanidze, O. Kushnarenko, D. Adamia, Z. Gviniashvili.* Fine-sized hardmetal spiral drills with variable setting angle of chip grooves. 10th International scientific conference "New Ways in Manufacturing Technologies". NWMT-2010. 17-19 june 2010. Prešov, Slovak Republic. Pages 217-226. 8. *R. Turmanidze, Z. Gviniashvili.* Peculiarities of manufacture of fine-sized spiral drills with variable inclination angle of chip grooves and results of their tests. The 66th International Congress of Precision Machining ICPM 2011. Liverpool John Moores University, 13th–15th September 2011. Day 1. Liverpool. Pages 253-258.

УДК 621.923

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

МЕТОДОЛОГИЯ ОПРЕДЕЛЕНИЯ РАЦИОНАЛЬНЫХ ХАРАКТЕРИСТИК АЛМАЗНЫХ КРУГОВ НА ЭТАПЕ ИХ ИЗГОТОВЛЕНИЯ

Розроблено єдину комплексну методологію тривимірного (3D) моделювання фізичних процесів виготовлення алмазно-абразивного інструмента. Створення системи 3D-CAD моделювання процесів спікання алмазно-композиційних матеріалів дозволяє істотно підвищити вірогідність отриманих результатів, скоротити обсяг експериментальних досліджень для визначення оптимальних умов не тільки виготовлення шліфувальних і правильних інструментів з них, але й обробки, розробити нові технології, інструменти й устаткування

Ключові слова: алмазносний шар, шліфувальний круг, включення металофази, зв'язка, алмазні зерна

Разработана единая комплексная методология трехмерного (3D) моделирования физических процессов изготовления алмазно-абразивного инструмента. Создание системы 3D-CAD моделирования процессов спекания алмазно-композиционных материалов позволяет существенно повысить вероятность полученных результатов, сократит объем экспериментальных исследований для определения оптимальных условий не только изготовления шлифовальных и правильных инструментов из них, но и обработки, разработать новые технологии, инструменты и оборудование

Ключевые слова: алмазносный слой, шлифовальный круг, включения металлофазы, связка, алмазные зерна

The uniform complex methodology of three-dimensional (3D) modeling of physical processes of making of diamond-abrasive tool is designed. The creation of the 3D-CAD system of modeling of processes of sintering of diamond-composition materials can significantly improve probability of received results, reduce the volume of experimental researches for determination of optimal conditions of not only manufacture of grinding and dressing tools from them, but also of machining, can develop new technologies, tools and equipment.

Keywords: diamond-comprising layer, grinding wheel, inclusions of metal phase, bundle, diamond grains

Создание методологических основ и системы 3D-CAD моделирования алмазно-композиционных материалов (АКМ) на этапах их изготовления и эксплуатации позволит существенно повысить эффективность обработки и применения инструмента из них. Предлагаемая 3D методология исследования процессов изготовления и эксплуатации алмазосного слоя шлифовального круга охватывает все основные этапы жизненного цикла инструмента. Так как реализация предложенной последовательности экспериментальным путем является чрезвычайно трудоемким и дорогостоящим процессом,

предлагается вариант реализации этих этапов методом компьютерного 3D моделирования.

Использование компьютерных информационных технологий на всех этапах жизненного цикла изделия, в данном случае шлифовального инструмента из АКМ, рассматривается как приближение к идеологии CALS-технологии (Computer-Aided Logistics Support) [1]. Они обеспечивают компьютерное управление жизненным циклом изделия на всех этапах: разработки концепции изделия, проведения научно-исследовательских работ, проектирования, производства, эксплуатации, модернизации, обеспечения ремонта и технического обслуживания изделия, его утилизации.

Решение поставленных задач базируется на использовании пакетов программ COSMOS, ANSYS, NOSTRAN, предназначенных для исследовательских расчетов методом конечных элементов. В плане моделирования процессов спекания алмазосодержащего слоя и исследования зоны обработки шлифовальным кругом из АКМ эти пакеты (в универсальной комплектации) позволяют решать многие классы задач.

Анализ напряженно-деформированного состояния (НДС) алмазосодержащего слоя шлифовального круга осуществлялся путем его 3D моделирования. Проводилась серия расчетов для фрагмента алмазосодержащего слоя, включающего единичное алмазное зерно, окруженное массивом связки. Рассматривалась модель с зерном в форме октаэдра (рис. 1). В зависимости от рассматриваемой зернистости, значения которой варьировались от 50/40 до 500/400 мкм, размеры зерен изменялись от $50 \times 30 \times 30$ до $500 \times 300 \times 300$ мкм. Наличие металла-катализатора в алмазных зернах моделировалось произвольно ориентированными пластинами, объемное содержание которых составляло от 5 % до 10% [2]. Рассматривалось наличие одного, двух и трех включений металлофазы, расположенных на периферии зерна. Связка представлялась в виде кубического фрагмента с размерами от $0,5 \times 0,5 \times 0,5$ до $3 \times 3 \times 3$ мм в зависимости от размера и концентрации зерен. При моделировании варьировались также температура спекания и физико-механические свойства исследуемых компонентов спека. В модели зерно и связка рассматривались упругими сплошными телами. Модель нагружалась статической одноосной равномерно распределенной нагрузкой, а также температурой, приложенной к моделируемым телам.

