

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 84
Edition № 84**

Харьков НТУ «ХПИ» – 2014 – 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», 2014. – Вып. 84. – 251 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», 2014

И.Д. Абдулкеримов, Симферополь, Украина

ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЕ ОБЕСПЕЧЕНИЕ ГЕРМЕТИЧНОСТИ РЕЗЬБОВЫХ СОЕДИНЕНИЙ ДЕТАЛЕЙ ПНЕВМОАППАРАТУРЫ НА ОСНОВЕ ПОВЕРХНОСТНО ПЛАСТИЧЕСКОГО ДЕФОРМИРОВАНИЯ

В даній статті представлені результати досліджень, підвищення якості поверхні глухих отворів у литих деталях пневмоапаратури виготовленої з алюмінієвих сплавів, методами поверхнево пластичного деформування. Представлений деформуючий інструмент та режими обробки, стенд для перевірки на герметичність, а також алгоритм обробки і результати.

В данной статье представлены результаты исследований, повышения качества поверхности глухих отверстий в литых деталях пневмоаппаратуры изготовленной из алюминиевых сплавов, методами поверхностного пластического деформирования. Представлен деформирующий инструмент и режимы обработки, стенд для проверки на герметичность, а также алгоритм обработки и результаты.

This article presents the results of research, improve the quality of the surface of the blind holes in cast parts pneumatic equipment made from aluminum alloys, methods of surface plastic deformation. Submission of a deforming tool and processing modes, stand to check for leaks, as well as the processing algorithms and results.

Постановка проблемы и ее связь с научно-практическими задачами. С целью повышения технологичности деталей при изготовлении пневмоаппаратуры используют литье под давлением. Однако, повышенная газо-усадочная пористость отливок является причиной возникновения негерметичности деталей пневмоаппаратуры, работающей под давлением до 1 МПа [1].

В промышленности на различных предприятиях в технологических процессах обеспечение герметичности литых деталей выполняется методом пропитки в вакууме и применением различных герметиков. Но, вследствие влияния линейных и объемных температурных расширений на изделие в процессе эксплуатации, эти методы не обеспечивают получения герметичных разъемных соединений.

Технологический переход вакуумирования при литье под давлением не устраняет полностью газо-усадочную пористость [2]. Не представляется также возможным с помощью технологических приемов удалить воздух с пресс формы и газы, возникающие от сгорания смазки.

Следовательно, или в процессе формирования резьбы, или предварительно перед ним необходимо «закрыть» эти поры и изолировать

их друг от друга. Одним из приемов технологического процесса может являться применение деформирующего инструмента.

Анализ литературных источников показал возможность получения резьбы данным методом, но прочных материалов не склонных к охрупчиванию и растрескиванию в процессе деформирования [3].

В связи с этим для получения плотного безпористого поверхностного слоя возникает необходимость разработки технологии обеспечения герметичности резьбовых соединений при изготовлении деталей из материалов с газо-усадочной пористостью на основе разработки технологии включающую в себя деформирующий инструмент.

Научная новизна заключается в том, что:

- предложен новый технологический процесс в обеспечении герметичности резьбовых соединений при изготовлении деталей из материалов с газо-усадочной пористостью;

- на основе исследования процесса поверхностно пластического деформирования впервые разработана модель, позволяющая определить геометрические параметры деформирующего инструмента и режимы его работы;

- на основе экспериментального определения структуры поверхностного слоя в отливках из сплава АК12М2, полученных методом литья под давлением, установлены параметры деформирующего инструмента для обработки глухих отверстий.

- получены результаты исследования закономерностей процесса деформирования глухих отверстий.

Цель исследования. Разработка технологии изготовления герметичных резьбовых соединений при изготовлении деталей из материалов с газо-усадочной пористостью на основе применения поверхностно пластического деформирования.

Для достижения поставленной цели решены следующие задачи:

- проведен анализ методов получения герметичных разъемных соединений;

- создана расчетная модель поверхностно пластического деформирования сплава АК12М2 полученного литьем под давлением;

- аналитически определены параметры деформирующего инструмента и режимы обработки;

- на основе модели скорректированы параметры деформирующего инструмента и режимов обработки;

- на основе теоретических и экспериментальных результатов создан деформирующий инструмент, способствующий повышению качества поверхности резьбовых соединений в глухих отверстиях деталей из сплава АК12М2, полученных методом литья под давлением;

- экспериментально установлено влияние конструктивных особенностей деформирующего инструмента на обеспечение герметичности соединения;
- разработан алгоритм выбора технологии обработки;
- проведены испытания деформирующего инструмента и его внедрение в производство.

Вследствие для исследования закономерностей механики ППД литых алюминиевых сплавов предложена следующая методика: ППД осуществляется по наружной поверхности цилиндрической литой заготовки (рис. 1) [4, 5].

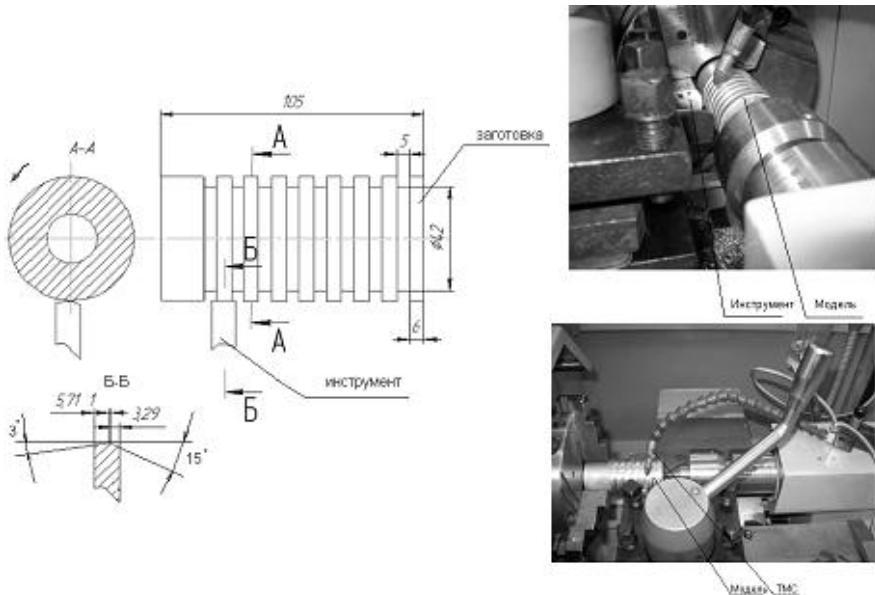


Рисунок 1 – Модель исследования закономерностей механики ППД, литых алюминиевых сплавов

Для заготовки заготовок с плотностью $\rho = 2.664 \text{ г/см}^3$, $\rho = 2.685 \text{ г/см}^3$, $\rho = 2.735 \text{ г/см}^3$ и инструментом с углом деформации 4° , 5° , 8° при скоростях деформации $\xi = 3.77 \text{ м/мин}$, $\xi = 4.75 \text{ м/мин}$ и поперечной подаче $S_p = 0.05 \text{ мм/об}$. Мы получили самую качественную поверхность ($R_a 0.65$) после 12-14 циклов деформации.

Это говорит о том, что скорость деформации при поверхностно-пластическом деформировании влияет не так значительно на качество поверхности модели из алюминиевого сплава, как количество циклов и угол деформации. На основании проведенных опытов и анализа их результатов

был спроектирован деформирующий инструмент (рис. 2) для глухих отверстий в отливках из алюминиевого сплава.

Созданный инструмент состоит из хвостовика и деформирующей части, которая в свою очередь имеет четыре деформирующих пера, угол наклона этих деформирующих частей составляет от 3 до 7 градусов у деформирующей части есть заборная (d_3), деформирующая (d_{cp}), калибрующая ($d_{cp,0.5}$) и для обратного выхода инструмента из детали обратный конус [6].

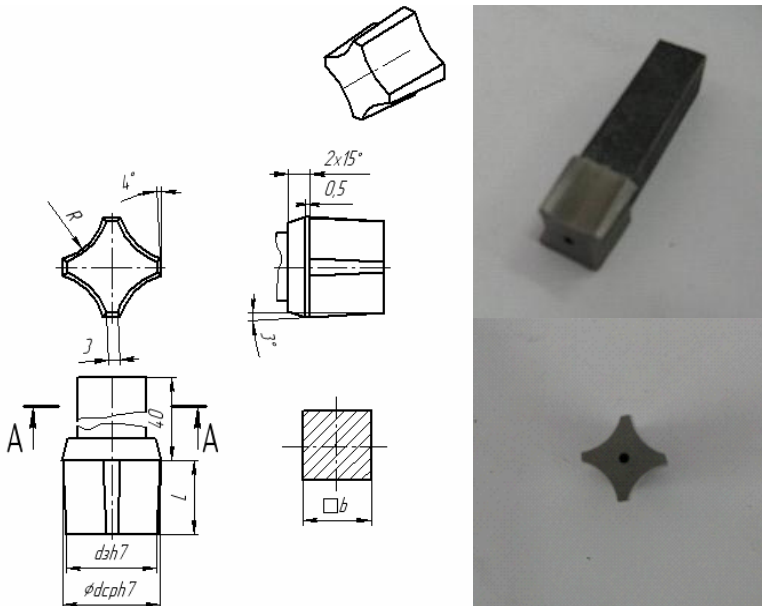


Рисунок 2 – Деформирующий инструмент для глухих отверстий

Определены параметры и режимы работы инструмента для обработки глухих отверстий, а именно:

L_u – длина рабочей части инструмента рассчитывается в зависимости от подачи из соотношения:

$$L_u = N_{об} \cdot xS \quad (1)$$

где

$$N_{об} = N_{цикл} / N_{пер} \quad (2)$$

$N_{пер}$ – число рабочих перьев инструмента; $N_{цикл}$ – число циклов, необходимых для получения качественной поверхности; $N_{об}$ – число оборотов инструмента, при котором будет обеспечено необходимое $N_{цикл}$ при заданных $N_{пер}$ (3-4)

Калибрующая $d_{ср}$ определяется из схемы для расчета диаметра под резьбу дн (рис. 3.) [7]

$$D_{ср} = d_H \quad (3)$$

где

$$d_H = 2r = \frac{S/4 \tan^{-1}(\alpha) - h}{\cos \alpha - 1} \quad (4)$$

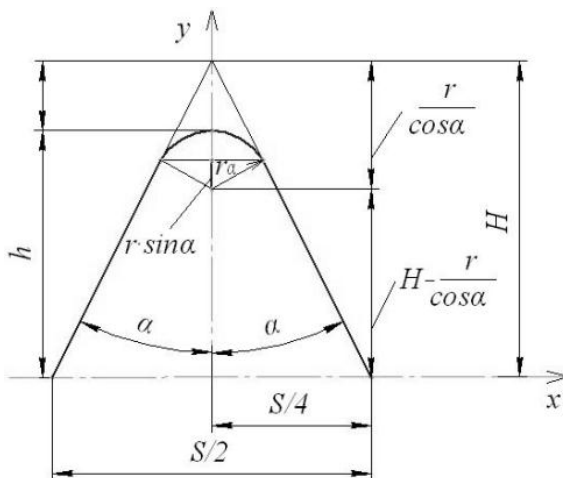


Рисунок 3 – Схема для расчета среднего диаметра отверстия под резьбу

На основании полученных данных была предложена новая методика получения резьбовых соединений в глухих отверстиях корпусных деталей с газо-усадочной пористостью в частности из сплава АК12М2, которая заключается в том, что после механической обработки, а именно операции сверление и зенкерование, применяется поверхностно пластическая обработка деформирующим инструментом. С целью разработки технологии изготовления герметичных резьбовых соединений при изготовлении деталей из материалов с газо-усадочной пористостью предложен алгоритм (рис. 4).

На основе нового метода был разработан прогрессивный технологический процесс обработки резьбовых отверстий корпуса пневматического крана ПКР 16 и получены следующие результаты (табл. 1).

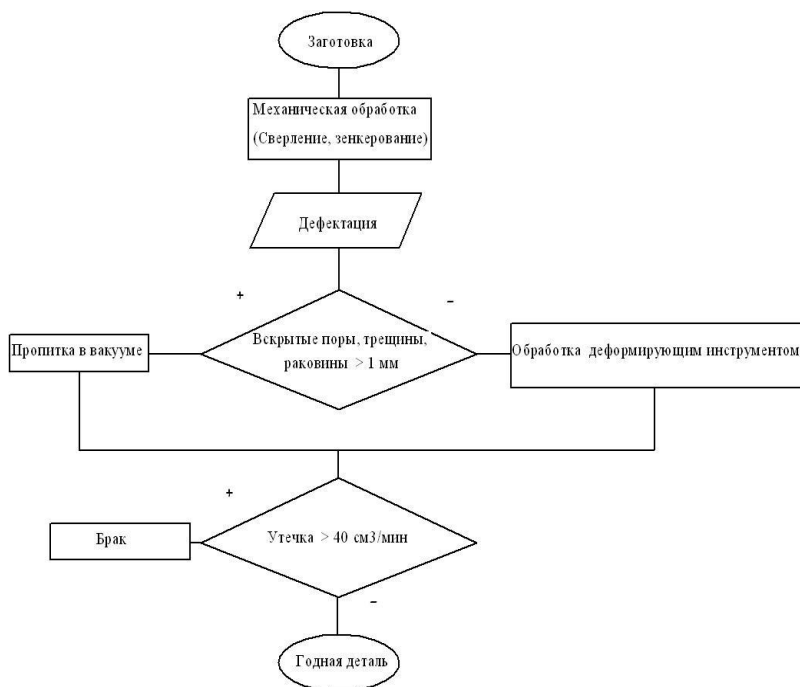
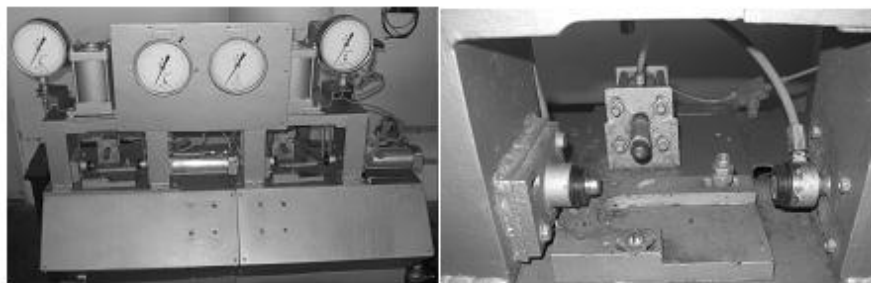


Рисунок 4 – Алгоритм выбора технологии обработки

Таблица 1

Базовый ТП	ТП на пропитку	Новый ТП	Изменения	Эффекты
Операции с 005 по 130 $\Sigma T_{шт} = 14.237 \text{ мин}$	Операции с 005 по 045 $\Sigma T_{шт} = 9.9 \text{ мин}$	Операции с 005 по 130 $\Sigma T_{шт} = 19.7 \text{ мин}$	Операции 055 и 075 Заменили соответственно на обработку деформирующим инструментом и деформирующими метчиками – сокращение производственных площадей, – уменьшение $\Sigma Ц_{Об}$, – увеличение производительности	Зарплата и отчисления уменьшение расходов на оснастку амортизация и ремонт, расходы на площади экономия материала



Рабочая зона

Рисунок 5 – Стенд для проверки на герметичность ПКР16

В результате обработки 50-ти отверстий корпуса пневматического крана с применением нового технологического процесса получены следующие показатели:

- отклонение от номинального размера под накатку резьбы не более 10.0мкм;
- производительность процесса деформирования– до 60 шт./ч;
- износ деформирующего инструмента после обработки 50 деталей – 10 мкм;
- стойкость деформирующего инструмента до полного износа – 5000 шт.;
- шероховатость поверхности образующей отверстия до получения резьбы – $Ra = 0.32-0.16$ мкм.

Испытания проводились на вертикально-сверлильном станке мод. 2Н125.

В качестве СОТС использовали растительное масло на основе рапсового масла по составу входящих кислот схожее с олеиновой кислотой рекомендуемой при ППД алюминиевых сплавов. СОТС подавали в зону обработки с помощью техники минимальной смазки.

Проверка на герметичность проводилась на стенде для изделия ПКР16 (рис. 5) на заводе ЧАО «Пневматика»,

Выводы:

1. Предложен новый технологический процесс в обеспечении герметичности резьбовых соединений при изготовлении деталей из материалов с газо-усадочной пористостью;
2. На основе исследования процесса поверхностно пластического деформирования впервые разработана расчетная модель, позволяющая определить геометрические параметры деформирующего инструмента и режимы его работы;

3. На основе экспериментального определения структуры поверхностного слоя в отливках из сплава АК12М2, полученных методом литья под давлением, получены результаты исследования закономерностей процесса деформирования глухих отверстий;

4. Выбран алгоритм при изготовлении деталей из материалов с газо-усадочной пористостью.

5. Результаты внедрены на ЧАО "Пневматика" (г. Симферополь).

Список использованных источников: 1. *Абдулкеримов И.Д., Падерин В.Н.* Повышение герметичности литых деталей пневмоаппаратуры изготовленных из алюминиевых сплавов с помощью бесстружечных метчиков» Международный научно-технический сборник ВАК «Резание и инструмент в технологических системах», НТУ «ХПИ» (г. Харьков), выпуск 74, 2008, с.3-6. 2. *Абдулкеримов И.Д., Падерин В.Н.* Расчет предполагаемого объема пористости и неметаллических включений при проектировании отливок, получаемых литьем под давлением, и их влияние на негерметичность. Ученые записки Крымского инженерно – педагогического университета. Выпуск 16. Технические науки. – Симферополь: НИЦ КИПУ, 2008. С.54-57. 3. *Меньшаков В.М., Урлапов Г.П., Середа В.С.* Бесстружечные метчики. М., «Машиностроение», 1976. – 167с. 4. *Розенберг О.А., Цеханов Ю.А., Шейкин С.Е.* Технологическая механика деформирующего протягивания. Воронежская гос. технолог. акад. – Воронеж, 2001. – 200с. 5. *Шейкин С.Е.* Научные основы технологического управления микрорельефом поверхности и упрочнение поверхностного слоя при деформирующем протягивании. Диссер. На получение научной степени д.т.н. Киев: – 2008. 6. *Абдулкеримов И.Д.* Способ получения качественной поверхности глухих отверстий в деталях полученных литьем. Материалы международной научно-технической конференции «Машинобудування України очима молодих: прогресивні ідеї – наука- виробництво» ЗНТУ (г. Запорожье), 2010. 7. *Абдулкеримов И.Д.* Технологическое обеспечение герметичности резьбовых соединений при изготовлении деталей из материалов с газо-усадочной пористостью. Международный научно-технический сборник ВАК «Резание и инструмент в технологических системах», НТУ «ХПИ» (г. Харьков), выпуск 79, 2011, с.3-8.

Bibliography (transliterated): 1. *Abdulkerimov I.D. Paderin V.N.* Povyshenie germetichnosti lityh detalej pnevmoapparatury izgotovlennyh iz aljuminievyh splavov s pomoshh'ju besstruzhechnyh metchikov» Mezhdunarodnyj nauchno-tehnicheskij sbornik VAK «Rezanie i instrument v tehnologicheskikh sistemah», NTU «HPI» (g. Har'kov), vypusk 74, 2008, s.3-6.2. *Abdulkerimov I.D. Paderin V.N.* Raschet predpolagaemogo ob#ema poristosti i nemetallicheskih vključenij pri proektirovanii otlivok, poluchaemyh li't'em pod davleniem, i ih vlijanie na negermetichnost'. Uchenye zapiski Krim'skogo inzhenerno – pedagogicheskogo universiteta. Vypusk 16. Tehnicheskie nauki. – Simferopol': NIC KIPU, 2008. S.54-57 3. *Men'shakov V.M., Urapov G.P., Sereda V.S.* Besstruzhechnye metchiki. M., «Mashinostroenie», 1976. -167s. 4. *Rozenberg O.A., Cehanov Ju.A., Shejkin S.E.* Tehnologicheskaja mehanika deformirujushhego protjagivanija. Voronezhskaja gos. technolog. akad. – Voronezh, 2001.- 200s. 5. *Shejkin S.E.* Nauchnye osnovy tehnologicheskogo upravlenija mikrorel'efom poverhnosti i uprochnenie poverhnostnogo sloja pri deformirujushhem protjagivanii. Disser. Na poluchenie nauchnoj stepeni d.t.n. Kiev:-2008. 6. *Abdulkerimov I.D.* Sposob poluchenija kachestvennoj poverhnosti gluhih otverstij v detaljah poluchennyh li't'em. Materialy mezhdunarodnoj nauchno-tehnicheskij konferencii «Mashinobuduvannja Ukraïni ochima molodih: progresivni ideï – nauka- virobnictvo» ZNTU (g. Zaporozh'e), 2010.7. *Abdulkerimov I.D.* Tehnologicheskoe obespechenie germetichnosti rez'bovoh soedinenij pri izgotovlenii detalej iz materialov s gazo-usadochnoj poristost'ju. Mezhdunarodnyj nauchno-tehnicheskij sbornik VAK «Rezanie i instrument v tehnologicheskikh sistemah», NTU «HPI» (g. Har'kov), vypusk 79, 2011, s.3-8.

Поступила в редколлегию 18.07.2014

УДК 621.923

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

ИССЛЕДОВАНИЕ И АНАЛИЗ ОСТАТОЧНЫХ НАПРЯЖЕНИЙ ПРИ АЛМАЗНО-ИСКРОВОМ ШЛИФОВАНИИ ТВЕРДЫХ СПЛАВОВ С ПРИМЕНЕНИЕМ ТЕХНОЛОГИИ МИНИМАЛЬНОЙ СМАЗКИ

Представлено результати дослідження залишкових напружень у твердих сплавах при алмазно-іскровому шліфуванні із застосуванням техніки мінімального змащування. Показано, що використання спеціального твердого змащувального матеріалу замість рідини поливом за рахунок адсорбційного ефекту забезпечує меншу енергоємність процесу шліфування та формування залишкових напружень стиснення.

Представлены результаты исследований остаточных напряжений в твердых сплавах при алмазно-искровом шлифовании с применением техники минимальной смазки. Показано, что использование специального твердого смазочного материала вместо жидкости поливом за счет адсорбционного эффекта обеспечивает меньшую энергоемность процесса шлифования и формирование остаточных напряжений сжатия.

The results of investigation of residual stress in hard alloys after diamond-spark grinding with application of the technology of minimum quantity lubrication are presented. It is shown that use of specific solid lubricant instead of the fluid spray due to adsorption effect provides less power consumption of grinding process and the formation of residual compressive stresses.

Шлифование является одним из самых напряженных процессов механической обработки резанием. Кроме массового процесса микрорезания абразивными зёрнами на условия контактного взаимодействия рабочей поверхности шлифовального круга и обрабатываемого материала большое влияние оказывает связка. Поэтому шлифование сопровождается большой силовой и тепловой напряженностью. Это вызывает образование в тонком приповерхностном слое остаточных напряжений, которые являются результатом действия трех основных факторов – фазового, силового и теплового. Фазовый фактор вызван изменениями удельного объема соответствующих фаз в связи с фазовыми превращениями. Силовой и тепловой факторы и их взаимовлияние зависят от уровня температур в зоне резания и сил шлифования. Отмеченные обстоятельства приводятся в многих работах. Следует заметить, что фазовые превращения, в основном, могут иметь место при обработке железоуглеродистых сплавов, при этом однозначного мнения об их влиянии на остаточные напряжения не существует.

При шлифовании твердых сплавов нет основания считать, что в их структуре происходят заметные фазовые превращения, оказывающие влияние

на остаточное напряженное состояние. Что касается силового и теплового факторов, то можно считать, что они оказывают преобладающее влияние на остаточные напряжения в твердых сплавах после шлифования. Считается установленным, что влияние силового фактора вызывает формирование сжимающих остаточных напряжений, а теплового – растягивающих. Вместе с тем, информация об определяющем влиянии знака и величины остаточных напряжений на работоспособность шлифованных инструментов неоднозначна [1, 2, 3]. Несмотря на это, все же можно отметить, что большинство авторов полагают, что остаточные напряжения сжатия способствуют повышению износостойкости шлифованных инструментов [4, 5].

Поскольку исследование проводилось с применением технологии минимальной смазки при шлифовании, то несомненно представляет интерес анализ остаточных напряжений в сравнении с результатами, полученными при шлифовании СОТС поливом. При этом известно, главным эффектом использования СОТС поливом при шлифовании считается эффект охлаждения.

Как известно, наиболее эффективно шлифование твердых сплавов осуществляется с введением дополнительной энергии в зону резания в виде электрических импульсов – алмазно-искровое шлифование (АИШ). В связи с этим могут иметь место особенности влияния силового и теплового факторов на остаточное напряженное состояние поверхностного слоя обрабатываемого материала. Активное самозатачивание алмазных кругов и длительное сохранение развитого режущего рельефа, по-видимому, будут способствовать меньшей теплонпряженности процесса и более заметному влиянию силового фактора на остаточные напряжения.

На основании анализа результатов экспериментов с различными диэлектрическими средами установлено, что алмазно-искровое шлифование твердых сплавов с использованием смеси равных частей стеарина и себациновой кислоты можно считать наиболее целесообразным, т.к. при этом обеспечиваются при большей производительности сравнительно меньшие значения удельной себестоимости и относительного расхода алмазов. Поэтому особенности взаимодействия алмазных кругов с обрабатываемым твердым сплавом при АИШ изучались с минимально подаваемой в зону резания сухой смазкой выявленного состава.

Предлагаемый к применению твердой смазочный материал (ТСМ) является экологически безопасным средством. В его состав не входят традиционные для большинства СОТС серу-, хлор- и фосфорсодержащие противозадирно-противоизносные присадки, которые в результате термомеханической деструкции разлагаются в зоне резания с выделением в окружающую среду токсичных производных веществ, содержащихся в указанных присадках.

Кроме того известно, что себациновая кислота является полуфункциональным кислородосодержащим соединением (ПФКС). К тому же известно, что ПФКС активируют процессы поверхностного деформирования и диспергирования материалов, то есть повышают их механическую обрабатываемость.

Массовое микрорезание – царапание при алмазном шлифовании сопровождается совокупностью условий для проявления эффекта Ребиндера. Высокие локальные напряжения и скорости воздействия, циклический характер нагрузки, весьма малый сьем материала за один контакт (проход) алмазного зерна, в результате чего атомы активной среды должны преодолеть лишь небольшой путь к зоне разрушения, к истокам образующейся опережающей микротрещины, обеспечивая надежное смачивание обнажаемой ювенильной поверхности – все это способствует физической и химической адсорбции, а также смазывающему действию среды твердого смазочного материала.

Следует отметить, что согласно известному критерию Гриффитса, при хрупком разрушении прочность пропорциональна корню квадратному из величины поверхностной энергии. В соответствии с этим, понижению прочности в несколько раз должно отвечать понижение свободной поверхностной энергии, примерно на порядок [6]. Поэтому, если ТСМ в связи с иницированием адсорбционных эффектов вызывает понижение свободной поверхностной энергии, то, естественно, должна уменьшаться хрупкая прочность твердых сплавов и работа диспергирования. Именно поэтому при АИШ с ТСМ по сравнению с СОТС поливом имеют место более низкие значения удельной работы резания, особенно при повышенных нормальных давлениях и скоростях шлифования.

В качестве образцов для сравнения разных процессов шлифования были выбраны твердосплавные пластинки ВК8 формы 0227. Выбор этого материала связан с тем, что в его составе нет существенно отличающихся по свойствам и по процентному составу фаз с высокими значениями микротвердости, как, например, в сплаве Т15К6 с фазами TiC и WC, в котором межфазные напряжения могут вносить существенный вклад в общее напряженное состояние, что ранее отмечалось во многих работах. Главной же целью наших исследований являлась оценка потенциального преимущества процесса АИШ с применением технологии минимальной смазки по сравнению с использованием СОТС струйным поливом при формировании остаточных макронапряжений; представляет большой интерес – изменится ли уровень и знак остаточных напряжений при АИШ твердого сплава при отсутствии охлаждающего эффекта СОТС. Шлифование пластин разными способами производилось в одинаковых условиях: $P_n = 1,2$ МПа, $V = 25$ м/с, $Z = 100/80$, $\kappa = 4$.

Для исследований использовались образцы в исходном состоянии и после шлифования в соответствующих условиях – СОТС поливом и технология минимальной смазки с твердым смазочным материалом. Модельные образцы подвергались рентгеновскому исследованию с помощью дифрактометра ДРОН 2.0 в фильтрованном излучении железного анода. Дифрактограмма регистрировалась поточечно через $0,1^\circ$ с экспозицией в каждой точке $10''$.

Анализ напряженного состояния проводился с помощью $\sin^2 \psi$ -метода. Для съемок бала выбрана линия $[112]WC$ на угле $2\theta \approx 145^\circ$. Для каждого образца были проведены перпендикулярная съемка и наклонные съемки при $\psi = \pm 30^\circ$ и $\psi = \pm 50^\circ$. Величину остаточных напряжений определяли по формуле

$$\sigma = \frac{E}{1+\mu} \cdot \frac{d_\psi - d_\perp}{d_\perp} \cdot \frac{1}{\sin^2 \psi},$$

где E – модуль нормальной упругости; μ – коэффициент Пуассона; d_ψ , d_\perp – межплоскостные расстояния, измеренные под углом и по нормали к поверхности образца; ψ – угол между нормалью к поверхности образца и соответствующей нормалью к отражающим плоскостям.

Для расчетов напряжений приняты макроскопические значения модулей упругости и коэффициента Пуассона: $E = 720$ ГПа, $\mu = 0,18$ [4]. Тогда значения упругих постоянных $\frac{E}{1+\mu}$, принятые при расчетах соответствующей фазы WC составляет 610 ГПа.

Теоретическая погрешность в определении напряжений для карбидов вольфрама составляла от $\pm 0,04$ до $\pm 0,06$ ГПа; действительная погрешность, благодаря применению $\sin^2 \psi$ -метода оказывается меньше.

Результаты исследований межплоскостных расстояний $d(112)$ с различными углами ψ для разных образцов твердого сплава ВК8 – в исходном состоянии, после АИШ с СОТС поливом и после АИШ по технологии минимальной смазки представлены в табл. 1.

На рис. 1 приведены $\sin^2 \psi$ -графики исследованных образцов. Представленные графики позволяют оценить уровень деформации, а также знак и величину остаточных макронапряжений.

Анализ графиков показывает, что для исходного образца $\sin^2 \psi$ -график представляет собой прямую линию, параллельную оси $\sin^2 \psi$, что свидетельствует об отсутствии деформаций и макронапряжений в исследованном образце после спекания.

Таблица 1 – Значения межплоскостных расстояний $d(112)$ для различных образцов и углов ψ

Образцы сплава ВК8	ψ , град.	$d \pm 1 \cdot 10^{-4}$, А°
Исходное состояние	0	1,01516
	+50	1,01493
	+30	1,01507
	-30	1,01516
	-50	1,01493
После АИШ с СОТС поливом	0	1,01608
	-50	1,01480
	-30	1,01560
	+30	1,01545
	+50	1,01446
После АИШ по технологии минимальной смазки	0	1,01614
	+50	1,01467
	+30	1,01540
	-30	1,01556
	-30	1,01474

Характер изменения $\sin^2 \psi$ -графиков у образцов, обработанных алмазно-искровым шлифованием с применением СОТС поливом и по технологии минимальной смазки с применением твердого смазочного материала практически одинаков.

Выявленные деформации составляют $\varepsilon = 2,6 \cdot 10^{-3}$, а остаточные макронапряжения носят сжимающий характер и составляют $\sigma = -1,6$ ГПа, что свидетельствует о превалировании силового фактора при формировании

остаточных напряжений. Полученные результаты, по нашему мнению, можно оценить как имеющие существенное практическое значение. Суть его состоит в том, что при АИШ с применением твердого смазочного материала, несмотря на отсутствие СОТС поливом как охлаждающего фактора, тепловой фактор не превалирует при шлифовании и формировании остаточного напряженного состояния.

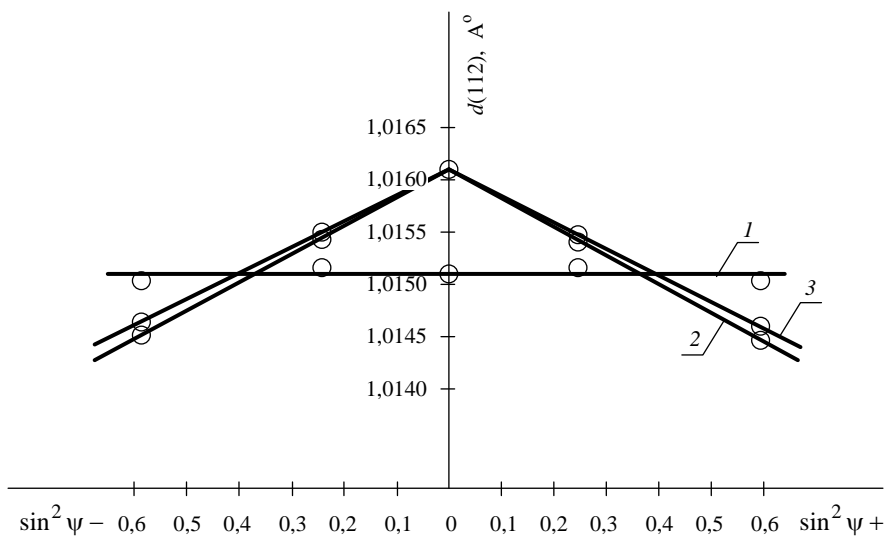


Рисунок 1 – $\sin^2 \psi$ -графики исследованных образцов:
 1 – исходное состояние;
 2 – после АИШ с СОТС поливом;
 3 – после АИШ по технологии минимальной смазки

Это еще раз подтверждает тот факт, что при АИШ твердых сплавов в различных условиях, если обеспечивается развитость рельефа алмазного круга, главным фактором, определяющим характер взаимодействия режущей и обрабатываемой поверхностей является воздействие алмазных зерен и, следовательно, тепловой фактор не может стать доминирующим.

Список использованных источников: 1. Качество поверхности, обработанной алмазами / Шульман П. А., Созин Ю. И., Колесниченко Н. Ф., Вишневский А. С. – К.: Техніка, 1972. – 148 с. 2. Куклин Л. И. Повышение прочности и износостойкости твердосплавного инструмента / Л. И. Куклин. – М.: Машиностроение, 1968. – Разд. 5. – 140 с. 3. Лошак М. Г. Упрочнение твердых сплавов / М. Г. Лошак, А. С. Александрова. – К.: Наук. думка, 1977. – 107 с. 4. Фукс М. Я. Состояние поверхностного слоя материалов после алмазной и эльборовской обработки / М. Я. Фукс, Н. К. Беззубенко, Б. М. Свердлова. – К.: Вища школа, 1979. – 160 с.

5. Остаточные напряжения в твердых сплавах после алмазного шлифования [Семко М. Ф., Сverdlova Б. М., Gladkih Л. И. и др.] // Резание и инструмент. – 1971. – Вып. 3. – С. 51–59.
6. Щукин Е. Д. Физико-химические основы новых методов интенсификации обработки твердых тел / Е. Д. Щукин // Ежегодник «Физическая химия. Современные проблемы». – М. : Химия, 1983. – С. 30–40.

Bibliography (transliterated): 1. Kachestvo poverhnosti, obrabotannoj almazami / Shul'man P. A., Sozin Ju. I., Kolesnichenko N. F., Vishnevskij A. S. – K. : Tehnika, 1972. – 148 s. 2. Kuklin L. I. Povyshenie prochnosti i iznosostojkosti tverdosplavnogo instrumenta / L. I. Kuklin. – M. : Mashinostroenie, 1968. – Razd. 5. – 140 s. 3. Loshak M. G. Uprochnenie tverdyh splavov / M. G. Loshak, A. S. Aleksandrova. – K. : Nauk. dumka, 1977. – 107 s. 4. Fuks M. Ja. Sostojanie poverhnostnogo sloja materialov poslealmaznoj i jel'borovoj obrabotki / M. Ja. Fuks, N. K. Bezzubenko, B. M. Sverdlova. – K. : Vishha shkola, 1979. – 160 s. 5. Ostatochnye naprjazhenija v tverdyh splavah poslealmaznogo shlifovanija [Semko M. F., Sverdlova B. M., Gladkih L. I. i dr.] // Rezanie i instrument. – 1971. – Vyp. 3. – S. 51–59. 6. Shhukin E. D. Fiziko-himicheskie osnovy novyh metodov intensifikacii obrabotki tverdyh tel / E. D. Shhukin // Ezhegodnik «Fizicheskaja himija. Sovremennye problemy». – M. : Himija, 1983. – S. 30–40.

Поступила в редколлегию 23.04.2014

УДК 621.923

Т.М. Брижан, Мариуполь; Н.В. Крюкова, Харьков, Украина

ТЕОРЕТИЧЕСКИЙ АНАЛИЗ УСЛОВИЙ УМЕНЬШЕНИЯ СИЛЫ РЕЗАНИЯ ПРИ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКЕ

У статті теоретично обґрунтовані причини високої силової напруженості процесу різання, які обумовлені низькими значеннями відношення граничної товщини елементарного шару оброблюваного матеріалу в зоні стружкоутворення, при досягненні якої відбувається зсув матеріалу уздовж умовної площини зсуву, до радіусу округлення ріжучого леза інструменту. Доведено ефективність зменшення даного відношення з точки зору зниження сили різання і вперше встановлено зв'язок між цим відношенням і коефіцієнтом усадки стружки.

В статье теоретически обоснованы причины высокой силовой напряженности процесса резания, которые обусловлены низкими значениями отношения предельной толщины элементарного слоя обрабатываемого материала в зоне стружкообразования, при достижении которой происходит сдвиг материала вдоль условной плоскости сдвига, к радиусу округления режущего лезвия инструмента. Доказана эффективность уменьшения данного отношения с точки зрения снижения силы резания и впервые установлена связь между этим отношением и коэффициентом усадки стружки.

The paper theoretically grounded reasons for the high power intensity of the cutting process, which are caused by low values of the ratio of marginal unit layer thickness of the material being processed in the area of chip, above which there is a shift of material along the conventional shear plane, the radius of the rounding of the cutting blade of the tool. Proven to be effective to decrease this relationship in terms of reducing cutting forces and first established a link between this ratio and shrinkage of chips.

Введение. Современное машиностроение требует применения эффективных технологий изготовления деталей машин, обеспечивающих их высокие эксплуатационные свойства. В успешном решении этих задач важная роль принадлежит методам обработки металлов резанием с применением лезвийных и абразивных инструментов, которые являются основными методами формообразования поверхностей деталей, однако в силу недостаточной изученности с точки зрения технологических возможностей характеризуются высокой трудоемкостью и энергоемкостью. Это требует проведения дальнейших исследований по изысканию новых технологических возможностей повышения эффективности процессов резания и в первую очередь за счет снижения силы резания, определяющей параметры качества и точности обработанных поверхностей деталей машин.

Анализ последних достижений и литературы. Задачи снижения силы резания относятся к основным задачам теории резания материалов [1-4]. Об этом свидетельствуют результаты глубоких теоретических и экспериментальных исследований закономерностей стружкообразования при

резании, полученные аналитические и эмпирические зависимости для определения силы резания и вытекающие из них условия их уменьшения. Вместе с тем, до настоящего времени не раскрыт в полной мере механизм стружкообразования при резании, вызывающий чрезвычайно большие пластические деформации, при которых, например, коэффициент усадки стружки может принимать значение 8 и более. Естественно, это приводит к возникновению значительных сил резания и снижению качества и точности обработки. Поэтому установление истинных причин существенного увеличения силы резания в этих условиях и путей их уменьшения является актуальной задачей для машиностроения, требующей проведения дальнейших исследований закономерностей формирования силовой напряженности процесса резания, а также выявления и обоснования условий их уменьшения.

Цель работы, постановка проблемы. Целью работы является обоснование технологических закономерностей и возможностей уменьшения силы резания при механической обработке для обеспечения точности и качества обрабатываемых поверхностей деталей машин.

Материалы исследования. Для решения поставленной задачи воспользуемся результатами теоретических исследований, приведенных в работах [5, 6], в частности аналитической зависимостью для определения условного напряжения резания при абразивной обработке:

$$\sigma = \frac{\sigma_{с.ж}}{\operatorname{tg} \beta} = \frac{\sigma_{с.ж}}{\left(\sqrt{\frac{a}{2R}} - \operatorname{tg} \frac{\psi}{2} \right)}, \quad (1)$$

где $\sigma_{с.ж}$ – предел прочности на сжатие обрабатываемого материала, Н/м²; β – условный угол сдвига обрабатываемого материала; a – толщина среза, м; R – радиус округления режущей кромки абразивного зерна, м; ψ – условный угол трения на передней поверхности инструмента ($\operatorname{tg} \psi = f$ – коэффициент трения).

Из приведенной зависимости вытекает вполне однозначная связь условного напряжения резания σ с условным углом сдвига обрабатываемого материала β . Чем больше угол β , тем меньше σ и соответственно меньше силовая и тепловая напряженность процесса резания и выше параметры точности и качества обрабатываемой поверхности. Уменьшить угол β можно увеличением отношения a/R , а также уменьшением условного угла трения на передней поверхности инструмента ψ , т.е. уменьшением коэффициента трения f .

Зависимость (1) аналитически увязывает условного напряжения резания σ с известным и широко используемым при исследовании процесса резания отношением a/R . Поэтому она применена не только для анализа процессов абразивной обработки, но и процессов лезвийной обработки, рассматривая вместо толщины среза a предельную толщину элементарного деформируемого слоя материала в зоне резания (рис. 1), при достижении которой происходит сдвиг материала в условной плоскости сдвига OA и образуется стружка. В качестве параметра R , входящего в зависимость (1), будем рассматривать радиус округления режущего лезвия инструмента (резца). При таком подходе к расчету параметров процесса резания параметр σ будет определять удельную силу резания [1], соответствующую энергоёмкости обработки.

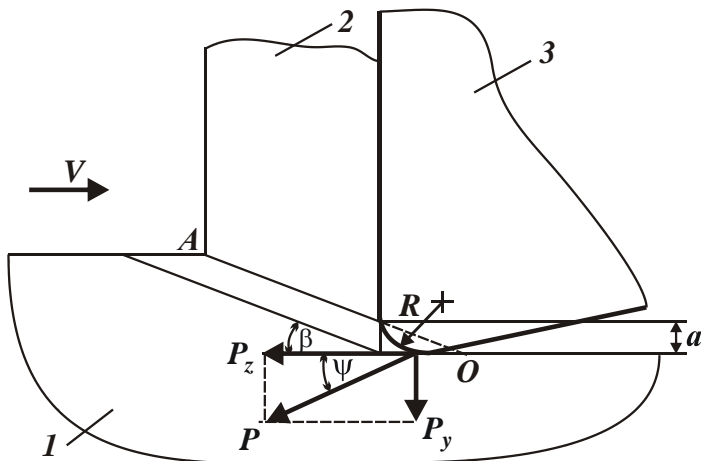


Рисунок 1 – Расчетная схема параметров процесса резания:

- 1 – обрабатываемый материал; 2 – образующаяся стружка;
- 3 – режущий инструмент

В зависимости (1) тригонометрическую функцию $tg\beta$ можно выразить через коэффициент усадки стружки K_L , используя известную формулу профессора Тиме А.Н. [1]:

$$tg\beta = \frac{\cos \gamma}{K_L - \sin \gamma}, \quad (2)$$

где γ – передний угол инструмента.

При условии $\gamma = 0$ формула (2) упрощается и принимает вид:

$$\operatorname{tg} \beta = \frac{1}{K_L}. \quad (3)$$

Подставляя (3) в зависимость (1), получено:

$$K_L = \frac{\sigma}{\sigma_{сж}} = \frac{1}{\left(\sqrt{\frac{a}{2R}} - \operatorname{tg} \frac{\psi}{2} \right)}. \quad (4)$$

Как видно, коэффициент усадки стружки K_L изменяется по закону изменения параметра σ . С увеличением отношения a/R и уменьшением условного угла трения на передней поверхности инструмента ψ коэффициент усадки стружки K_L уменьшается, что приводит к снижению силовой напряженности процесса резания.

При условии:

$$\sqrt{\frac{a}{2R}} - \operatorname{tg} \frac{\psi}{2} = 0 \quad (5)$$

процесс резания (стружкообразования) отсутствует, имеет место лишь процесс упруго-пластического деформирования материала без образования стружки.

Предельное значение отношения a/R , при котором начинается процесс стружкообразования, определяется из преобразованной зависимости (5):

$$\frac{a}{R} = 2 \cdot \operatorname{tg}^2 \frac{\psi}{2}. \quad (6)$$

Как видно, отношения a/R тем больше, чем больше условный угол трения на передней поверхности инструмента ψ . В табл. 1 приведены рассчитанные по зависимости (6) значения отношения a/R для различных значений ψ .

Таблица 1 – Расчетные значения отношения a/R

ψ , град.	0	10	20	30	40
a/R	0	0,0076	0,062	0,14	0,26

Согласно экспериментальным данным профессора Богомолова Н.И., предельные значения, при которых процесс упруго-пластического деформирования материала переходит в процесс резания (стружкообразования) при микрорезании единичным абразивным зерном изменяется в пределах 0,04...0,08, а по данным профессора Крагельского И.В. – в пределах 0,14...0,17.

Исходя из табл. 1, указанные диапазоны изменения отношения a/R реализуются при $\psi = 20 \dots 30^\circ$ (т.е. при $f = 0,36 \dots 0,55$).

В табл. 2 приведены рассчитанные по зависимости (4) значения коэффициента усадки стружки K_L для различных значений a/R и ψ .

Таблица 2 – Расчетные значения коэффициента усадки стружки K_L

a/R	0,2	0,3	0,4	0,5	0,6	0,8	0,9	1,0
K_L для $\psi = 0^\circ$	3,16	2,58	2,27	2,00	1,82	1,58	1,50	1,41
K_L для $\psi = 10^\circ$	4,38	3,3	2,78	2,43	2,17	1,83	1,71	1,61
K_L для $\psi = 20^\circ$	7,14	4,76	3,7	3,1	2,7	2,2	2	1,9
K_L для $\psi = 30^\circ$	20,75	8,4	5,9	4,3	3,6	2,75	2,5	2,27

Как видно, при угле $\psi = 0^\circ$ в диапазоне $a/R > 0,3$ коэффициент усадки стружки K_L принимает относительно небольшие значения, тогда как при угле $\psi = 30^\circ$ значения K_L существенно увеличиваются и становятся соизмеримыми с экспериментальными данными, приведенными в научно-технической литературе [1, 2]. Следовательно, используя зависимость (4), можно в первом приближении аналитически определить коэффициент усадки стружки K_L и, сравнивая его с экспериментальными данными, научно обоснованно подойти к раскрытию закономерностей и установлению технологических возможностей процесса резания с точки зрения снижения силовой напряженности.

В работе [5] установлена аналитическая связь между энергоемкостью обработки σ и коэффициентом резания $K_{рез} = P_z / P_y$:

$$\sigma = \frac{\sigma_{с.ж.}}{K_{рез}} \cdot \left(1 + \sqrt{1 + K_{рез}^2} \right), \quad (7)$$

где P_z , P_y – тангенциальная и радиальная составляющие силы резания, Н.

В данном случае рассматриваются составляющие силы резания, которые непосредственно участвуют в формировании касательного напряжения (напряжения сдвига) в условной плоскости сдвига ОА (рис. 1).

С учетом зависимости (4) зависимость (7) выразится:

$$K_L = \frac{1}{K_{рез}} \cdot \left(1 + \sqrt{1 + K_{рез}^2}\right). \quad (8)$$

В табл. 3 приведены рассчитанные по зависимости (8) значения коэффициента усадки стружки K_L для различных значений коэффициента резания $K_{рез}$.

Таблица 3 – Расчетные значения коэффициента усадки стружки K_L

$K_{рез}$	0	0,1	0,2	0,3	0,5	0,7	1	2	3
K_L	∞	20	10	6,8	4,2	3,2	2,41	1,62	1,38

Как видно, с увеличением $K_{рез}$ коэффициент усадки стружки K_L непрерывно уменьшается, принимая в пределе (при $K_{рез} \rightarrow \infty$) значение, равное единице. Учитывая то, что экспериментально установленные значения K_L при точении изменяются, как правило, в пределах 1...8, исходя из табл. 3, коэффициент резания $K_{рез}$ принимает значения, меньшие единицы. С физической точки зрения это означает, что между составляющими силы резания, непосредственно участвующими в образовании сдвига элементарного объема обрабатываемого материала вдоль условной плоскости сдвига ОА (рис. 1), существует следующая связь: $P_z < P_y$.

Коэффициент резания $K_{рез}$ связан с условным углом сдвига обрабатываемого материала β зависимостью [5]:

$$\operatorname{tg} \beta = \frac{K_{рез}}{\left(1 + \sqrt{1 + K_{рез}^2}\right)}. \quad (9)$$

Из зависимости (1) следует:

$$\operatorname{tg}\beta = \sqrt{\frac{a}{2R}} - \operatorname{tg}\frac{\psi}{2}. \quad (10)$$

Сравнивая зависимости (9) и (10), получено

$$\frac{a}{R} = 2 \cdot \left[\operatorname{tg}\frac{\psi}{2} + \frac{K_{\text{рез}}}{\left(1 + \sqrt{1 + K_{\text{рез}}^2}\right)} \right]. \quad (11)$$

В табл. 4 приведены рассчитанные по зависимости (11) значения отношения a/R для различных значений коэффициента резания $K_{\text{рез}}$

Таблица 4 – Расчетные значения отношения a/R

$K_{\text{рез}}$	0	0,1	0,2	0,3	0,5	0,7	1	2
a/R для $\psi = 0^\circ$	0	0,005	0,02	0,045	0,11	0,2	0,34	0,77
a/R для $\psi = 30^\circ$	0,14	0,2	0,27	0,34	0,5	0,68	0,93	1,57

Как видно, отношение a/R уменьшается с уменьшением коэффициента резания $K_{\text{рез}}$. При условии $K_{\text{рез}} < 1$ отношение a/R принимает значения меньше единицы. Следовательно, увеличение коэффициента усадки стружки K_L с уменьшением коэффициента резания $K_{\text{рез}}$ (табл. 3) обусловлено уменьшением отношения a/R . Из этого вытекает, что одной из причин существенного увеличения значений K_L при точении (до 8 и более) может быть уменьшение отношения a/R до предельных значений, при которых условный угол сдвига обрабатываемого материала $\beta \rightarrow 0$ и сдвиг элементарного объема материала в условной плоскости сдвига ОА (рис. 1) затруднен. В результате условная плоскости сдвига существенно увеличивается и процесс стружкообразования протекает с большими значениями коэффициента усадки стружки K_L . В этих условиях коэффициент резания $K_{\text{рез}} < 1$.

Таким образом установлено, что одним из основных условий уменьшения коэффициента усадки стружки K_L , а соответственно энергоемкости обработки σ , силы резания и других параметров силовой напряженности процесса резания, может быть увеличение отношения a/R за счет уменьшения радиуса округления режущего лезвия инструмента R .

Подтверждением тому следует рассматривать многочисленные результаты экспериментальных исследований, опубликованные в научно-технической литературе [1-4], согласно которым, например, по мере затупления режущего инструмента и увеличения радиуса округления его режущего лезвия коэффициент усадки стружки K_L и другие параметры силовой напряженности процесса резания существенно увеличиваются.

Выводы. В работе теоретически обоснованы причины высокой силовой напряженности процесса резания, которые обусловлены низкими значениями отношения предельной толщины элементарного слоя обрабатываемого материала в зоне стружкообразования, при достижении которой происходит сдвиг материала вдоль условной плоскости сдвига, к радиусу округления режущего лезвия инструмента. Доказана эффективность уменьшения данного отношения с точки зрения снижения силы резания и впервые установлена связь между этим отношением и коэффициентом усадки стружки.

Список использованных источников: 1. Бобров В.Ф. Основы теории резания металлов / В.Ф. Бобров. – М.: Машиностроение, 1975. – 343 с. 2. Грановский Г.И. Резание металлов: учебник / Г.И. Грановский, В.Г. Грановский. – М.: Высшая школа, 1985. – 304 с. 3. Зорев Н.Н. Вопросы механики процесса резания металлов / Н.Н. Зорев. – М.: Mashgiz, 1956. – 368 с. 4. Лолодзе Т.Н. Прочность и износостойкость режущего инструмента / Т.Н. Лолодзе. – М.: Машиностроение, 1982. – 320 с. 5. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общ. ред. Ф.В. Новикова и А.В. Якимова. В десяти томах. – Т. 1. "Механика резания материалов" – Одесса: ОНПУ, 2002. – 580 с. 6. Андילהай А.А. Научные основы эффективной отделочной абразивной обработки деталей затопленными струями: автореф. дис. на соискание научн. степени докт. техн. наук: спец. 05.02.08 "Технология машиностроения" / А.А. Андילהай. – Одесса: ОНПУ, 2013. – 47 с.

Bibliography (transliterated): 1. Bobrov V.F. Osnovy teorii rezanija metallov / V.F. Bobrov. – М.: Mashinostroenie, 1975. – 343 s. 2. Granovskij G.I. Rezanie metallov: uchebnik / G.I. Granovskij, V.G. Granovskij. – М.: Vysshaja shkola, 1985. – 304 s. 3. Zorev N.N. Voprosy mehaniki processa rezanija metallov / N.N. Zorev. – М.: Mashgiz, 1956. – 368 s. 4. Loladze T.N. Prochnost' i iznosostojkost' rezhushhego instrumenta / T.N. Loladze. – М.: Mashinostroenie, 1982. – 320 s. 5. Fiziko-matematicheskaja teorija processov obrabotki materialov i tehnologii mashinostroenija / Pod obshh. red. F.V. Novikova i A.V. Jakimova. V desjati tomah. – Т. 1. "Mehanika rezanija materialov" – Odessa: ONPU, 2002. – 580 s. 6. Andilahaј A.A. Nauchnye osnovy jeffektivnoj otdelochnoj abrazivnoj obrabotki detalej zatoplennymi strujami: avtoref. dis. na soiskanie nauchn. stepeni dokt. tehn. nauk: spec. 05.02.08 "Tehnologija mashinostroenija" / A.A. Andilahaј. – Odessa: ONPU, 2013. – 47 s.

Поступила в редколлегию 18.06.2014

УДК 621.91

А.С. Верещака, д-р техн. наук, А.А. Верещака, канд. техн. наук,
Ю.И. Бубликов, канд. физ.-мат. наук, М.Г. Оганян, Москва, Россия

НАНОРАЗМЕРНЫЕ МНОГОСЛОЙНО-КОМПОЗИЦИОННЫЕ ПОКРЫТИЯ ДЛЯ ПОВЫШЕНИЯ ИЗНОСОСТОЙКОСТИ И РАБОТОСПОСОБНОСТИ ТВЕРДОСПЛАВНЫХ КОНЦЕВЫХ ФРЕЗ

Запропоновано спосіб підвищення працездатності твердосплавних кінцевих фрез шляхом нанесення функціональних покриттів, які компенсують (згладжують) циклічні термомеханічні напруження, що формуються під час робочого і холостого ходів інструменту при переривчастому різанні. Проаналізовано результати атестаційних випробувань різальних властивостей твердосплавних інструментів з розробленими багатошарово-композиційними покриттями в широкому діапазоні режимів різання при фрезеруванні.

Предложен способ повышения работоспособности твердосплавных концевых фрез путем нанесения функциональных покрытий, компенсирующих (сглаживающих) циклические термомеханические напряжения, формируемые во время рабочего и холостого ходов инструмента при прерывистом резании. Проанализированы результаты аттестационных испытаний режущих свойств твердосплавных инструментов с разработанными многослойно-композиционными покрытиями в широком диапазоне режимов резания при фрезеровании.

A method is proposed to improve the working capacity of cemented-carbide end-milling cutters by means of deposition of functional coatings, which compensate (smooth) cyclic thermo-mechanical stresses generated in the cutting and noncutting passes of the tool during discontinuous cutting process. The results of validation testing of cutting properties of cemented-carbide tools with developed multilayer-composite coatings in a wide range of cutting modes are analyzed.

1. Введение

Процессы фрезерования концевыми фрезами относятся к типичным процессам прерывистого резания, при которых режущие зубья инструмента совершают циклический контакт с обрабатываемым материалом и последующий холостой ход. Подобные процессы обладают существенным отличием от традиционных непрерывных процессов резания значениями и характером изменения функциональных параметров резания (силы резания, тепловое состояние, характер контактирования инструментального и обрабатываемого материала, интенсивность и механизм изнашивания и т.д.).

Механизм изнашивания зубьев инструмента в значительной степени определяется циклическим изменением термомеханических напряжений, способствующих формированию фронта усталостных микротрещин, резко интенсифицирующих изнашивание. Причём указанный механизм более характерен для твёрдосплавного инструмента в сравнении с быстрорежущим инструментом, материал которого более устойчив относительно усталостного разрушения с первоначальным формированием усталостных трещин [1,2].

Стойкость инструмента при прерывистом резании сильно зависит от продолжительности холостого и рабочего ходов его зуба, так как температура прогрева (рабочий ход) и охлаждения (холостой ход) являются причиной формирования напряжений (растягивающих и сжимающих). Причём, с увеличением времени рабочего цикла зуба резко возрастает его нагрев и, соответственно, формируются критические растягивающие напряжения, а с увеличением времени холостого хода увеличивается время остывания зуба, формируются напряжения противоположного знака – сжимающие [2]. В этой связи операции фрезерования твердосплавным инструментом (особенно, изготовленным из чрезвычайно малотеплопроводных твердых сплавов группы ТК - WC-TiC-Co) обычно выполняют без применения смазочно-охлаждающих жидкостей. Причина этого в том, что СОЖ резко увеличивают перепады температур для рабочего и холостого ходов, что вместо ожидаемого повышения стойкости инструмента может привести к заметному ее снижению вследствие интенсивного формирования трещин усталости и отказа инструмента в результате выкрашиваний режущих лезвий.

Таким образом, целью настоящей работы являлась разработка способа повышения работоспособности концевых фрез на основе нанесения функциональных покрытий, компенсирующих (сглаживающих) циклические термомеханические напряжения, формируемые во время рабочего и холостого ходов инструмента при прерывистом резании.

2. Предпосылки

Эффективным способом повышения работоспособности концевых фрез из твёрдого сплава, является применение наноразмерных многослойно-композиционных покрытий, способных оказывать существенное влияние на контактные процессы и термомеханические напряжения, действующие на инструмент при чередовании рабочих и холостых ходов инструмента [1]. С учётом специфических условий процессов фрезерования, функциональные покрытия, осаждаемые на инструмент, работающий в условиях прерывного резания, должны отвечать следующим требованиям.

1. Обеспечить максимальное снижение эквивалентных напряжений в режущем клине инструмента для повышения его формоустойчивости путем создания благоприятных условий контактного взаимодействия формируемой стружки и инструментального материала, особенно на передней поверхности, что предопределяет долговечность работы покрытий до разрушения с сохранением их положительного влияния на изнашивание инструмента.

2. При синтезе покрытия необходимо создавать условия формирования в нем высокого уровня остаточных сжимающих напряжений, что снижает вероятность формирования в покрытии трещин усталости и будет способствовать повышению времени работы инструмента до полного отказа.

3. В процессе формирования покрытия необходимо обеспечивать условия, при которых его адгезионная прочность относительно

твёрдосплавного субстрата будет соответствовать максимальному уровню, что также позволит увеличить его долговечность и положительные эффекты.

Анализ сформулированных требований к покрытиям для фрез свидетельствует о неэффективности применения покрытий монослойного типа. Например, наименьшие значения эквивалентных напряжений в режущем клине инструмента обеспечивают покрытия на основе нитридов тугоплавких элементов IV-VI групп Периодической таблицы, при этом минимальная их величина имеет место для инструмента с многоэлементными нитридными покрытиями. С другой стороны, карбонитридные и многоэлементные нитридные покрытия уступают одноэлементным нитридным покрытиям по прочности сцепления с инструментальной основой. Таким образом, перечисленные выше требования можно реализовать только в виде многослойно-композиционного покрытия (МКП), которое должно иметь три слоя (рис. 1).

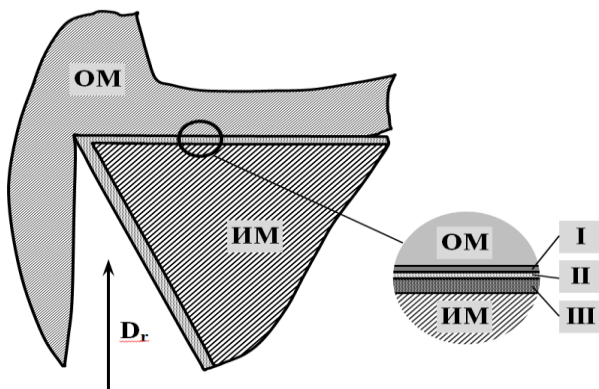


Рисунок 1 – Архитектура многослойно-композиционного покрытия (МКП) для концевых фрез:

I – износостойкий слой; II – промежуточный слой;
III – адгезионный подслои

В работе предлагается использование трехкомпонентного МКП, которое должно обеспечивать гамму функций, способствующих повышению стойкости концевых фрез:

I – износостойкий слой обеспечивает снижение уровня адгезионного взаимодействия обрабатываемого и инструментального материалов для максимального снижения эквивалентных напряжений в режущем клине инструмента и повышения его формоустойчивости; в процессе формирования

слоя I необходимо обеспечивать высокий уровень остаточных сжимающих напряжения для снижения интенсивности трещинообразования в покрытии;

II – промежуточный слой обеспечивает высокую прочность адгезии между слоями I и III, а также выполняет дополнительные функции, связанные со снижением интенсивности тепловых потоков от контактных площадок инструмента в инструментальный материал, служит барьером интердиффузии между инструментальным и обрабатываемым материалами и т.д.

III – адгезионный подслой обеспечивает высокую прочность адгезионной связи между инструментальным материалом и покрытием в целом. Структурные параметры и механические свойства МКП во многом определяются параметрами архитектуры, к которым можно отнести толщины отдельных слоев МКП и толщину МКП в целом (рис. 2) [1, 2].

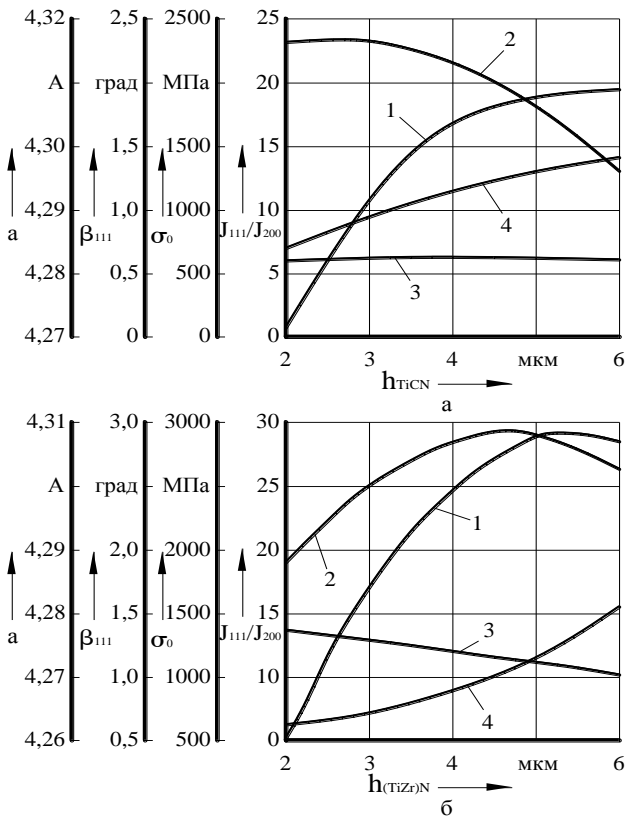


Рисунок 2 – Влияние толщины износостойкого слоя (на примере TiCN (а) и (Ti,Zr)N (б)) на период кристаллической решетки a (1), текстуру J_{111}/J_{200} (2), полуширину рентгеновской линии β_{111} (3) и остаточные напряжения σ_0 (4) многослойных покрытий толщиной 8 мкм [2]

Увеличение толщины износостойкого слоя повышает период его кристаллической решётки «а», что свидетельствует о росте степени ее искажения. Независимо от толщины покрытия характер изменения периода решетки сохраняется одинаковым. Параметр текстуры J_{111}/J_{200} в целом имеет тенденцию к росту с увеличением общей толщины покрытия, что говорит об увеличении доли кристаллитов с ориентацией в кристаллической плоскости 111. При этом необходимо отметить, что наибольшее отличие по абсолютной величине параметра J_{111}/J_{200} между МКП разной толщины наблюдается при малой толщине износостойкого слоя 1 (см. рис. 1). С увеличением толщины слоя 1 это различие уменьшается, при этом абсолютные значения параметра текстуры снижаются.

Преимущественная ориентация кристаллитов в одинаковом направлении способствует анизотропии свойств материала МКП, что с одной стороны может благоприятно влиять на эксплуатационные параметры, приводя, например, к росту микротвердости и износостойкости. Однако, при разрушении МКП в результате процессов трещинообразования, развитие трещин может происходить по границам кристаллитов, и в этом случае одинаковая ориентация может сыграть отрицательную роль.

Изменение толщины отдельных слоев покрытия практически не влияет на величину β_{111} . Данный параметр изменяется в пределах 10% при различном сочетании слоев МКП. Превалирующее влияние на него оказывает общая толщина МКП. Например, увеличение толщины МКП с 6 мкм до 10 мкм приводит к росту величины β_{111} на (30-35) % . Для МКП с верхним слоем (Ti,Zr)N характерны более высокие значения величины β_{111} , что позволяет говорить о более высоких механических свойствах данных покрытий. Учитывая, что величина β_{111} свидетельствует об упрочнении материала МКП, можно предположить, что большую микротвердость будут иметь МКП с толщиной верхнего слоя в пределах 3-5 мкм, для которых отмечаются большие значения полуширины рентгеновской линии.

Изменение толщины отдельных слоев МКП существенно отражается на величине остаточных напряжений (см. рис. 2), величина которых растёт с повышением общей толщины покрытия. Так, например, для покрытия Ti-TiN-TiCN, увеличение толщины слоя TiCN вызывает рост σ_0 , уровень которых выше для более толстых МКП. Согласно [1,2], увеличение уровня остаточных напряжений косвенно свидетельствует об увеличении микротвердости покрытия, рост которой положительно отражается на работоспособности инструмента. Повышение толщины слоев TiN или TiCN приводит к сближению структурных параметров МКП к значениям соответствующих параметров однослойных покрытий TiN и TiCN, что указывает на отсутствие, либо слабое влияние слоев на структурные параметры друг друга.

В работе [2] было показано, что максимальные остаточные напряжения имеют МКП общей толщиной 10 мкм. Для покрытий с толщинами 6 и 8 мкм

уровень напряжений на 26-31 % ниже в зависимости от толщины верхнего слоя, что связано с меньшим количеством дефектов в более тонких покрытиях, при этом изменение структурных параметров МКП с верхними слоями TiZrN и TiCN при варьировании толщин его слоев носит одинаковый характер.

Микротвердость МКП также зависит от толщины и состава износостойкого слоя. Независимо от общей толщины МКП увеличение толщины износостойкого слоя ведет к росту микротвердости. При этом влияние слоя (Ti,Zr)N на величину H_{μ} более значительно, чем TiCN. Так, при общей толщине МКП, равной 6 мкм, увеличение толщины износостойкого слоя с 2 до 4 мкм приводит к росту микротвердости покрытия TiN-TiCN на 14 %, а покрытия TiN-(Ti,Zr)N – на 23,5 %. Данный факт объясняется большей микротвердостью покрытия (Ti,Zr)N по сравнению с TiCN. Такая же тенденция изменения микротвердости наблюдается и для более толстых МКП. Увеличение общей толщины МКП в меньшей степени сказывается на его величине.

Анализ условий высокой термостабильности многокомпонентных нанодispersных нитридных систем переходных тугоплавких металлов при температурах до 800-1000 °С, показывает, что подобные покрытия могут быть получены при использовании процессов фильтруемого катодно-вакуумно-дугового осаждения (ФКВДО) [6-9], позволяющих синтезировать четырех - пяти компонентные нитриды на различных субстратах (керамика, твердые сплавы, специальные субстраты) [6-13]. Формирование таких материалов в качестве покрытий связано с процессами нитридообразования в соответствующих системах с появлением нитридных фаз элементов, имеющих наибольшее термодинамические средства к азоту. Замещение соответствующих атомов металлов в металлических подрешетках нитридов другими элементами (Al, Si) приводят к появлению в формируемом материале покрытия значительных микродеформаций (до 1-2 %), повышающих твердость покрытия до 45-50 ГПа. Одновременно с этим, высокий уровень микронапряжений, а так же изменение условий осаждения за счет меняющейся концентрации компонентов ионного потока, образующего при испарении с поверхности катода пятном дуги при энергиях 1-1,2 кЭв, способствуют значительному измельчению зерновой структуры покрытий до наноразмерного уровня. Это, в свою очередь, даёт возможность получить материал, обладающий наряду с высокой твёрдостью достаточно высокой вязкостью. Полученные многокомпонентные покрытия хорошо адаптированы для работы, как в условиях постоянных, так и знакопеременных нагрузок.

3. Методика исследований

Сравнительные экспериментальные исследования работоспособности концевых фрез с покрытием и без покрытия проводили при использовании

цельнотвердосплавных концевых фрез из сплава BK10-XOM, а также специально изготовленных однозубых имитирующих работу торцовых и периферийных зубьев концевых фрез. Использовали однозубые модели фрез, которые исключали влияние на изнашивание инструмента таких параметров фрезерования, как торцовое и осевое биение зубьев.

Модели концевых фрез оснащали сменными многогранными пластинами (СМП) из твердых сплавов BK10-XOM, ВРК-15 квадратной формы (SNUN ISO 513, ГОСТ 19049-80). Геометрические параметры режущей части моделей : $\gamma_{\phi} = -8^{\circ}$; $\alpha = 8^{\circ}$; $\varphi = 75^{\circ}$; $\varphi_1 = 15^{\circ}$; $\lambda = 0$. Критерием отказа фрез служил износ по задней поверхности равный $h_3=0,3-0,4$ мм.

Обрабатываемые материалы, используемые при проведении экспериментальных исследований, представлены в табл. 1.

Таблица 1 – Физико-механические свойства обрабатываемых материалов

Марка	Физико-механические свойства					
	σ_b , МПа	σ_T , МПа	δ , %	ψ , %	$a_n \cdot 10^5$, Дж·м ⁻²	НВ
Сталь 45	550-630	400	17-18	28-60	3-6	255-310
Сплав ВТ9	1050-1250	950-1150	8-12	30	-	-
Сплав ХН77ТЮР	1000	650	20	21	-	-

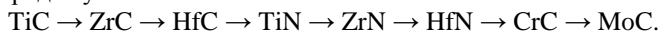
Исследование проводили на вертикально-фрезерном станке модели 6Т12, который полностью соответствовал техническим требованиям при проведении экспериментов. Для получения необходимой информации о составляющих сил резания использовали универсальный тензометрический динамометр УДМ-600, оснащённый интерфейсом и компьютерной программой для обработки полученных экспериментальных данных.

При разработке концепции покрытий для цельнотвердосплавных концевых фрез учитывали особенности контактных процессов, возникающих при фрезеровании широкой гаммы конструкционных материалов. К таким особенностям можно отнести:

- высокий уровень контактных (особенно нормальных) напряжений, возникающих на передней поверхности инструмента из твердого сплава вследствие интенсивного снижения длины (площади) контакта и существенно менее интенсивного уменьшения нормальных нагрузок, действующих на переднюю поверхность;
- концентрацию температурных напряжений на контактных площадках передней и задней поверхностей инструмента, возникающую из-за чрезвычайно низкой теплопроводности твердого сплава и высокого уровня коэффициента его термического расширения;

• практически полное отсутствие застойной зоны обрабатываемого материала и возникающего при ее наличии нароста, выполняющего функции защиты контактных площадок от изнашивания.

Результаты исследований, приведённые в работах [1-4], показали возможности влияния состава, структуры и свойств покрытий на функциональные параметры резания, характеристики контактных процессов и стружкообразование при резании стали твердосплавным режущим инструментом. Значения длин полного контакта C_γ , длины пластичного контакта $C_{\gamma 1}$, угла сдвига Φ , усадки стружки ξ , составляющих сил резания P_z и P_y зависят не только от состава покрытия, но и от его структуры. При этом значения параметров, влияющих на стружкообразование и контактные процессы, коррелирует с порядковым номером металла соединения (нитриды, карбиды) в каждой из групп (IV – VI) Периодической системы химических элементов с некоторой аномалией для нитридов VI группы. Установлено уменьшение величин C_γ , $C_{\gamma 1}$, μ_γ , μ_α , ξ для карбидов и нитридов металлов IV – VI групп в порядке убывания:



В работе [1] отмечена также тенденция снижения значений C_γ , $C_{\gamma 1}$, μ_γ , μ_α , ξ при переходе от карбидов к нитридам, от карбидов тугоплавких металлов IV группы, для которых характерно превалирующее содержание СВАСК sp^3 , к карбидам металлов V и особенно VI групп, т.е. при увеличении содержания в покрытии СВАСК d^5 . Эта же тенденция отмечена и для нитридов по мере перехода от нитридов металлов IV группы (TiN, ZrN, HfN) к нитридам металлов V группы, т.е. при уменьшении содержания СВАСК s^2p^6 и росте СВАСК d^5 .

Исходя из рассмотренной концепции покрытий, наиболее пригодных для нанесения на фрезерный инструмент, для исследований были отобраны следующие составы многослойно-композиционных покрытий: Ti-TiN-TiCrAlN; Zr-ZrN-ZrCrAlN.

Нанесение покрытий на цельнотвердосплавные фрезы и твердосплавные СМП для оснащения моделирующего инструмента производили на установке ВИТ-2 конструкции «ИКТИ РАН-СТАНКИН-ЭКОТЕК», реализующей процессы фильтрующего катодно-вакуумно-дугового осаждения (ФКВДО) (рис. 3). Установка оснащена специальными источниками ионов, позволяющими реализовать несколько принципиально важных процессов. В частности, установка оснащена дополнительным модулем, позволяющим производить фильтрацию паро-ионного потока и сепарировать нейтральные частицы (микрокапельную фазу) в результате отклонения заряженных частиц ионного потока (ионов, электронов) мощным магнитным полем. Кроме того, данный модуль может выполнять роль ускорителя ионов, служить источником электронов для термоактивации инструмента и источником высокозаряженных ионов газа (например, азота) для стимулированной

химико-термической обработки инструмента [5].

Технология получения покрытий для цельнотвердосплавных фрез и твердосплавным СМП включала: - предварительную очистку и мойку инструмента; - загрузку инструмента в вакуумную камеру установки; - предварительную (глубокую) вакуумизацию камеры, ионную очистку поверхности пластин и термическую активацию пластин; - последовательное осаждение адгезионного подслоя, переходного и износостойкого слоев.

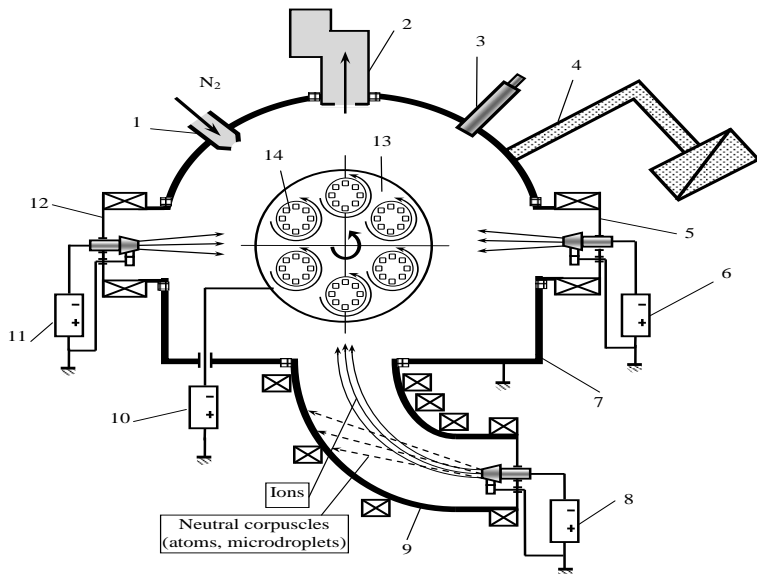


Рисунок 3 – Схема плазменно-дуговой установки ВИТ-2 для нанесения покрытий на режущий инструмент:

- 1 – натекатель реакционного газа; 2 – вакуумная система; 3 – система контроля температуры; 4 – система нагрева и охлаждения образцов; 5,12 – стандартные дуговые испарители; 6,11 – источники электропитания испарителей; 7 – вакуумная камера; 8 – источник электропитания фильтрующего испарителя; 9 – фильтрующий модуль установки; 10 – система импульсной подачи напряжения смещения на образцы инструмента; 13 – рабочий стол для размещения образцов инструмента; 14 – образцы инструмента

4. Результаты исследований

4.1. Результаты исследований свойств МКП

Пример рентгеноспектрограммы полученной с поверхности МКП на основе системы Ti-TiN-TiCrAlN, необходимой для расшифровки химического состава МКП показан на рис. 4. Параметры структуры СМП из твердого

сплава BK10-XOM с разработанным покрытием Ti-TiN-TiCrAlN представлены в табл. 2 и 3.

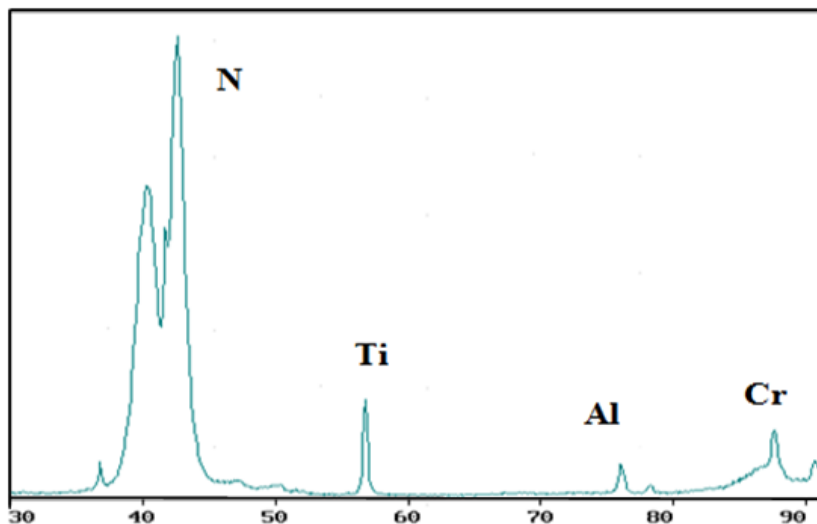


Рисунок 4 – Химический состав износостойкого слоя МКП (система Ti-TiN-TiCrAlN)

Экспериментальные данные по оценке кристаллохимических свойств разработанных МКП позволяют отметить следующее.

Размеры зёрен износостойкого слоя МКП полученного при использовании технологии ФКВДО составили 15-20 нм, что позволяет классифицировать полученное МКП как нанодисперсное, в то время как размеры зёрен аналогичных по составу покрытий полученных при использовании стандартной технологии КИБ-МеVVA составляют в 120-160 нм (см. табл. 2). Среднее значение содержания Ti, Cr и Al в TiCrAlN-слое составило соответственно 43,31/30,31/26,38.