Для исследования влияния количественного состава металлофазы разработаны модели с различным ее содержанием и произвольной ориентацией в зерне. На рис. 1 показана расчетная модель, содержащая одно (5% металлофазы), два (7% металлофазы) и три (10% металлофазы) включения металла-катализатора (рисунок 1 а, б и в соответственно).

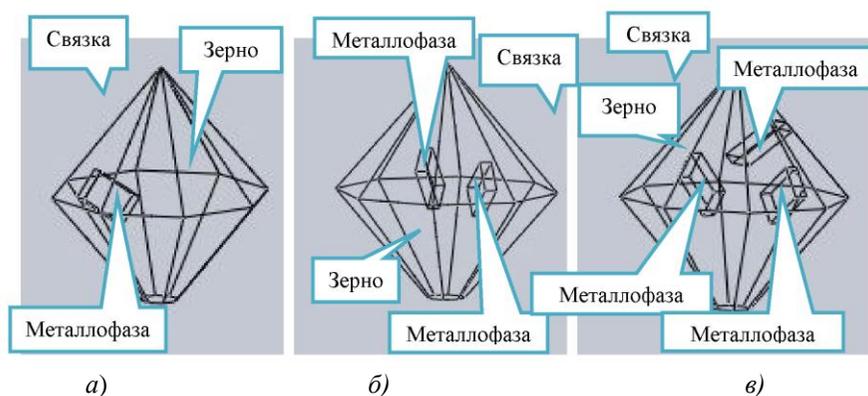


Рисунок 1 – 3D модель фрагмента алмазного слоя, включающая зерно с одним (а), двумя (б) и тремя (в) включениями металла-катализатора и связку

Геометрические модели «связка–алмазные зерна–металлофаза» построены с использованием коммерческого программного САД обеспечения SolidWorks. Основным допущением при моделировании процесса спекания было выделение фрагмента алмазного слоя в виде куба с некоторым количеством алмазных зерен, ограниченного массивом связки со всех сторон [3, 4], что в полной мере можно аппроксимировать на алмазный круг в целом.

Расчеты по методу конечных элементов позволили количественно оценить главные и приведенные напряжения, энергию деформации и плотность энергии деформации в спекаемых элементах в зависимости от их размеров, физико-механических свойств и температуры спекания. Объемы материалов считались разрушенными, если приведенные напряжения и/или плотность энергии деформации в них превышали соответствующие предельные значения.

В расчетную модель закладывались следующие характеристики материалов: модуль упругости, коэффициент Пуассона, массовая плотность материала, коэффициент линейного термического расширения (КТР), теплопроводность материала и его удельная теплоемкость (рис. 2). В качестве решателя (CAE программы) в данном случае использовались CosmosSimulation.

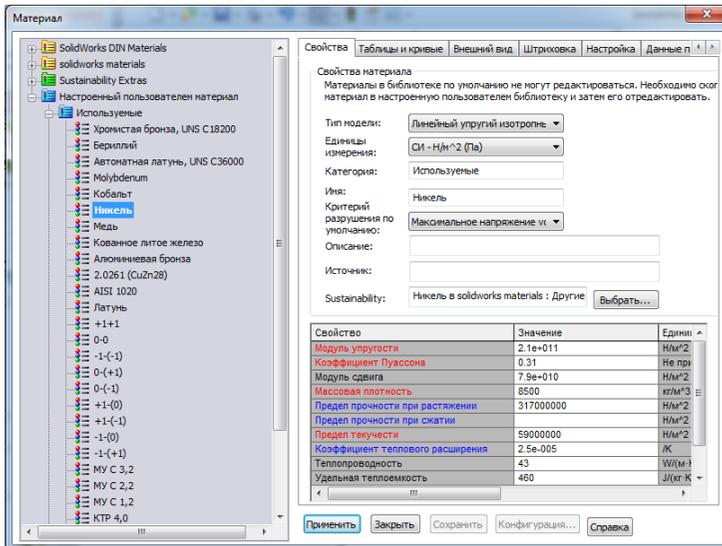


Рисунок 2 – Задаваемые значения физических свойств материала в *CosmosWorks*

Модельные эксперименты проводились в соответствии с теорией планирования эксперимента. Значения факторов кодировались путем линейного преобразования координат факторного пространства с переносом начала координат в нулевую точку и выбором масштабов по осям в единицах интервалов варьирования факторов. Общий вид математической модели:

$$Y = b_0 + \sum b_i X_i + \sum b_{i,j} X_i X_j + \sum b_{ii} X_i^2 + \dots \quad (1)$$

где X – независимые переменные, факторы;

Y – зависимые переменные, отклики, параметры оптимизации, функции цели;

b_i – коэффициенты, определяемые расчетным путем.

При исследовании процесса спекания в качестве факторов принимались: количество металлофазы, свойства металла-катализатора (КТР металлофазы при 500 °С), свойства связки (модуль упругости при 500 °С), режимы спекания (температура, °С), описание которых представлено в табл. 1.