Качество МКП (ФКВДО), разработанных для нанесения на цельнотвердосплавные концевые фрезы и СМП из твердого сплава, существенно превосходит качество стандартных МКП, формируемых при использовании стандартной технологии КИБ-МеVVA. Кроме того, использование разработанной технологии ФКВДО позволяет формировать высококачественную поверхность покрытий практически без микрокапель, характерных для стандартной технологии (рис. 5)

Таблица 2 – Химический состав (элементное соотношение) и зернистость износостойкого слоя разработанных покрытий

Инструментальный материал	Химический состав (атомная концентрация %)		Размеры зерен, нм	Коэффициент трения μ , (относительно Al_2O_3)
	Состав износостойкого слоя	Соотношение элементов		
ВК10-ХОМ	–	–	1000-2000	
ВК10-ХОМ-(Ti-TiN-Ti _{1-x} Cr _x)N (КИВ-МеVVA)	(Ti _{1-x} Cr _x)N	45,2/54,8	120-160	0,65
ВК10-ХОМ-(Ti-TiN-Ti _{1-x-y} Cr _x Al _y)N (ФКВДО)	(Ti _{1-x-y} Cr _x Al _y)N	43,31/30,31/26,38	15-20	0,4

Таблица 3 – Параметры структуры разработанной МКНП – Ti-TiN-TiCrAlN

Архитектура элементов МКНП на основе Ti-TiN-TiCrAlN	Толщина слоев и субслоев МКП	Микротвердость, Н _μ , МПа*	Прочность адгезии МКП**, Р _{крит} , Н
Адгезионный подслоя Ti (3) (монослойный)	$h_a = 0,4$ мкм	–	110
Износостойкий слой TiCrAlN (1) (многослойный)	Ti _{43,31} Cr _{30,31} Al _{26,38} N $h_u = 1,8$ мкм $h_c = 20$ нм	3100	
Промежуточный слой TiN (2) (многослойный)	$h_n = 1,8$ мкм $h_c = 18$ нм	–	

h_a – толщина адгезионного подслоя; h_u, h_n – толщина износостойкого и промежуточного слоев; h_c – толщина субслоев износостойкого и промежуточного слоев; * - значение микротвердости получено на наноиндентометре с поверхности образца; ** - Р_{крит} - критическое значение усилия, прилагаемого к крайбирующему (царапывающему) индентору, при котором происходит разрушение МКНП вдоль цапаины

Между тем, микрокапли, особенно расположенные на поверхности МКП и на границе «МКП-твердый сплав», являются опасным дефектом покрытия, поэтому их фильтрация позволяет повысить прочность адгезионной связи системы «МКП-твердый сплав», увеличить сопротивляемость твердого сплава (ТС) окислению и коррозии, что позволяет повысить износостойкость инструмента в целом.

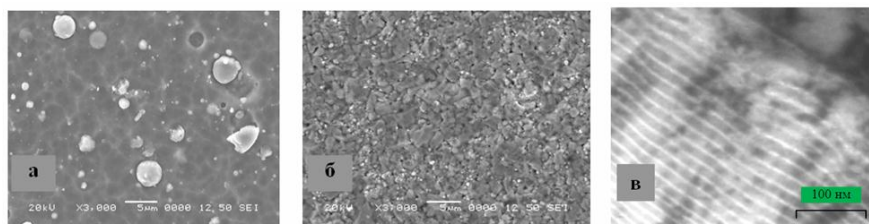


Рисунок 5 – Морфологии поверхностей и структура износостойкого слоя (1):
а – TiCrN, полученное при использовании стандартной технологии КИБ-МеVVA;
б – TiCrAlN, полученное при использовании процесса ФКВДО;
в – поперечное сечение слоя TiCrAlN (ФКВДО)

Следует отметить, что более высокая температура плавления катода из Cr (1870 °C) способствует образованию существенно меньшего количества микрокапель по сравнению с относительно высоко каплеобразующими катодами из Ti и Al (или сплавного катода Ti/Al), имеющими более низкую температуру плавления (1450 °C). Физико-механические свойства покрытий на основе TiAlN существенно улучшаются при легировании хромом (Cr). При легировании TiN алюминием (Al), температура начала интенсивного окисления увеличивается от 600 °C до 800 °C, а при дополнительном легировании хромом (Cr) она достигает величины 920 °C. Диффузия элементов субстрата в составе покрытия обнаруживается лишь при температуре 950 °C. Установлено [14, 15], что при оптимальном содержании хрома в соединении TiCrAlN, составляющем до 30 % (атм.), обеспечивается максимальная стойкость к окислению. Скорость окисления соединения TiCrAlN ничтожно мала при температурах до 900 °C, и резко возрастает при нагреве свыше этой величины. С увеличением содержания хрома от 17 % до 30 % снижается скорость окисления и повышается сопротивляемость к отслоению покрытия от субстрата при повышенных температурах.

Так как хром (Cr) и цирконий (Zr) образуют стабильные оксиды, то их добавление в гранцентрированную решетку TiN также приводит к существенному повышению ее свойств.

4.2. Исследование режущих свойств концевых фрез с МКП

Проведены аттестационные испытания режущих свойств твердосплавных инструментов с разработанными МКП в широком диапазоне изменения режимов резания (v , S_z) при фрезеровании. На рис. 6, 7, 8 представлены сравнительные стойкостные испытания моделей твердосплавных концевых фрез, оснащенных СМП из твердого сплава при сухом фрезеровании различных материалов.

Анализ представленных данных позволяет отметить следующее.

Фрезы, оснащенные СМП из твердых сплавов с разработанными МКП, получаемыми при использовании технологии ФКВДО, превосходят по режущим свойствам как контрольные фрезы без покрытия, так и фрезы со стандартными покрытиями (см. рис.6, 7, 8).

Анализ результатов аттестационных испытаний моделей концевых фрез, оснащённых СМП из твердых сплавов с разработанными МКП при сухом фрезеровании различных материалов позволяет отметить, что инструменты с разработанными МКП (Ti-TiN-TiCrAlN – для обработки стали 45 и сплава ХН77ТЮР и Zr-ZrN-ZrCrAlN – для обработки титанового сплава ВТ9) имели стойкость в 1,5-2,7 раза выше стойкости фрез без покрытия или со стандартными покрытиями.

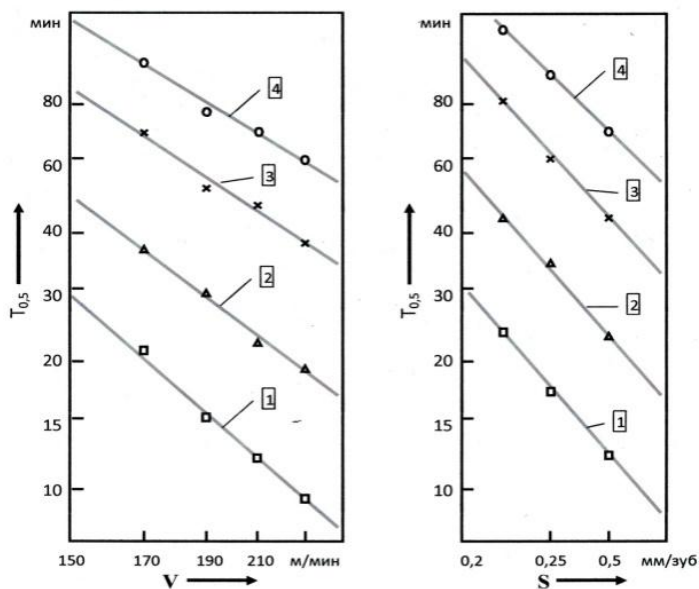


Рисунок 6 – Влияние скорости резания (а, $t = 2,0$ мм; $S_z = 0,4$ мм/зуб; $V = 40$ мм) и подачи (б, $t = 2,0$ мм; $v = 247$ м/мин; $V = 40$ мм) на стойкость моделей концевых фрез, оснащенных СМП из сплава Т14К8 ($Z=1$; $D_{фр} = 128$ мм) при сухом фрезеровании (симметричном) стали 45 (HB200): 1 – контрольная фреза Т14К8 без покрытия; 2 – Т14К8-TiN (технология КИБ-МеVVA); 3 – Т14К8-(Ti,Cr)N (технология КИБ-МеVVA); 4 – Т14К8 – Ti-TiN-TiCrAlN (МКП, технология ФКВДО)

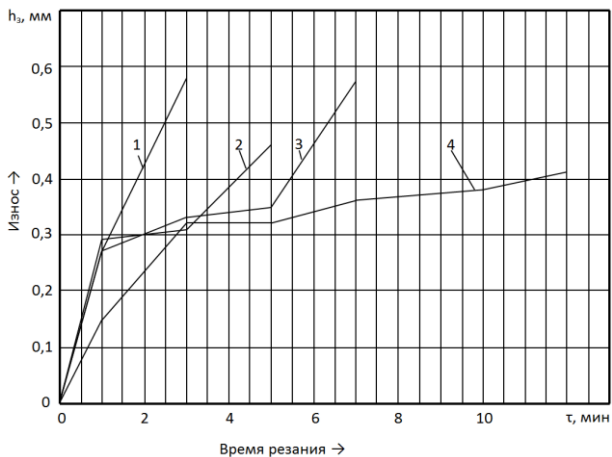


Рисунок 7 – Зависимость износа h_3 твердосплавных фрез от времени резания жаропрочного сплава ХН77ТЮР с $t=1,0$ мм; $S=0,125$ /зуб; $v=30$ м/мин:

- 1 – ВК10-ХОМ; 2- ВК10-ХОМ-TiN (технология КИБ-МеVVA);
- 3 - ВК10-ХОМ-Ti-TiCrAlN (технология КИБ-МеVVA);
- 4-ВК10-ХОМ – Ti-TiN-TiCrAlN (технология ФКВДО)

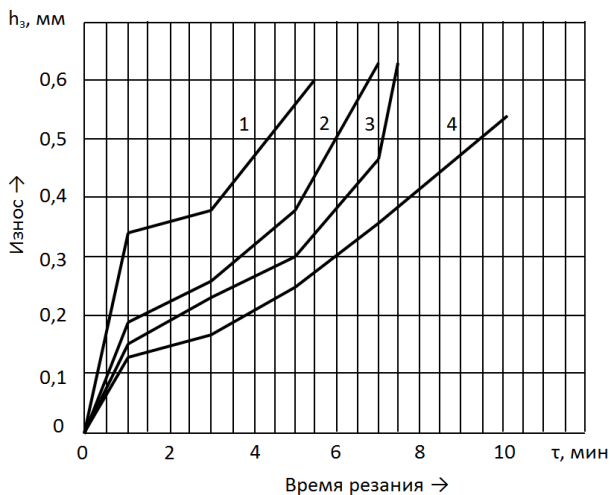


Рисунок 8 – Зависимость износа h_3 твердосплавных фрез от времени резания титанового сплава ВТ9 с $t=1,0$ мм, $S_z=0,05$ мм/зуб; $v=157$ м/мин:

- 1 – ВРК-15; 2 - ВРК-15-ZrN (технология КИБ-МеVVA);
- 3-ВРК-15-ZrCrAlN (технология КИБ-МеVVA);
- 4- ВРК -15-Zr-ZrN-ZrCrAlN (технология ФКВДО)

Проведены также аттестационные испытания цельнотвердосплавных концевых фрез $D=16$ мм, $Z=4$ одного из ведущих производителей твердосплавного инструмента с МКП на основе композиции $Ti-(Ti,Cr)N-TiN$, нанесенным на инструмент при использовании инновационной технологии ФКВДО. Испытания производили при черновой обработке высоколегированной стали 30ХГСА (HRC 20...22) при средней и высокой скоростях резания. Результаты испытаний представлены в табл. 4.

Таблица 4 – Результаты сравнительных испытаний

№	Фреза	Скорость резания, м/мин	Производительность на зуб фрезы, см ³ /мин	Длина резания, м	Время резания, мин	Степень износа по результатам испытания
1	МКП	140	1,9	3250	122	Критическая
2	МКП	200	3,4	1750	47	Высокая
3	Контр.	140	1,9	1300	49	Критическая
4	Контр.	200	3,4	1100	30	Критическая

Представленные данные позволяют отметить, что при обработке фрезами без покрытия длина пути резания и объем снимаемого материала оказываются невысокими, при этом возможна обработка, как на высокой скорости резания, так и на средней. Концевые фрезы с МКП на основе системы $Ti-(Ti,Cr)N-TiN$ позволили увеличить стойкость инструмента при скорости резания 140 м/мин – в 2,5 раза, а при скорости резания 200 м/мин – в 1,6 раза, что свидетельствует об эффективности МКП $Ti-(Ti,Cr)N-TiN$ особенно при обработке на средних скоростях резания.

Заключение

Разработана методика получения трехкомпонентных многослойно-композиционных покрытий с нано-размерной зерновой структурой и толщинами субслоев, позволяющая существенно повысить работоспособность твердосплавных концевых фрез.

Предложены и обоснованы методические принципы формирования покрытий многослойно-композиционной архитектуры с наноразмерной структурой для концевых твердосплавных фрез, содержащие три ключевых компонента, каждый из которых имеет строго функциональное назначение, определяющее высокую износостойкость, прочную адгезионную связь с инструментальным материалом и барьерные свойства относительно тепловых потоков и диффузии, что позволяют повысить работоспособность твердосплавных концевых фрез.

Разработан процесс фильтруемого катодно-вакуумно-дугового осаждения (ФКВДО) для формирования МКП, позволяющий увеличить качество МКП за счет практически полной (до 90-95 %) фильтрации макро- и микро капельной составляющей паро-ионного потока, исключать электроэрозионное растравливание режущих кромок и рабочих поверхностей инструмента, формировать нано-дисперсную зерновую структуру **МКП** и нано-размерную толщину субслоев всех его элементов.

Список использованных источников: 1. *Верещака А.С.* Работоспособность режущего инструмента с износостойкими покрытиями. – М.: Машиностроение, 1993. – 336 с. 2. *Табakov В.П.* Формирование износостойких ионно-плазменных покрытий режущего инструмента. – Москва: Машиностроение, 2008.-310 с. 3. *Поветика М.Ф.* Контактные нагрузки на режущих поверхностях инструментов. – М.: Mashgiz, 1962. – 150 с. 4. *Кирюшин Д.Е.* Напряжённо-деформированное состояние при высокоскоростной обработке титановых сплавов / Д.Е. Кирюшин, Т.Г. Насад // Автоматизация и управление в машино- и приборостроении: сб. науч. тр. / СГТУ. – Саратов, 2006. – с. 101-105. 5. *Vereshchaka A.A., Vereshchaka A.S., Mgaloblishvili O., Morgan M.N., Batako A.D.* Nano-scale multilayered-composite coatings for the cutting tools // International Journal of Advanced Manufacturing Technology. – 2014. – V. 72, Is. 1-4. – P. 303-317. 6. *Vereshchaka A.S., Vereschaka A.A., Kirillov A.K.* Ecologically friendly dry machining by cutting tool from layered composition ceramic with nano-scale multilayered coatings // PRECISION MACHINING VI Book Series: Key Engineering Materials. – 2012. – V. 496. – P. 67-74. 7. *Grigoriev S.N., Vereschaka A.A., Vereschaka, A.S., Kutin A.A.* Cutting tools made of layered composite ceramics with nano-scale multilayered coatings // FIFTH CIRP CONFERENCE ON HIGH PERFORMANCE CUTTING 2012 Book Series: Procedia CIRP. – 2012. – V. 1. – P. 301-306. 8. *Vereschaka A.S., Grigoriev S.N., Sotova E.S., Vereschaka A.A.* Improving the efficiency of the cutting tools made of mixed ceramics by applying modifying nano-scale multilayered coatings // ADVANCES IN MANUFACTURING SCIENCE AND ENGINEERING, PTS 1-4 Book Series: Advanced Materials Research. – 2013. – V. 712-715. – P. 391-394. 9. *Vereschaka A.S., Grigoriev S.N., Tabakov V.P., Sotova E.S., Vereschaka A.A., Kulikov M.Yu.* Improving the efficiency of the cutting tool made of ceramic when machining hardened steel by applying nano-dispersed multi-layered coatings // PRECISION MACHINING VII Book Series: Key Engineering Materials. – 2014. – V. 581. – P. 68-73. 10. *Tabakov V.P., Vereschaka A.S.* Development of technological means for formation of multilayer composite coatings, providing increased wear resistance of carbide tools, for different machining conditions // PRECISION MACHINING VII Book Series: Key Engineering Materials. – 2014. – V. 581. – P. 55-61. 11. *Vereschaka A.A., Vereschaka A.S., Anikeev A.I.* Carbide Tools with Nano-Dispersed Coating for High-Performance Cutting of Hard-To-Cut Materials // APPLIED MECHANICS, FLUID AND SOLID MECHANICS Book Series: Advanced Materials Research. – 2014. – V. 871. – P. 164-170. 12. Nanometric-layered CrN/TiN thin films mechanical strength and thermal stability/ X.T. Zeng, S. Zhang, C.Q. Sun, Y.C. Liu// Thin Solid Films, 424 (2003), p. 99. 13. *Blinkov S.G. Tsareva A.V. Zentseva A.O. Volkhonsky V.I. Buzanov and N.N. Stepareva.* Structure and Phase Formation of Nanostructural Ion-Plasma Ti-Cr-Al-N Coatings on a Hard_Alloy Cutting Tool. Russian Journal of Non-Ferrous Metals. 2010. Vol. 51, p. 483 14. *Luo W.M. Rainforth W.D.* Mu.nz, Wear 74 (1999) 225_229. 15. P.E Q. Hovsepian, D.B. Lewis, W.D. Mu.nz, Surf. Coat. Technol. 133_134 (2000) 166-175.

Bibliography (transliterated): 1. Vereshhaka A.S. Rabotosposobnost' rezhushhego instrumenta s iznosostojkimi pokrytijami. – М.: Mashinostroenie, 1993. – 336 s. 2. Tabakov V.P. Formirovanie iznosostojkih ionno-plazmennyh pokrytij rezhushhego instrumenta. – Moskva.: Mashinostroenie, 2008.-310 s. 3. Poletika M.F. Kontaktnye nagruzki na rezhushhijih poverhnostjakh instrumentov. – М.: Mashgiz, 1962. – 150 s. 4. Kirjushin, D.E. Naprjazhjonno-deformirovanoe sostojanie pri vysokoskorostnoj obrabotke titanovyh splavov / D.E. Kirjushin, T.G. Nasad // Avtomatizacija i upravlenie v mashino- i

priborostroenii: sb. nauch. tr. / SGTU. – Saratov, 2006. – s. 101-105. **5.** Vereshchaka A. A., Vereshchaka A. S., Mgaloblishvili O., Morgan M. N., Batako A. D. Nano-scale multilayered-composite coatings for the cutting tools // International Journal of Advanced Manufacturing Technology. – 2014. – V. 72, Is. 1-4. – P. 303-317. **6.** Vereshchaka A.S., Vereshchaka A.A., Kirillov A.K. Ecologically friendly dry machining by cutting tool from layered composition ceramic with nano-scale multilayered coatings // PRECISION MACHINING VI Book Series: Key Engineering Materials. – 2012. – V. 496. – P. 67-74. **7.** Grigoriev S.N., Vereshchaka A.A., Vereshchaka, A.S., Kutin A.A. Cutting tools made of layered composite ceramics with nano-scale multilayered coatings // FIFTH CIRP CONFERENCE ON HIGH PERFORMANCE CUTTING 2012 Book Series: Procedia CIRP. – 2012. – V. 1. – P. 301-306. **8.** Vereshchaka A.S., Grigoriev S.N., Sotova E.S., Vereshchaka A.A. Improving the efficiency of the cutting tools made of mixed ceramics by applying modifying nano-scale multilayered coatings // ADVANCES IN MANUFACTURING SCIENCE AND ENGINEERING, PTS 1-4 Book Series: Advanced Materials Research. – 2013. – V. 712-715. – P. 391-394. **9.** Vereshchaka A.S., Grigoriev S.N., Tabakov V.P., Sotova E.S., Vereshchaka A.A., Kulikov M.Yu. Improving the efficiency of the cutting tool made of ceramic when machining hardened steel by applying nano-dispersed multi-layered coatings // PRECISION MACHINING VII Book Series: Key Engineering Materials. – 2014. – V. 581. – P. 68-73. **10.** Tabakov V.P., Vereshchaka A.S. Development of technological means for formation of multilayer composite coatings, providing increased wear resistance of carbide tools, for different machining conditions // PRECISION MACHINING VII Book Series: Key Engineering Materials. – 2014. – V. 581. – P. 55-61. **11.** Vereshchaka A.A., Vereshchaka A.S., Anikeev A.I. Carbide Tools with Nano-Dispersed Coating for High-Performance Cutting of Hard-To-Cut Materials // APPLIED MECHANICS, FLUID AND SOLID MECHANICS Book Series: Advanced Materials Research. – 2014. – V. 871. – P. 164-170. **12.** Nanometric-layered CrN/TiN thin films mechanical strength and thermal stability/ X.T. Zeng, S. Zhang, C.Q. Sun, Y.C. Liu// Thin Solid Films, 424 (2003), p. 99. **13.** Blinkov, S.G. Tsareva, A.V. Zentseva, A.O. Volkhonsky, V.I. Buzanov, and N.N. Stepareva. Structure and Phase Formation of Nanostructural Ion-Plasma Ti-Cr-Al-N Coatings on a Hard_Alloy Cutting Tool. Russian Journal of Non_Ferrous Metals. 2010. Vol. 51, p. 483 **14.** Luo, W.M. Rainforth, W.D. Mu.nz, Wear 74 (1999) 225_/229. **15.** P.E Q. Hovsepian, D.B. Lewis, W.D. Mu.nz, Surf. Coat. Technol. 133_/134 (2000) 166-175.

Поступила в редколлегию 23.04.2014

УДК 621.914.2

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

ВЛИЯНИЕ УГЛА НАКЛОНА ВИНТОВОЙ РЕЖУЩЕЙ КРОМКИ КОНЦЕВОЙ ЦИЛИНДРИЧЕСКОЙ ФРЕЗЫ НА УРОВЕНЬ ВОЗБУЖДЕНИЯ ВИБРАЦИЙ ПРИ ОБРАБОТКЕ ТОНКОСТЕННОЙ ДЕТАЛИ

Описана методика кількісної оцінки вимушених і регенеративних коливань. Проаналізований вплив кута нахилу гвинтової різальної кромки циліндричної кінцевої фрези на збудження вібрацій при фрезеруванні тонкостінної деталі.

Описана методика количественной оценки вынужденных и регенеративных колебаний. Проанализировано влияние угла наклона винтовой режущей кромки цилиндрической концевой фрезы на возбуждение вибраций при фрезеровании тонкостенной детали.

Methodology of quantitative estimation of force and regenerative vibrations is described. Analysed the influence of angle of slope of spiral cutting edge of cylindrical end-capping milling cutter on excitation of vibrations at milling of the thin-walled detail.

Детали, имеющие тонкостенные элементы широко применяются в авиакосмической отрасли, обработка которых ведется на современных станках с ЧПУ по технологии концевого фрезерования.

Существенной проблемой, в данном случае, является появление вынужденных упругих отклонений детали и вибраций в рабочей зоне, ухудшающих качество и точность обработки, а также приводящих к ускоренному износу инструмента и шпиндельного узла.

Исследованиями [1] установлено, что при концевом цилиндрическом фрезеровании тонкостенных деталей, помимо вынужденных колебаний, связанных с входом и выходом зуба фрезы в припуск, в определенном скоростном диапазоне возникают регенеративные автоколебания. Природа этих колебаний объясняется появлением волнистости на поверхности резания. Поэтому, к переменной толщине среза, характерной для цилиндрического фрезерования добавляется дополнительное изменение толщины среза, связанное с регенерацией, т.е. резание по вибрационному следу на поверхности резания от предыдущего прохода зуба.

Одним из наиболее старых и эффективных способов снижения возбуждения колебаний при работе цилиндрическими фрезами является применение фрез с винтовыми режущими кромками.

Но, при финишном фрезеровании тонкостенных деталей, из-за малых

значений припуска, в зоне резания всегда находится только один зуб фрезы, поэтому условие равномерности фрезерования не реализуется. Однако, отклонение угла наклона винтовой режущей кромки - ω от нулевого значения изменяет условие срезания припуска. Неравномерной становится ширина среза – b , увеличивается время срезания припуска - $\tau_{рез}$, появляется осевая (по отношению к оси концевой инструмента) составляющая силы резания, которая изменяет величину силы отжима $P_{от}$ тонкостенной детали от инструмента. Более того, волны регенеративных колебаний, которые оставляет режущая кромка на поверхности резания, всегда располагаются строго параллельно ее направлению. Поэтому, если в конструкции инструмента предусмотреть винтовые режущие кромки с различными углами наклона, то каждый последующий зуб будет удалять волнистость, созданную предыдущим зубом, и тем самым будет разрушать механизм многократного возбуждения регенеративных колебаний.

Современное заточное оборудование с ЧПУ позволяет изготавливать концевые фрезы достаточно сложных конструкций с переменными углами винтовых режущих кромок, их переменным шагом и разной направленностью по отношению к вектору скорости резания. Поэтому, экспериментальное подтверждение возможностей эффективного подавления регенеративных колебаний путем изменения углов наклона винтовых режущих кромок будет являться основанием для разработки новых инструментов оригинальных конструкций, отличающихся повышенной вибростойкостью.

Для решения такой сложной динамической задачи экспериментальным методом, необходимо разработать методику наблюдения за вынужденными и автоколебаниями, которые возбуждаются в тонкостенной детали.

Целью статьи является описание методики и результатов экспериментальной проверки ее возможностей количественно оценивать уровень вибраций при условии изменения угла наклона винтовой режущей кромки у концевой цилиндрической фрезы.

На рис.1 приведена схема исследования процессов концевой фрезерования тонкостенной детали. Принципиальной особенностью этой схемы является возможность разделения зоны обработки и упругой системы (УС) тонкостенной детали.

Такой подход позволяет раздельно рассматривать процессы силового воздействия в зоне обработки – 4 от различных условий резания, при одинаковых статических и динамических характеристиках УС детали. И наоборот, оценивать влияние изменения статических и динамических характеристик УС детали, при неизменных условиях резания. Образец из обрабатываемого материала – 3, жестко закреплен на торце прямоугольной пластины – 1, моделирующей УС тонкостенной детали. Упругая пластина 1 установлена в специальном приспособлении – 6, которое жестко закреплено на рабочем столе фрезерного станка [2]. Изменением размеров пластины

(LxVxh) можно моделировать различные статические и динамические свойства тонкостенной детали. Более того, возможность установки дополнительной массы на пластине, а также окружение ее демпфирующей средой позволяет исследовать особенности обработки тонкостенных деталей, в широком диапазоне изменения их характеристик.

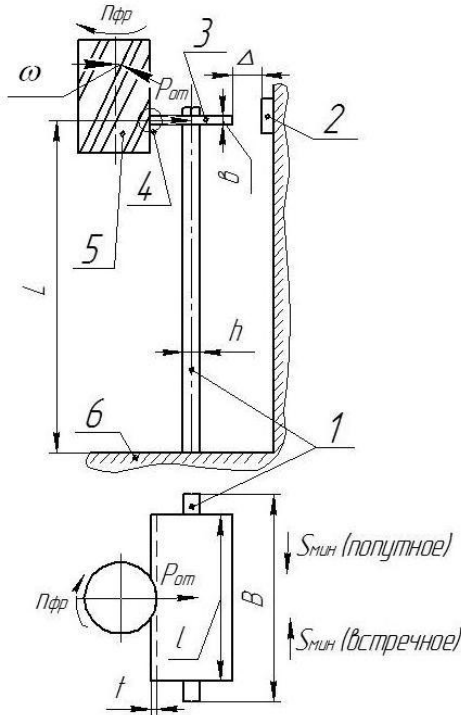


Рисунок 1 – Схема экспериментальной установки для исследования концевой цилиндрического фрезерования тонкостенной детали

- 1 – упругая система (УС) тонкостенной детали (пластина);
- 2 – датчик перемещения обрабатываемого образца;
- 3 – обрабатываемый образец;
- 4 – зона обработки фрезерованием;
- 5 – концевая цилиндрическая фреза;
- 6 – приспособление для крепления пластины. ω – угол наклона винтовой режущей кромки.

При фрезеровании, в результате действия силы отжима $P_{от}$ со стороны фрезы – 5, происходит упругое перемещение образца – 3, величину которого измеряют датчиком перемещения – 2 по изменению зазора – Δ .

Датчик – 2 позволяет получать осциллограммы вынужденных и регенеративных автоколебаний детали при срезании припуска каждым зубом фрезы и определять скоростные зоны появления и интенсивность их возбуждения.

В качестве режущего инструмента применяли однозубую концевую цилиндрическую фрезу, конструкция которой показана на рис. 2

Конструкция фрезы состоит из одного или двух режущих зубьев – 1. Второй зуб может быть установлен вместо пробки – 3 при исследовании

условий роботи фрези з різнонахилними зубьями. На циліндричній поверхності режущого зуба має бути різьба, що дозволяє поворачивати зуб на кут ω в діапазоні $\pm 45^\circ$. Режущий зуб закріплюється в корпусі – 2 винтом – 4 через свинцеву прокладку – 5. Прокладка – 5 перешкоджає пошкодженню різьби на режущому зубі і забезпечує надійне його кріплення в корпусі від проворачивання. Після установки необхідного кута – ω , режущий зуб заточували по задній поверхності на упорку о передню поверхність, забезпечиваючи винтову форму режущої кромки АВ.

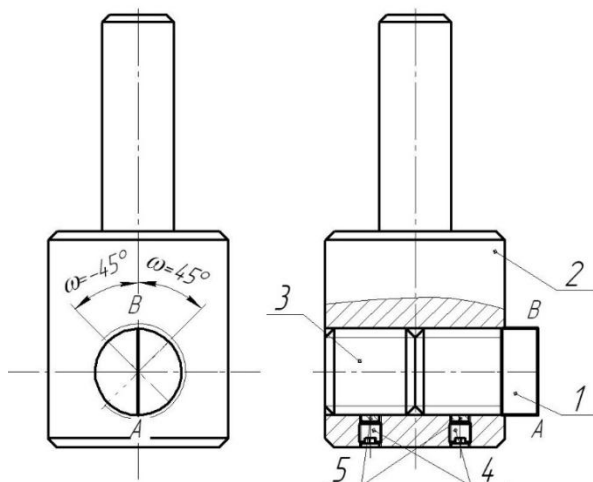


Рисунок 2 – Конструкція експериментальної кінцевої циліндричної фрези з можливістю зміни кута нахилу винтової режущої кромки АВ - ω
1 – режущий зуб, 2 – корпус фрези, 3 – пробка,
4 – винт, 5 – свинцеві прокладки

Для кількісного дослідження вимушених і регенеративних коливань розроблена методика розділення осцилограмм коливань тонкостінної деталі шляхом використання фільтра Савицького-Голея [3].

На рис. 3 показано принцип розділення вимушених і регенеративних автоколивань в результаті чого, можна кількісно визначати величину максимального відхилення деталі – V_{\max} , викликану силою отжима - $P_{\text{от}}$ при срезанні припуску з змінною товщиною среза одним зубом, а також максимальний розмах регенеративних автоколивань – $2A_{\max}$, при проходженні цим же зубом фрези поверхні різання. Застосування цієї методики дозволяє точно визначити вплив зміни кута нахилу винтової режущої кромки фрези - ω на динамічні характеристики процесу срезання припуску одним зубом.

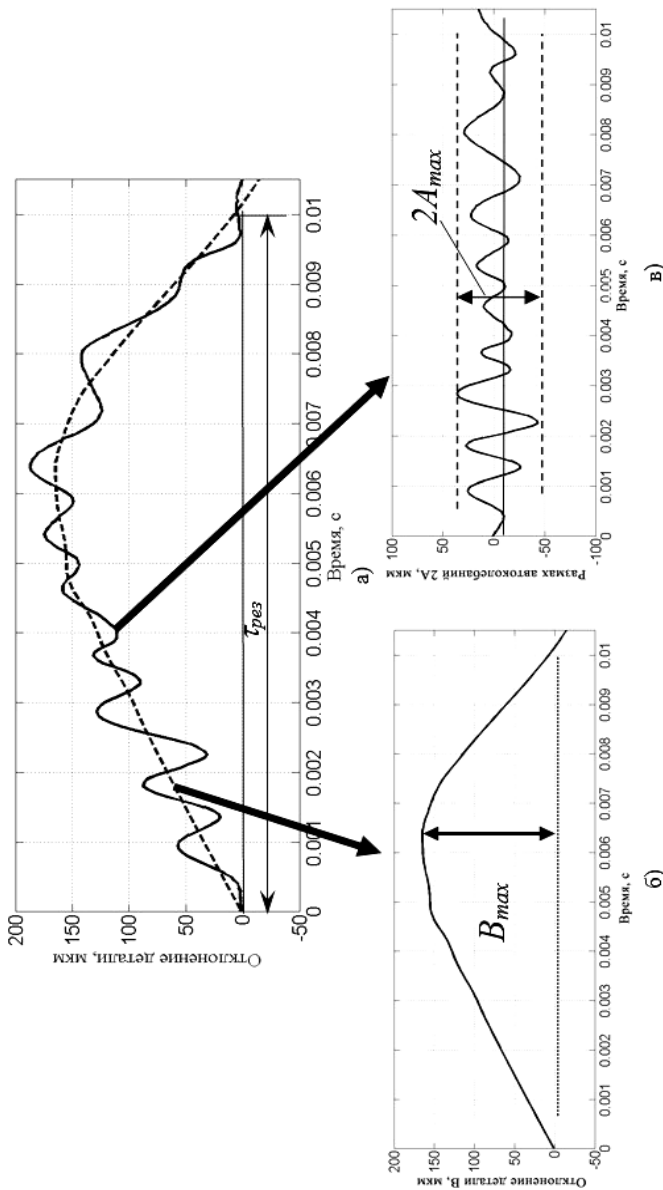


Рисунок 3 – Методика разделения вынужденных и регенеративных автоколебаний детали по осциллограммам с использованием фильтра Савицкого-Гольея.

а) Осциллограмма перемещений детали в период резания одним зубом; б) Перемещение детали – В силой отжима $F_{от}$ (вынужденные колебания); в) Виброперемещение детали – $2A$ из-за автоколебаний. $\tau_{рез}$ – время резания одним зубом фрезы.

Экспериментальные исследования проводили при следующих условиях:

а) **Оборудование** – универсально фрезерный станок модели FWD-32j.

б) **Инструмент** – концевая однозубая фреза $\varnothing 60$ мм, режущий зуб P6M5 (HRC 63-64). Геометрия режущего зуба: $\gamma=0^\circ$; $\alpha=10^\circ$, $\omega=-45^\circ$, -30° , -15° , 0° , 15° , 30° , 45° (см. рис.2).

в) **Образец из обрабатываемого материала** размером 50x20x4 (Ст 3КП ГОСТ 380-2005).

г) **Упругая система тонкостенной детали.** Пластина с размерами вылета $L=80$ мм, $B=60$ мм, $h=8$ мм. Материал Сталь 65Г (HRC 60).

д) **Режимы фрезерования:**

- скорость вращения шпинделя $n=280$ об/мин (условие образования интенсивных автоколебаний);

- продольная подача стола $s_{\text{мин}} = 90$ мм/об;

- подача на зуб $s_z = 0,31$ мм/зуб;

- ширина среза $b = 4$ мм;

- глубина фрезерования (припуск) $t = 0,5$ мм;

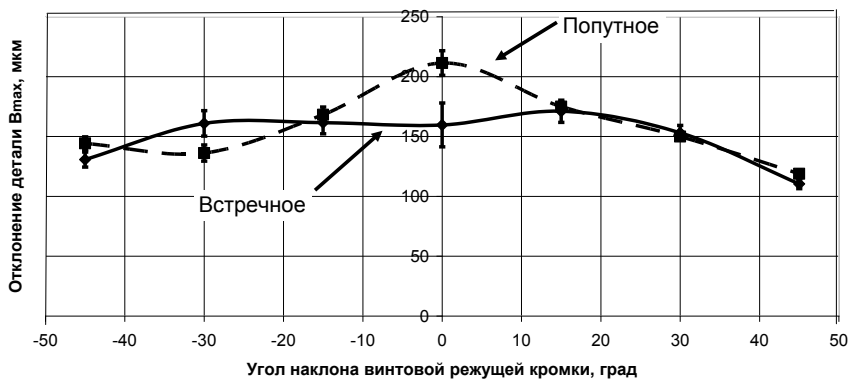
- направление подачи – встречное и попутное;

- условие резания – свободное косоугольное.

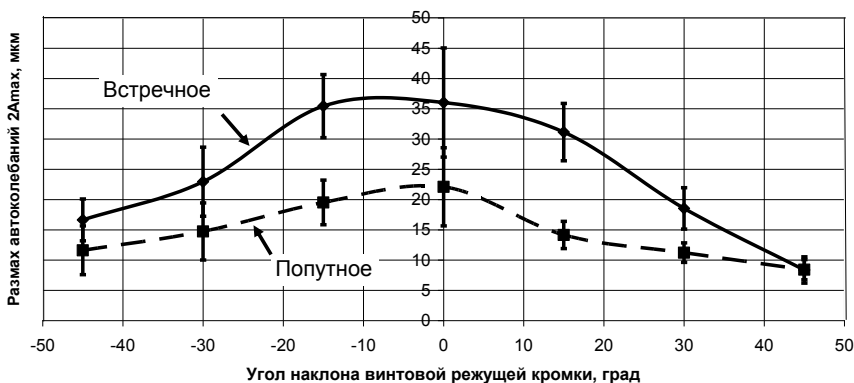
Результаты измерения величины максимального отжатия V_{max} и максимального размаха колебаний – A_{max} тонкостенной детали в зависимости от изменения угла наклона винтовой режущей кромки - ω и направления подачи, приведены на рис 4.

При $\omega = 0$, когда режущая кромка является прямой, расположенной по образующей цилиндрической поверхности, была определена скорость вращения фрезы, при которой наблюдали максимальные регенеративные автоколебания. Это скорость соответствовала значению $n=280$ об/мин. Дальнейшие исследования по выявлению влияния угла наклона винтовой режущей кромки - ω на уровень вибраций были проведены на этой скорости. Изменение угла - ω в положительном (правом) и отрицательном (левом) направлении изменяет величину максимального отклонения детали при вынужденном колебании V_{max} и максимального размаха автоколебаний $2A_{\text{max}}$ симметрично, относительно их значений, полученных при $\omega = 0$. Общеизвестное условие большего значения сил, отклоняющих деталь при попутном фрезеровании [1] по сравнению со встречным при $\omega=0$, изменяется с увеличением угла наклона. При ω больше 15° разница в силах отжима (т.е. в величине отклонения детали - V_{max}) для обоих направлений подачи становится статистически незначимой. Однако, по абсолютной величине, с увеличением угла наклона ω значение максимального отклонения детали

снижается. Для попутного фрезерования в 1,5-1,75 раза, для встречного в 1,3-1,45 раза.



а)



б)

Рисунок 4 – Влияние угла наклона винтовой режущей кромки на величину вынужденных V_{max} (а) и автоколебаний $2A_{max}$ (б) тонкостенной детали

Изменение угла наклона - ω влияет на величину размаха автоколебаний значительно больше. Для встречного фрезерования снижение автоколебаний при увеличении угла наклона ω от 0° до 45° достигает значений более 3,5 раз, для попутного до 2,5 раз соответственно. В условиях максимальных автоколебаний ($n=280$ об/мин) при попутном фрезеровании уровень вибраций значительно меньше, чем при встречном. Однако, с увеличением ω до $\pm 45^\circ$ это различие снижается и становится статистически незначимым.