Таблица 1 – Уровни факторов

Уровни факторов	Факторы							
	Количество металлофазы		Свойства металла-катализатора (КТР при 500 ⁰ С), 1/К		Свойства связки (модуль упругости при 500 ⁰ С), Н/м ²		Режимы спекания (температура, ⁰ С)	
	Натуральное значение	Кодированное значение X1	Натуральное значение, 1/К	Кодированное значение X2	Натуральное значение, Н/м ²	Кодированное значение X3	Натуральное значение, ⁰ С	Кодированное значение X4
Верхний уровень	3	+1	1.7E-05	+1	1.9E+11	+1	800	+1
Основной уровень	2	0	1.4E-05	0	1.5E+11	0	500	0
Нижний уровень	1	-1	1.1E-05	-1	1.1E+11	-1	200	-1

Согласно матрицы планирования модельного эксперимента было проведено 24 модельных опыта, результаты которых использованы в уравнениях регрессии. Исследуемые факторы варьировались от -1 до +1. Так как все 4 исследуемых фактора играют важную роль при спекании алмазоносного слоя, то были подробно рассмотрены наиболее существенные зависимости факторов друг от друга, т.е. один фактор варьировался, а другой принимал постоянные значения.

Рис. 3 представляет визуализацию результатов моделирования по влиянию выбранных факторов на НДС зоны спекания алмазоносного слоя в соответствии с данными модельного эксперимента.

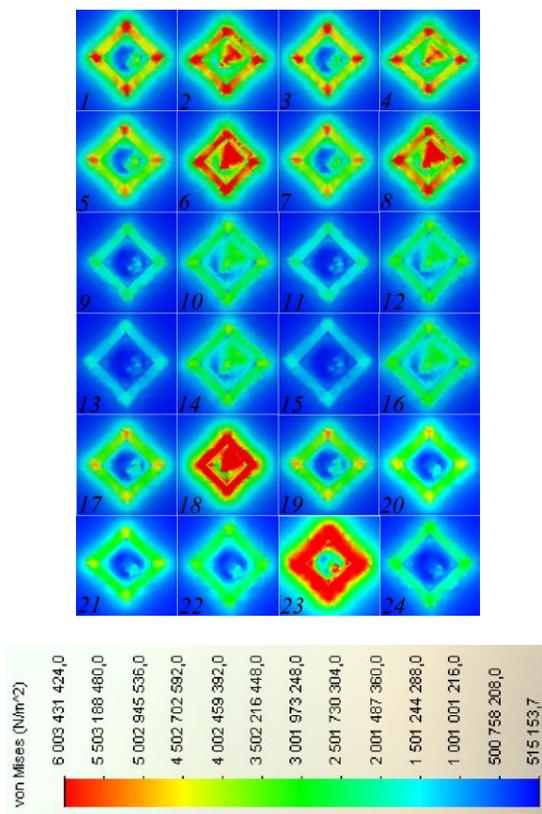


Рисунок 3 – Визуализация результатов моделирования по влиянию выбранных факторов на НДС зоны спекания алмазоносного слоя

Напряжения, превышающие пределы прочности алмаза, расположены на границах включений металлофазы и вызывают развитие внутренних трещин в зерне, что согласуется с результатами работ [5-7]. Установлено, что при повышении прочности связок наблюдается рост объемов зон, на которые распространяются напряжения. Объяснением этому служат возросшие значения напряжений в связке, усиливающие напряжения в зерне [8].

Проведенные модельные эксперименты позволили установить математические зависимости между основными характеристиками компонентов алмазоносного слоя. Обработка результатов планируемого эксперимента позволила получить уточненную математическую модель, адекватно описывающую процесс спекания шлифовальных кругов из АКМ в представленном диапазоне варьирования независимых факторов:

$$Y = 4,585 - 0,957X_1 + 0,072X_2 + 0,044X_3 + 2,331X_4 - 0,061X_1X_2 + 0,273X_1X_3 - 0,468X_1X_4 - 0,057X_2X_3 + 0,064X_2X_4 - 0,022X_3X_4 + 1,105X_1^2 - 1,400X_2^2 - 2,065X_3^2 + 1,080X_4^2 \quad (2)$$

На рис. 4, 6, 8 представлены зависимости напряжений, возникающих в системе «связка–алмазное зерно–металлофаза» от количества металлофазы при изменении модуля упругости связки и температуры спекания.

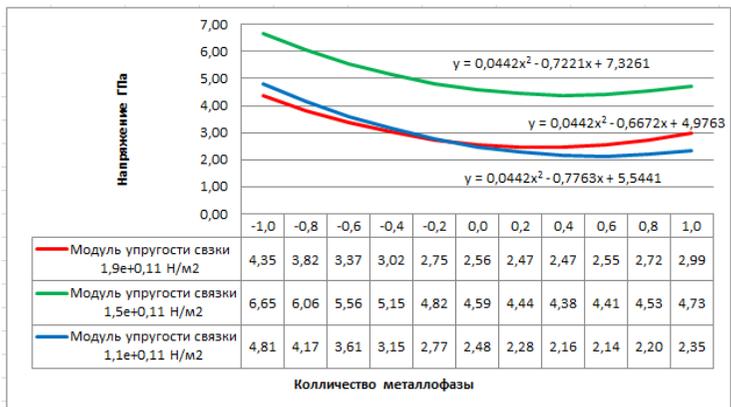


Рисунок 4 – Зависимость напряжений в системе от количества металлофазы при изменении модуля упругости связки

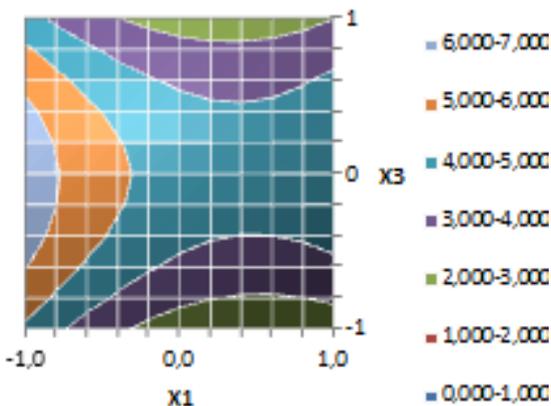


Рисунок 5 – Визуализация оптимальных значений напряжений при спекании алмазного круга в зависимости от количества металлофазы при изменении модуля упругости связки

На рис. 5, 7, 9 представлены визуализации оптимальных значений напряжений при спекании алмазоносного слоя круга в зависимости от различных факторов.

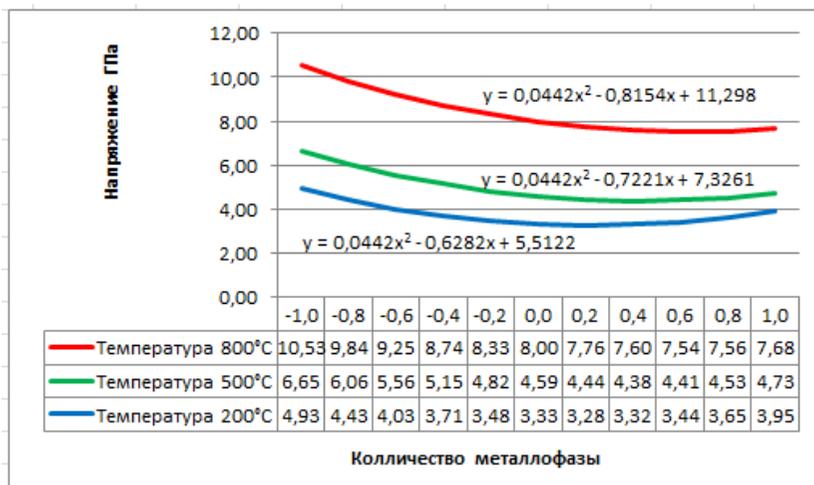


Рисунок 6 – Зависимость напряжений в системе от количества маталлофазы при изменении температуры спекания

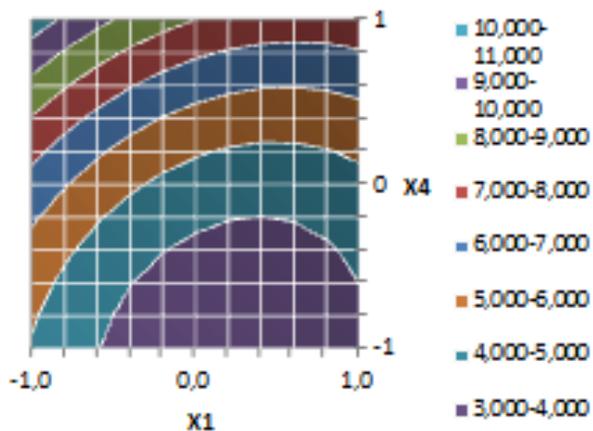


Рисунок 7 – Визуализация оптимальных значений напряжений при спекании алмазного круга в зависимости от количества маталлофазы при изменении температуры спекания

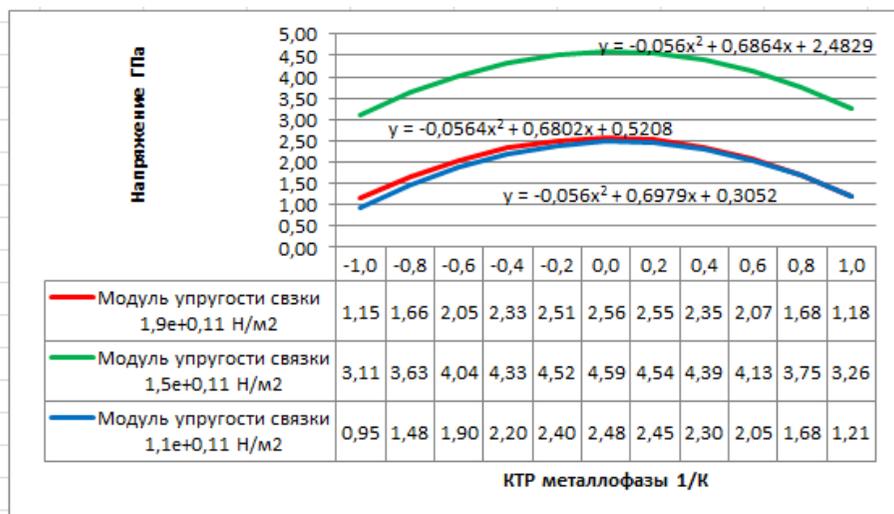


Рисунок 8 – Зависимость напряжений в системе от КТР металлофазы при изменении модуля упругости связки