Выводы:

1. Результаты исследований показывают, что изменением углов наклона винтовой режущей кромки можно существенно улучшать виброхарактеристики процесса концевом цилиндрического фрезерования тонкостенных деталей, так:

- С увеличением угла наклона винтовой режущей кромки ω выше 15° уровень отклонения тонкостенной детали – V_{\max} для встречного и попутного становится статистически незначимыми и снижается по сравнению с отклонениями при $\omega=0$.

- Уровень регенеративных автоколебаний для встречного фрезерования до 2-х раз выше, чем для попутного. С увеличением угла наклона ω величина размаха уменьшается для обоих направлений подачи и только при больших углах наклона $\omega \pm 45^\circ$ это различие становится статистически незначимым.

- Направление наклона винтовой режущей кромки правое или левое в равной степени изменяет величины вынужденных колебаний и автоколебаний для обоих направлений подачи.

2. Получено экспериментальное подтверждение эффективности применения разработанной методики оценки условий возбуждения вынужденных колебаний и автоколебаний при концевом фрезеровании тонкостенных деталей инструментом с изменяемыми углами наклона винтовой режущей кромки. Это может быть надежной методической базой для разработки ковых конструкций концевых фрез повышенной вибростойкости.

Список использованных источников: 1. 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. 2. Внуков, Ю.Н. Стенд для изучения механических колебаний при фрезеровании маложестких деталей при концевом фрезеровании / Ю.Н. Внуков, В.А. Логоминов, П.А. Каморкин // Резание и инструмент в технологических системах: Межд. научн. техн. сб. – Харьков: НТУ «ХПИ», 2011. – Вып. 80. – С. 32-37. 3. Introduction to Signal Processing [Электронный ресурс] / Sophocles J. Orfanidis. – Rutgers University, 2010. – 795 p. –Режим доступа к книге: www.ece.rutgers.edu/~orfanidi/i2sp.

Bibliography (transliterated): 1. Logominov V.A. Formirovanie sherohovatosti obrabotannoy poverhnosti pri koncevom cilindricheskom frezerovanii tonkostennykh jelementov detalej: dis. ... kand. tehn. nauk.: 05.03.01: zashchishhena 21.02.2013; utv. 25.04.2013 / Logominov Viktor Alekseevich. – Zaporozh'e, 2013. – 226 s. 2. Vnukov, Ju.N. Stend dlja izuchenija mehanicheskikh kolebanij pri frezerovanii malozhestkih detalej pri koncevom frezerovanii / Ju.N. Vnukov, V.A. Logominov, P.A. Kamorkin // Rezanie i instrument v tehnologicheskikh sistemah: Mezhd. nauchn. tehn. sb. – Har'kov: NTU «HPI», 2011. – Vyp. 80. – S. 32-37. 3. Introduction to Signal Processing [Elektronnyj resurs] / Sophocles J. Orfanidis. – Rutgers University, 2010. – 795 r. –Rezhim dostupa k knige: www.ece.rutgers.edu/~orfanidi/i2sp.

Поступила в редколлегию 23.04.2014

УДК 621.923

А.П. Гавриш, д-р техн. наук, Т.А. Роїк, д-р техн. наук,
Ю.Ю. Віцюк, канд. техн. наук, Київ, Україна

НАДТОНКЕ УЛЬТРАЗВУКОВЕ ШЛІФУВАННЯ ГНУЧКИМИ АЛМАЗНИМИ СТРІЧКАМИ ДЕТАЛЕЙ ЗІ ЗНОСОСТІЙКИХ КОМПОЗИТИВ НА ОСНОВІ АЛЮМІНІЮ

Робота присвячена питанням впливу на якість поверхонь композитів на основі алюмінію методів фінішного шліфування деталей алмазними стрічками, типу стрічки та режимів різання. Встановлено вплив технологічних параметрів різання на параметри якості поверхонь.

Работа посвящена вопросам влияния на качество поверхностей композитов на основе алюминия методов финишного шлифования деталей алмазными лентами, типа ленты и режимов резания. Установлено влияние технологических параметров резания на параметры качества поверхностей.

The work is devoted on the increase quality surface the composites on the base of aluminum at finishing grinding parts of the diamond tapes, the type of the diamond tape and parameters cutting on the parameters quality surface.

В сучасному машинобудуванні набули поширення високолеговані композиційні матеріали, які одержані з цінної та дешевої сировини – промислових шліфувальних відходів кольорових металів, насамперед алюмінієвих сплавів та які, нажаль, навіть на сьогодні, здебільше вивозяться у відвали.

На основі розгалужених науково-дослідних робіт з регенерації та повторного використання у виробничому циклі цих сировинних ресурсів [1, 2] в останні роки були створені оригінальні високозносоустійкі сплави на основі алюмінію АК12М2МгН, АМ4,5Кг, АК8М3г та АК12ММгН+(9-12 %) МоS₂ [3-5]. Вони пройшли всебічну перевірку в умовах дії агресивного оточуючого середовища (кисень-повітря, виробничий абразивний пил, температурні навантаження при експлуатації у межах 100-170 °С, питомі тиски до 7 МПа) і широко застосовуються для виготовлення різнопланових деталей тертя.

Нові композиційні сплави на основі алюмінію знайшли використання у виробництві відносно нещодаво. Тому всебічних досліджень процесів їх тонкого абразивного оброблення до сьогодні практично немає.

Виходячи із загальних положень теорії абразивного оброблення матеріалів та враховуючи специфічні властивості композиційних сплавів на основі алюмінію [1-3], доцільними та актуальними є дослідження викінчувально-оздоблювального шліфування алмазними стрічками з використанням енергії ультразвуку. Ці методи фінішної обробки повинні

забезпечити параметр шорсткості Ra у межах 0,020-0,040 мкм, ступінь наклепу $K = 1,4-1,5$, глибини наклепу близько 2-5 мкм.

Сутність ультразвукового стрічкового алмазного шліфування може бути пояснена схемою, зображеною на рис. 1. В основу способу оброблення була поставлена задача підвищення якості оброблення деталей тертя шляхом зрізання надтонких стружок найгострішими (серед відомих) зернами з синтетичних алмазів (АС), які закріплені на ріжучій поверхні стрічки з основою поєднуючою речовиною з суміші полівінілбутиралу та резольної фенолформальдегідної смоли у співвідношенні 1:1 по вазі, а у якості наповнювача застосовують алмази АС зернистістю 0,5-3 мкм при їх 100 %-ій концентрації. При цьому для обробки використовують відповідну кінематику переміщення ріжучого алмазного шару по поверхні деталі.

Завдяки наведеній на рис.1 схемі відносних переміщень алмазних зерен полірувальної стрічки 2 (вставка a) по поверхні деталі 1 та внаслідок поєднання робочих рухів стрічки зі швидкістю $v_c = 0,25-0,40$ м/хв., швидкість деталі $v_d = 5-10$ м/хв., частота ультразвукових поздожньо-зворотніх коливань $A = 0,5-1,5$ мм, питомий тиск стрічки на поверхню оброблення $q = 0,12-0,25$ МПа.

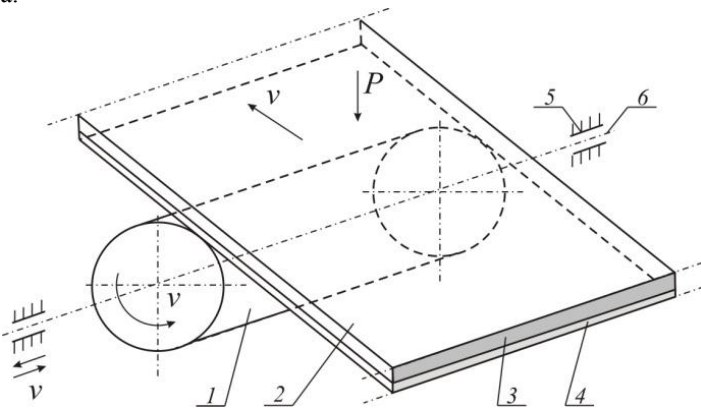


Рисунок 1 – Схема надтонкого шліфування алмазною стрічкою

Автори статті попередньо встановили, що найбільш важкооброблюваним композитом є високолегований сплав АК12М2МгН. Тому у більшості подальших досліджень для оброблення використовувався саме цей композиційний матеріал.

Методами теорії ймовірності було доведено, що найбільш значущими факторами технології обробки є зернистість алмазних мікропорошків, швидкість стрічки v_c , частота $v_{п.з.}$ ультразвукових коливань та питомий тиск q .

У табл. 1-4 наведені результати досліджень впливу на параметри якості поверхонь основних технологічних факторів оброблення при поліруванні новітніх марок зносостійких композитів на основі алюмінію для деталей машинних комплексів різного призначення.

Таблиця 1 – Параметри якості поверхонь деталей зі зносостійкого композиту АК12М2МгН при застосуванні поліетилентерефталатної основи алмазних стрічок

№ п/п	Характеристика абразиву	Параметри якості поверхні		
		Шорсткість R_a , мкм	Ступінь наклепу K	Глибина наклепу h , мкм
1	Алмаз синтетичний (АС) М0,5	0,03–0,05	1,20–1,22	1,20–1,30
2	Алмаз синтетичний (АС) М1	0,06–0,07	1,22–1,24	1,25–1,35
3	Алмаз синтетичний (АС) М3	0,08–0,10	1,24–1,26	1,40–1,80
4	Карбід кремнію зелений (63С) М1	0,10–0,12	1,26–1,28	1,50–1,70
5	Електрокорунд хромчастий (33А) М1	0,09–0,11	1,25–1,27	1,60–1,70
6	Електрокорунд білий (23А) М1	0,15–0,17	1,29–1,31	1,80–2,00

Примітки: 1) Режими різання при стрічковому шліфуванні: швидкість обертання деталі $v_d = 5$ м/хв., швидкість руху стрічки $v_c = 0,30$ м/хв., частота ультразвукових поздовжньо-зворотніх коливань $f_{п.з.} = 20$ кГц, амплітуда коливань $A = 1,0$ мм, питомий тиск стрічки $q = 0,20$ Мпа; 2) Час оброблення – 1 хв.

Таблиця 2 – Вплив швидкості алмазної стрічки на параметр шорсткості R_a при обробленні алюмінієвих композитів

Швидкість стрічки v_c , м/хв.	Параметр шорсткості R_a , мкм		
	Композит АК12М2МгН	Композит АМ4,5Кг	Композит АК8М3г
0,25	0,06–0,07	0,04–0,05	0,05–0,06
0,30	0,07–0,08	0,05–0,06	0,06–0,07
0,40	0,06–0,07	0,04–0,05	0,05–0,06

Примітки: 1) Стрічка на поліетилентерефталатній основі з ріжучим зерном синтетичного алмазу (АС) зернистістю 1 мкм (М1); 2) Режими різання: швидкість деталі $v_d = 10$ м/хв.; частота ультразвукових коливань $v_{п.з.} = 30$ кГц, питомий тиск $q = 2$ МПа; 3) Час оброблення – 1 хв.

Аналіз даних табл. 1 дозволяє зробити важливі висновки. По-перше, найкращі результати забезпечує оздоблювальне шліфування гнучкими алмазними стрічками. Параметр шорсткості Ra у 5–6 разів кращий, ніж при обробці абразивними стрічками. Також отримані значно менші значення ступеню наклепу K (\approx у 1,2 рази) та його глибини h (\approx у 1,5 рази). Пояснення цьому може бути отримано, якщо врахувати, що алмазні зерна- найгостріші і це, врешті рещт, полегшує умови різання, веде до перерозподілу складових сил шліфування, зміцнює переріз стружки a_z і забезпечує отримання найякісніших поверхонь.

Таблиця 3 – Вплив частоти ультразвукових коливань $\nu_{п.з.}$ при надтонкому шліфуванні алмазними стрічками алюмінієвих композитів

Частота ультразвукових коливань $\nu_{п.з.}$, кГц	Параметр шорсткості Ra , мкм		
	Композит АК12М2МгН	Композит АМ4,5Кg	Композит АК8М3г
15	0,06–0,07	0,04–0,05	0,05–0,06
25	0,07–0,09	0,05–0,06	0,06–0,07
40	0,06–0,07	0,06–0,07	0,05–0,06

Примітки: 1) Стрічка на поліетилентерефталатній основі з ріжучим зерном синтетичного алмазу (АС) зернистістю 1 мкм (М1); 2) Режими різання: швидкість деталі $v_d = 5$ м/хв., швидкість стрічки $v_c = 0,30$ м/хв., питомий тиск $q = 1,5$ МПа; 3) Час оброблення – 1 хв.

Таблиця 4 – Вплив питомого тиску q при надтонкому шліфуванні алмазними стрічками алюмінієвих композитів

Питомий тиск q , МПа	Параметр шорсткості Ra , мкм		
	Композит АК12М2МгН	Композит АМ4,5Кg	Композит АК8М3г
0,12	0,06–0,07	0,04–0,05	0,05–0,06
0,15	0,06–0,07	0,05–0,06	0,07–0,09
0,25	0,07–0,08	0,06–0,07	0,08–0,10

Примітки: 1) Стрічка на поліетилентерефталатній основі з ріжучим зерном синтетичного алмазу (АС) зернистістю 1 мкм (М1); 2) Режими різання: швидкість деталі $v_d = 7$ м/хв., швидкість стрічки $v_c = 0,40$ м/хв., частота ультразвукових коливань $\nu_{п.з.} = 25$ кГц; 3) Час оброблення – 1 хв.

Аналіз даних табл. 2-4 показує, що режими різання при стрічковому алмазному шліфуванні алюмінієвих композитів суттєво впливає на параметр

шорсткості поверхні Ra , який є основним фактором, що впливає на зносостійкість деталі при терті.

Узагальнюючи комплекс виконаних досліджень необхідно зробити наступні висновки:

1. Вперше в науковій практиці виконане багатопланове вивчення технологічного процесу оздоблювального шліфування дрібнозернистими алмазними стрічками нових марок високозносостійких композитів на основі алюмінію для різних машинних комплексів.

2. Розроблені практичні рекомендації для промисловості. Показано, що найкращі результати якості поверхні забезпечують алмазні стрічки зернистістю 1-3 мкм. Режими оброблення повинні бути такими: швидкість стрічки $v_c = 0,25-0,40$ м/хв., швидкість деталі $v_d = 0,25-0,40$ м/хв., частота ультразвукових коливань $\nu_{п.з.} = 15-40$ кГц, питомий тиск $q = 0,12-0,25$ МПа.

3. Подальші дослідження доцільно виконувати у напрямку вивчення складових сил різання та миттєвих контактних температур у зоні зрізання мікростружок.

Список використаних джерел: 1. Роїк Т.А., Киричок П.О., Гавриш А.П. Композиційні підшипникові матеріали для підвищення умов експлуатації. – К.:НТТУ «КП», 2007.– 404 с.; 2. Технологія поліграфічного машинобудування: Навчальний посібник / П.О. Киричок, Т.А. Роїк, А.В. Шевчук та ін. – К.: Вид. НТТУ «КП», 2014. – 504 с.; 3. Новітні композиційні матеріали деталей тертя поліграфічних машин / Т.А. Роїк, А.П. Гавриш, П.О. Киричок, Ю.Ю. Віцюк. – К.:НТТУ «КП», 2014.– 427 с.; 4. Фінішне оброблення зносостійких деталей друкарських машин: Навчальний посібник / П.О. Киричок, Т.А. Роїк, А.П. Гавриш та ін. – К.: Вид. НТТУ «КП», 2014. – 404 с.; 5. Новітні технології виробництва стандартизованих виробів / О.А. Гавриш, Ю.Ю. Віцюк, Т.А. Роїк та ін. – К.: НТТУ «КП», 2012.– 204 с.

Bibliography (transliterated): 1. Roik T.A., Kirichok P.O., Gavrish A.P. Kompozicijni pidshipnikovi materiali dlja pidvishhennja umov ekspluatacii. – K.:NTTU «KPI», 2007.– 404 s.; 2. Tehnologija poligrafichnogo mashinobuduvannja: Navchal'nij posibnik / P.O. Kirichok, T.A. Roik, A.V. Shevchuk ta in. – K.: Vid. NNTU «KPI», 2014. – 504 s.; 3. Novitni kompozicijni materiali detalej tertja poligrafichnih mashin / T.A. Roik, A.P. Gavrish, P.O. Kirichok, Ju.Ju. Vicjuk. – K.:NTTU «KPI», 2014.– 427 s.; 4. Finishne obrobennja znosostijkih detalej drukars'kih mashin: Navchal'nij posibnik / P.O. Kirichok, T.A. Roik, A.P. Gavrish ta in. – K.: Vid. NNTU «KPI», 2014. – 404 s.; 5. Novitni tehnologii virobництва standartizovanih virobiv / O.A. Gavrish, Ju.Ju. Vicjuk, T.A. Roik ta in. – K.: NNTU «KPI», 2012.– 204 s.

Надійшла до редколегії 23.04.2014

Ю.Г. Гуцаленко, Харьков, Украина

СРАВНИТЕЛЬНЫЙ АНАЛИЗ РЕСУРСНОГО ПОТЕНЦИАЛА АЛМАЗНЫХ КРУГОВ С РЕЖУЩИМИ ЗЕРНАМИ РАЗЛИЧНОГО ЗАОСТРЕНИЯ И ПРИТУПЛЕНИЯ В ПРОЦЕССАХ ТОНКОГО ЧИСТОВОГО ШЛИФОВАНИЯ

У статті представлені модель, умови та прогностичні сліdstва здійсненності чистового алмазного шліфування кругами с ріжущими зернами різного заострення і притуплення.

В статье представлены модель, условия и прогностические следствия осуществимости чистового алмазного шлифования кругами с режущими зернами различного заострения и притупления.

The article presents the model, conditions and prognostic consequences of finishing grinding feasibility for diamond wheels with cutting grains of different sharpening and blunting.

Введение. Проблема обеспечения высокого микрогеометрического качества обработанной поверхности в процессах тонкого чистового шлифования неисчерпаема. Накопленный в НТУ «ХПИ» опыт микроскопических исследований поверхностей после электроэрозионного воздействия в процессе алмазно-искрового шлифования в рамках выполнения проекта «Разработка технических решений специальной модернизации универсальных станков и технологических баз данных для алмазно-искрового шлифования труднообрабатываемых материалов» (0113U000425, 2013-2014 гг.) позволил предложить модель и выполнить некоторые расчетные оценки участия электрической эрозии в формировании рельефа обработанной поверхности, перейти на этой основе к разработке концепции и организационно-технологических рекомендаций по совершенствованию цикла обработки с выхаживанием без отключения в его начальной фазе электрического тока в зоне шлифования, что дополнительно поддерживает функцию правки шлифовального круга благодаря продлению непрерывного технологического времени ее осуществления в режиме понижения высотных параметров шероховатости обработанной поверхности выхаживанием [1].

Теоретические расчеты [2] указывают также на существенное снижение параметра R_a шероховатости обработанной поверхности предварительным сглаживанием режущего рельефа шлифовального круга с образованием площадок износа на зёрнах абразива. Такое искусственное притупление режущих кромок алмазных зёрен кругов на металлических связках в управляемых процессах комбинированного шлифования, например, путем

предварительного, с продольной подачей, шлифования кругом алмазного карандаша, позволяет одновременно решать задачи и высокого микрогеометрического качества обработанной поверхности, и достаточно высокой производительности обработки.

Об актуальности и практической востребованности исследований в этом направлении свидетельствует практика передовых предприятий. Так, известен опыт совершенствования технологического процесса финишной обработки цилиндрической поверхности специальной твердосплавной развертки в условиях Харьковского машиностроительного завода «ФЭД», сокращающий его длительность и число операций (исключается притирка шлифованной поверхности алмазной пастой), обеспечивающий при этом не только требуемый уровень производительности, но и удовлетворяющий ограничениям по технологической себестоимости, точности и шероховатости обработанной поверхности. Этот положительный опыт сопряжен с высокой степенью управляемого затупления режущих зерен рабочей поверхности алмазного круга [3].

В таких технологических задачах следует учитывать необходимость ограничения притупления режущих зерен, а также корректного исходного выбора инструмента с алмазным шлифпорошком подходящей характеристики (марки и зернистости) из условия осуществимости процесса тонкого микрорезания и стружкообразования ими.

Для формулировки системы необходимых для этого условий воспользуемся известной расчетной схемой [4] (рис. 1) и будем исходить из классической формулировки И.В.Крагельского [5] достаточности глубины a_z внедрения абразивной частицы в материал для его микрорезания, если a_z не превышает определенную часть радиуса R контактирующего выступа соответствующей конфигурации, т. е.:

$$(a_z/R) > [a_z/R], \quad (1)$$

где a_z – толщина среза, м; R – радиус округления вершины зерна, м; $[a_z/R] = 0,2 \dots 0,3$ [5] или, с учетом научно-производственной практики алмазных шлифовальных инструментов, $[a_z/R] = 0,1 \dots 0,5$ [6].

Основная часть. Проблему соблюдения условия (1) рассмотрим во взаимосвязи со степенью затупления зерна η [7],

$$\eta = X / (X + a_z), \quad (2)$$

где X – величина линейного износа зерна, измеряемого от вершины описывающего зерно конуса, и углом при вершине зерна $\varepsilon = 2\gamma$ в его конусообразном представлении с округленной вершиной (рис. 1).

Из определенности расчетной схемой по рис. 1 тригонометрического соотношения для $\sin\gamma$ следует, что

$$X = R(\sin^{-1}\gamma - 1). \quad (3)$$

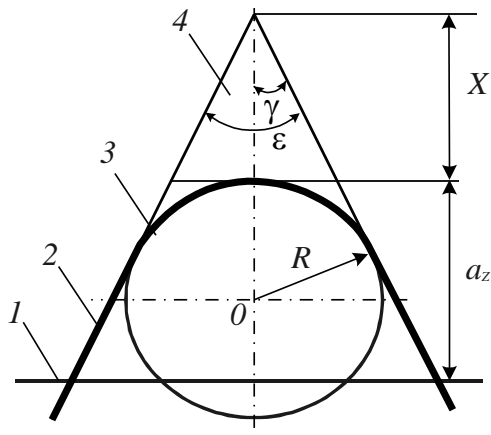


Рисунок 1 – Расчётная схема: 1 – уровень связки, 2 – контур зерна, 3 – сечение среза, 4 – изношенная часть зерна

После подстановки (3) в (2) и преобразований получаем ключевое параметрическое соотношение (4) для определения в множестве переменных η и ϵ области осуществимости процесса тонкого микрорезания по известному (принятому) значению $[a_z/R]$:

$$(a_z/R) - ((1-\eta)(1-\sin\gamma)/\eta \cdot \sin\gamma) = 0. \tag{4}$$

Из (4), с учетом $\epsilon = 2\gamma$, определяется значение η , являющееся его расчетным пределом $\lim \eta$. Необходимое условие эффективной эксплуатации шлифовального круга по известным $[a_z/R]$ и ϵ , с учетом $\epsilon = 2\gamma$, соответственно имеет вид:

$$\eta < 1 / (1 + [a_z/R] \cdot \sin\gamma / (1 - \sin\gamma)). \tag{5}$$

Если по какому-нибудь критерию оптимизации установлено значение нормы η ($[\eta]$), а условие (5) для шлифовального круга с данной, используемой в расчетах на стадии проектирования технологической операции характеристикой зерен шлифпорошка (марка, зернистость), не выполнимо, то следует изменить выбор марки и (или) зернистости шлифпорошка с учетом известных данных об угловых характеристиках алмазных зерен [8]. При этом следует учитывать, что, как это следует из [8], варьирование зернистостью является более ощутимым резервом возможного затушения зерен (и потому наиболее полного использования сверхтвердых алмазных абразивов), при котором процесс микрорезания (шлифования) еще осуществим.

На рис. 2 показаны столбчатые диаграммы допустимой степени затупления зерна η в зависимости от нормы $[a_z/R]$ для ряда углов заострения зерен ϵ в диапазоне охвата массива баз данных Института сверхтвердых материалов НАН Украины для шлифпорошков из синтетических сверхтвердых материалов марочных составов от AC2 до AC15 и зернистостей от 50/40 до 250/200 [8]: по допустимости степени затупления режущие зерна наибольшей исходной остроты ($\epsilon=90^\circ$) в рассматриваемом диапазоне углов заострения ϵ от 1,6 (для $[a_z/R]=0,1$) до 2,6 раз (для $[a_z/R]=0,5$) превосходят режущие зерна наименьшей исходной остроты ($\epsilon=130^\circ$).

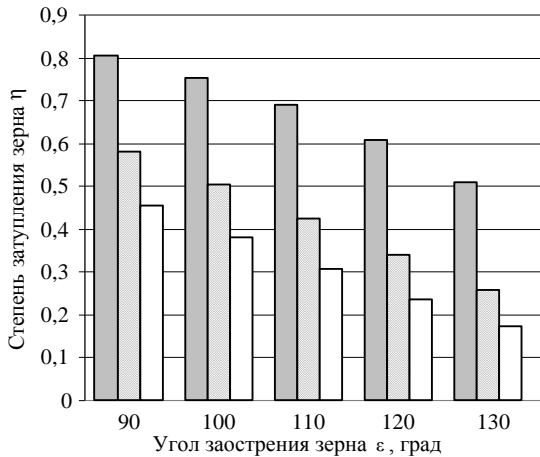


Рисунок 2 – Диапазон допустимой степени затупления зерна η в зависимости от угла заострения зерна ϵ для различных условий осуществления микрорезания по критерию отношения толщины среза к радиусу округления вершины зерна $[a_z/R]$:
 – 0,1; – 0,3; – 0,5

Для представления о технико-экономических прогностических возможностях этого заключения обратимся к известной из моделирования процессов устойчивого во времени шлифования пропорциональности η отношению скоростей износа зерен ($V_{з\epsilon\rho}$) и связки ($V_{св}$) в направлении нормали к номинальной рабочей поверхности круга [9]:

$$\eta = V_{з\epsilon\rho} / V_{св} \cdot \tag{6}$$

Тогда, в первом приближении полагая относительно незначимым влияние марки и зернистости алмазного шлифпорошка на $V_{з\epsilon\rho}$, во всяком случае зернистости в шлифпорошках данной марки, в пределе допустимого износа в кругах зерен с различной исходной остротой при обеспечении

стабильности во времени выходных показателей шлифования объектов идентичной обрабатываемости и в кинематико-геометрически идентичных рабочих процессах имеем:

$$[\eta_1/\eta_2] = V_{ce2}/V_{ce1} . \quad (7)$$

Памятуя далее, что различие в эксплуатационном ресурсе T различных шлифовальных кругов с одной и той же толщиной S абразивосодержащего слоя при некоторой известной постоянной или усредненной скорости износа связки определяется именно величиной этой скорости, для i -го случая

$$T_{(i)} = S / V_{ce(i)} , \quad (8)$$

после преобразования (8) относительно $V_{ce(i)}$ и подстановки в (7) получаем:

$$T_1/T_2 = [\eta_1/\eta_2] . \quad (9)$$

Из (9) следует, что допустимая степень затупления зерна η является пропорциональным отражением ресурсного потенциала шлифовального круга. Это позволяет интерпретировать отображенные на рис. 2 полученные расчетные результаты с позиций соответствующего прогноза в сопоставимых кинематико-геометрически и по обрабатываемости условиях шлифования алмазными кругами, использующими шлифпорошки с различной остротой алмазных зерен (табл. 1).

Таблица 1 – Сравнение ресурсного потенциала алмазных шлифовальных кругов с различной остротой зерен используемого шлифпорошка, %

Критерий Крагельского [a_z/R]	Угол заострения алмазного зерна ϵ , град.				
	90	100	110	120	130
0,1	100	93,5	85,4	75,4	63,1
0,3	100	87,0	73,1	58,7	44,2
0,5	100	83,7	67,6	52,2	37,8

В соответствии с изложенным выше подходом и согласно данным [8] об углах заострения синтетических алмазных зерен, в табл. 2, в пределах каждой из приведенных в ней марок, представлен относительный прогноз ресурсного потенциала использующих алмазные шлифпорошки этих марок и зернистостей инструментов.

Таблица 2 – Внутримарочный прогноз относительного ресурса алмазных инструментов по данным [8] об остроте зерен, % ($[a_z/R]=0,3$)

Марка шлифпорошка	Зернистость шлифпорошка, мкм				
	125/100	100/80	80/63	63/50	50/40
AC2	80,9	86,2	100	82,6	80,9
AC4	86,3	66,4	86,3	90,2	100

Заклучение. Приведенная расчетная практика и ее результаты могут использоваться как в поиске организационно-технологических резервов усовершенствования существующих технологий, так и в проектных разработках шлифовальных операций новых механообрабатывающих производств, а также в теоретических исследованиях оптимизации инструментального обеспечения и рабочих процессов шлифования.

Список используемых источников: 1. *Гуцаленко Ю.Г.* Модель сглаживания шероховатости поверхности при алмазно-искровом шлифовании // Современные инновации в науке и технике: Сб. науч. тр. 4-ой междунар. науч.-практ. конф. 17 апр. 2014 г. – В 4-х т. – Курск: Юго-Зап. гос. ун-т, 2014. – Т. 1. – С. 325-328. 2. *Дитиненко С.А., Гуцаленко Ю.Г., Новиков Ф.В.* Условия повышения чистоты обработки при шлифовании алмазными кругами на металлических связках // Резание и инструмент в технологических системах: Междунар. науч.-техн. сб. – Харьков: НТУ «ХПИ», 2003. – Вып. 64. – С. 69-74. 3. *Дитиненко С.О.* Підвищення ефективності технології фінішної обробки циліндричних поверхонь твердосплавних виробів: Автореф. дис. ... канд. техн. наук: 05.02.08 / Нац. техн. ун-т «Харк. політехн. ін-т». – Харків, 2005. – 20 с. 4. *Новиков Ф.В.* Кинематика образования шероховатости поверхности при шлифовании // В кн.: Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения. В 10-ти томах. – Т.6: Качество обработки деталей машин. – Одесса: ОНПУ, 2003. – С. 86-143. 5. *Крагельский И.В.* Трение и износ. – М.: Mashgiz, 1962. – 384 с. 6. *Семко М.Ф.* Основы алмазного шлифования / *М.Ф.Семко, А.И.Гребченко, А.Ф.Раб, М.Д.Узунян, М.С.Пивоваров.* – Киев: Техника, 1978. – 192 с. 7. *Новиков Ф.В.* Физические и кинематические основы высокопроизводительного алмазного шлифования: Автореф. дис. ... докт. техн. наук: 05.02.08; 05.03.01 / Одесский гос. политехн. ун-т. – Одесса, 1995. – 36 с. 8. *Никитин Ю.И.* Порошки и пасты из синтетических алмазов / *Ю.И.Никитин, С.М.Уман, Л.В.Коберниченко, Л.М.Мартынова* – Киев: Наук. думка, 1992. – 284 с. 9. *Новиков Ф.В., Гуцаленко Ю.Г.* Разработка аналитической модели устойчивого во времени процесса алмазного шлифования // Вісн. Нац. техн. ун-ту „Харк. політехн. ін-т”. 36. наук. пр. Темат. вип.: Технології в машинобудуванні. – 2005. – № 12. – С. 51-63.

Bibliography (transliterated): 1. *Gucalenko Ju.G.* Model' sglazhivaniya sherohovatosti poverhnosti pri almazno-iskrovom shlifovanii // Sovremennye innovacii v nauke i tehnikе: Sb. nauch. tr. 4-oj mezhdunar. nauch.-prakt. konf. 17 apr. 2014 g. – V 4-h t. – Kursk: Jugo-Zap. gos. un-t, 2014. – T. 1. – S. 325-328. 2. *Ditinenko S.A., Gucalenko Ju.G., Novikov F.V.* Uslovija povysheniya chistoty obrabotki pri shlifovanii almaznymi krugami na metallicheskih svjazkah // Rezanie i instrument v tehnologicheskix sistemah: Mezhdunar. nauch.-tehn. sb. – Har'kov: NTU «HPI», 2003. – Vyp. 64. – S. 69-74. 3. *Ditinenko S.O.* Pidvishhennija efektivnosti tehnologii finisnoi obrobki cilindrichnih poverhon' tvirdosplavnih virobiv: Avtoref. dis. ... kand. tehn. nauk: 05.02.08 / Nac. tehn. un-t «Hark. politehn. in-t». – Harkiv, 2005. – 20 s. 4. *Novikov F.V.* Kinematika obrazovanija sherohovatosti poverhnosti pri shlifovanii // V kn.: Fiziko-matematicheskaja teorija processov obrabotki materialov i tehnologii mashinostroenija. V 10-ti tomah. – T.6: Kachestvo obrabotki detalej mashin. – Odessa: ONPU, 2003. – S. 86-143. 5. *Kragel'skij I.V.* Trenie i iznos. – M.: Mashgiz, 1962. – 384 s. 6. *Semko M.F.* Osnovy almaznogo shlifovanija / *M.F.Semko, A.I.Grabchenko, A.F.Rab, M.D.Uzunjan, M.S.Pivovarov.* – Kiev: Tehnika, 1978. – 192 s. 7. *Novikov F.V.* Fizicheskie i kinematicheskie osnovy vysokoproizvoditel'nogo almaznogo shlifovanija: Avtoref. dis. ... dokt. tehn. nauk: 05.02.08; 05.03.01 / Odesskij gos. politehn. un-t. – Odessa, 1995. – 36 s. 8. *Nikitin Ju.I.* Poroshki i pasty iz sinteticheskix almazov / *Ju.I.Nikitin, S.M.Uman, L.V.Kobernichenko, L.M.Martynova* – Kiev: Nauk. dumka, 1992. – 284 s. 9. *Novikov F.V., Gucalenko Ju.G.* Razrabotka analiticheskoi modeli ustojchivogo vo vremeni processa almaznogo shlifovanija // Visn. Nac. tehn. un-tu „Hark. politehn. in-t”. Zb. nauk. pr. Temat. vip.: Tehnologії v mashinobuduvanni. – 2005. – № 12. – S. 51-63.

Поступила в редакцию 25.06.2014

УДК 621.9.01

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

ФОРМИРОВАНИЕ ПЕРВИЧНЫХ ОБРАЗОВ РЕЖУЩЕЙ ЧАСТИ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ СТЗ ДЛЯ ДИАГНОСТИРОВАНИЯ СОСТОЯНИЙ ИНСТРУМЕНТОВ НА ОСНОВЕ АНАЛИЗА 3D-МОДЕЛЕЙ

Приведені результати розробки стендової системи контролю станів різальних інструментів і підходу до реєстрації наборів первинних образів різальної частини з використанням системи технічного зору. Вони забезпечують формування послідовностей 3D - моделей активної зони інструменту, що зношується, і визначення комплексу нових параметрів його станів.

Приведены результаты разработки стендовой системы контроля состояний режущих инструментов, подхода к регистрации наборов первичных образов режущей части с использованием системы технического зрения. Они обеспечивают формирование последовательностей 3D – моделей активной зоны изнашивающегося инструмента и определение комплекса новых параметров его состояния.

The results of development of the cutting tools stand checking system and approach to registration cutting part prime appearances sets with the use of the system of technical sight are resulted. They provide forming of sequences 3D - models of active area of wearing tools and complex new parameters of states determination.

В современном машиностроительном производстве работоспособность систем и подсистем ГПМ должны обеспечивать системы мониторинга – контроля и диагностирования их состояний. Поскольку непрогнозируемые отказы режущих инструментов (РИ) приводят к простоям дорогостоящего оборудования, очевидна необходимость создания соответствующих интеллектуальных систем диагностирования состояний и прогнозирования остаточного ресурса. Основой их функционирования являются информационные наборы – первичные образы состояний режущей части (РЧ) – непрерывно или периодически регистрируемые наборами датчиков, входящих в структуру систем контроля. Важную информацию о состоянии РЧ несут наборы ее цифровых изображений, регистрируемые системами технического зрения (СТЗ).

Анализ предыдущих исследований [1, 2 и др.] показал перспективность использования систем технического зрения в структуре стендовых и станочных систем контроля, диагностирования состояний режущих инструментов и прогнозирования отказов РЧ. Вместе с тем в

указанных работах в качестве образов РЧ, характеризующих конкретное состояние инструмента, использовали одно или два ортогональных изображения (две проекции) режущей части. Их обработка обеспечивает формирование ряда параметров зон износа инструмента [2], однако для построения последовательности 3D-моделей активной зоны изнашивающейся РЧ этой информации оказывается недостаточно. Вместе с тем именно цифровые 3D-модели РЧ позволяют получать комплексы новых информативных параметров состояния РИ, в том числе – данных об объемном износе передней и задних поверхностей РИ, а также их зон. Поэтому тематика статьи представляется авторам актуальной.

Целью настоящей статьи является изложение результатов разработки подхода к регистрации наборов первичных образов режущей части с использованием СТЗ, обеспечивающих формирование комплекса 3D-моделей активной зоны изнашивающейся РЧ, и создания соответствующей стендовой системы контроля состояний РИ.

Рассмотрим основные результаты исследований. Для получения 3D-модели РЧ необходимы как минимум два ее первичных образа (два цифровых изображения, две проекции). Операция проецирования (отображения) обобщенной зоны задних поверхностей РЧ (L_2^T) с регистрацией ее проекции ($P_{R_S}^{L_2^T}$) на рабочую плоскость (R_S) обозначена как Q_1 :

$$Q_1 : L_2^T \rightarrow P_{R_S}^{L_2^T} . \quad (1)$$

Операция отображения передней поверхности изношенной РЧ (L_1^T) с регистрацией ее проекции ($P_{R_V}^{L_1^T}$) на основную плоскость (R_V) обозначена как Q_2 :

$$Q_2 : L_1^T \rightarrow P_{R_V}^{L_1^T} . \quad (2)$$

Процессы выделения информативных зон (зон износа) задних поверхностей ($P_{R_S}^{A_2^T}$) и передней поверхности ($P_{R_V}^{A_1^T}$) условно представлены выражениями (3), (4).

$$SK : P_{R_S}^{L_2^T} \rightarrow P_{R_S}^{A_2^T} ; \quad (3)$$

$$SK : P_{R_V}^{L^T} \rightarrow P_{R_V}^{A_1^T}; \quad (4)$$

где: SK – условное обозначение операции контурной сегментации цифрового изображения, обеспечивающей выделение информативных контуров [3].

В контексте данной работы для упрощения и сокращения изложения условно примем справедливость соотношений:

$$P_{R_V}^{A_1^T} \equiv k_{R_V}^{A_1^T}; \quad (5)$$

$$P_{R_S}^{A_2^T} \equiv k_{R_S}^{A_2^T}; \quad (6)$$

где: $k_{R_V}^{A_1^T}$, $k_{R_S}^{A_2^T}$ – контура зон износа.

Операцию определения особых точек контуров $k_{R_V}^{A_1^T}, k_{R_S}^{A_2^T}$ (в первую очередь - проекций вершины изношенной РЧ - $P_{R_S}^{O^T}$, $P_{R_V}^{O^T}$, экстремальных точек контуров) обозначим как μ_E :

$$\mu_E : k_{R_S}^{A_2^T} \rightarrow P_{R_S}^{O^T}; \quad (7)$$

$$\mu_E : k_{R_V}^{A_1^T} \rightarrow P_{R_V}^{O^T}; \quad (8)$$

Условно обозначив алгоритм построения 3D – модели РЧ первого уровня как AL_1^{3D} , можно записать:

$$AL_1^{3D} : \left\{ k_{R_V}^{A_1^T}, P_{R_V}^{O^T}; k_{R_S}^{A_2^T}, P_{R_S}^{O^T} \right\} \rightarrow ML_1^{3D}. \quad (9)$$

Такие модели строят по результатам контроля РЧ как новых инструментов ($ML_1^{3D(L^0)}$), так и изношенных ($ML_1^{3D(L^T)}$). Они дают представление о структуре элементов РЧ, образовавшихся в результате изнашивания РИ, и позволяют определять ряд информативных параметров состояния инструмента.

Для построения более информативных 3D-моделей (моделей второго уровня – ML_2^{3D}) для РИ со сложной геометрией необходимо формировать упорядоченные наборы первичных образов (проекции) РЧ.