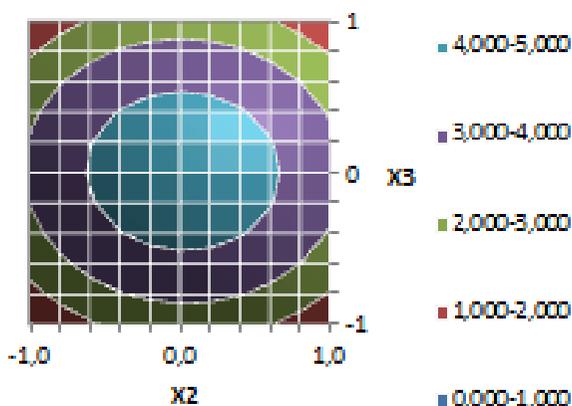


Рисунок 9 – Визуализация оптимальных значений напряжений при спекании алмазосодного слоя круга в зависимости от КТР металлофазы при изменении модуля упругости связки

Анализ полученных зависимостей позволил установить, что максимальный уровень напряжений, возникающих в системе «связка–

алмазное зерно–металлофаза» наблюдается для значений модуля упругости связи, соответствующему нулевому уровню данного параметра. Анализ зависимости напряжений от количества металлофазы при изменении температуры спекания показал, что наибольшие напряжения возникают при верхнем уровне фактора.

Оптимизация процесса спекания алмазоносного слоя шлифовального круга проводилась в программном пакете Maple 14 по минимальным значениям напряжений в зерне, так как главное условие процесса – достижение неразрушения алмазных зерен во время изготовления АКМ. Как результат установлены оптимальные значения факторов $X_{1\text{опт}} = 0$; $X_{2\text{опт}} = -1$; $X_{3\text{опт}} = -1$; $X_{4\text{опт}} = -0,99$, при которых максимальное напряжение составляет $Y_{\text{min}} = -0,373$ ГПа.

В реальных значениях оптимальное количество металлофазы составляет 7%, КТР металлофазы – $1.1E-05$ 1/К, модуль упругости связи – $1.1E+11$ Н/м², температура спекания – 205 °С. При этих условиях спекания изготовление алмазоносного слоя шлифовального круга происходит без разрушения алмазных зерен. Если требуется изменение какого-либо из факторов, например, температуры спекания с 205 °С до 800 °С, из уравнения регрессии подбирается оптимальное значение количества металлофазы или ее КТР, или модуль упругости связи.

Известно, что нагрев синтетических алмазов, начиная с температуры 850 С может привести к снижению их прочности, причиной чего является различие в значениях коэффициентов термического расширения металлофазы и алмаза: КТР металла-катализатора гораздо больше, чем у синтетического алмаза, поэтому при нагревании происходит, так называемый разрыв алмазного зерна изнутри.

Рис. 10 показывает влияние количественного содержания металлофазы в зерне на изменение эквивалентных напряжений, возникающих в зоне спекания алмазоносного слоя.

На эпюрах напряжений видно, что наибольшие напряжения при нагревании сконцентрированы в области металлофазы, и именно она играет ключевую роль в разрушении алмазных зерен в процессе спекания алмазно-абразивного инструмента (рис. 11). Расчеты показали, что с увеличением процентного содержания металлофазы, напряжения в алмазном зерне возрастают и могут привести к его преждевременному разрушению.

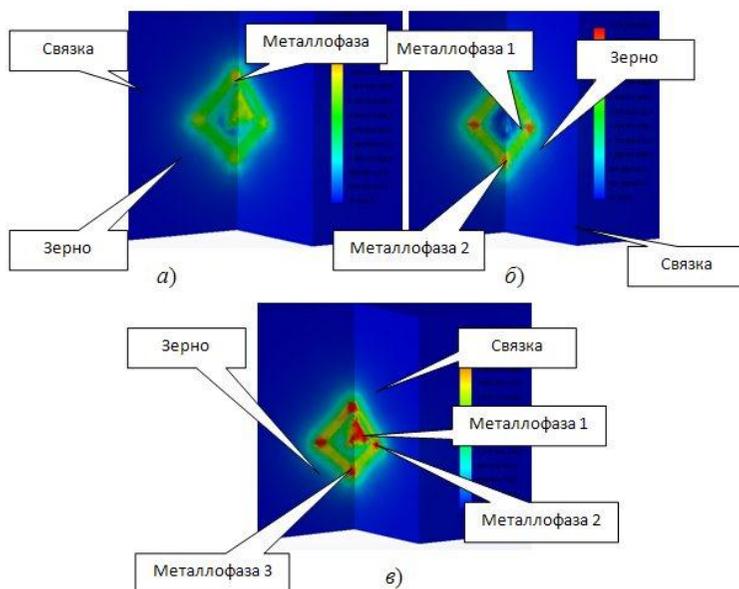


Рисунок 10 – Влияние количественного содержания металлофазы в зерне на изменение эквивалентных напряжений, возникающих в зоне спекания алмазного слоя при: а) 5 %; б) 7 %; в) 10% металлофазы

Визуализация оптимального значения напряжений приведена на рис. 11-13.

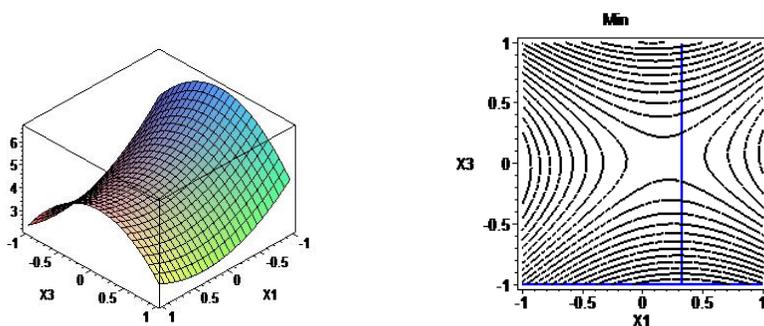


Рисунок 11 – Зависимость минимальных напряжений в алмазном зерне от количества металлофазы (X1) и модуля упругости связки (X3)

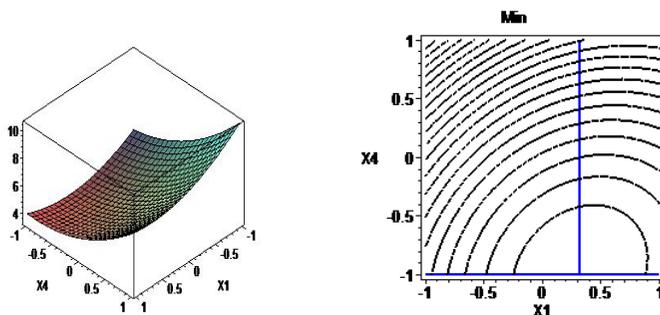


Рисунок 12 – Зависимость минимальных напряжений в алмазном зерне от количества металлофазы (X1) и температуры спекания (X4)

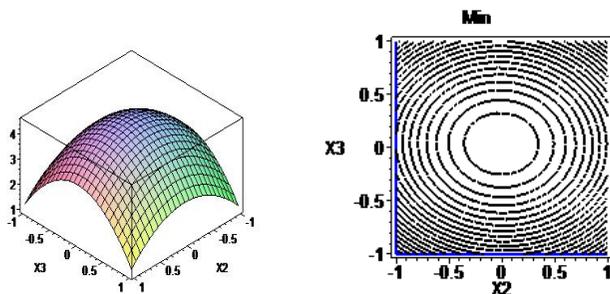


Рисунок 13 – Зависимость минимальных напряжений в алмазном зерне при спекании от КТР металлофазы (X2) и модуля упругости связки (X3)

Таким образом, проведенная на основе теории планирования расчетного эксперимента оптимизация результатов 3D моделирования процесса спекания алмазного слоя шлифовального круга позволила теоретическим путем определить оптимальные значения факторов, при которых напряжения в алмазных зернах при спекании круга будут минимальны.

Эпюры напряжений показывают, что наибольшие напряжения при нагревании сконцентрированы в областях включений металлофазы, что подтверждает именно ее ключевую роль в разрушении алмазных зерен в процессе спекания алмазно-абразивного инструмента.

Предложенная авторами методология моделирования процесса изготовления алмазно-абразивных инструментов на основе метода конечных элементов в совокупности с планированием модельных экспериментов позволяет без трудоемких и дорогостоящих экспериментальных исследований определять оптимальную структуру и физико-механические свойства алмазоносного слоя круга и условия его изготовления.

Список использованных источников: 1. Heisel U., Krivoruchko D.V., Zaloha V.A., Storchak M. (2007) CauseAnalysis of Errors in FE Prediction Orthogonal Cutting Performances. Proceedings of the 10th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations. Calabria 141-148. 2. The properties of diamond / Ed. By J.E. Field. – London, Academic Press, 1979. – 674 p. 3. Федорович В.О. Розробка наукових основ та способів практичної реалізації управління пристосовуваністю при алмазному шліфуванні надтвердих матеріалів. Автореф. дис.... докт. техн. наук 05.03.01 – Харків, 2002, 34 с. 4. Козакова Н.В. Определение рациональных характеристик алмазных кругов путем 3D моделирования процессов их изготовления и шлифования сверхтвердых материалов.: Дис. ... канд. техн. наук: 05.03.01. – Харьков, 2005. – 210 с. 5. Семко М.Ф., Грабченко А.И., Ходоревский М.Г. Алмазное шлифование синтетических сверхтвердых материалов. – Х., 1980 . – 192 с. 6. Сверхтвердые материалы. Получение и применение: В 6-и т. / Под общей ред. Н.В. Новикова. – Т.6: Алмазно-абразивные инструменты в технологиях механообработки / Под ред. А.А. Шепелева. – К.: ИСМ им. В.Н. Бакуля, ИПЦ «АЛКОН» НАНУ, 2006. – 340 с. 7. Kundrak J. Some features of the surface micro- and macroprofile formation at flat face grinding with spindle axis inclination / J. Kundrak, V. Fedorovich, I. Pyzhov, A. Markopoulos, V. Klimenko // Applied Mechanics and Materials [Peer-Reviewed Journal]. – Pfaffikon [Canton of Zurich, Switzerland] : Trans Tech Publications Ltd. – 2015. – Vols. 809-810. – P. 45-50. 8. Grabchenko A. Simulation of grinding process of polycrystalline superhard materials / A. Grabchenko, V. Fedorovich, I. Pyzhov, V. Fadeev, E. Babenko, V. Klimenko // Key Engineering Materials. – Zurich: Trans Tech Publications. – 2013. – Vol. 581. – P. 217-223.