Поскольку стандартные СТЗ не обеспечивают решения заданий работы, на кафедре ТКМиМ ОНПУ разработана специальная СТЗ и изготовлены необходимые сопутствующие устройства (рис. 1, 2).

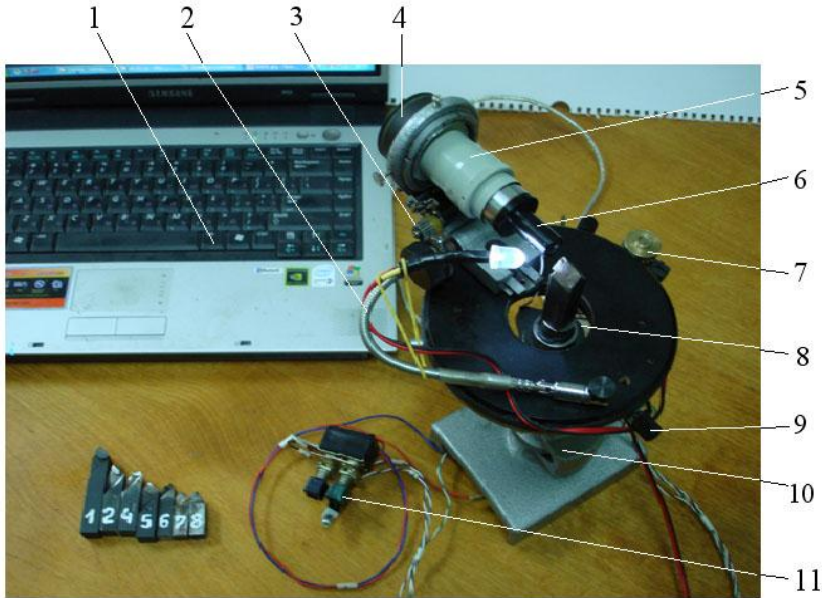


Рисунок 1 – Общий вид системы технического зрения с поворотным столом, устройством автоматического регулирования резкости и дистанционным управлением СТЗ

Она оснащена устройством с поворотным столом, обеспечивающим формирование наборов панорамных цифровых изображений РЧ РИ, устройством автоматического регулирования резкости и дистанционным управлением.

В состав системы входят следующие компоненты: 1 – ПЭВМ; 2 – гибкая штанга подсветки зоны РЧ; 3 – электропривод наводки цифровой камеры на резкость; 4 – цифровая камера (5 Мпикс); 5 – тубус изменения масштаба; 6 – объектив; 7 – электропривод поворотного стола; 8 – устройство базирования и крепления РИ (здесь – резца); 9 – устройство центровки поворотного стола; 10 – стойка с вертикальной регулировкой и углом наклона стола; 11 – кнопки управления электроприводами.

Использование системы обеспечило реализацию нового метода создания 3D-моделей РЧ, основанного на обработке наборов последовательностей цифровых изображений режущей части РИ.

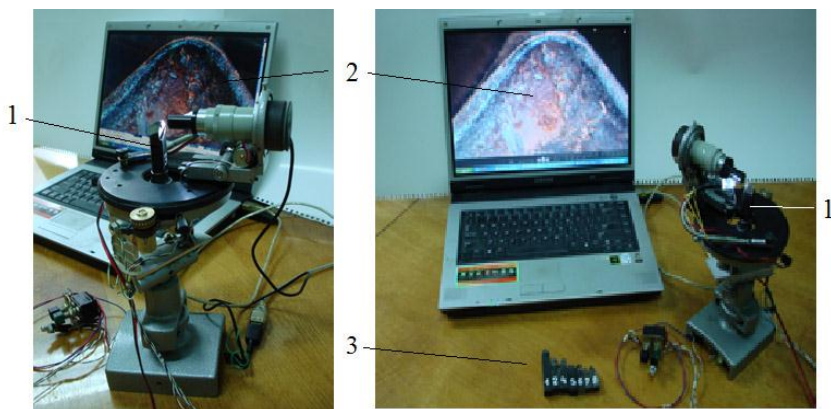


Рисунок 2 – Общие виды системы технического зрения с поворотным столом, устройством автоматического регулирования резкости и дистанционным управлением цифровой камерой.

- 1 – контролируемый резец (зона контроля – передняя поверхность РЧ);
- 2 – соответствующее первичное цифровое изображение в формате RGB на мониторе;
- 3 – очередной набор резцов, подлежащих контролю

Использование разработанной системы обеспечило комплекс новых возможностей позиционирования РЧ РИ относительно цифровой камеры. Соответствующие схемы приведены на рис. 3-5. Схема формирования набора проекций режущей части НТП, позволяющая реализовать новый метод построения 3D-моделей задних поверхностей РЧ, показана на рис. 6.

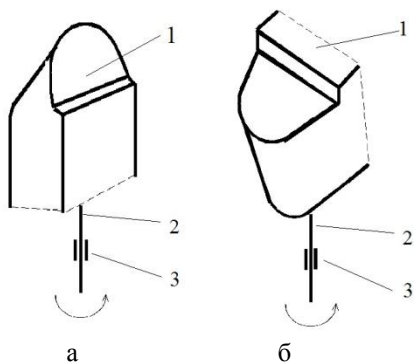


Рисунок 3 – Схематическое представление вариантов вращения РИ относительно цифровой камеры СТЗ:
а – при создании панорамных изображений передней поверхности РЧ;
б – при создании панорамных изображений задних поверхностей РЧ.
1 – контролируемый РИ;
2 – ось вращения цифровой камеры относительно неподвижного инструмента;
3 – опора

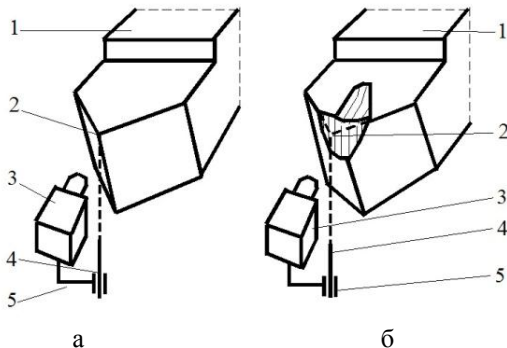


Рисунок 4 – Схемы организации поворота цифровой камеры относительно контролируемого РИ:

а – инструмент в исходном состоянии;

б – инструмент в изношенном состоянии или состоянии отказа.

- 1 – РИ (резец); 2 – вершина РЧ РИ (или ее след, образ); 3 – цифровая камера;
- 4 – ось вращения цифровой камеры, совмещенная с особой точкой структуры РЧ (здесь – вершина РЧ или ее след); 5 – опора

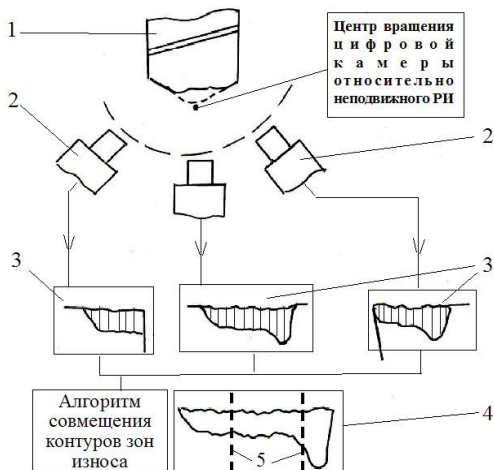


Рисунок 5 – Схема формирования панорамного изображения

- зоны износа задней поверхности РИ: 1 – контролируемый инструмент;
- 2 – цифровая камера, поворачивающаяся относительно РЧ и регистрирующая изображения зон износа главной, переходной и вспомогательной задних поверхностей;
- 3 – схемы соответствующих изображений;
- 4 – сформированный панорамный контур зоны износа;
- 5 – зоны соединения фрагментов контуров

Использование системы, представленной на рис. 1, 2, т. е. регистрация ряда проекций режущей части на множество плоскостей W_1, W_2, \dots, W_n (где: n - число проекций, определенным образом ориентированных относительно инструментальной системы координат) с использованием ряда схем (рис. 3-6 и др.) позволяет формировать 3D-модели РЧ второго уровня с применением алгоритма AL_2^{3D} :

$$AL_2^{3D} : \left\{ P_{W_1}^{L^T}, P_{W_2}^{L^T}, \dots, P_{W_n}^{L^T} \right\} \rightarrow ML_2^{3D}. \quad (10)$$

В ОНПУ разработан алгоритмический и программный комплекс, обеспечивающий построение 3D – модели РЧ типа $ML_2^{3D(L^0)}$, $ML_2^{3D(L^T)}$ и их совместный анализ. Они отображают как исходную структуру элементов РЧ, так и элементы, образовавшиеся в результате износа, дают подробное визуальное представление РЧ и позволяют определять комплекс информативных параметров состояния инструмента. Изложению этих материалов будет посвящена отдельная статья.

Пример формирования набора проекций для построения $ML_2^{3D(L^T)}$ НТП в одном из состояний приведен на рис. 6.

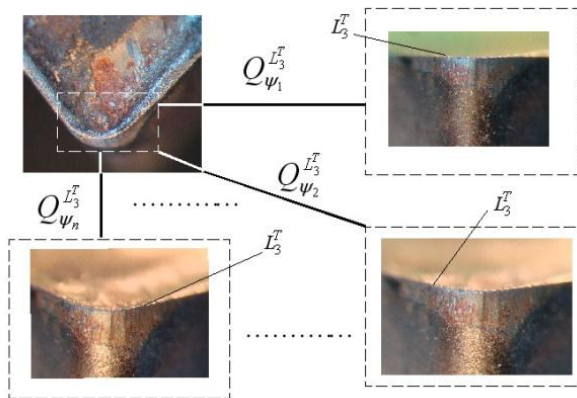


Рисунок 6 – Пример формирования набора первичных образов РЧ НТП

(здесь $\psi_1, \psi_2, \dots, \psi_n$ - углы проецирования, $Q_{\psi_i}^{L_3^T}$ ($i=1 \dots n$) – единичная операция отображения РЧ и элемента ее структуры – режущей кромки L_3^T)

Выводы.

1. Разработан подход к формированию наборов первичных образов режущей части с использованием СТЗ, обеспечивающих формирование комплекса 3D-моделей активной зоны изнашивающейся РЧ.

2. Эти модели позволят получать новые параметры для диагностирования состояний РЧ.

3. Разработана новая стендовая система контроля состояний РЧ РИ, которая успешно прошла испытания и обеспечила формирование 3D-моделей резцов.

Список использованных источников: 1. *N. Sawai, H. Park, and J. Song, Automated Measurement of Tool Wear Using An Image Processing System. Int. J. Japan Society Precision Engineering, Vol. 30, No. 2, pp. 112-117, 1996.* 2. *Дерев'янченко О.Г. Діагностування станів різальних інструментів при прецизійній обробці/ О.Г. Дерев'янченко, В.Д. Павленко, А.В. Андреев. – Одеса: Астропрінт, 1999. – 184 с.* 3. *Шapiro Л. Компьютерное зрение: Л. Шапиро, Дж. Стокман; Пер. с англ. – М.: БИНОМ. Лаборатория знаний 2006. – 752 с.*

Bibliography (transliterated): 1. *N. Sawai, H. Park, and J. Song, Automated Measurement of Tool Wear Using An Image Processing System. Int. J. Japan Society Precision Engineering, Vol. 30, No. 2, pp. 112-117, 1996.* 2. *Derev'janchenko O.G. Diagnostuvannya staniv rizal'nih instrumentiv pri precizijnij obrobci/ O.G. Derev'janchenko, V.D. Pavlenko, A.V. Andreev. – Odesa: Astroprint, 1999. – 184 s.* 3. *Shapiro L. Komp'yuternoe zrenie: L. Shapiro, Dzh. Stokman; Per. s angl. – M.: BINOM. Laboratorija znaniy 2006. – 752 s.*

Поступила в редколлегию 25.06.2014

С.Ю. Дмитриева, Одесса, Украина

РАСЧЕТ ГЕОМЕТРИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ ПРЕРЫВИСТЫХ КРУГОВ С УЧЕТОМ ТЕМПЕРАТУРЫ ШЛИФОВАНИЯ

Проведено теоретичні дослідження, спрямовані на визначення геометричних параметрів прерывчастих кіл, при шліфуванні якими створюються умови, які спричиняють необхідну якість поверхневого шару деталі.

Проведены теоретические исследования, направленные на определение геометрических параметров прерывистых кругов, при шлифовании которыми создаются условия, предопределяющие требуемое качество поверхностного слоя детали.

Theoretical research aimed at determining the geometric parameters of discontinuous circles, which are created by grinding conditions predetermine the required quality of the surface layer of the part.

1. Постановка проблемы. Основным ограничивающим фактором повышения производительности и качества при шлифовании является возникновение высоких температур резания, которые приводят к различного рода температурным дефектам поверхностного слоя обрабатываемой детали, ухудшающим ее эксплуатационные свойства. [2], [4].

Существует множество методик расчета геометрических параметров прерывистых абразивных кругов, обеспечивающих снижение температуры до требуемого безопасного уровня. [1], [2], [3], [5]. В основу этих методик положен сложный расчет температурных полей на основе уравнения Лапласа, что не позволяет использовать их в производственных условиях. В существующих методиках длина впадин не рассчитывается по температурному критерию, а выбирается, исходя из условий предотвращения размерного износа круга. Например, в работе [4] рассчитывается длина выступа l_1 , а длина впадины l_2 выбирается равной $l_2 = (0,3-0,5) l_1$ из соображения износостойкости кругов.

2. Цель исследования. Целью настоящей работы является разработка методики расчета длин выступов и впадин на прерывистом круге с учетом температурного критерия.

3. Основной материал исследования. Рассмотрим случай, когда к концу полубесконечного адиабатического стержня приложен тепловой источник постоянной интенсивности q . В этом случае дифференциальное уравнение теплопроводности можно записать в виде:

$$\frac{\partial \theta}{\partial \tau} = a \cdot \frac{\partial^2 \theta}{\partial x^2} \quad (1)$$

При начальном и граничных условиях первого рода:

$$\begin{aligned} \theta_{(x,\tau)}|_{\tau=0} &= 0 \\ -\lambda \frac{\partial \theta}{\partial \tau} |_{x=0} &= q = const \\ \frac{\partial \theta_{(x,\tau)}}{\partial x} |_{x=\infty} &= 0 \end{aligned} \quad (2)$$

Решение данного дифференциального уравнения имеет вид:

$$\theta = 2 \cdot q \cdot \sqrt{\frac{\tau}{c \cdot \rho_M \cdot \lambda}} \cdot ierfc \left(\frac{x}{2 \cdot \sqrt{a \cdot \tau}} \right) \quad (3)$$

где θ_0 - начальная температура детали, равная температуре среды, °C;

θ_u - температура теплового источника, °C;

c - теплоемкость обрабатываемого материала, $\frac{\text{Дж}}{\text{кг} \cdot ^\circ\text{C}}$;

ρ_M - плотность обрабатываемого материала, $\frac{\text{кг}}{\text{м}^3}$;

λ - коэффициент теплопроводности, $\frac{\text{Дж}}{\text{м} \cdot \text{с} \cdot ^\circ\text{C}}$;

q - плотность теплового потока, $\text{Вт}/\text{м}^2$;

$a = \frac{\lambda}{c \cdot \rho_M}$ - коэффициент температуропроводности;

τ - время действия теплового источника, с;

x - координата, отсчитываемая от торца адиабатического стержня в направлении его оси.

При $x = 0$ $ierfc \left(\frac{x}{2 \cdot \sqrt{a \cdot \tau}} \right) = 0,5642$.

В этом случае решение дифференциального уравнения (3.1) будет иметь вид:

$$\theta = q \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \tau}{c \cdot \rho_M \cdot \lambda}} \quad (4)$$

Предположим, что за время контакта режущего выступа шлифовального круга со стержнем τ_1 , последний «получил» количество Q_1 , а за время прохождения впадины τ_2 «потерял» (в результате теплообмена с окружающей средой) количество тепла Q_2 . Тепловой баланс опишется:

$$Q_1 - Q_2 = Q_3 \quad (5)$$

где

$$\begin{aligned} Q_1 &= q_1 \cdot S \cdot \tau_1 \\ Q_2 &= q_2 \cdot S \cdot \tau_2 \\ Q_3 &= q_3 \cdot S \cdot \tau_3 \end{aligned}$$

Q_3 – общее количество тепла, которое «получил» стержень за время прохождения выступа и впадины прерывистого шлифовального круга;
 q_2 – плотность теплового потока при прохождении впадины круга, Вт/м²;
 q_1 – плотность теплового потока при прохождении режущего выступа шлифовального круга, Вт/м²;
 τ_3 – условное время, определяющее температуру после прохождения впадины круга, с;
 S – площадь торца адиабатического стержня, м².

С учетом условия теплообмена стержня с окружающей средой (условия Ньютона–Рихмана) плотность теплового потока пропорциональна разности температур на торце стержня и окружающей среды (равной нулю).

$$q_2 = \alpha \left[\left(\frac{\theta_n - \theta_k}{2} \right) - 0 \right], \quad (6)$$

где α – коэффициент теплоотдачи, $\frac{Вт}{м^2 \cdot C}$;

θ_n, θ_k – соответственно температура торца стержня после прохождения выступа и впадины круга, °С;

$\left(\frac{\theta_n - \theta_k}{2} \right)$ – средняя температура на торце стержня, °С.

$$\theta_n = q \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \tau_1}{c \cdot \rho_m \cdot \lambda}} \quad (7)$$

$$\theta_k = q \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \tau_3}{c \cdot \rho_m \cdot \lambda}} \quad (8)$$

После подстановки (7), (8) и (6) в (5) имеем:

$$(\tau_1 - \tau_3) = \frac{\alpha}{2} \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho_m \cdot \lambda}} \cdot (\sqrt{\tau_1} + \sqrt{\tau_3}) \cdot \tau_2 \quad (9)$$

Отсюда искомое время τ_3 определится:

$$\tau_3 = \left(\sqrt{\tau_1} - \alpha \cdot \sqrt{\tau_2} \cdot \sqrt{\frac{1}{2 \cdot c \cdot \rho_m \cdot \lambda}} \right)^2 \quad (10)$$

Температура после прохождения впадины круга равна:

$$\theta_k = q_1 \cdot \left[\sqrt{\frac{2 \cdot \tau_1}{c \cdot \rho_M \cdot \lambda}} - \frac{\alpha \cdot \tau_2}{c \cdot \rho_M \cdot \lambda} \right] \quad (11)$$

Из зависимости (11) следует, что температура резания после прохождения впадины меньше, чем после прохождения выступа шлифовального круга. Увеличение параметров α и τ_2 снижает температуру θ_k . Очевидно, применение прерывистого круга создает условия существенного снижения θ_k .

С учетом $\tau_1 = \frac{L_1}{V_{kp}}$; $\tau_2 = \frac{L_2}{V_{kp}}$; (где L_1, L_2 – соответственно длина выступа и впадина круга), $k_{np} = \frac{L_2}{L_1}$; зависимость (11) выразится:

$$\theta_k = q_1 \cdot \left[\sqrt{\frac{2 \cdot L_1}{c \cdot \rho_M \cdot \lambda \cdot V_{kp}}} - \frac{\alpha \cdot L_1}{c \cdot \rho_M \cdot \lambda \cdot V_{kp}} \right] \quad (12)$$

Находится первая частная производная от функции

$$T'_k = q_1 \left[\sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda \cdot V_{kp}}} \cdot \frac{1}{2 \cdot \sqrt{l'_1}} - \frac{\alpha \cdot k_{np}}{c \cdot \rho_M \cdot \lambda \cdot V_{kp}} \right] = 0 \quad (13)$$

После приведения этой формулы к общему знаменателю, получится дробь. Дробь тогда равна нулю, когда ее числитель равен нулю. Приравняем числитель этой дроби к нулю:

$$\sqrt{c \cdot \rho \cdot \lambda \cdot V_{kp}} - \alpha \cdot k_{np} \cdot \sqrt{2l'_1} = 0$$

Из полученного выражения выражаем:

$$\sqrt{l'_1} = \frac{\sqrt{c \cdot \rho \cdot \lambda \cdot V_{kp}}}{\sqrt{2 \alpha \cdot k_{np}}}; \quad = \frac{c \cdot \rho \cdot \lambda \cdot V_{kp}}{2 \alpha^2 \cdot k_{np}^2} \quad (14)$$

Находится вторая производная от функции T_k по l_1 . Составляется неравенство для определения выпуклости функции.

$$(T_k)''_{l'_1} = q_1 \cdot \frac{-1}{2 \cdot \sqrt{2 c \cdot \rho \cdot \lambda \cdot V_{kp}}} \cdot \frac{1}{\sqrt{(l'_1)^3}} < 0 \quad (15)$$

Вторая производная функции θ_k отрицательна. Следовательно, имеет место максимум функции θ_k (рис. 1). Из этого следует, что существует значение L_1 , при достижении которого $\theta_k = 0$ т.е. температура резания принимает наименьшее значение.

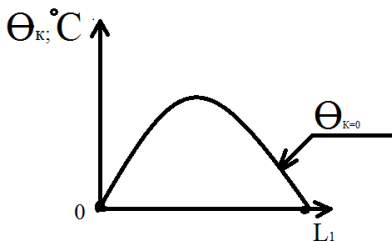


Рисунок 1 – Общий вид зависимости температуры шлифования от длины режущего выступа прерывистого круга при постоянном значении коэффициента прерывистости $k_{np} = L_2/L_1$

Определим количество выступов прерывистого шлифовального круга n , необходимое для выполнения условия $\theta_k = 0$

$$n = \frac{\pi \cdot D_{kp}}{(L_1 + L_2)} \quad (16)$$

где D_{kp} - диаметр шлифовального круга.

С учетом зависимости (14) количество режущих выступов n определится:

$$n = \left[\frac{c \cdot \rho \cdot \lambda \cdot v_{kp}}{2 \cdot \alpha^2 \cdot k_{np}^2} \right] \quad (17)$$

Рассмотрим плотность теплового потока q_1 при прерывистом шлифовании.

$$q_1 = \frac{P_z \cdot v_{kp}}{F} = \frac{\sigma \cdot Q \cdot (1 + 0,5 \cdot k_{np})}{v_{kp}} \cdot \frac{v_{kp}}{F} = \frac{\sigma \cdot Q \cdot (1 + 0,5 \cdot k_{np})}{F} \quad (18)$$

где σ - условное напряжение резания, Н/м²;

F – площадь контакта шлифовального круга с деталью, м²;

Q – производительность обработки, м³/с.

Наличие множителя $(1 + 0,5 \cdot k_{np})$ означает то, что фактический съем материала режущим выступом прерывистого шлифовального круга увеличивается на $(1 + 0,5 \cdot k_{np})$ за счет «неснятого материала» при прохождении впадины круга.

Анализируя зависимость (12) с учетом (18), нетрудно видеть, что θ_k с увеличением k_{np} проходит точку экстремума. Для определения наличия максимума (минимума) функции θ_k возьмем вторую производную от θ_k по параметру k_{np} :

$$(\theta_k)''_{k_{np}} = - \frac{\sigma \cdot Q}{F} \cdot \frac{2 \cdot L_1}{c \cdot \rho_m \cdot \lambda \cdot v_{kp}} \quad (19)$$

Как видно, вторая производная функции θ_k отрицательна, т.е функция θ_k с изменением k_{np} проходит точку максимума (рис. 2).

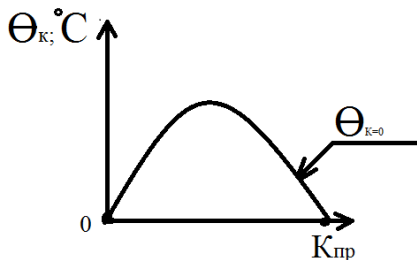


Рисунок 2 – Общий вид зависимости температуры шлифования от коэффициента прерывистости $k_{np} = L_2/L_1$, при постоянной длине режущего выступа L_1 прерывистого круга.

Из этого следует, что существует значение k_{np} , при котором температура резания принимает наименьшее значение $\theta_k = 0$.

Как установлено выше, для реализации данного условия коэффициент k_{np} и геометрические параметры прерывистого шлифовального круга L_1 и L_2 необходимо устанавливать по зависимостям (14) и (17). В работе [4] приводились экспериментальные данные, подтверждающие экстремальный характер температуры при прерывистом шлифовании в зависимости от длины впадины l_2 (рис. 3).

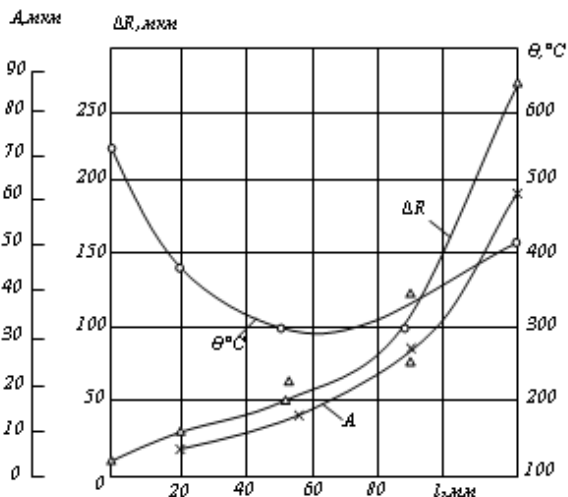


Рисунок 3 – Зависимость температуры шлифования, радиального износа круга, амплитуды колебаний шпинделя от протяженности впадины прерывистого круга

Из этого рисунка видно, что рост температуры при шлифовании кругами с протяжностью впадин $l_2=70$ мм и более обусловлен резким увеличением глубины микрорезания и работы трения связки. Однако температура в зоне шлифования даже для случаев, когда $l_1=12.5$ мм и $l_2=118.5$ мм, остается ниже по сравнению с обычным шлифованием на 25-30%. [4].

Список использованных источников: 1. *Н.В. Лищенко, В.П. Ларшин* «Оптимизация геометрических параметров прерывистых кругов» // Вестник машиностроения: Нац. Технический университет Украины «Киевский политехнический институт», 2012, Вып. 65-С.9-11. 2. *Ф.В. Новиков* К вопросу о сущности прерывистого шлифования / *Ф.В. Новиков, А.А. Якимов* // Сборник научных трудов НТУ <<ХПИ>>. – Харьков, Вып. 1(4). 2001. 3. *А.В. Якимов, Н.А. Ярмонов, Ю.А. Напарын* Методика расчета кругов с прерывистой рабочей поверхностью // Вестник машиностроения. – 1973. - №12 – С.38-41. 4. *А.В. Якимов* Оптимизация процесса шлифования. – М.: Машиностроение, 1975. – 176с. 5. *В.Н. Кудашкин, Е.В. Грисенко, Н.А. Ярмонов, А.В. Якимов* // Исследование влияния конструкции абразивных кругов и режима обработки на температуру шлифования // Прогрессивные методы шлифования: (Кр. тез. докл. к семинару). – Челябинск, 1975. – С.19-24.

Bibliography (transliterated): 1. *N.V. Lishhenko, V.P. Larshin* «Optimizacija geometricheskijh parametrov preryvistykh krugov» // Vestnik mashinostroenija: Nac. Tehnicheskij universitet Ukrainy «Kievskij politehnicheskij institut», 2012, Vyp. 65-S.9-11. 2. *F.V. Novikov* K voprosu o sushhnosti preryvistogo shlifovanija / *F.V. Novikov, A.A. Jakimov* // Sbornik nauchnyh trudov NTU <<HPI>>. – Har'kov, Vyp. 1(4). 2001. 3. *A.V. Jakimov, N.A. Jarmonov, Ju.A. Napar'in* Metodika rascheta krugov s preryvistoj rabochej poverhnost'ju // Vestnik mashinostroenija. – 1973. - №12 – S.38-41. 4. *A.V. Jakimov* Optimizacija processa shlifovanija. – M.: Mashinostroenie, 1975. – 176s. 5. *V.N. Kudashkin, E.V. Grisenko, N.A. Jarmonov, A.V. Jakimov* // Issledovanie vlijanija konstrukcii abrazivnyh krugov i rezhima obrabotki na temperaturu shlifovanija // Progressivnye metody shlifovanija: (Kr. tez. dokl. k seminaru). – Cheljabinsk, 1975. – S.19-24.

Поступила в редколлегию 25.06.2014

УДК 621.7

В.Л. Доброскок, д-р техн. наук, Ю.Б. Витязев, канд. техн. наук,
А.В. Погарский, Харьков, Украина

ПОВЫШЕНИЕ ТОЧНОСТИ ПОСТРОЕНИЯ ИЗДЕЛИЙ НА УСТАНОВКАХ СЕЛЕКТИВНОГО ЛАЗЕРНОГО СПЕКАНИЯ

Розглянуті особливості технології селективного лазерного спікання. Проаналізовані причини виникнення залишкових деформацій виробів. Обґрунтована необхідність застосування компенсуючої деформації вихідної триангуляційної моделі. Експериментальна перевірка показала, що компенсуюча деформація триангуляційної моделі дозволяє значно підвищити точність при побудові виробів на установках селективного лазерного спікання.

Рассмотрены особенности технологии селективного лазерного спекания. Проанализированы причины возникновения остаточных деформаций изделий. Обоснована необходимость применения компенсирующей деформации исходной триангуляционной модели. Экспериментальная проверка показала, что компенсирующая деформация триангуляционной модели позволяет существенно повысить точность при построении изделий на установках селективного лазерного спекания.

The features of technology of selective laser sintering are considered. Causes of residual deformations products are analyzed. The necessity of application of compensating deformation of initial triangulation model is reasonable. The experimental check was shown, that the compensative deformation of triangulation model allows increasing accuracy when building products at selective laser sintering installation.

Постановка проблеми

Интегрированные генеративные технологии получили широкое распространение в машиностроительном производстве развитых стран. Основным преимуществом генеративных технологий является возможность изготовления изделий высокой сложности при существенном снижении затрат на подготовку производства. Существуют различные технологии послойного построения изделий, имеющие принципиальные отличия в используемых материалах и методах материализации пространственных полигональных моделей.

Селективное лазерное спекание (SLS) является одним из наиболее распространенных технологий послойной материализации изделий. Материалами, используемыми для спекания, являются порошки на основе термопластичных полимеров с достаточно низкой температурой плавления и их композиции с армирующими частицами для придания функциональных свойств изделиям. Особенностью SLS является возможность построения функциональных изделий, что обеспечивается их достаточно высокой прочностью[1].

Материализация (построение) изделий осуществляется путем

последнего спекания частиц порошка под воздействием энергии лазерного луча. Конфигурация каждого отдельного спекаемого слоя (сечения) зависит от геометрических особенностей исходной полигональной модели. Слои исходного порошка перед спеканием формируются вращающимся роликом, равномерно распределяющим частицы в области построения. В рабочей камере установки SLS, порошковый материал предварительно нагревается до температуры ниже точки плавления, для снижения требуемой энергии лазерного луча при спекании. В камеру осуществляется подача азота для предотвращения окисления исходного порошкового материала [2].

На этапе изготовления изделий (рис. 1), в результате температурного воздействия (нагревание - охлаждение), происходит фазовый переход поверхностного слоя частиц порошка приводящий к объемной усадке. Усадка вызывает внутренние напряжения, приводящие к остаточным деформациям изделия. Изделия, построенные на установках SLS, имеют многослойную пористую структуру. Такая структура предполагает появление остаточных деформаций, т. к. имеет однонаправленные слои в поперечном сечении [3]. При спекании, дефекты вызванные усадкой и технологическими погрешностями формирования совокупности слоев изделия определенным образом суммируются. Внутренние напряжения зависят от температурного режима спекания и конструктивных особенностей изделия [4].

При выполнении экспериментальных исследований использовался порошок полиамида марки DuraForm PA [5], позволяющий создавать функциональные изделия, обладающие достаточно высокими механическими свойствами и эксплуатационными характеристиками.

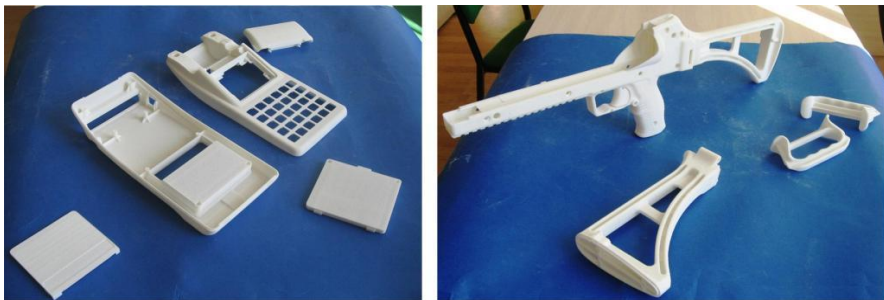


Рисунок 1 – Пример деталей построенных на SLS-установке

Изделия, изготовленные на установках SLS, имеют структуру близкую к однооснотермонеutralной [6], которая при изменении температуры не способствует возникновению деформаций, изменению линейных и угловых размеров вдоль осей X и / или Y .

Опыт использования SLS установки Vanguard HS Si2 показал, что при

увеличении размеров изделий по оси Z (высота построения), остаточные деформации увеличиваются (рис. 2). Высота построения является определяющим фактором стоимости создания изделий [7]. Для ее снижения обычно выполняется рациональная пространственная ориентация в области построения, таким образом, наиболее габаритные элементы изделий располагаются по осям X или Y , что приводит к увеличению остаточных деформаций.

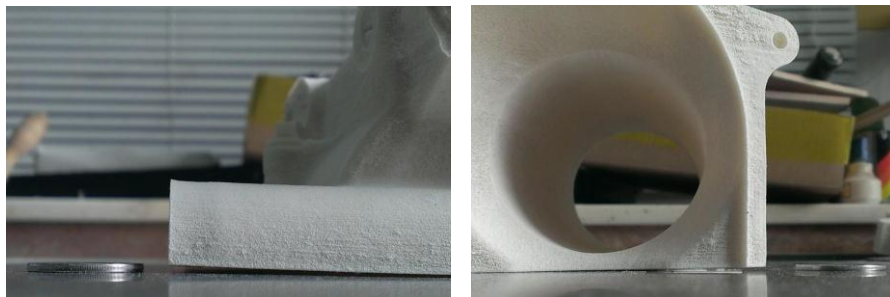


Рисунок 2 – Пример изделий с существенной деформацией (неплоскостностью)

Остаточные деформации и усадка, существенно влияют на точность построения изделий и могут привести к неисправимому браку [8].

В процессе выполнения работ была выдвинута гипотеза о возможности повышения точности построения изделий на установках селективного лазерного спекания путем выполнения компенсирующей деформации исходных триангуляционных моделей на этапе предшествующем материализации.

Цель данной статьи – оценка перспективности использования компенсирующих деформаций исходных триангуляционных моделей на этапе предшествующем материализации для повышения точности построения изделий на установках селективного лазерного спекания.

Изложение основного материала

Реализация предлагаемого подхода предполагает возможность выполнения заданной технологической деформации исходной триангуляционной модели перед ее материализацией. Для этого была разработана специальная подсистема деформаций / трансформаций триангуляционных STL-моделей. Подсистема является составной частью системы морфологического анализа триангуляционных моделей разработанной на кафедре «Интегрированные технологии машиностроения» им. М.Ф. Семко НТУ «ХПИ».

Подсистема позволяет выполнять компенсирующую деформацию в направлении вектора построения трех основных типов: степенную,

радиальную и сферическую. Основными параметрами деформации являются заданная стрела прогиба δ и относительные расстояния до центров кривизны k_X, k_Y по осям X и/или Y :

$$k_X = l_X / l_{Xsize}; k_Y = l_Y / l_{Ysize}$$

где l_X, l_Y - расстояния до центров кривизны;

l_{Xsize}, l_{Ysize} - размеры модели по координатным осям.

Проведенные эксперименты показали, что при длине изделия 200÷300 мм величина стрелы прогиба Δ обычно составляет 1÷2,5 мм. На одной из двух одинаковых моделей длиной $l_{Xsize} = 275$ мм, была выполнена вогнутая радиальная компенсирующая деформация $\delta_X = 1$ мм (рис. 3).

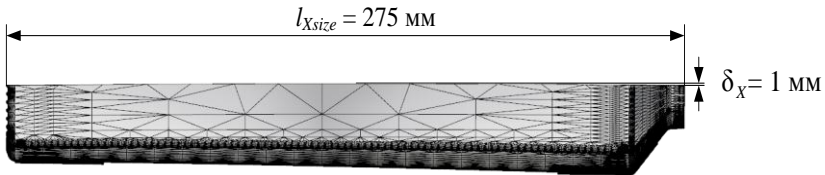


Рисунок 3 – Триангуляционная модель после выполнения компенсирующей деформации

Стрела прогиба изделия построенного по модели с компенсирующей деформацией по оси X при $l_{Xsize} = 275$ мм составила $\Delta_X = 1,3$ мм; Стрела прогиба изделия построенного по исходной триангуляционной модели $\Delta_X = 2,3$ мм (рис. 4).

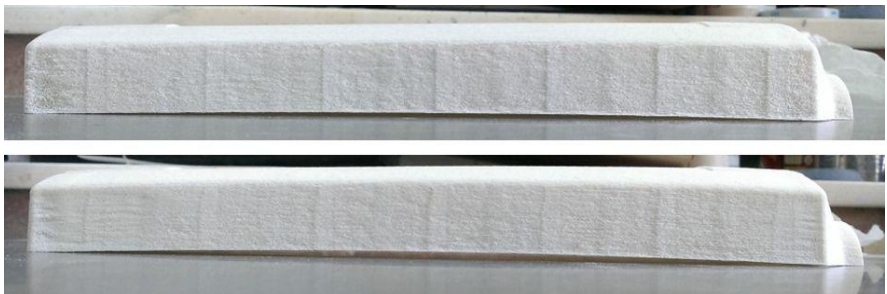


Рисунок 4 – Изделия с остаточной деформацией (ось X) по триангуляционной модели с компенсирующей деформацией (сверху) и по исходной триангуляционной модели (снизу)

Стрела прогиба по оси Y при $l_{ysize} = 61$ мм составила $\Delta_X = 0,25$ мм на обоих изделиях, что соответствует допустимой погрешности построения на используемой установке (рис. 5).

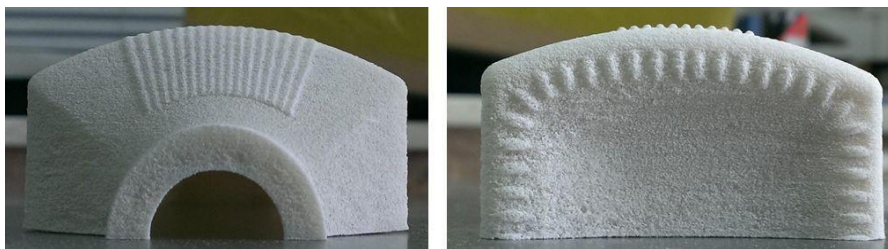


Рисунок 5 – Изделие с остаточной деформацией по оси Y

На основании полученных результатов, перед следующим построением была произведена компенсирующая деформация $\delta_X = 1$ мм при $l_{Xsize} = 171$ мм (рис. 6).