Bibliography (transliterated): 1. Heisel U., Krivoruchko D.V., Zaloha V.A., Storchak M. (2007) CauseAnalysis of Errors in FE Prediction Orthogonal Cutting Performances. Proceedings of the 10th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations. Calabria 141-148. 2. The properties of diamond / Ed. By J.E. Field. – London, Academic Press, 1979. – 674 p. 3. Fedorovich V.O. Rozrobka naukovih osnov ta sposobiv praktichnoi realizacii upravlinnja pristosovuvanistju prialmaznomu shlifuvanni nadtverdih materialiv. Avtoref. dis.... dokt. teh. nauk 05.03.01 – Harkiv, 2002, 34 s. 4. Kozakova N.V. Opredelenie racional'nyh karakteristik almaznyh krugov putem 3D modelirovanija processov ih izgotovlenija i shlifovanija sverhtverdyh materialov.: Dis. ... kand. teh. nauk: 05.03.01. – Har'kov, 2005. – 210 s. 5. Semko M.F., Grabchenko A.I., Hodorevskij M.G. Almaznoe shlifovanie sinteticheskikh sverhtverdyh materialov. – H., 1980 . – 192 s. 6. Sverhtverdye materialy. Poluchenie i primenenie: V 6-i t. / Pod obshhej red. N.V. Novikova. – T.6: Almazno-abrazivnye instrumenty v tehnologijah mehanooobrabotki / Pod red. A.A. Shepeleva. – K.: ISM im. V.N. Bakulja, IPC «АЛКОН» НАНУ, 2006. – 340 s. 7. Kundrak J. Some features of the surface micro- and macroprofile formation at flat face grinding with spindle axis inclination / J. Kundrak, V. Fedorovich, I. Pyzhov, A. Markopoulos, V. Klimenko // Applied Mechanics and Materials [Peer-Reviewed Journal]. – Pfaffikon [Canton of Zurich, Switzerland] : Trans Tech Publications Ltd. – 2015. – Vols. 809-810. – P. 45-50. 8. Grabchenko A. Simulation of grinding process of polycrystalline superhard materials / A. Grabchenko, V. Fedorovich, I. Pyzhov, V. Fadeev, E. Babenko, V. Klimenko // Key Engineering Materials. – Zurich: Trans Tech Publications. – 2013. – Vol. 581. – P. 217-223.

СЛОВО О ЮБИЛЯРАХ

ПРОФЕССОР ЗАЛОГА ВИЛЬЯМ АЛЕКСАНДРОВИЧ (К 80-ЛЕТИЮ СО ДНЯ РОЖДЕНИЯ)

НЕУЖЕЛИ - 80?

В день юбилея Вильяма Александровича о нем будут писать и говорить много и многие, но долгие годы дружбы и научного сотрудничества дают возможность обозначить некоторые черты его личности и результаты стараний, которые делают Вильяма Александровича необычайно ярким в нашем профессиональном окружении.

Военное детство и потеря отца на фронте, сразу сделали мальчика "взрослее". Одаренный необыкновенной харизмой, природным умом и энергией Вильям Александрович с раннего возраста создавал себя сам. Необычайно трудолюбивый, понимающий, что экономической поддержки ждать нет от кого, он всегда старался сам обеспечивать себя и свою семью. В неформальных беседах "за чаем" Вильям Александрович вспоминал, как приходилось работать "во вторую смену". И эта работа всегда была физически тяжелой: сортировка замороженных мясных туш, на складах долговременного хранения, прокладка коммуникаций под дорожным полотном вручную и т.д. Работа не для слабых. И ко всем этим качествам необходимо добавить еще то важное, что дано не всем "мужикам" он хорошо умеет работать руками. Приехав еще в советский Крым на конференцию из Сум, на своем "Жигуленке", он в сторонке спокойно разобрал часть двигателя и отремонтировал ее. Сейчас это трудно представить, но станций тех. обслуживания в дороге не было и каждый выбирал, либо самому заниматься ремонтом, либо ездить на поезде. Но чтобы стать профессором, доктором наук и лидером научной школы всех этих качеств мало, потому что должно быть желание много знать и умение получать эти знания. Ему всегда все интересно. Поэтому когда смотришь чем занимаются и что исследуют его ученики, то с удивлением замечаешь какой широкий спектр этих работ и современный уровень. При подведении итогов его работы в ВАКе Украины академик Новиков Н.В. сообщил, что Вильям Александрович провел самое большое число экспертиз докторских и кандидатских работ, поданных на утверждение. Известно, что анализ диссертационных работ, самый эффективный путь для расширения кругозора т.к. там есть обзоры предыдущих исследований и результаты автора работы.