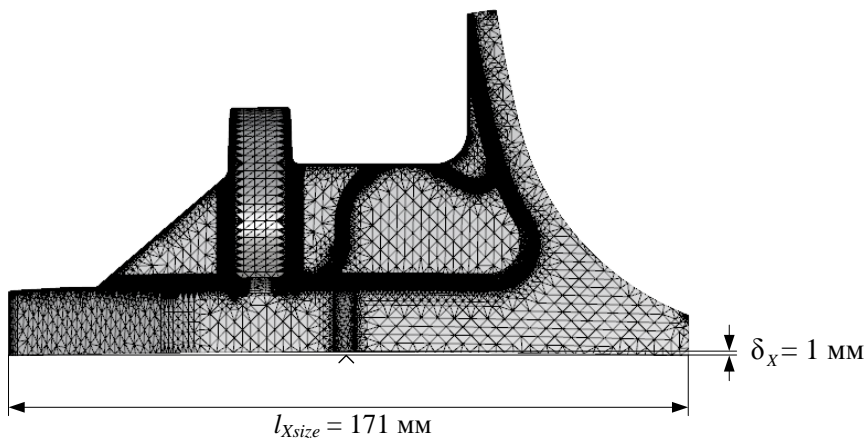


Рисунок 6 – Триангуляционная модель с применением компенсирующей деформации

Стрела прогиба изделия построенного по модели с компенсирующей деформацией по оси X составила $\Delta_X = 0,15$ мм; Стрела прогиба изделия построенного по исходной триангуляционной модели $\Delta_X = 1,15$ мм. Стрела прогиба по оси Y при $l_{ysize} = 69$ мм составила $\delta_Y = 0,25$ мм на обоих изделиях (рис. 7).

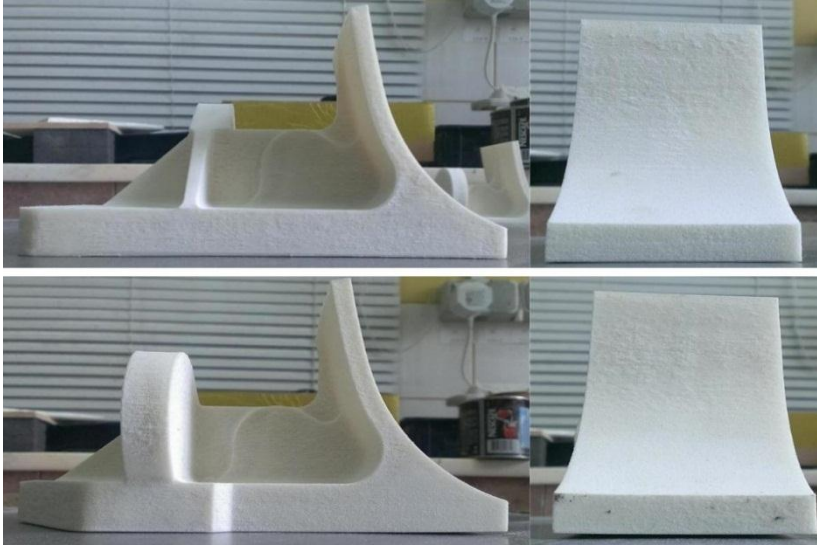


Рисунок 7 – Изделия с остаточной деформацией (оси X, Y) по триангуляционной модели с компенсирующей деформацией (сверху) и по исходной триангуляционной модели (снизу)

Учитывая значение стрелы прогиба, на больших изделиях и меньшей длине по оси X следующей детали $l_{Xsize} = 139$ мм была задана компенсирующая деформация $\delta_X = 0,8$ мм. В результате стрела прогиба изделия Δ_X составила менее 0,05 мм (рис. 8).

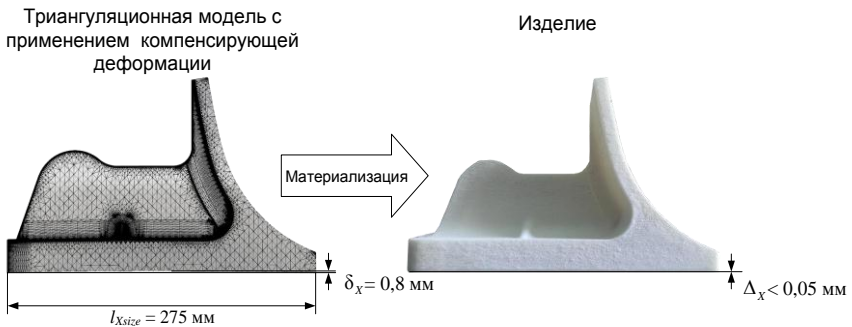


Рисунок 8 – Изделие, построенное по триангуляционной модели с компенсирующей деформацией

Особенностью изделий построенных по триангуляционной модели с компенсирующей деформацией является появление определенной ступенчатости на исходных плоских поверхностях (рис. 9) не превышающей величины шага построения (для рассматриваемого случая – 0,1 мм).

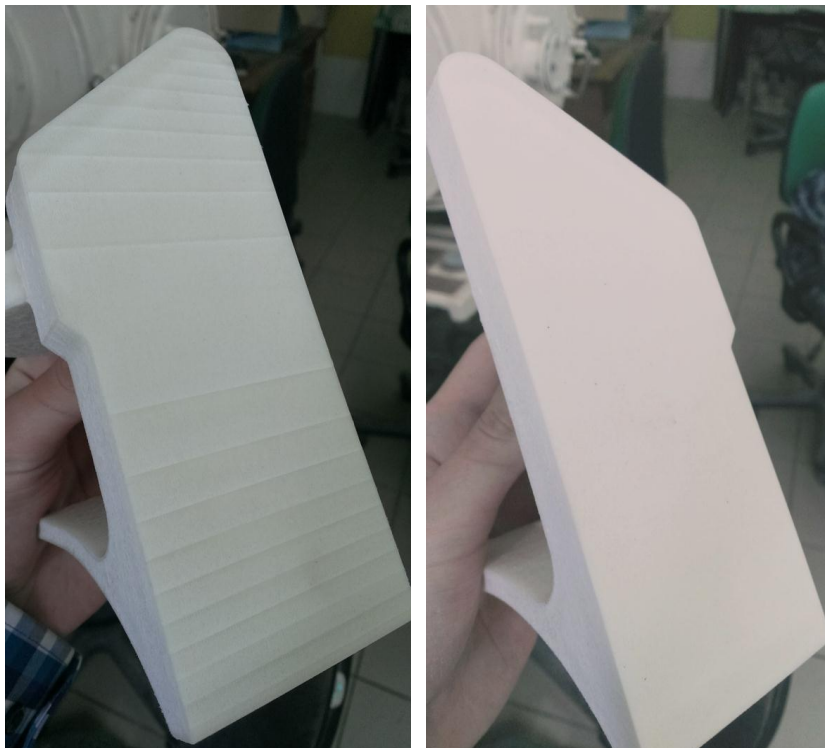


Рисунок 9 – Опорные поверхности изделий построенных по модели с компенсирующей деформацией (слева) и без нее (справа)

Проведенные производственные испытания построений по моделям с компенсирующей деформацией подтвердили возможность существенного повышения точности материализации промышленных изделий на установке селективного лазерного спекания Vanguard HS Si2.

Выводы

Использование компенсирующих деформаций исходных триангуляционных моделей на этапе предшествующем материализации является перспективным технологическим приемом обеспечивающим

существенное повышение точности построения изделий на установках селективного лазерного спекания.

Список использованных источников: 1. Интегрированные технологии ускоренного прототипирования и изготовления. Монография. - 2-е изд., перераб. и доп. / *Товажнянский Л.Л., Грабченко А.И., Чернышов С.И., Вerezub Н.В., Витязев Ю.Б., Доброскок В.Л., Кнут Х., Лиерат Ф.* / Под. ред. *Товажнянского Л.Л., Грабченко А.И.* - Х.: ОАО "Модель Вселенной", 2005. - 224 с. 2. Пат. 4863538 США, МКИ В27N 3/00; В32В 31/00; В23К 9/00; В29С 67/00. Method and apparatus for producing parts by selective laser sintering. 3. *Афанасьев А.В.* Исследование влияния физико-механических факторов на остаточное напряженно-деформированное состояние изделий из композиционных материалов: Автореф. дис... к-та техн. наук: 01.02.06 / НИУ МАИ - М., 2010. - 23 с. 4. *Tul'syan K.* Thermomechanical assessment of plastic deformation in model amorphous polyamide/clay nanocomposites / *K. Tul'syan, S. Toshniwal, G. Dorairaju, D. Schmidt, E. Reynaud* // Hindawi Publishing Corporation Journal of Nanomaterials. - 2010. - Vol. 2010. P. 8. 5. Characteristics of the powder material - Duraform PA. - Rock Hill, SC: 3D Systems, 2010. - 2 p. 6. *Биткина Е.В.* Разработка метода анализа напряженно-деформированного состояния многослойных композиционных материалов и конструкций с учетом температурных, силовых и технологических воздействий: Автореф. дис... к-та техн. наук: 01.02.04 / ФГБОУ ВПО "СамГТУ" - Самара, 2009. - 23 с. 7. *Грабченко А.И., Доброскок В.Л., Витязев Ю.Б., Чернышов С.И.* Технологическое время в генеративных технологиях макроуровня // Резание и инструмент в технологических системах. - Харьков: НТУ «ХПИ». – Вып. 68. – Харьков, 2005. – С. 129-152. 8. Машиностроение. Энциклопедия: В 40 т. / Машиностроение. - М., 2000. - Т. III-3: Технология изготовления деталей машин / *А.М. Дальский, А.Г. Сулов, Ю.Ф. Назаров* и др.; Под общ. ред. *А.Г. Сулова.* - 840 с.

Bibliography (transliterated): 1. Integririvannyye tehnologii uskorennoy prototipirovaniya i izgotovleniya. Monografiya. - 2-e izd., pererab. i dop. / *Tovazhnjanskij L.L., Grabchenko A.I., Chernyshov S.I., Verezub N.V., Vitjazev Ju.B., Dobroskok V.L., Knut H., Lierat F.* / Pod. red. *Tovazhnjanskogo L.L., Grabchenko A.I.* - H.: ОАО "Model' Vselennoj", 2005. - 224 s. 2. Pat. 4863538 SShA, MKI B27N 3/00; B32B 31/00; B23K 9/00; B29C 67/00. Method and apparatus for producing parts by selective laser sintering. 3. *Afanas'ev A.V.* Issledovanie vlijaniya fiziko-mehaničeskikh faktorov na ostatočnoe naprjazhenno-deformirovannoe sostojanie izdelij iz kompozicionnyh materialov: Avtoref. dis... k-ta tehn. nauk: 01.02.06 / NIU MAI - M., 2010. - 23 s. 4. *Tul'syan K.* Thermomechanical assessment of plastic deformation in model amorphous polyamide/clay nanocomposites / *K. Tul'syan, S. Toshniwal, G. Dorairaju, D. Schmidt, E. Reynaud* // Hindawi Publishing Corporation Journal of Nanomaterials. - 2010. - Vol. 2010. P. 8. 5. Characteristics of the powder material - Duraform PA. - Rock Hill, SC: 3D Systems, 2010. - 2 p. 6. *Bitkina E.V.* Razrabotka metoda analiza naprjazhenno-deformirovannogo sostojaniya mnogoslajnyh kompozicionnyh materialov i konstrukcij s uchetom temperaturnyh, silovyh i tehnologičeskikh vozdejstvij: Avtoref. dis... k-ta tehn. nauk: 01.02.04 / FGBOU VPO "SamGTU" - Samara, 2009. - 23 s. 7. *Grabchenko A.I., Dobroskok V.L., Vitjazev Ju.B., Chernyshov S.I.* Tehnologičeskoe vremja v generativnyh tehnologijah makrourovnja // *Rezanie i instrument v tehnologičeskikh sistemah.* - Har'kov: NTU «HPI». – Вып. 68. – Har'kov, 2005. – С. 129-152. 8. Mashinostroenie. Jenciklopedija: V 40 t. / Mashinostroenie. - M., 2000. - T. III-3: Tehnologija izgotovlenija detalej mashin / *A.M. Dal'skij, A.G. Suslov, Ju.F. Nazarov* i dr.; Pod obshh. red. *A.G. Suslova.* - 840 s.

Поступила в редколлегию 27.06.2014

УДК 621.9.02

В.Л. Доброскок, д-р техн. наук, Харьков, Украина,
А.Н. Шпилька, Полтава, Украина, В.Б. Котляров, Харьков, Украина

ПОЛУЧЕНИЕ ТРИАНГУЛЯЦИОННОЙ МОДЕЛИ РЕЛЬЕФА РАБОЧЕЙ ПОВЕРХНОСТИ ШЛИФОВАЛЬНЫХ КРУГОВ

Розглянуто методологію отримання триангуляційної моделі рельєфу шліфувальних кругів і її морфологічного аналізу. Модель створюється з набору фотографій досліджуваної ділянки робочої поверхні круга, які відрізняються між собою різною просторовою орієнтацією області глибини різко зображуваного простору в процесі зйомки.

Рассмотрена методология получения триангуляционной модели рельефа шлифовальных кругов и ее морфологического анализа. Модель создается из набора фотографий исследуемого участка рабочей поверхности круга, которые отличаются между собой различной пространственной ориентацией области глубины резко изображаемого пространства в процессе съемки.

The methodology of receiving of a triangulation model of the working surface of grinding wheels and morphological analysis was considered. The model creates from the set of photos of researching area of working surface of grinding wheel, which differ between each other by the different spatial orientation and the depth of sharply represented space during the process of recording.

Введение. Поддержание высокой режущей способности кругов является одним из главных факторов обеспечения эффективности процесса шлифования. При исследованиях и разработке рациональных методов формирования и поддержания развитого рельефа шлифовальных инструментов применяются различные способы регистрации и анализа его геометрических характеристик. Эти способы подразделяются на контактные и бесконтактные. Они имеют как преимущества, так и недостатки (ограничения по точности, сложности реализации и затратам). Недостатком профилографирования является искажающее влияние геометрических параметров ощупывающей иглы на степень достоверности результатов [1]. Лазерное сканирование лишено такого недостатка, но не позволяет выделять поверхности связки и зерен, а также требует применения дорогостоящего оборудования [2]. Применяется также топографирование, осуществляемое следующими способами: многократное профилографирование [3]; последовательное снятие шлифов [4]; нанесение многослойных покрытий, отличающихся по цвету или фактуре и снятия шлифа по уровню наиболее выступающих зерен [5]; стереофотографирование [6]. Однако метод топографирования не получил достаточного распространения из-за его сложности и достаточно большой трудоемкости.

Целью данной статьи является рассмотрение методологии получения 3D модели рельефа рабочей поверхности шлифовальных кругов, пригодной для анализа ее характеристик в системе морфологического анализа триангуляционных моделей [7, 8], разработанной на кафедре интегрированных технологий им. М.Ф. Семко, НТУ «ХПИ».

Основное содержание работы. На первом этапе была рассмотрена возможность реализации методологии получения 3D модели участка рабочей поверхности шлифовального круга путем многократного фотографирования одного и того же участка под различными углами с помощью цифрового USB-микроскопа Supereyes B008 и сведения массива полученных фотографий в 3D модель. При этом подходе применялась программа Autodesk 123D Catch. При реализации данного подхода использовалось устройство для пространственной ориентации микроскопа относительно исследуемой поверхности с возможностью поворота оптической оси вокруг точки фокусировки для съемки под заданными углами.

При макросъемке рельефа рабочей поверхности шлифовального круга отклонение оси оптической системы от нормали к исследуемой поверхности приводит к выходу значительной доли площади изображения за пределы глубины резко изображенного пространства (ГРИП) [9]. Чем больше отклонение, тем меньшая площадь исследуемой поверхности остается в зоне резкости. Данная проблема была решена использованием программы HeliconSoft Helicon Focus Professional, которая позволяет получить одно сфокусированное изображение из нескольких частично сфокусированных, комбинируя сфокусированные области.

При практической реализации методики формирования 3D модели путем ее получения из 10÷15 снимков, сфотографированных с различных ракурсов и под различными углами, были установлены требования, обеспечивающие адекватность 3D модели:

- механическая система с 6-ю степенями свободы должна обеспечивать пространственную ориентацию микроскопа относительно исследуемого фрагмента рабочей поверхности круга с точностью ± 10 мкм на линейные и $\pm 30^\circ$ на угловые перемещения;

- для компенсации малой величины ГРИП оптической системы микроскопа необходимо каждый из 10÷15 резких по всей площади снимков получать из 4÷6, снятых в условиях последовательного перемещения области ГРИП;

- в процессе съемки необходимо поддерживать постоянные интенсивность и угол падения освещения на исследуемую поверхность и не допускать возникновения бликов и рефлексов [9].

Наличие этих требований обуславливает сложность технической реализации рассматриваемой методологии. Применение такого подхода, вследствие механических перемещений камеры и поэтапного формирования

изображений, неизбежно приводит к накоплению погрешностей и снижению уровня адекватности 3D модели.

Уменьшение влияния погрешностей на точность фиксации начальных данных было достигнуто путем минимизации перемещения микроскопа относительно исследуемого участка поверхности инструмента и сокращением необходимого количества снимков до 4÷6. Этот подход был реализован с использованием программы HeliconSoft Helicon Focus Professional. Его суть заключается в имитации послойного сканирования рельефа поверхности путем последовательного получения снимков с пошаговым вертикальным перемещением области ГРИП. На рис. 1 и 2 представлены фотографии поверхностей абразивного круга ПВ 25А 40 80×63×20 СМ 2 и алмазного круга АСВ 125/100 МВ1 100 с кратностью увеличения ×160 (а), ОВJ-модели с наложенными растровыми текстурами (б), и те же модели показаны повернуто с целью демонстрации рельефа (в).

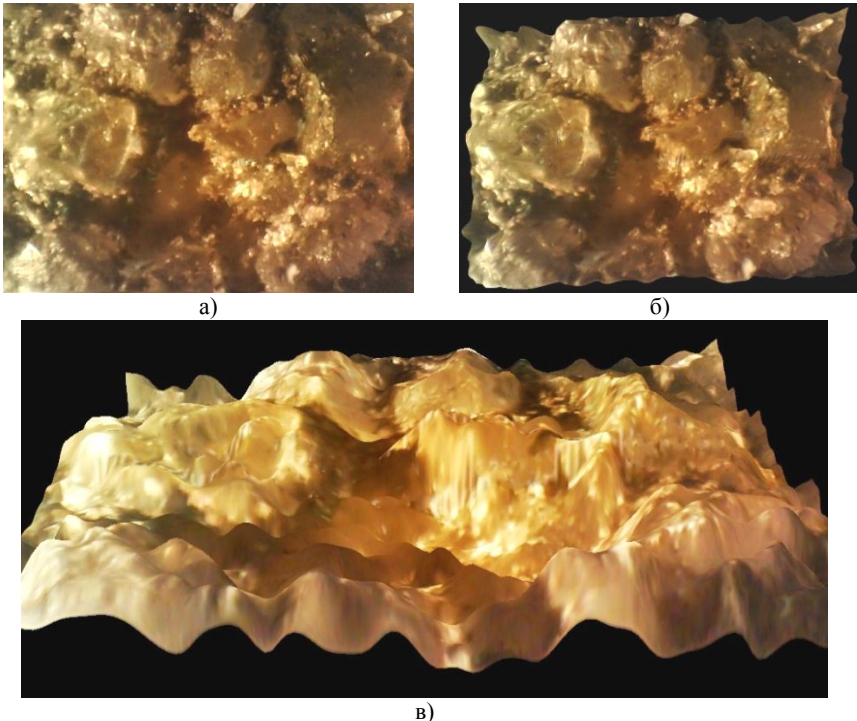


Рисунок 1 – Участок рабочей поверхности абразивного круга
ПВ 25А 40 80×63×20 СМ 2:
а – фотография участка рабочей поверхности абразивного круга;
б, в – 3D модели рабочей поверхности

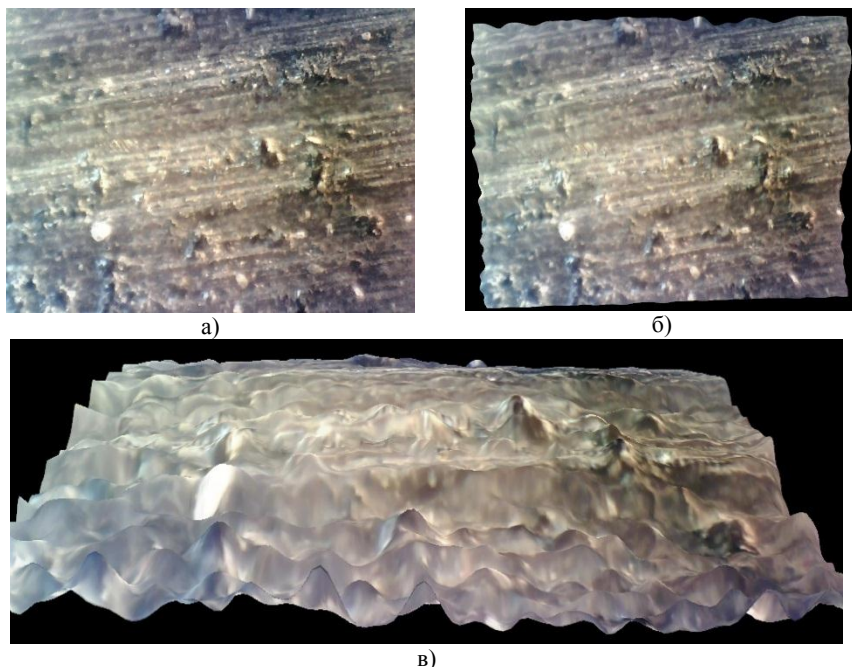


Рисунок 2 – Участок рабочей поверхности алмазного круга АСВ 125/100 МВ1 100:
а – фотография участка рабочей поверхности алмазного круга;
б, в – 3 D модели рабочей поверхности

Уровень адекватности получаемых 3D моделей зависит от следующих основных факторов: разрешения цифровой матрицы, разрешающей способности и кратности увеличения оптической системы, а также особенностей программного обеспечения. Проверка адекватности 3D моделей осуществляется путем анализа геометрических характеристик теней, отбрасываемых выступами рельефа исследуемого участка (рис. 3). Измеряется длина тени l от выступающего из связки на высоту h зерна, отбрасываемая источником света, расположенного под углом α к оптической оси микроскопа. С учетом кратности оптического увеличения K микроскопа, высоту выступления зерна над уровнем связки можно рассчитать по зависимости $h \approx l \cdot \operatorname{ctg} \alpha \cdot K^{-1}$.

Основным преимуществом предложенной методологии является возможность получения адекватных 3D моделей исследуемых поверхностей шлифовальных кругов при относительно невысокой сложности реализации.

На рис. 4 представлена блок-схема получения базы данных 3D модели фрагмента рабочей поверхности шлифовального круга.

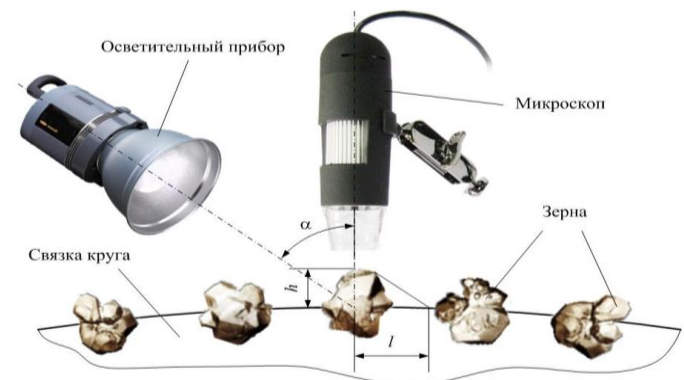


Рисунок 3 – Схема определения высоты выступающих зерен над уровнем связки шлифовального круга

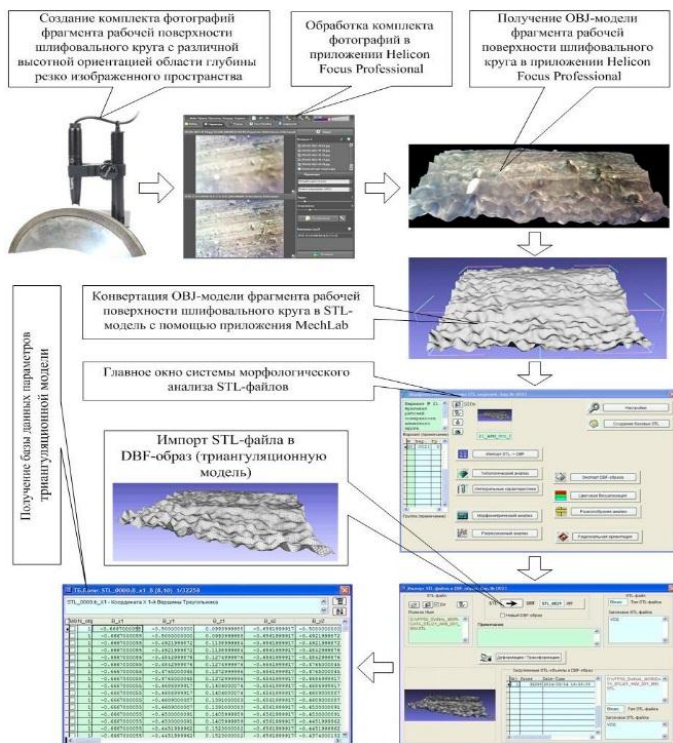


Рисунок 4 – Блок-схема получения базы данных триангуляционной модели фрагмента рабочей поверхности шлифовального круга

На рис. 5 представлена главная экранная форма системы морфологического анализа. Применительно к исследованию 3D модели фрагмента рабочей поверхности шлифовального круга, данная система позволяет реализовать:

- преобразование STL-файла в DBF-образ (рис. 6) с заданной точностью округления координат вершин;
- топологический анализ (определение характеристики Эйлера-Пуанкаре, рода поверхности, анализ смежности граней и ребер);
- определение интегральных характеристик (линейных, угловых, поверхностных и объемных);
- морфометрический анализ модели (определение статистических характеристик исследуемых признаков на базе элементов вершин, ребер и граней);
- корреляционный и функционально-регрессионный анализ взаимосвязи исследуемых признаков с использованием заданного набора уравнений регрессии;
- цветовую визуализацию по заданным признакам;
- экспорт данных DBF-образа в форматы STL, PLY, OBJ и OFF.

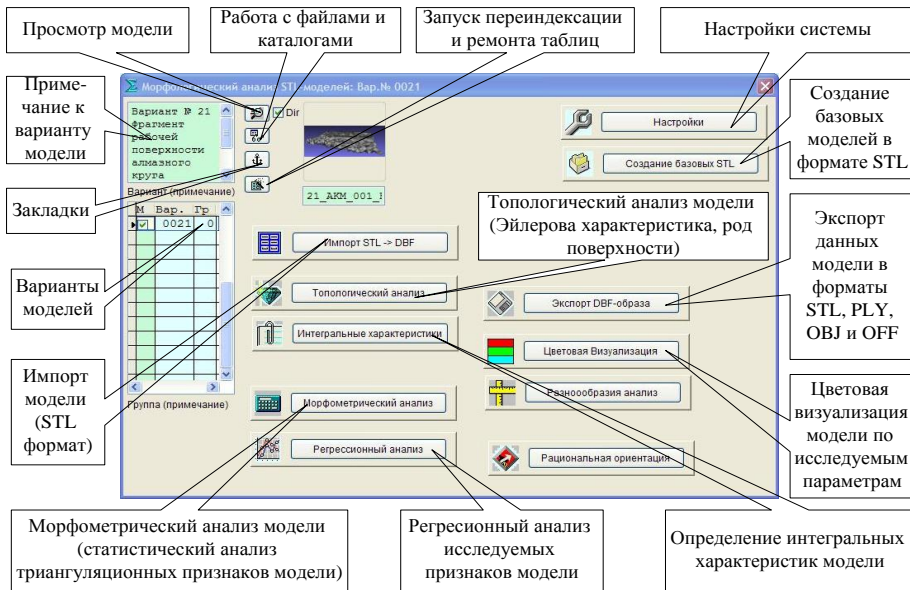


Рисунок 5 – Главная экранная форма программы морфологического анализа STL-моделей

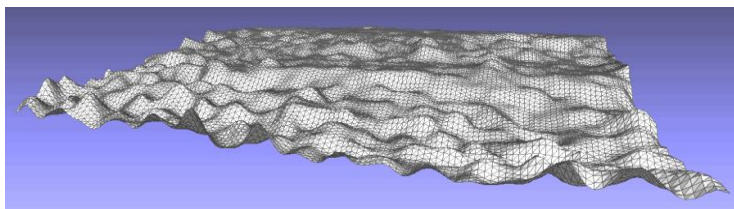


Рисунок 6 – Триангуляционная модель участка рабочей поверхности алмазного круга АСВ 125/100 МВ1 100 %

Блок-схема морфологического анализа триангуляционной модели участка поверхности шлифовального круга представлена на рис. 7.

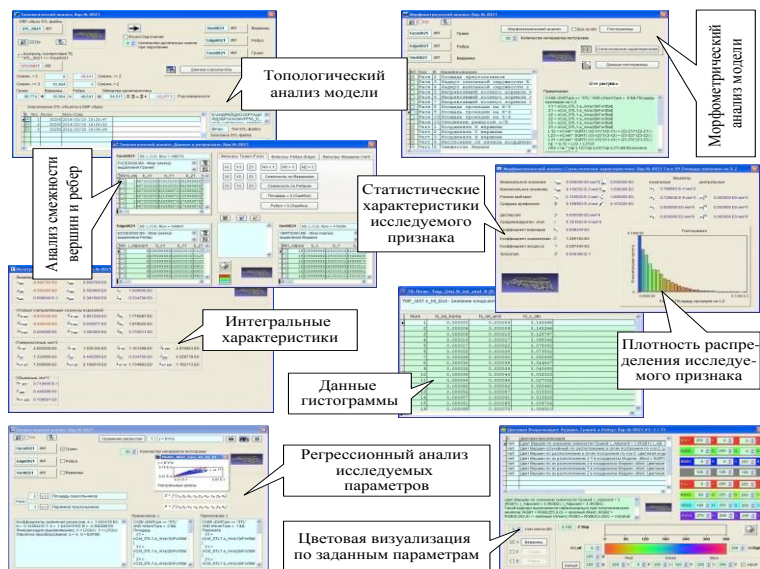


Рисунок 7 – Блок-схема морфологического анализа триангуляционных моделей

Для оценки параметров продольного профиля [10] рабочей поверхности шлифовального инструмента в систему морфологического анализа необходимо добавить комплекс исследуемых признаков, позволяющих дифференцировать высоту t_g и шаг волнистости h_g 3D модели. В этот комплекс необходимо включить характеристики, позволяющие выявить регулярные изменения величин координат вершин модели.

Выводы. Для получения адекватных 3D моделей поверхности шлифовального инструмента рационально применять методологию

последующего фотографирования с пошаговым смещением области глубины резко изображенного пространства оптической системы цифрового микроскопа. Система морфологического анализа триангуляционных моделей, разработанная на кафедре интегрированных технологий им. М.Ф. Семко НТУ «ХПИ» позволяет реализовать топологический, морфометрический и регрессионный анализ триангуляционных моделей, получать их статистические и интегральные характеристики. В перспективе планируется расширение возможностей системы по анализу морфометрических характеристик рельефа рабочей поверхности шлифовального инструмента.

Список использованных источников: 1. Попов С.А., Малевский Н.П., Терещенко Л.М. Алмазно-абразивная обработка металлов и твердых сплавов. – М.: Машиностроение, 1977. – 263 с. 2. Грабченко А.И., Доброскок В.Л., Федорович В.А. 3D моделирование алмазно-абразивных инструментов и процессов шлифования: Учебн. пособие. – Харьков: НТУ «ХПИ», 2006. – 364 с. 3. Дунин-Барковский И.В., Карташова А.Н. Измерение и анализ шероховатости, волнистости и некруглости поверхности. – М.: Машиностроение, 1978. – 232 с. 4. Электроимпульсная обработка металлов / А.Л. Лившиц, А.Т. Кравец, И.С. Рогачев, А.Б. Сосенко. – М.: Машиностроение, 1967. – 294 с. 5. Способ исследования неровностей поверхности: А.с. 1054669 СССР, МКИ G 01 B 5/28. / В.Л. Доброскок, В.Ф. Дрожин, А.И. Грабченко, А.И. Михайлов. № 3360097/15-28; Заявлено 20.11.81; Опубл. 15.11.83, Бюл. № 42. – 3 с. ил. 6. Сильвестров В.Д. Безалмазная правка шлифовальных кругов. – М.: Оборонгиз, 1955. – 128 с. 7. Доброскок В.Л., Фадеев В.А. и др. Морфологический анализ триангуляционных моделей промышленных изделий // Резание и инструмент в технологических системах. – Харьков: НТУ «ХПИ». – 2011. – Вып. 79. – С. 52-63. 8. Доброскок В.Л., Абдурайимов Л.Н., Чернышов С.И. Интегральные характеристики триангуляционных 3D моделей изделий // Резание и инструмент в технологических системах. – Харьков: НТУ «ХПИ». – 2011. – Вып. 80. – С. 92-101. 9. Яштold-Говорко В.А. Фотосъемка и обработка. Съемка, формулы, термины, рецепты. Изд. 4-е, сокр. – М.: «Искусство», 1977. – 343 с. 10. Абразивная и алмазная обработка материалов: Справочник / Под ред. д-ра техн. наук проф. А.Н. Резникова. – М.: Машиностроение, 1977. – 391 с.

Bibliography (transliterated): 1. Popov S.A., Malevskij N.P., Tereshhenko L.M. Almazno-abrazivnaya obrabotka metallov i tverdykh splavov. - M.: Mashinostroenie, 1977. - 263 s. 2. Grabchenko A.I., Dobroskok V.L., Fedorovich V.A. 3D modelirovaniealmazno-abrazivnykh instrumentov i processov shlifovaniya: Uchebn. posobie. - KHar'kov: NTU "KHPI", 2006. - 364 s. 3. Dunin-Barkovskij I.V., Kartashova A.N. Izmerenie i analiz sherokhozivosti, volnistosti i nekruglosti poverkhnosti. - M.: Mashinostroenie, 1978. - 232 s. 4. EHлектроимпульсная обработка металлов / A.L. Livshic, A.T. Kravec, I.S. Rogachev, A.B. Sosenko. - M.: Mashinostroenie, 1967. - 294 s. 5. Sposob issledovaniya nerovnostej poverkhnosti: A.s. 1054669 SSSR, MKI G 01 B 5/28. / V.L. Dobroskok, V.F. Drozhin, A.I. Grabchenko, A.I. Mikhajilov. № 3360097/15-28; Zayavleno 20.11.81; Opubl. 15.11.83, Byul. № 42. - 3 s. il. 6. Sil'vestrov V.D. Bezalmaznaya pravka shlifoval'nykh krugov. - M.: Oborongiz, 1955. - 128 s. 7. Dobroskok V.L., Fadeev V.A. i dr. Morfologicheskij analiz triangulyacionnykh modelej promyshlennykh izdelij // Rezanie i instrument v tekhnologicheskikh sistemakh. - KHar'kov: NTU "KHPI". - 2011. - Vyp. 79. - S. 52-63. 8. Dobroskok V.L., Abdurajimov L.N., Chernyshov S.I. Integral'nye kharakteristiki triangulyacionnykh 3D modelej izdelij // Rezanie i instrument v tekhnologicheskikh sistemakh. - KHar'kov: NTU "KHPI". - 2011. - Vyp. 80. - S. 92-101. 9. YAshtold-Govorko V.A. Fotos'emka i obrabotka. S'emka, formuly, terminy, recepty. Izd. 4-e, sokr. - M.: "Iskusstvo", 1977. - 343 s. 10. Abrzivnaya i almaznaya obrabotka materialov: Spravochnik / Pod red. d-ra tekhn. nauk prof. A.N. Reznikova. - M.: Mashinostroenie, 1977. - 391 s.

Поступила в редколлегию 17.06.2014

УДК 621.924

В.А. Залого, д-р техн. наук, В.В. Нагорный, Сумы, Украина

КОНТРОЛЬ КАЧЕСТВА ОБРАБОТКИ И СОСТОЯНИЯ РЕЖУЩЕГО ИНСТРУМЕНТА ПО ЗВУКУ, СОПРОВОЖДАЮЩЕМУ ПРОЦЕСС РЕЗАНИЯ

Ефективність діагностики та оптимізація процесу різання цілком і повністю визначається інформативністю контрольованих параметрів. На практиці доводиться істотно обмежувати обсяг діагностичної інформації. Тому існує завдання вибору контрольованого параметра, що дозволяє в умовах промислового виробництва ефективно оцінювати якість металообробки. Вибору подібного параметра - звукового сигналу, супроводжуючого процес різання, і присвячена ця стаття. В результаті розрахунково-експериментальних досліджень встановлено, що частотні та часові параметри звуку, що виникає при різанні, тісно корреліровані з шорсткістю обробленої поверхні і із зміною геометричних параметрів леза інструменту.

Эффективность диагностики и оптимизация процесса резания целиком и полностью определяется информативностью контролируемых параметров. На практике приходится существенно ограничивать объем диагностической информации. Поэтому существует задача выбора контролируемого параметра, позволяющего в условиях промышленного производства эффективно оценивать качество металлообработки. Выбору подобного параметра – звукового сигнала, сопровождающего процесс резания, и посвящена данная статья. В результате расчетно-экспериментальных исследований установлено, что частотные и временные параметры звука, возникающего при резании, тесно коррелированы с шероховатостью обработанной поверхности и с изменением геометрических параметров лезвия инструмента.

Diagnostic efficiency and optimization of the cutting process entirely determined informative controlled parameters. Naturally, the more subject to the control parameters, the more precisely controlled state of the technological system of metal. However, in practice it is essential to limit the amount of diagnostic information. The fact that the actual process system unlike laboratory research facility does not permit a plurality of sensors to produce the desired amount of the original information. Therefore, there is the problem select the parameter that allows an industrial production to effectively assess the quality of metalworking. Choice of this parameter-beep accompanying the cutting process, the focus of this article. The article shows that the frequency and timing of sound produced when cutting is closely correlated with the roughness of the treated surface. The availability of this correlation allows simultaneous control in the mode of present time is not only the quality of workpiece (surface finish), but also the condition of the cutting tool, as roughness is a "mirror image" state of the cutting blade tool, responsive to changes in the process of cutting its geometry, as well as to changes in the dynamic state of practically all other elements of the technological system.

Введение. Опыт эксплуатации технологических систем, созданных на основе автоматизированных станков, показывает, что надежность их зачастую недостаточна [1]. Простои из-за отказов их элементов, поиск повреждений и брак продукции могут существенно снижать эффективность производственных процессов. Поэтому при создании производительных

обрабатывающих систем, особенно многофункциональных, гибких, необходимо использовать специальные диагностические устройства, которые могут осуществлять надежный автоматический контроль состояния ее основных узлов и процессов, реализующихся с ее помощью. При этом особое внимание в первую очередь необходимо уделять оценке (желательно прогнозной) работоспособности режущего инструмента, так как справедливо полагается [2,3,4], что несвоевременное обнаружение отказов инструмента может иметь самые различные последствия – от появления брака до аварии станка.

При этом необходимо иметь ввиду то важное обстоятельство, что контроль состояния инструмента, в общем-то, не должен являться самоцелью. В первом приближении контроль состояния инструмента позволяет только косвенно оценивать качество тех или иных показателей выполняемой с его помощью операции резания [5]. Главную же роль при этом должен играть контроль качества обрабатываемых поверхностей детали и их расположения относительно друг друга. Следует иметь ввиду и то обстоятельство, что при создании обрабатывающей системы крайне желательно обеспечивать прогнозную оценку качества детали, которая бы позволяла не фиксировать брак (неважно - он исправимый или неисправимый), а практически исключать его возникновение. Известно [3-5], что одним из управляемых и диагностируемых критериев, обуславливающих большинство качественных показателей обработанных поверхностей детали и позволяющих на их основе оптимизировать процесс резания, является износ инструмента. При этом эффективность диагностики качества обработки и оптимизация процесса резания целиком и полностью определяется информативностью контролируемых параметров. Естественно, чем больше параметров подвергается контролю, тем более точно контролируется состояние всех элементов технологической обрабатывающей системы, и, в первую очередь, качество детали.

Однако на практике приходится существенно ограничивать объем диагностической информации. Дело в том, что реальная технологическая система в отличие от лабораторной исследовательской установки не допускает размещения потребного (достаточно большого) количества датчиков для получения всей необходимой для прогноза и оптимизации всей исходной информации.

Поэтому существует задача выбора такого контролируемого параметра, который позволил бы в условиях промышленного производства с минимальными дополнительными затратами эффективно оценивать одновременно как качество процесса металлообработки, так и состояние режущего инструмента.

Целью данной статьи является разработка методологических основ выбора подобного параметра.

Постановка проблемы. Традиционно, качество металлообработки в производственных условиях, как правило, характеризуется уровнем шероховатости обработанной поверхности детали [6]. При этом под шероховатостью понимается совокупность неровностей с относительно малыми шагами, приходящаяся на определённую (базовую) длину этой поверхности [7].

Известно [3-5], что шероховатость поверхностей деталей в процессе их обработки в наибольшей степени зависит:

- от принятого метода и режима обработки;
- условий охлаждения и смазки инструмента;
- химического состава, микроструктуры и свойств обрабатываемого материала;
- конструкции, геометрии и стойкости режущего инструмента;
- типа и состояния используемого оборудования, приспособлений.

В общем случае все причины возникновения шероховатости при резании на принятых режимах можно условно разбить на 3 группы:

- количество и расположение режущих кромок инструмента относительно обрабатываемой поверхности, и их геометрические параметры;
- упругая и пластическая деформация обрабатываемого металла;
- вибрации в технологической станочной системе.

Как правило, шероховатость возникает в результате одновременного и почти равнозначного воздействия всех указанных причин, вследствие чего она не имеет четко выраженных закономерностей. Вместе с тем, нередки случаи, когда преобладающее влияние на формирование шероховатости поверхности шероховатости (характер и ее величину) оказывает только одна из указанных групп причин.

Образование неровностей обработанной поверхности, например, при точении с учетом только геометрического фактора, т.е. без учета влияния на этот параметр возможных деформационных процессов, можно представить [2-4 и др.], как след от движения режущих кромок инструмента в движениях подачи D_s и главного движения D_r (рис.1). Параметр шероховатости $R_{Z\text{ расч}}$ в этом случае описывается формулами [8]:

- при $r_g = 0$ (рис.1а) -

$$R_{Z\text{ расч}} = \frac{S \cdot \operatorname{tg} \varphi \cdot \operatorname{tg} \varphi_1}{\operatorname{tg} \varphi + \operatorname{tg} \varphi_1} = \frac{S \cdot \sin \varphi \cdot \sin \varphi_1}{\sin(\varphi + \varphi_1)}, \text{ мкм}, \quad (1)$$

- при $r_g \neq 0$ (рис.1б) -

$$R_{Z\text{ расч}} = r_g - r_g \sqrt{1 - \frac{S^2}{4r_B^2}} \approx \frac{S^2}{8r_B}, \text{ мкм}. \quad (2)$$

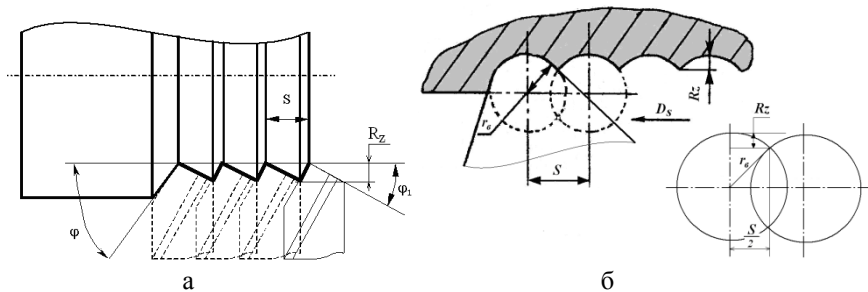


Рисунок 1– Схема образования профиля шероховатости при нулевом радиусе вершины лезвия (а) и при наличии радиуса при вершине резца (б)

В реальном процессе резания перед лезвием и под обработанной поверхностью образуется зона пластической деформации [2-4 и др.], которая вносит некоторую погрешность в регулярный профиль. Опыт показывает [2-3 и др.], что при обработке резанием пластичных металлов (сталей, особенно нержавеющей, алюминия и др.) высота микронеровностей может несколько увеличиваться, а при обработке хрупких материалов (чугунов, бронз и др.) – уменьшаться. Определенное влияние на форму и высоту микронеровностей, обуславливающих уровень шероховатости при обработке, в значительной мере зависит также как от принятых условий (режимов) обработки, так и от динамического состояния (вибрационных процессов) системы резания. В различных условиях обработки пластические и упругие деформации обрабатываемого материала и вибрация искажают геометрически правильную форму неровностей (рис. 1), нарушают их закономерное распределение на поверхности и в значительной степени могут изменять их форму и высоту. Потому реальное значение R_z может быть записано как:

$$R_{z\text{факт}} = R_z = R_{z\text{расч}} \pm \Delta R_z, \text{мкм} \quad (3)$$

где ΔR_z – приращение (+) или уменьшение (–) высоты микронеровностей, вызванное упругопластическими деформациями, вибрациями и другими особенностями процесса резания.

Таким образом, процесс возникновения неровностей вследствие геометрических причин принято трактовать как копирование на обрабатываемой поверхности траектории движения и формы режущих лезвий. С геометрической точки зрения величина, форма и взаимное расположение неровностей (направление обработочных рисок) определяются формой и состоянием лезвия режущего инструмента, а также теми

элементами режима резания, которые влияют на изменение как траектории движения инструмента относительно обрабатываемой поверхности, так и динамического состояния соответствующих элементов обрабатываемой системы.

Траектория движения лезвия при точении, сверлении и некоторых других процессах представляет собой винтовой след, оставляемый лезвием, а профиль шероховатости является мгновенным «слепок» формы лезвия с учетом его упругопластического и динамического взаимодействия со срезаемым слоем и поверхностями (резания и обработанной) на обрабатываемой заготовке (рис.2).

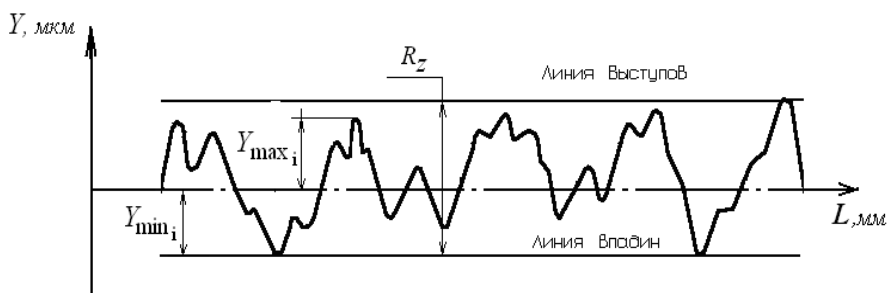


Рисунок 2 – Реальный (фактический) профиль шероховатости, формируемый при движении лезвия инструмента вдоль траектории его движения (винтовой линии) на пути резания L

Причем, что особенно важно, этот «слепок» копирует все особенности изменения как геометрии режущего лезвия (его изношенность, нарост и т.п. [4]), так и упругопластическую деформацию обработанной поверхности детали в процессе её обработки и динамического состояния системы. По сути дела, шероховатость является «зеркальным отображением» режущего лезвия инструмента и чутко реагирует на изменение его геометрии и кинематики движения при условии, что параметры режима резания и другие исходные данные остаются при этом неизменными.

В определённом приближении процесс обработки можно сопоставить с процессом записи информации (звукового сигнала) на поверхности покрытого воском вращающегося валика в фонографе Эдисона [9] (рис.3).

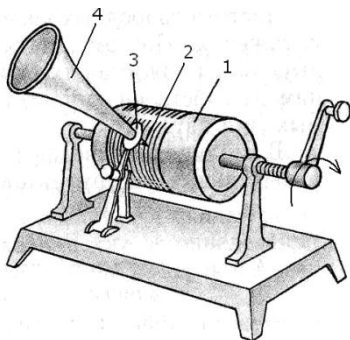


Рисунок 3 – Фонограф Эдисона:
 1-валик, покрытый воском (деталь); 2- игла (резец);
 3-мембрана (датчик);
 4- рупор (усилитель сигнала)

При точении деталь играет роль валика, а резец – иглы. В случае использования современных регистрирующих устройств (микрофона и усилителя) их можно сопоставить с тогдашними устройствами – мембраной и рупором.

При резании происходит двуединый процесс генерации звука и одновременной записи его на поверхности детали. Следовательно, контроль звукового сигнала позволяет одновременно косвенно оценивать качество обработки детали и состояние режущего инструмента, причем в режиме текущего времени.

Таким образом, можно утверждать, что шероховатость является своеобразным кумулятивным (итоговым) параметром, характеризующим колебания технологической системы, характеристики которых «записываются» в точке контакта инструмента с деталью. Поэтому установим взаимосвязь этих колебаний и порождаемого ими звука.

Взаимосвязь колебаний технологической системы с возникающим при этом звуком. Давление звукового поля, генерируемого колеблющейся поверхностью, определяется из следующего выражения [10]:

$$E_{зв} = V\rho C, \text{ Па} \quad (4)$$

где V – скорость колебаний поверхности м/с ;

ρ – плотность воздуха, кг/м³;

C – скорость звука в воздухе, м/с.

Пространственное звуковое поле, возникающее при работе технологической системы, характеризуется пространственным вектором звукового давления $\vec{E}_{зв\Sigma}$, являющимся векторной суммой векторов звуковых давлений, генерируемых каждым из узлов и элементов технологической системы $\vec{E}_{звi}$:

$$\bar{E}_{3B\Sigma} = \sum \bar{E}_{3Bi}, \text{Па} \quad (5)$$

Пространственные колебания поверхности технологической системы, порождающие звуковое поле, определяются законом пространственных колебаний её центра масс $\bar{\xi}_{\Sigma}$. Эти колебания описываются пространственным вектором ускорения, равным векторной сумме ускорений центров масс отдельных узлов и элементов технологической системы:

$$\bar{\xi}_{\Sigma} = \sum \frac{m_i}{M} \bar{\xi}_i, \text{м/с}^2 \quad (6)$$

Свяжем *главные векторы* звукового давления $\bar{E}_{3B\Sigma}$ и ускорения центра масс $\bar{\xi}_{\Sigma}$ друг с другом, для чего перепишем (6), выразив ускорение центра масс i -того элемента через скорость его колебаний, а массу элемента - через его объём \mathcal{G}_i и удельную плотность ρ :

$$\bar{\xi}_{\Sigma} = \sum \frac{\mathcal{G}_i \rho}{M} \bar{V}_i \omega_4 = \sum \frac{\mathcal{G}_i}{\mathcal{G}_{\Sigma}} \bar{V}_i \omega_4 = \frac{\omega_4}{K} \sum \bar{V}_i, \text{м/с}^2 \quad (7)$$

где \mathcal{G}_{Σ} – суммарный объём, занимаемый технологической системой;

K – количество частей, равных по объёму и массе, на которые условно разделена технологическая система;

ω_4 – центральная (эффективная) частота спектра колебаний технологической системы, с^{-1} .

Частота ω_4 является координатой по оси частот центра тяжести частотного спектра:

$$\omega_{Ц} = \frac{\sqrt{\int_{\omega_H}^{\omega_B} D(\omega) d\omega}}{\bar{\xi}_{\Sigma}}, \text{с}^{-1} \quad (8)$$

где $D(\omega)$ – дисперсия ускорения центра масс технологической системы, приходящаяся на i -тую частоту спектра, $\text{м}^2/\text{с}^4$;

$\bar{\xi}_{\Sigma}$ – модуль ускорения центра масс технологической системы, м/с^2 ;

ω_H, ω_B – нижняя и верхняя частоты спектра колебаний центра масс, c^{-1} .

Посредством (4) и (5) выразим сумму скоростей $\sum \vec{V}_i$ в (7) через главный вектор давления звукового поля $\vec{E}_{3B\Sigma}$.

$$\vec{\xi}_{\Sigma} = \alpha \vec{E}_{3B\Sigma}, \text{ м/с}^2 \quad (9)$$

где $\alpha = \frac{\omega_c}{K\rho C}$ – коэффициент размерности, обратный по величине поверхностной плотности конструкции технологической системы, $\text{м}^2/\text{кг}$.

Так как коэффициент α является скалярной величиной, то из (9) можно сделать вывод, что *главные векторы* ускорения центра масс технологической системы и порождаемого этими колебаниями звукового поля отличаются по модулю, но совпадают по направлению. Это говорит о том, что путем контроля звукового давления можно отслеживать динамическое поведение технологической системы.

Данное обстоятельство наглядно показано на рис. 4, где на фоне токарного станка изображена его динамическая модель с сосредоточенными параметрами.

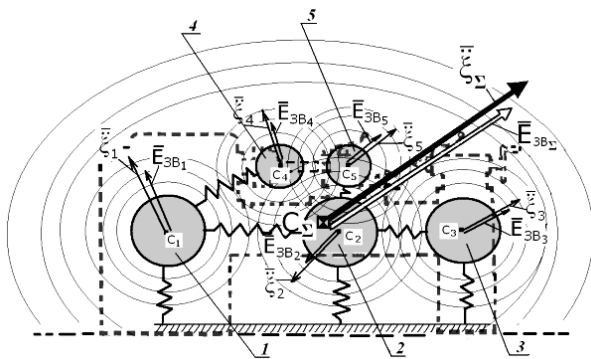


Рисунок 4– Соотношение между векторами, описывающими колебания динамической модели токарного станка, и генерируемые эти колебаниями звуковыми полями: 1- передняя бабка; 2- станина станка; 3- задняя бабка; 4- шпиндель с деталью; 5- суппорт

В практике резания параметр шероховатости R_Z можно вычислить [11], как среднее арифметическое суммы 5-ти, находящихся в пределах базовой длины, максимальных положительных Y_{max_i} и отрицательных Y_{min_i} отклонений от средней линии профиля (см. рис. 3):

$$Rz = \frac{\sum_{i=1}^5 Y \max_i + \sum_{i=1}^5 |Y \min_i|}{5}, \text{ мкм.} \quad (10)$$

Отклонение профиля Y , по сути дела, является векторной величиной, характеризующей пространственную ориентацию профиля шероховатости. Вектор \bar{Y} можно определить, как векторную разницу векторов, характеризующих ускорения шпинделя с деталью (масса 4) и суппорта (масса 5) или как векторную разницу векторов звуковых полей, генерируемых при колебаниях этих же элементов технологической системы:

$$\bar{Y} = \frac{\bar{\xi}_4 - \bar{\xi}_5}{\omega_{II}^2} = \frac{\alpha}{\omega_{II}^2} (\bar{E}_{3B_4} - \bar{E}_{3B_5}), \text{ мкм.} \quad (11)$$

Профиль шероховатости, рассчитанный по формуле (11) применительно к динамической модели технологической системы на базе токарного станка 16К20Т1 (рис. 4), приведен на рис. 5. В расчётах полагалось, что величина звукового давления соответствовала его типовому значению 90 дБ [12], что соответствует 0.6 Па.

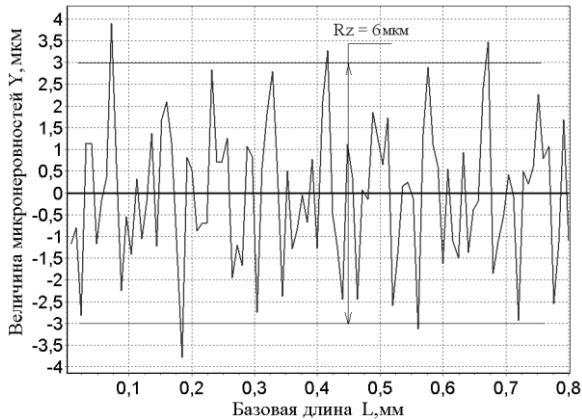


Рисунок 5 – Профиль шероховатости, рассчитанный при анализе колебаний динамической модели станка 16К20Т1

Степень взаимосвязи звука и шероховатости поверхности детали была исследована экспериментально на примере технологической системы этого же токарного станка.

Экспериментальное исследование связи между звуком и шероховатостью. Целью эксперимента являлось установление зависимости между звуком, сопровождающим продольное точение (обтачивание [13]), и шероховатостью обработанной поверхности. Эксперимент проводился на токарном станке 16К20Т1 на режимах, приведенных в табл. 1.

Таблица 1 – Режим резания и материалы заготовки и резца

Режим резания				Материал	
Обороты шпинделя n , об/мин	Скорость резания V , м/мин	Глубина резания t , мм	Подача S , мм/об	Резец	Заготовка
970	90	0.3	0.25	T15K6	Сталь 40X

В эксперименте шероховатость оценивалась по параметру R_a , измерения которого проводились периодически через каждые пять проходов резца. Результаты измерений фиксировались посредством стрелочного индикатора профилометра типа 283 и дополнительно записывались на ноутбук (рис.6).



Рисунок 6 – Регистрация параметра шероховатости R_a посредством профилометра типа 283 и ноутбука

Измерение звукового сигнала осуществлялось в непосредственной близости от зоны резания с помощью микрофона, установленного на державке резца (рис. 7).

Звуковые сигналы фиксировались на протяжении всего процесса резания на устройство памяти ноутбука (рис. 9).



Рисунок 7 – Размещение микрофона на резце

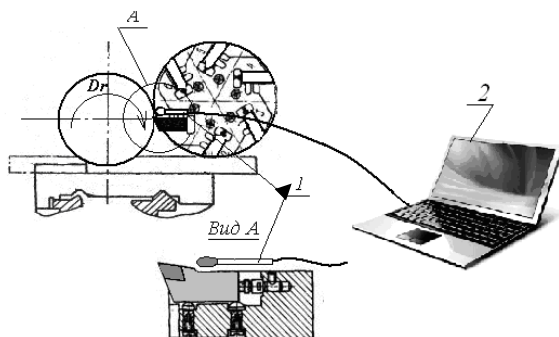


Рисунок 8 – Схема регистрации звука:
1 – микрофон; 2 – компьютер

Звуковой сигнал и сигнал, зарегистрированный с помощью профилометра, подвергались дальнейшей обработке в следующем объеме:

- определялись временные тренды звукового сигнала и параметра шероховатости R_a ;
- определялась корреляционная зависимость между трендами звука и шероховатости;
- рассчитывались спектры звукового сигнала и шероховатости;
- сравнивались профиль шероховатости и временная форма звукового сигнала.

Для облегчения процесса сравнения разнотипной информации временные графики, спектры звукового сигнала и шероховатости рекомендуется привести к безразмерному виду путём деления текущей величины этих параметров на их исходные значения, зарегистрированные при

первом измерении, т.е. осуществлять оценку только степени изменения указанных параметров в процессе обработки.

Результаты эксперимента. На рис. 9 приведены безразмерные графики тренда звукового сигнала и изменения во времени параметра шероховатости. Анализ показал, что графики достаточно хорошо согласованы, о чем свидетельствуют их регрессионная прямая, приведенная на рис.10, и коэффициент корреляции $R=0.96$. На рис.11 показаны частотные спектры шероховатости и звукового сигнала. Из рисунка следует, что спектры шероховатости и звукового сигнала также достаточно хорошо согласованы между собой.

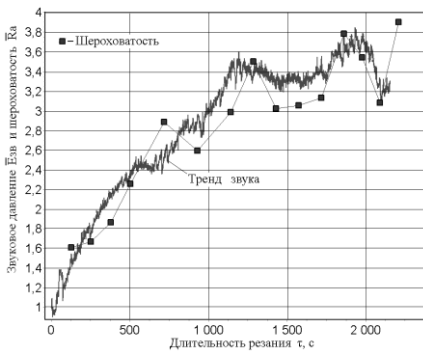


Рисунок 9 – Изменение звукового давления $E_{ЗВ}$ и параметра шероховатости R_a обработанной поверхности с течением времени

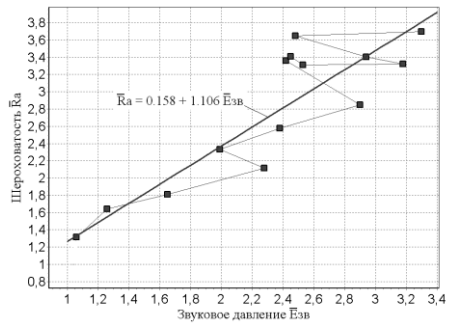


Рисунок 10– Регрессионная зависимость между параметром шероховатости R_a и уровнем звукового давления $E_{ЗВ}$

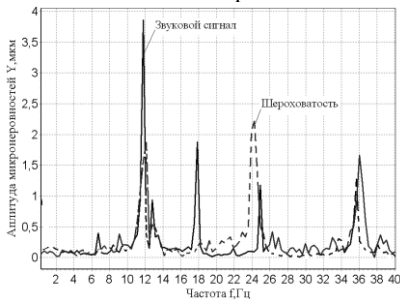


Рисунок 11 – Спектры шероховатости и звукового сигнала

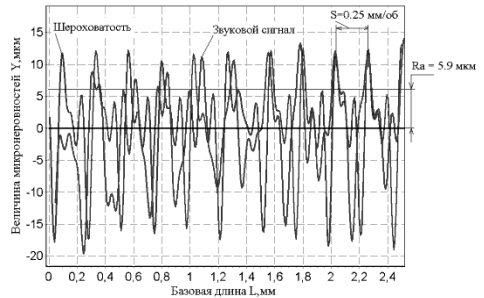


Рисунок 12– Профиль шероховатости и форма звукового сигнала

На рис.12 показан профиль шероховатости, полученный в результате обработки сигнала, полученного с помощью профилометра и записанного на компьютер. На этом же рисунке для сравнения приведена временная реализация звукового сигнала. Кроме того, на рисунке указаны величина подачи S и значение Ra шероховатости, измеренное посредством стрелочного индикатора профилометра. Анализ полученных результатов показал, что графики профиля шероховатости и звукового сигнала совпадают как по уровню, так и по шагу следования пиков.

Таким образом, результаты эксперимента свидетельствуют о том, что между шероховатостью и звуком, генерируемым в процессе резания, существует достаточно тесная корреляция. Данное обстоятельство позволяет в режиме реального времени контролировать качество обрабатываемой поверхности путем оценки вида и уровня звукового сигнала. А так как, шероховатость непосредственно связана с геометрией режущего лезвия, то это означает, что контроль звука позволяет косвенно оценивать и состояние инструмента, прогнозируя момент остановки процесса обработки с целью исключения возможных поломок инструмента или возникновения предпосылок появления брака.

Выводы. Согласно действующих рекомендаций при оценке состояния обрабатываемой системы, в частности процесса резания, основное внимание, как правило, уделяется контролю текущего состояния режущего инструмента. Вместе с тем, в настоящее время чаще всего упускается из виду то обстоятельство, что главную роль при этом должен играть не столько контроль состояния лезвий режущего инструмента, сколько контроль качества обработанной поверхности, в частности ее шероховатости, так как контроль состояния инструмента позволяет только косвенно оценивать качество выполняемой с его помощью обработки детали. Естественно, что эффективность контроля процесса резания в определяющей мере зависит от информативности выходных контролируемых параметров, одним из которых является звук, сопровождающий процесс обработки.

Установлено, что частотные и временные параметры звука, возникающего при резании, тесно коррелированы с шероховатостью обработанной поверхности. Наличие данной корреляции позволяет одновременно контролировать в режиме текущего времени без прерывания процесса резания не только качество обработки детали (шероховатости обработанной поверхности), но и состояние режущего инструмента. Это объясняется тем, что профиль шероховатости является «зеркальным отображением» геометрии режущего лезвия инструмента и чутко реагирует на изменение в процессе резания (при прочих равных условиях) этой геометрии и динамического состояния элементов обрабатываемой технологической системы.

Список использованных источников: 1. Савинов Ю. И. Определение параметров механических систем станков / Ю.И. Савинов // Станки и инструмент. 2010. – № 10. – С. 8-10. 2. Залого В.А., Внуков Ю.Н. Износ и стойкость режущих инструментов. Конспект лекций / Ю.Н.Внуков, В.А. Залого. Изд-во СумГУ, г. Сумы.–2005.– 43 с. ил. 3. Основы теории резания материалов: учебник / Н. П. Мазур, Ю. Н. Внуков, А. И. Грабченко и др.; Под общ. ред.: Н.П. Мазура, А.И. Грабченко. – 2-е изд., перераб. и доп. – Х.: НТУ "ХПИ", 2013. – 534 с. 4. Основы теорії різання матеріалів : підручник для вищ. навч. закладів/ М.П. Мазур, Ю.М. Внуков, В.Л. Доброскок, В.О. Залого, Ю.К. Новосьолов, Ф.Я. Якубов; під заг. ред. М.П. Мазура. – Львів: Новий Світ, – 2000, 2010. – 422 с. 5. Внуков, Ю.М. Зношування і стійкість різальних лезових інструментів: навч. посіб. / Ю.М. Внуков, В.О. Залого. – Суми: СумДУ. – 2010.– 243 с. 6. Балакшин Б.С. Основы технологии машиностроения: учебник / Б.С. Балакшин. – М.: Машиностроение, 1969. – 358 с. 7. Якушев А.И. Взаимозаменяемость, стандартизация и технические измерения: учебник / А.И. Якушев. – М.: Машиностроение, 1979. – 308 с. 8. Методические указания к лабораторным работам и практическим занятиям по дисциплине "Технологические основы машиностроения" для студентов специальностей ИПиМС / Сост.: А.А. Попивненко, Ф.А. Фоменко – Краматорск: ДГМА, 2003. – 55 с. 9. Боданис Д. Электрическая Вселенная. Невероятная, но подлинная история электричества: пер. с англ. / Дэвид Боданис. – М.: Колibri, 2009. – 384 с. 10. Лепендин Л.Ф. Акустика / Л.Ф. Лепендин. – М.: Высш. школа, 1978.– 448 с. 11. ГОСТ 2789-73. Шероховатость поверхности. Параметры, характеристики и обозначения. – Взамен ГОСТ 2789-59; введ. 01.01.75; М.: Изд-во стандартов, 1975. – 6 с. 12. ГОСТ 12.2.107-85 ССБТ. Шум. Станки металлорежущие. Допустимые шумовые характеристики. – Введен в действие с 01.07.1986 г., М.: Изд-во стандартов, 1994.–11 с. 13. Конспект лекции по курсу "Теория резания" на тему "Термины и определения основных понятий" /Составитель В. О. Залого. – Сумы: Изд-во СумГУ, 2004.– 39 с.

Bibliography (transliterated): 1. Savinov Ju. I. Opredelenie parametrov mehanicheskikh sistem stankov / Ju. I. Savinov // Stanki i instrument. 2010. № 10. S. 8-10. 2. Zaloga V.A., Vnukov Ju.N. Iznos i stojkost' rezhushhikh instrumentov. Konspekt lekcij / Ju.N.Vnukov, V.A. Zaloga. Izd-vo SumGU, g. Sumy. – 2005. – 43 s. il. 3. Osnovy teorii rezanija materialov: uchebnik / N.P. Mazur, Ju.N. Vnukov, A.I. Grabchenko i dr.; Pod obshh. red.: N.P. Mazura, A.I. Grabchenko. – 2-e izd., pererab. i dop. – H.: NTU "HPI", 2013. – 534 s. 4. Osnovy teorii rizannja materialiv: pidruchnik dlja vishh. navch. zakladiv/ M.P. Mazur, Ju.M. Vnukov, B.L. Dobroskok, V.O. Zaloga, Ju.K. Novos'olov, F.Ja. Jakubov ; pid zag. red. M.P. Mazura. – L'viv: Novij Svit.– 2000, 2010. – 422 s. 5. Vnukov, Ju.M. Znoshuvannja i stijkist' rizal'nih lezovih instrumentiv : navch. posib. / Ju.M. Vnukov, V.O. Zaloga. – Sumi: SumDU – 2010.– 243 s. 6. Balakshin B.S. Osnovy tehnologii mashinostroenija: uchebnik / B.S. Balakshin. – M.: Mashinostroenie, 1969. – 358 s. 7. Jakushev A.I. Vzaimozamenjaemost', standartizacija i tehnicheckie izmerenija: uchebnik / A.I. Jakushev. – M.: Mashinostroenie, 1979. – 308 s. 8. Metodicheskie ukazanja k laboratornym rabotam i prakticheskim zanjatijam po discipline "Tehnologicheskie osnovy mashinostroenija" dlja studentov special'nostej IPiMS / Sost.: A.A. Popivnenko, F.A. Fomenko – Kramatorsk: DGMA, 2003. – 55 s. 9. Bodanis, D. Jelektricheskaja Vselennaja. Neverojatnaja, no podlinnaja istorija jelektrichestva: per. s angl. / Djevid Bodanis. – M.: Kolibri, 2009. – 384 s. 10. Lependin L.F. Akustika / L.F. Lependin. – M.: Vyssh. shkola, 1978.–448 s. 11. GOST 2789-73 . Sherohovatosť poverhnosti. Parametry, harakteristiki i oznachenija. – Vzamen GOST 2789-59; vved. 01.01.75; M.: Izd-vo standartov, 1975. – 6 s. 12. GOST 12.2.107-85 SSBT. Shum. Stanki metallorehushhije. Dopustimye shumovye harakteristiki. – Vveden v dejstvie s 01.07.1986 g., M.: Izd-vo standartov, 1994. – 11 s. 13. Konspekt lekcii po kursu "Teorija rezanija" na temu "Terminy i opredelenija osnovnyh ponjatij" /Sostavitel' V. O. Zaloga. – Summy: Izd-vo SumGU, 2004.– 39 s.

Поступила в редколлегию 12.07.2014

УДК 621.623

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

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

Запропоновано модульне трьохмірне геометричне моделювання інструментів, зняття припуску та формоутворення корінних та шатунних шийок колінчастих валів на базі трьох уніфікованих модулів: інструментального, орієнтації та формоутворення. Шліфування корінних та шатунних шийок колінчастого валу виконується за один установ кругом зі схрещеними осями його і деталі. Розроблено новий спосіб шліфування корінних та шатунних шийок, де після врізання, чорновий припуск знімається торцем круга, за рахунок подовжнього переміщення, а чистове шліфування шийок виконується периферією.

Предложено модульное трехмерное геометрическое моделирование инструментов, снятия припуска и формообразования коренных и шатунных шеек коленчатых валов на базе трех унифицированных модулей: инструментального, ориентации и формообразования. Шлифование коренных и шатунных шеек коленчатого вала осуществляется за один установ кругом со скрещивающимися осями его и детали. Разработан новый способ шлифования коренных и шатунных шеек, где после врезания, черновой припуск снимается торцом круга, за счет продольной подачи, а чистовое шлифование шеек осуществляется периферией.

A unique three dimensional modular geometric modeling tools, removal allowance and shaping surfaces machined crankshafts based unified three modules: the instrumental orientation and morphogenesis. Grinding Alaska and crank necks crankshaft performed in one institution around with crossed axes and its details. A new method of grinding Alaska and crank necks, where, after cutting, roughing allowance withdrawn butt end of the circle, through the longitudinal movement and finishing grinding necks performed periphery.

В сучасному машинобудуванні постійно підвищуються вимоги до точності обробки колінчастих валів, які широко застосовуються в автомобілебудуванні, тракторобудуванні, суднобудуванні та інших галузях промисловості. При цьому необхідно забезпечити високу продуктивність їх обробки, що потребує розробки більш ефективних універсальних способів шліфування колінчастих валів.

На вітчизняних підприємствах корінні та шатунні шийки обробляються на верстатах моделей 3411, 3Д4230, 3Д4231, 3В423, ЛТ-235 Лубенського верстатобудівного заводу «Шлифверст» [1]. Обробка всіх корінних шийок на цих верстатах проводиться за один установ в режимі круглого шліфування. Шліфування кожної шатунної шийки потребує переустановки колінчастого вала при суміщенні її осі з віссю обертання шпинделя верстата. При переустановці колінчастого вала виникає дисбаланс, який потребує балансування, що знижує швидкохідність та продуктивність.

Вперше обробку корінних та шатунних шийок за один установ впровадила фірма Junker (Германія) [2, 3]. Обробка корінних шийок виконується як на круглошліфувальному верстаті. При обробці шатунних шийок її контакт з кругом відбувається за рахунок зворотно-поступального руху в площині, яка проходить через вісь обертання інструмента та колінчастого вала, що забезпечує обкатку шийки за один оберт деталі.

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

Метою даної роботи є підвищення продуктивності і точності обробки корінних та шатунних шийок за один установ при глибинному високошвидкісному шліфуванні зі схрещеними осями круга і колінчастого валу за рахунок стабілізації глибини різання і подачі по контуру при рівномірному обертанні деталі. Це досягається за рахунок синхронних вертикального і поперечного переміщень шліфувального круга при обробці шатунних шийок.

Схема нового способу глибинного шліфування корінних та шатунних шийок зі схрещеними осями круга 2 та деталі 1 (рис. 1), при якому після врізання, чорновий припуск знімається торцем круга, за рахунок поздовжнього переміщення, а чистове шліфування корінних і шатунних шийок виконується периферією.

При рівномірному обертанні колінчастого вала 1 на кут θ_0 (рис. 2, б) точка контакту 3 круга 2 з деталлю 1 переміщується на кут $\beta = \theta_0$ відносно горизонтальної площини шатунної шийки 4. За рахунок синхронних вертикального і поперечного переміщень шліфувального круга забезпечується постійна глибина різання t (рис. 2, а) (глибина дорівнює припуску), подача по контуру і площа знімаемого припуску. Це підвищує продуктивність і якість обробки. Подача по контуру дорівнює

$$S_k = R_s \cdot \beta, \quad (1)$$

де R_s – радіус шатунної шийки колінчастого вала (рис 2, б), β – кут між точками контакту 3 та 3.

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

$$\bar{r}_u = C_{Z_u(i)-\theta_u-R_u(i)}^u \cdot \bar{e}_4, \quad (2)$$

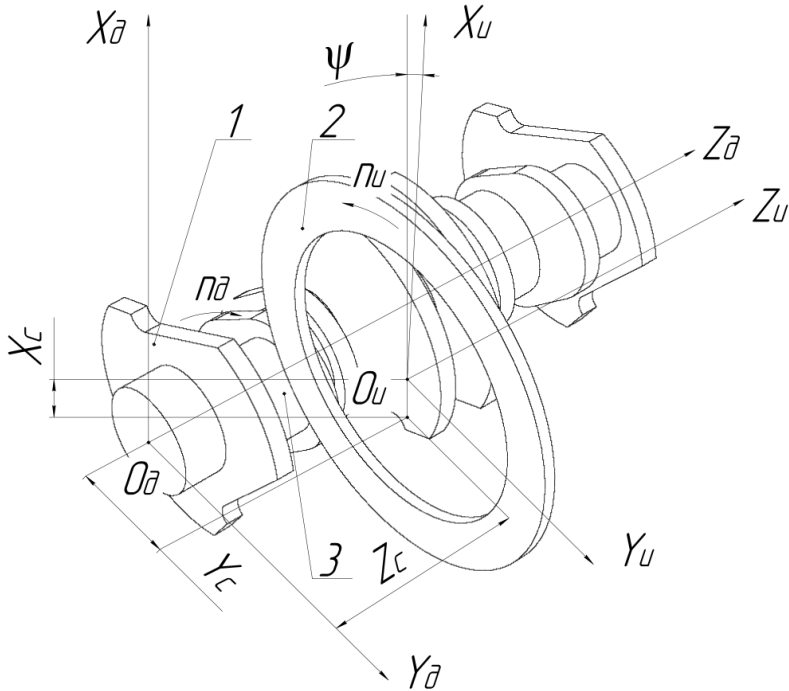


Рисунок 1 – Розрахункова схема шліфування колінчастого валу

де \vec{r}_u – радіус-вектор точок шліфувального круга; $Z_u(i)$ – i -та осьова координата шліфувального круга, θ_u – кут повороту інструмента навколо осі $O_u Z_u$, $R_u(i)$ – i -тий радіус шліфувального круга (рис. 3).

Циліндричний модуль, який описує інструментальну поверхню

$$C_{\theta_u}^u = M3(Z_u(i)) \cdot M6(\theta_u) \cdot M2(R_u(i)). \quad (3)$$

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

Розрахунки та побудова моделей проводилась у математичному пакеті MatchCAD, профіль шліфувального круга, зображено на рисунку 3, де i_0 – початкова точка профілю, яка лежить на осі симетрії круга, i_k – кінцева точка профілю.

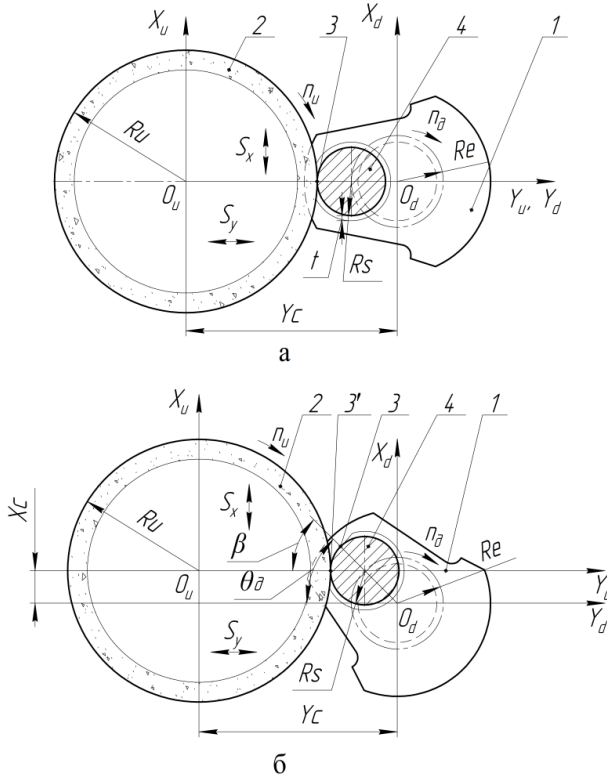


Рисунок 2 – Схема шлифования шатунных шийок новым способом

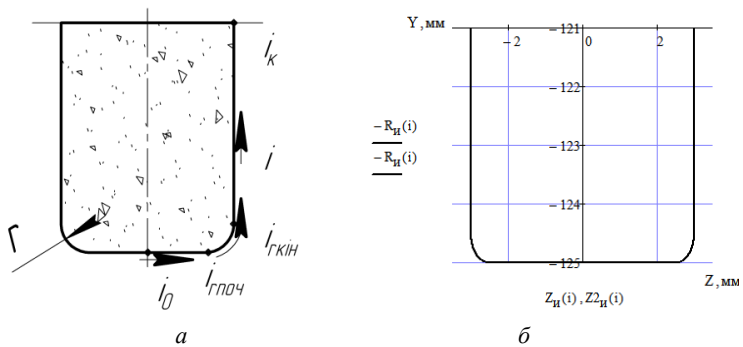


Рисунок 3 – Профиль шлифовального круга

Профіль шліфувального круга запишемо за допомогою функції Хевісайда:

$$Z_{и}(i) = i \cdot (1 - \Phi(i - i_{rпоч})) + \left(i_{rпоч} + r \cdot \sin\left(\frac{i - i_{rпоч}}{r}\right) \right) \cdot (\Phi(i - i_{rпоч}) - \Phi(i - i_{rкін})) + (i_{rпоч} + r) \cdot \Phi(i - i_{rкін}), \quad (4)$$

$$R_u(i) = R \cdot (1 - \Phi(i - i_{rпоч})) + \left(R + r \cdot \cos\left(\frac{i - i_{rпоч}}{r}\right) - 1 \right) \cdot (\Phi(i - i_{rпоч}) - \Phi(i - i_{rкін})) + (R - r - i + i_{rкін}) \cdot \Phi(i - i_{rкін}), \quad (5)$$

де $i_{rпоч}$, $i_{rкін}$ – координата i (рис. 3) початку та кінця радіусної ділянки шліфувального круга; R – радіус шліфувального круга; r – радіус-заокруглення кромки шліфувального круга.