Сумы промышленный город и профессор, который долгие годы руководит кафедрой и читает курс "Теория резания" на промышленных предприятиях всегда человек значимый и известный. Я не могу привести ни одного примера, где в ВУЗе, на кафедре, организован производственный участок на котором решается одновременно три задачи: обучение студентов,

проведение исследований аспирантами и обработка деталей по заказам промышленных предприятий.

Под руководством Вильяма Александровича создана известная школа Сумских машиностроителей, написаны сотни научных статей, учебные пособия и учебники. Он является основоположником, организатором и вдохновителем конференции "Машинобудування очима молодих", на базе которой ежегодно проходит апробация диссертационных работ молодых исследователей. Некоторые ее участники уже стали докторами наук, но главное эта конференция позволяет поддерживать реальную связь между молодыми и известными учеными и показывать проблемы современного машиностроения, требующие своих решений.

Обязательно необходимо заметить, что с Вильямом Александровичем всегда рядом Ольга Григорьевна мудрый соратник и советник.

На их "золотой свадьбе" мы так веселились, отрывались и двигались, что этому мероприятию могли бы позавидовать и молодежные свадьбы. Жизненное кредо этой семьи "позитивизм", поэтому им комфортно в любой возрастной среде. Они умеют веселиться и решать серьезные вопросы.

Очень хотелось бы подольше общаться, чаще встречаться и подпитываться энергией и мудростью Вильяма Александровича еще долгое время.

СОДЕРЖАНИЕ

Бекиров Э.Л., Джемилев Э.Ш., Ваниев Э.Р. Способ определения контактных давлений при развертывании отверстий	3
Внуков Ю.Н., Дядя С.И., Козлова Е.Б. О влиянии конструктивных и геометрических характеристик концевых фрез на виброустойчивость процесса фрезерования	7
Залоза В.О., Шаповал Ю.В. Аналіз динамічного стану технологічної системи в залежності від положення двигуна приводу подач	18
Калафатова Л.П., Поколенко Д.В. Механизм формирования трещиноватого слоя при шлифовании ситаллов	26
Кальченко В.І., Кальченко В.В., Сіра Н.М., Кальченко Д.В. Модульне 3D-моделювання інструментів, процесів зняття припуску та формоутворення при шліфуванні зі схрещеними осями циліндричного та ступінчастого вала і ельборового круга	36
Клименко Г.П., Васильченко Я.В., Лищенко А.Н. Определение рациональных регламентов эксплуатации инструментов для тяжелых станков с ЧПУ	49
Кравченко Ю.Г., Крюкова Н.В. Контактна температура стружки від швидкорухомого джерела тертя з лезом	57
Лищенко Н.В., Ларшин В.П. Разделение профиля поверхности на систематическую и случайную составляющие	62
Ляшенко Б.А., Клименко С.А. Применения дискретных покрытий в режущих инструментах	74
Мироненко Е.В., Калиниченко В.В. Стратегия определения энергоэффективных технологических параметров токарной обработки деталей тяжелого машиностроения	83
Мицык А.В., Федорович В.А. Новая разновидность способа отделочно-зачистной обработки и агрегатированный вибростанок вибрационного и центробежного динамического воздействия	96
Nagy N., Kundrak J. Influences of the technological parameters on the surface twist in grinding	103

Настасенко В.А. Боковые многогранные неперетачиваемые пластины как новый вид для оснащения отрезных резцов и сравнение их с мировыми аналогами	111
Nguyen Thi Phuong Giang The grindability of segmented grinding wheels produced by Vietnam in rough machining aluminum material	120
Немировський Я.Б., Чернявський О.В., Єрьомін П.М. Поділ стружки при комбінованому протягуванні деталей із чавунів	127
Прилипка А.Л., Тарасюк А. П. Влияние условий контурного фрезерования на напряженное состояние и разрушение пакетов металл - композит.....	136
Руднев А.В., Узунян М.Д. Решение задач управления при алмазно-искровом шлифовании сверхтвёрдых материалов	146
Рязанова-Хитровская Н.В., Пыжов И.Н. Исследование напряженно-деформированного состояния зоны обработки при алмазном выглаживании	151
Стрельчук Р.М. Физическое моделирование напряженно-деформированного состояния твердосплавных инструментов из наноразмерных зерен монокарбида вольфрама при шлифовании.....	160
Турманидзе Р.С., Бачанадзе В.И., Попхадзе Г.З. Исследование технологии изготовления и эффективности использования твердосплавных микросверл с переменным углом наклона спиральных канавок при глубоком сверлении деталей мехатронных систем	170
Федорович В.А., Островерх Е.В., Козакова Н.В. Методология определения рациональных характеристик алмазных кругов на этапе их изготовления.....	187
СЛОВО О ЮБИЛЯРАХ	
Залога Вильям Александрович	200

Научное издание

**РЕЗАНИЕ И ИНСТРУМЕНТ
в технологических системах**

СБОРНИК НАУЧНЫХ ТРУДОВ

Выпуск 86

Составитель *проф. Грабченко А. И.*

Оригинал-макет *Крюкова Н.В.*

В авторской редакции

Підп. до друку

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