Номинальна поверхня колінчастого вала описується добутком радіус-вектора шліфувального круга, модуля орієнтації та модуля формоутворення

$$\bar{r}_d = C_{z_d, \theta_d, y_c}^\phi \cdot S_{\psi, x_c}^o \cdot \bar{r}_{и}, \quad (6)$$

де S_{ψ, x_c}^o – сферичний модуль орієнтації шліфувального круга щодо системи координат деталі $C_{z_d, \theta_d, y_c}^\phi$ – циліндричний модуль формоутворення, який задає рух інструмента відносно деталі.

Сферичний модуль орієнтації інструмента дорівнює

$$S_{\psi, x_c}^o = M5(\psi) \cdot M1(x_c). \quad (7)$$

Циліндричний модуль формоутворення

$$C_{z_d, \theta_d, y_c}^\phi = M3(z_d) \cdot M6(\theta_d) \cdot M2(y_c), \quad (8)$$

де ψ – кут нахилу шліфувального круга відносно вісі $O_{и}Y_{и}$; x_c – міжосьова відстань шліфувального круга і деталі в вертикальній площині; θ_d – кут повороту деталі; y_c – міжосьова відстань шліфувального круга і деталі в горизонтальній площині; z_d – подача, яка описує рух деталі вздовж осі O_dZ_d відносно шліфувального круга.

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

$$z_d = \theta_d \cdot p, \quad (9)$$

$$X_c(\theta_d) = R_e \cdot \sin \theta_d, \quad (10)$$

$$Y_c(\theta_d) = R_u + R_s + R_e \cdot \cos \theta_d, \quad (11)$$

$$\bar{V} \cdot \bar{n} = 0, \quad (12)$$

де R_e – ексцентриситет (радіус обертання шатунної шийки вала відносно осі корінної шийки колінчастого вала); R_u – радіус шліфувального круга; \bar{n} – одиничний вектор нормалі до інструментальної поверхні; \bar{V} – вектор швидкості відносного руху інструмента в системі координат деталі.

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

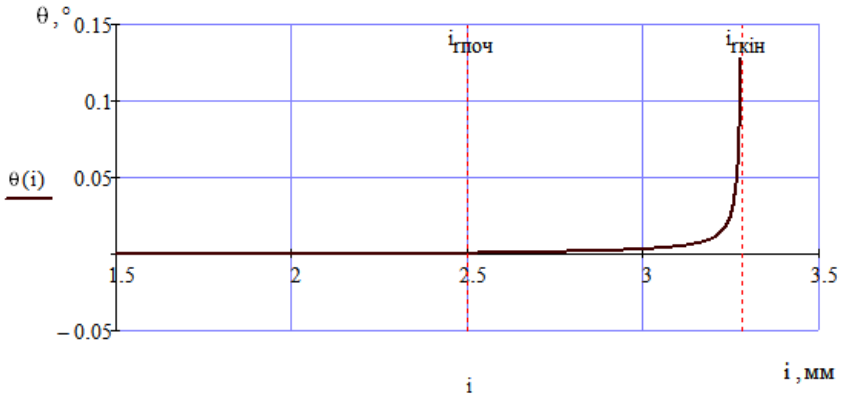


Рисунок 4 – Лінія контакту

Пляма контакту шийки з шліфувальним кругом 4 при обробці циліндричної ділянки зображена на рисунку 5, а, яка обмежена лініями перетину 1, 2, 3 орієнтованого шліфувального круга 6 і торця заготовки 5.

На рисунку 5, б зображені лінії: 1 – перетину шліфувального круга і торця заготовки; 2 – перетину зовнішнього циліндру заготовки і шліфувального круга; 3 – контакту.

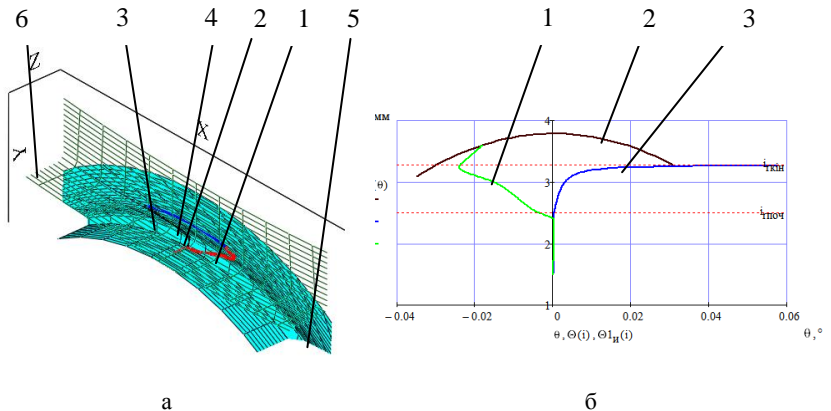


Рисунок 5 – Перетин шліфувального круга і шийки колінчастого вала
 а – пляма контакту деталі зі шліфувальним кругом
 б – лінії перетину шліфувального круга і шийки колінчастого вала

Питома продуктивність шліфування $Q(i)$ розраховується за формулою

$$Q(i) = \int_{\theta_1(i)}^{\theta_2(i)} V_n(\theta, i) \cdot R_n(i) d\theta, \quad (13)$$

де V_n – проекція вектора відносної швидкості на напрямок нормалі до поверхні круга, $\theta_1(i)$, $\theta_2(i)$ – кути входу і виходу шліфувального круга з деталі.

Площа плями контакту S знаходиться з виразу

$$S = \int_{i_1}^{i_2} \int_{\theta_1(i)}^{\theta_2(i)} R_n(i) d\theta di, \quad (14)$$

де $\theta_1(i)$, $\theta_2(i)$, i_1 , i_2 – межі інтегрування.

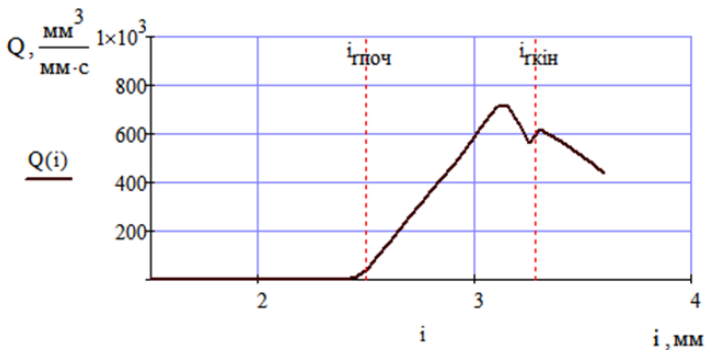


Рисунок 6 – Розподіл питомої продуктивності шліфування при обробці циліндричної поверхні

На рисунку 6 зображена питома продуктивність, починаючи з точки $i_{гпоч}$, розгорнута на вісь абсцис, яка співпадає з периферією круга.

Висновок

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

Ця методика може бути застосована для процесів шліфування різноманітних циліндричних поверхонь складного профілю зі схрещеними осями інструмента і деталі.

Список використаних джерел: **1.** Промышленность в фокусе// информационно-аналитический международный технический журнал 01072 Украина, г. Харьков. 2013, 60с. **2.** Шлифование коленчатых валов кругами из кубического нитрида бора// Проспект фирмы «Junker maschinen» на станки «JUCRANK 1000», «JUCRANK 3000», «JUCRANK 5000», «JUCRANK 6000». Erwin Junker. Maschinen fabric Gmbh, Junkerstraße 2. 77787 Nordrash. Germany. 2006, 8 с. **3.** CBN crankshaft grinding// Prospect firm «Junker maschinen» on machines «JUCRANK 1000», «JUCRANK 3000», «JUCRANK 5000», «JUCRANK 6S/L/XL». Erwin Junker. Maschinen fabric Gmbh, Junkerstraße 2. 77787 Nordrash. Germany. 2012, 12 p. **4.** *Решетов Д.Н., Портман В.Т.* Точность металлорежущих станков. – М.: Машиностроение, 1996. – 336 с. **5.** *Кальченко В.И., Кальченко В.В., Дмитренко М.А.* Глибинне кругле шліфування зі схрещеними осями деталі і круга // Вісник Черніг. держ. технолог. ун-ту. – Чернігів, 2009. – №37. – С.64-72. **6.** *Кальченко В.В.* Модульне 3D моделювання формоутворюючих систем шліфувальних верстатів, інструментів та оброблюваних поверхонь. // Вісник Тернопільського державного технологічного університету, 2005. – Том 12. – С. 68 -79. **7.** *Грабченко А.И., Кальченко В.И., Кальченко В.В.* Шлифование со скрещивающимися осями инструмента и детали (Монография). – Чернигов: ЧДТУ, 2009. – 256 с. **8.** *Кальченко В.И., 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. **9.** *Кальченко В.И., Кальченко Д.В.* Модульне 3D-моделювання інструментів, процесу зняття припуску та формоутворення при шліфуванні зі схрещеними осями ступінчастого вала і круга. // Вісник Чернігівського державного технологічного університету. Серія «Технічні науки»: науковий збірник / Черніг. держ. технолог. ун-т. – Чернігів: Черніг. держ. технолог. ун-т, 2013 №3 (67). –291 с.

Bibliography (transliterated): **1.** Industries in Focus // Analytical Technology International Technical Journal 01072 Kharkov, Ukraine. 2013, 60с. **2.** Grinding crankshafts circles CBN // Prospect firm «Junker maschinen» on machines «JUCRANK 1000», «JUCRANK 3000», «JUCRANK 5000», «JUCRANK 6000." Erwin Junker. Maschinen fabric Gmbh, Junkerstraße 2. 77787 Nordrash. Germany. 2006 8с. **3.** CBN crankshaft grinding // Prospect firm «Junker maschinen» on machines «JUCRANK 1000», «JUCRANK 3000», «JUCRANK 5000», «JUCRANK 6S/L/XL». Erwin Junker. Maschinen fabric Gmbh, Junkerstraße 2. 77787 Nordrash. Germany. 2012, 12p. **4.** Rechetov D.N., Portman V.T. Precision machine tools. – М.: Mechanical Engineering, 1996. – 336. **5.** Kal'chenko V.I., Kal'chenko V.V., Dimitrenko M.A. Glibin rounder shlifuvannya skhreschenimi axes detali i circle // News Chernig. Hold on. technologist. University that. - Chernigiv 2009. – № 37. – p. 64-72. **6.** Kal'chenko V.V. Modular 3D modeling formative of grinding machines, tools and machined surfaces. // Herald of Ternopil State Technical University, 2005. - Volume 12. - p. 68 -79. **7.** Grabchenko A.I. Kal'chenko V.I., Kal'chenko V.V. With crossed axes grinding tool and workpiece (Monograph). – Chernigov: Cherkassy State Technological University, 2009. – 256. **8.** Kal'chenko V.I., Pogiba N.N. Kal'chenko D.V. Increased productivity and precision grinding with crossed axes cbn wheel and step roller. // Cutting tool and in technological systems. Int. Nauchn. – tehn. Sat – Kharkov: NTU "KPI". – 2011. Issue. 80. p 131-140. **9.** Kal'chenko V.I. Kal'chenko D.V. Unit 3D-modeling tools, process tolerance and withdrawal formation in grinding with crossed axes stepped shaft and wheel. // Bulletin of Chernihiv State Technological University. A series of "Engineering": scientific collection / Chernihiv. State Technol. University. – Chernigov: Chernihiv. State Technol. University Press, 2013 № 3 (69). –291 p.

Надійшла до редколегії 01.07.2014

УДК 621.9

В.Д. Ковалев, д-р техн. наук, Я.В. Васильченко, канд. техн. наук,
М.С. Мельник, канд. техн. наук, Краматорск, Украина

УПРАВЛЕНИЕ РЕЖИМАМИ ОБРАБОТКИ НА ТЯЖЕЛОМ ТОКАРНОМ СТАНКЕ ПОСРЕДСТВОМ PLC МОДУЛЕЙ

Розроблено структуру системи адаптивного управління швидкістю подачі важкого токарного верстату для підвищення продуктивності на чорнових операціях при одночасному захисті різального інструменту від поломок при зніманні змінного припуску і за наявності у заготовці областей підвищеної твердості.

Разработана структура системы адаптивного управления скоростью подачи тяжелого токарного станка для повышения производительности на черновых операциях при одновременной защите режущего инструмента от поломок при съеме переменного припуска и при наличии в заготовке областей повышенной твердости.

The structure of the adaptive speed control feed heavy lathe to improve performance on the roughing operations while protecting the cutting tool from damage when removing variable allowance and in the presence of the blank areas of high hardness.

Производство тяжелого оборудования является основой машиностроения Украины и важной составляющей частью ее экспорта. Возможность изготовления тяжелых машин, конкурентоспособных на мировом рынке, обеспечивается оснащением машиностроительных предприятий современным станочным оборудованием.

Станочное оборудование с позиции теории управления является многоконтурной системой с нелинейными элементами и нестационарными свойствами. При назначении оптимальных режимов резания необходимо учитывать множество факторов, связанных с фактическим состоянием заготовки, инструмента и всей технологической системы в целом. Этим и определяется актуальность оптимизации режимов механической обработки изделий тяжелого машиностроения с учетом фактического состояния процесса в режиме реального времени.

Современные системы ЧПУ позволяют использовать пре- и постпроцессоры, а также информацию от измерительных устройств, которые фиксируют параметры процесса обработки (температуру, усилия, крутящие моменты, вибрации и др.). С помощью этих средств в процессе обработки динамически корректируется начальная программа ЧПУ с режимными параметрами и геометрией инструмента. Кроме этого, есть возможность осуществления управления с системой самообучения, с переменной структурой управления, многомерными обратными связями. Для

осуществления управляющего воздействия используются и разрабатываются новые мехатронные системы.

Под руководством Б.С. Балакшина разработаны различные системы адаптивного управления станками с целью повышения их точности и производительности, более эффективного использования инструмента и оборудования, сокращения затрат на электроэнергию и т. д. [1]. Опыт эксплуатации станков с адаптивными системами показал неоднозначные результаты. Часто такие станки не обеспечивали стабильности обработки по причине неудовлетворительного качества автоматического регулирования.

Использование таких систем теоретически позволяет получить ряд положительных эффектов: повышение производительности, повышение надежности работы инструмента при черновой обработке, повышение точности формы при чистовой обработке в силу стабилизации силы резания [2-5]. Несмотря на это на машиностроительных предприятиях такие системы практически не применяются по причине необходимости установки на станок дополнительного специального оборудования, наладки этого оборудования и обучения персонала. Системы адаптивного управления для тяжелых станков пока не созданы.

Современные системы ЧПУ, в отличие от предшествующих аналогов, выполнены на основе персональных компьютеров с открытой архитектурой. Это позволяет решать задачи автоматического регулирования путём программирования соответствующих алгоритмов. Это означает, что функции ЧПУ и адаптивного управления могут быть решены на основе составления как программы обработки на станке, так и коррекции этой программы с учетом индивидуальных особенностей элементов ТС. Появляется возможность прописывать (отдельными строками) адаптивное управление в тексте управляющей программы.

Целью данной работы является разработка структуры системы адаптивного управления скоростью подачи тяжелого токарного станка, предназначенной для повышения производительности на черновых и обдирочных операциях при одновременной защите режущего инструмента от поломок при съеме переменного припуска и при наличии в заготовке областей повышенной твердости.

Для реализации системы адаптивного регулирования скорости подачи с обратной связью по силе резания на станках с ручным управлением требуется установить бесступенчато регулируемый привод подачи (если он не предусмотрен в базовой конструкции станка), систему регулирования и датчик силы резания. На станках с ЧПУ бесступенчато регулируемый привод подачи уже имеется, система регулирования может быть реализована программно на базе программируемого контроллера электроавтоматики, но необходимость в применении датчика силы резания остается. Известны попытки косвенного измерения силы резания через ток двигателя привода

главного движения, однако этот способ характеризуется крайне низкой точностью, большой инерционностью и необходимостью учитывать диаметр обрабатываемой детали, который для токарной обработки является переменной величиной.

Еще одним существенным недостатком этих систем является их неэффективность при резком изменении силы резания, например при ступенчатом изменении припуска, или при наличии в заготовке включений повышенной твердости. Он проявляется в том случае, если скорость повышения силы резания превышает скорость изменения подачи. Режущий инструмент в таких случаях, как правило, ломается, т.к. система не успевает уменьшить подачу до того, как сила резания превысит максимально допустимое значение.

Кроме того, даже при обеспечении высокого быстродействия привода подачи, система будет работоспособна, если время повышения силы резания до максимально допустимого значения и время разгона-торможения привода подачи превышает время нескольких оборотов заготовки при токарной обработке, или время прохода нескольких зубьев при фрезерной обработке. В противном случае система теряет устойчивость и входит в режим автоколебаний. Эта проблема особенно актуальна на тяжелых токарных станках, где частота вращения заготовки измеряется десятками и единицами оборотов в минуту, а время разгона-торможения современных приводов подачи – сотнями и десятками миллисекунд.

Это показано на примере модельных исследований, проведенных с помощью пакета моделирования динамических систем Matlab Simulink.

На рис. 1 представлена динамическая модель типичной системы адаптивного регулирования скорости подачи токарного станка линейного типа с пропорционально интегрально дифференциальным регулятором (ПИД регулятором). Этот тип регулятора был выбран, как обеспечивающий наилучшее качество управления.

Значение константы $P_{зад}$, которая является устройством для задания уровня силы, на котором ее требуется стабилизировать, подается на сравнивающее устройство, на второй вход которого поступает фактическое значение силы резания (измеряемое датчиком). Сигнал разности поступает на вход ПИД регулятора, который образован элементами *Gain1*, *Gain1*, *Gain1*, *Integrator1*, *Derivative* и трехходовым сумматором. Элемент ограничения *Saturation* задает пределы изменения скорости подачи. Далее полученный управляющий сигнал подается на вход привода подачи, который в данной модели представлен инерционным звеном первого порядка *Transfer F_{сн}*. После этого звена получаем текущее значение скорости подачи V , а после его интегрирования по времени элементом *Integrator* – текущее значение координаты инструмента X в направлении рабочей подачи.

Поле умножения подачи на глубину резания получаем площадь срезаемого слоя F , которая затем умножается на передаточную функцию процесса резания $Transfer F_{cut}$ для получения значения силы резания P_z . Передаточная функция процесса резания представлена инерционным звеном первого порядка и моделирует плавное изменение силы резания при резком изменении площади срезаемого слоя, обусловленное процессами накопления и релаксации упругих деформаций в эквивалентной упругой системе станка.

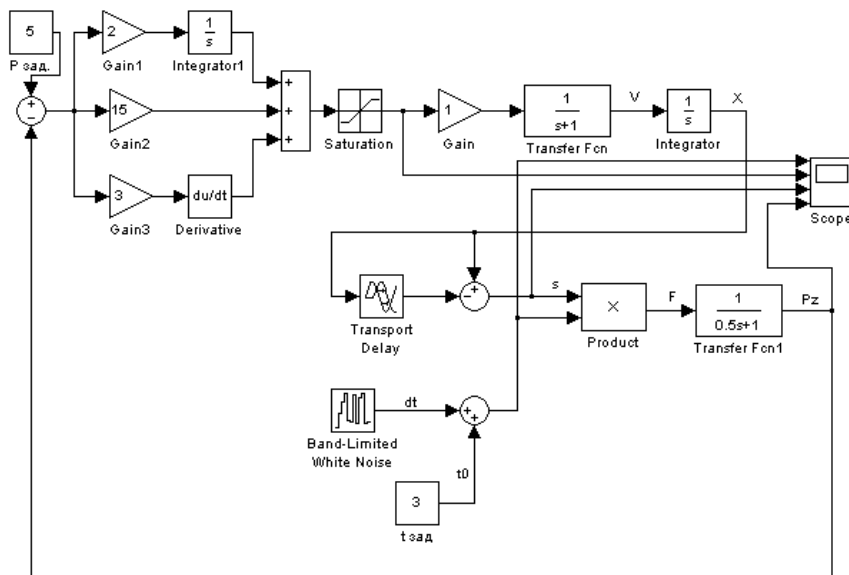


Рисунок 1 – Динамическая модель системы адаптивного регулирования скорости подачи

Для простоты в модели не учитывается влияние на силу резания скорости резания в виду ее малости, а для некоторого диапазона скоростей резания и обрабатываемых материалов – полного отсутствия этой зависимости.

Результаты моделирования выводились на четырехканальный осциллограф. Значения каналов (сверху вниз): глубина резания, управляющий сигнал привода подачи, подача на оборот (толщина срезаемого слоя), сила резания. Значения параметров системы выбирались абстрактными, поскольку задачей моделирования было только показать наличие областей устойчивости и неустойчивости при изменении частоты вращения заготовки, а сами

параметры системы на практике могут изменяться в весьма широких пределах в зависимости от типа станка и условий резания.

Было проведено два опыта. В первом параметры системы выбраны такими, чтобы обеспечивалась устойчивость процесса. Результаты этого эксперимента представлены на рис. 2.

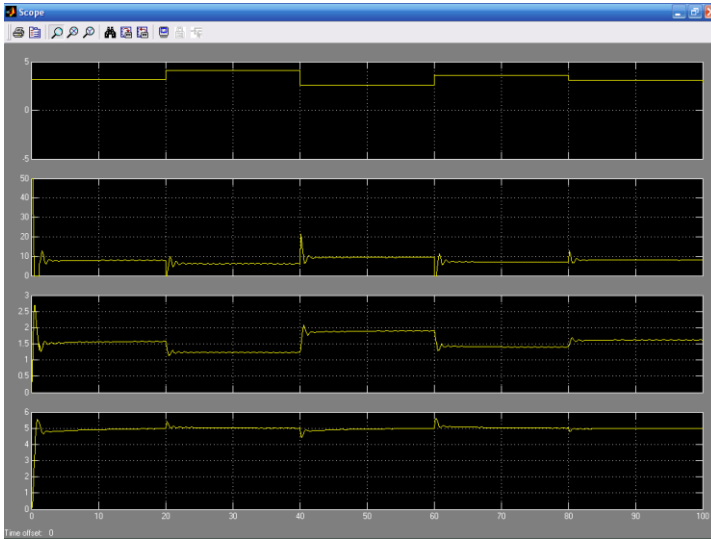


Рисунок 2

Как видно из четвертого графика сила резания достаточно стабильна при существенном и резком изменении глубины резания. Небольшие всплески силы резания в моменты изменения глубины резания обусловлены тем, что постоянная времени привода подачи выбрана больше чем постоянная времени процесса резания, что соответствует подавляющему большинству практических случаев. Таким образом, при выбранном сочетании параметров система работоспособна и эффективна.

Во втором опыте было в пять раз увеличено время задержки в элементе *Transport delay*, что соответствует уменьшению частоты вращения заготовки в такое же число раз, а также была увеличена постоянная времени процесса резания, что соответствует уменьшению скорости резания при неизменной жесткости технологической наладки. Остальные параметры остались без изменений. Результаты второго опыта представлены на рис. 3.

Как видно из графиков, система сразу входит в режим автоколебаний, что неизбежно вызовет поломку режущего инструмента. Восстановить устойчивость и работоспособность системы при заданной частоте вращения

можно путем соответствующего увеличения постоянной времени привода подачи. Но это противоречит требованиям к контурной точности привода подачи станков с ЧПУ, т.к. для обеспечения контурной точности потребуется пропорционально снижать рабочую скорость подачи, а следовательно и производительность, в результате применение такой системы теряет смысл.

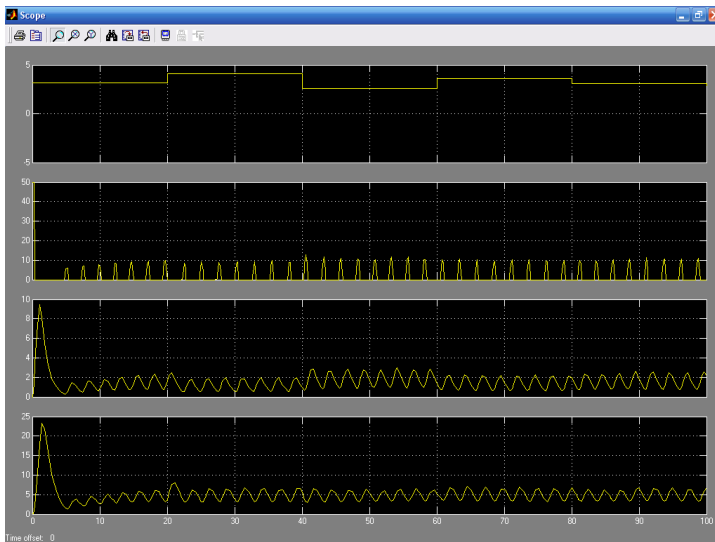


Рисунок 3

Рассмотренная система автоматического регулирования является нелинейной в силу нелинейности самого процесса резания (наличия задержки между изменением скорости подачи и соответствующим изменением толщины срезаемого слоя), и устранить эту нелинейность не представляется возможным. Для решения поставленной задачи предлагается перейти от аналогового к алгоритмическому способу управления скоростью подачи. При этом в рассмотренной динамической модели вместо регулятора помещается логический блок, реализующий требуемый алгоритм управления.

Для защиты инструмента от перегрузок при одновременном обеспечении максимальной производительности предлагается следующий алгоритм.

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

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

3. Вычисляется требуемая скорость подачи по формуле:

$$V = V_{min}([P_z]/P_z)^{1/y}$$

где $[P_z]$ – максимально допустимая сила резания, ограниченная прочностью режущего инструмента, P_z – максимальное измеренное за один оборот заготовки значение силы резания, y – показатель степени, характеризующий влияние подачи на силу резания для данных условий обработки [3].

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

$$V_{i+1} = V_i([P_z]/P_z)^{1/y}$$

где V_i – скорость подачи на текущем обороте заготовки, после чего снова повторяется данный пункт алгоритма.

Приведенный алгоритм по сути является алгоритмически реализованным гибридным регулятором, который содержит пропорционально-интегральный регулятор, поддерживающий скорость подачи на оптимальном уровне, и дискретный ограничитель, который резко снижает скорость подачи до минимального значения при превышении силой резания предельного значения. Потеря устойчивости при таком способе регулирования исключается, поскольку периоды времени, на которых происходит изменение скорости подачи, оказываются строго синхронизированы с вращением заготовки.

Характеристики, ожидаемые от такой системы следующие. Точность поддержания скорости подачи на оптимальном уровне в установившемся режиме за счет интегрирования ошибки по времени (корректировка скорости на каждом обороте заготовки в п. 4 алгоритма) определяется только точностью привода подачи по скорости и точностью измерения силы резания. Быстродействие системы при повышении скорости подачи от минимального значения до оптимального зависит от точности подбора показателя степени y и в идеальном случае составляет один оборот. Быстродействие при экстренном снижении скорости подачи определяется только быстродействием привода подачи.

В отношении третьего параметра следует заметить, что даже при мгновенной остановке движения подачи толщина срезаемого слоя и следовательно сила резания, снижаются не мгновенно, а по линейному закону в течении ровно одного оборота заготовки. Поэтому любая система адаптивного регулирования скорости подачи и защиты инструмента не может быть эффективной, если область увеличенного припуска на заготовке (например прилив на отливке), или повышенной твердости (например ползун на перетачиваемом колесе железнодорожного вагона) имеет резкие границы как в продольном так и в азимутальном направлениях, и во время обработки граница этой области совпадает с границей между витками подачи. Предохранить инструмент от поломки в этом случае возможно только уменьшив подачу на подходе к опасному участку. Датчик силы резания для этой цели не подходит, для этого требуется некий источник информации способный сигнализировать о возможном повышении силы резания с некоторым опережением. Поскольку повышение силы резания может быть вызвано несколькими причинами, то для каждой причины потребуется отдельный специфический датчик. Это сделает систему неуниверсальной и непрактичной. Учитывая все вышесказанное, не имеет смысла снижать время разгона-торможения привода подачи до величины, меньшей чем время одного оборота заготовки на максимальной частоте вращения шпинделя применительно к разработке предлагаемой системы.

В отличие от аналоговых систем, где на станок требуется устанавливать дополнительное оборудование, предлагаемая система может быть реализована исключительно программным способом на базе контроллера электроавтоматики станка с ЧПУ. В большинстве современных систем ЧПУ контроллеры электроавтоматики являются встроенными и реализованы программным или программно-аппаратным способом. Они имеют большой запас вычислительной мощности для реализации дополнительных функций и возможности работы с аналоговыми входными и выходными величинами. Единственной сложностью является датчик силы резания. Наилучшим вариантом с точки зрения точности и быстродействия был бы отдельный датчик, например, тензометрический, но это сопряжено с необходимостью изменения конструкции узлов станка для встройки датчика и потерей жесткости. При некотором ухудшении характеристик силу резания можно измерять косвенно через токи потребляемые двигателем главного движения или двигателем подачи, с последующим пересчетом по известным зависимостям.

Подобным образом реализовано управление скоростью резания для достижения оптимальной температуры посредством PLC модулей.

Для управления тяжелым токарным станком с помощью PLC модулей использована имеющаяся на кафедре «Компьютеризированные мехатронные системы, инструмент и технологии» Донбасской государственной машиностроительной академии система контурного управления для токарных

станков Heidenhain MANUALplus 620 с интегрированной возможностью управления PLC

Выводы

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

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

Результаты работы внедрены на тяжелых токарных станках с ЧПУ нового поколения, выпускаемых Краматорским заводом тяжелого станкостроения.

Список использованных источников: 1. Адаптивное управление станками / Под. ред. Б.С. Балакшина, М.: Машиностроение, 1973. – 680 с. 2. Базров Б.М. Технологические основы проектирования самоподнастраивающихся станков. - М.: Машиностроение, 1978. – 216 с. 3. Подураев В.Н. Автоматически регулируемые и комбинированные процессы резания. М., Машиностроение, 1977. – 304 с. 4. Mannan M.A., Broms S., Lindström Bo. Monitoring and Adaptive Control of Cutting Process by Means of Motor Power and Current Measurements // CIRP Annals – Manufacturing Technology, Volume 38, Issue 1, 1989. – P. 347-350. 5. Patricia A., Ralston S., Thomas L. Ward. Mathematical models used for adaptive Control of machine tools // Mathematical and Computer Modelling, Volume 11, 1988, Pages 1151-1155. 6. Силин С.С. К вопросу теоретического обоснования автоматизации процессов механической обработки по температуре резания. Труды Рыбинского авиационного технол. ин-та, № 4. – Автоматическое регулирование процессов резания по температуре. Ярославль: Изд-во Ярославского политехн. ин-та, 1976. – с. 5-11. 7. Система адаптивного управления работой тяжелого токарного станка / Ковалев В.Д. Васильченко Я.В. Мельник М.С. // Вісник СевНТУ. Серія «Машинобудування та транспорт». – 2011. – вип.118. – С.47-52.

Bibliography (translated): 1. Adaptive control of machines / Ed. by B.S. Balakshina, M.: Mashinostroenie, 1973. – 680 s. 2. Bazrov B.M. Technological bases of design of self-adjusting machines. M.: Mashinostroenie, 1978. – 216 s. 3. Poduraev V.N. Automatically regulated and combined cutting processes. M., Mashinostroenie, 1977. – 304 s. 4. Mannan M.A., Broms S., Lindström Bo. Monitoring and Adaptive Control of Cutting Process by Means of Motor Power and Current Measurements // CIRP Annals – Manufacturing Technology, Volume 38, Issue 1, 1989. – P. 347-350. 5. Patricia A., Ralston S., Thomas L. Ward. Mathematical models used for adaptive Control of machine tools // Mathematical and Computer Modelling, Volume 11, 1988, Pages 1151-1155. 6. Silin S.S. On the theoretical justification of automation of mechanical processing by temperature. Trudy Rybinskogo aviacionnogo tehnol. in-ta, № 4. – Automatic control of cutting processes by temperature. Jaroslavl: Izd-vo Jaroslavl'skogo politehn. in-ta, 1976. – s. 5-11. 7. System of adaptive control of work of heavy lathe / Kovalev V.D. Vasil'chenko Ja.V. Mel'nik M.S. // Visnik SevNTU. Serija «Mashinobuduvannja ta transport». – 2011. – vip.118. – S.47-52.

Поступила в редколлегию 01.06.2014

Л.В. Коломієць, д-р техн. наук,
Г.М. Клещов, канд. техн. наук, Одеса, Україна

ДОСЛІДЖЕННЯ МОДЕЛІ СКЛАДНОГО ІНСТРУМЕНТУ – ШТАМПІВ ХОЛОДНОГО ЛИСТОВОГО ШТАМПУВАННЯ

При дослідженні адаптивної математичної моделі процесів інструментальної автоматизованої підготовки виробництва штампів та їх виготовлення вирішено важливу науково-технічну проблему – виготовлення штампів на кількох спеціалізованих підприємствах країни із застосуванням наскрізної комп'ютерної технології. Це дозволило вирішити ряд проблем, які різко збільшили кількість виготовлених інструментальних штампів в одному типорозмірі, скоротити трудомісткість і вартість виготовлення штампів в умовах ринкової економіки, підвищити ефективність і якість

При исследовании адаптивной математической модели процессов инструментальной автоматизированной подготовки производства штампов и их изготовления решена важная научно-техническая проблема – изготовление штампов на нескольких специализированных предприятиях страны с применением сквозной компьютерной технологии. Это позволило решить ряд проблем, которые резко увеличили количество изготовленных инструментальных штампов в одном типоразмере, сократить трудоемкость и стоимость изготовления штампов в условиях рыночной экономики, повысить эффективность и качество

The important technological problem, namely production of dies at several special-purpose enterprises of the country using open computer technique is solved as a result of analysis of the adaptive mathematical model of the processes of tooling computer-aided reproduction of dies and their manufacture. It has allowed us to solve a set of the tasks that leads to increase an amount of the manufactured die tooling of one dimension type, to reduce labour content and production cost of dies under the conditions of market economy, to improve efficiency and quality

У виробничому інструментальному процесі холодне листове штампування (ХЛШ) – один з найбільш прогресивних і поширених процесів. Цей процес дозволяє виготовляти з листового матеріалу (смуги, стрічки, лист) найрізноманітніші за формою і розмірами деталі в короткі терміни з мінімальними витратами [1, 4]. Область застосування холодно листового штампування все більше поширюється на дрібносерійні виробництва. Розширюється номенклатура холодноштампованих деталей за рахунок важко деформованих і малопластичних металів, сплавів і неметалевих деталей. Водночас штампи холодно листового штампування, незважаючи на те, що вони відносяться до особливо складного інструменту, є найбільш стандартизованими і уніфікованими. У зв'язку з цим, до них при дослідженні процесів проектування і виготовлення, необхідно застосовувати сучасні математичні методи і засоби обчислювальної техніки [2, 8, 9].

Основою для аналізу і синтезу сучасних засобів комп'ютерних технологій з систем автоматизації проектних робіт конструкторсько-

технологічної підготовки виробництва і виготовлення штампів є роботи видатних учених, але тоді не ставились такі задачі як розробка адаптивних моделей, наскрізних систем і т. д. Сучасні розробки, такі як «Компас-штамп5» – нова технологія автоматизованого проектування штампів носять описовий характер. Тому треба розглянути раніше невирішені частини загальної проблеми: розробки та аналізу математичної та структурної адаптивної моделі, створення та аналіз математичної та структурної моделі нової інструментальної технології виготовлення деталей штампів.

В сучасному виробничому процесі холодне листове штампування є:

1. Перспективним, так як питома вага штампування з листа деталей для основних галузей промисловості становить від 60% до 85%;
2. Доцільним, так як є відомості про тенденції переорієнтування ряду процесів лиття і кування на холодне листове штампування, що знижує вагу деталі на 50% і зменшує витрати металу до 70%.

Мета досліджень – підвищення ефективності виготовлення деталей штампів на основі використання нових наукових методів, моделей та інтегрованої адаптивної наскрізної автоматизованої інструментальної системи підготовки виробництва з використанням штампів-напівфабрикатів, що забезпечує створення безлюдної, безпаперової, конкурентоспроможної системи для галузей народного господарства.

Дослідження і розробки в цій області здійснюються на базі інтегрованої адаптивної наскрізної автоматизованої системи технологічної підготовки виробництва (ІАН АСТПП), представленої в патенті від 2010р. [3]. Система складається з шести автоматизованих підсистем, кожна з яких вирішує певні завдання.

У процесі виготовлення штампів виникають невизначеності – виробничі відхилення по: матеріалу, зусиллю вирубки, конфігурації деталі і т.д. Для усунення цих невизначеностей пропонується досліджувати математичну і структурну адаптивні моделі (Рис. 1).

У модель входять наступні блоки: ОС- основний блок 1, складається з під блоків: 1.1- органу, що управляє, і 1.2 – керованого виробництва -1.2.1 і виготовлення деталей, що складається з підготовки – 1.2.2; Блок 2 - блок адаптації складається з під блоку 2.1, який приймає рішення на підставі порівняння даних, (а остаточне рішення ухвалює провідний конструктор-технолог), наприклад, по заміні матеріалу деталей штампів або конструкції штампів в результаті збільшення зусилля вирубки, і так далі після відрізки під блоками: 2.1.1 під блок ПР і О (порівняння, розпізнавання і оцінювання). 2.1.2 - НДІ (нормативно-довідкової інформації), 2.1.3 – ППС (програмного поля сприйняття), тобто тих програм, на які налаштована система, 2.1.4 – алгоритми адаптації, 2.1.5 – підблок знань. Остаточне рішення передається вектором d в під блок 1.1. Блок 3 - блок обробки, зберігання і передачі інформації; Блок 4- умови виробництва, що змінюються; Блок 5 – блок

ПОЕМ. Підблоки 1.2.1 – 1.2.6 виконують весь технологічний процес від кодування (БТКС) до виготовлення деталей штампів (БВД). У синтезованій оптимальній структурі системи управління виробництвом найбільш ефективним є застосування теоретико-множинного підходу[6]. Даний підхід забезпечує можливість найповніше наділяти отримані конструкції конкретними математичними структурами і гранично узагальнено підходити до проблеми опису складних систем, до яких відносяться системи автоматизації проектних робіт. При цьому, ми виходили з поняття системи S як підмножини декартового добутку деякого сімейства множин:

$$\{V_i | i \in I\} \quad S \subset \prod_{i \in I} V_i$$

глобальної реакції системи:

$$R : X \times \prod_{i \in I_1} V_i \rightarrow \prod_{j \in I_2} V_j,$$

де: $I_1 \cup I_2 = I$ і $I_1 \cap I_2 = \emptyset$; X - деяка абстрактна множина. Ієрархічна n - рівнева система вектора управління U (математична модель адаптивної системи підготовки виробництва і виготовлення деталей), є сукупністю векторів

$$U = (X, Z, \Omega, \varphi, \psi), \quad (1)$$

де X – множина вхідних станів системи, яка є декартовим добутком множин

$$X = \prod_{i=1}^n X_i.$$

Управління зовнішніх дій Z і вихідних дій Ω є множиною відображень

$$\forall z \in Z \quad Z : X \rightarrow X,$$

$$\forall \omega \in \Omega \quad \omega : X \rightarrow X.$$

Причому:

$$Z = \prod_{i=1}^n Z_i, \quad \Omega = \prod_{i=1}^n \Omega_i$$

$$z(x) = (z_1(x_1), z_2(x_2), \dots, z_n(x_n)),$$

$$\Omega(x) = (\Omega_1(x_1), \Omega_2(x_2), \dots, \Omega_n(x_n))$$

для всіх $x = (x_1, x_2, \dots, x_n) \in X$

На підставі адаптивної моделі, ввівши вектор станів A (вектор автоматизації і адаптації) і враховуючи змінний вектор d (див. рис. 1), вектор управління адаптивною системою U можна представити в спрощеному

вигляді – математичною моделлю (інтегрованої системи підготовки виробництва і виготовлення деталей) двох векторів

$$U = F(A, X) \tag{2}$$

$$A = (\varphi, \psi, Z, D, \Omega) \tag{3}$$

Звідси

$$U = F(X, \varphi, \psi, Z, D, \Omega) \tag{4}$$

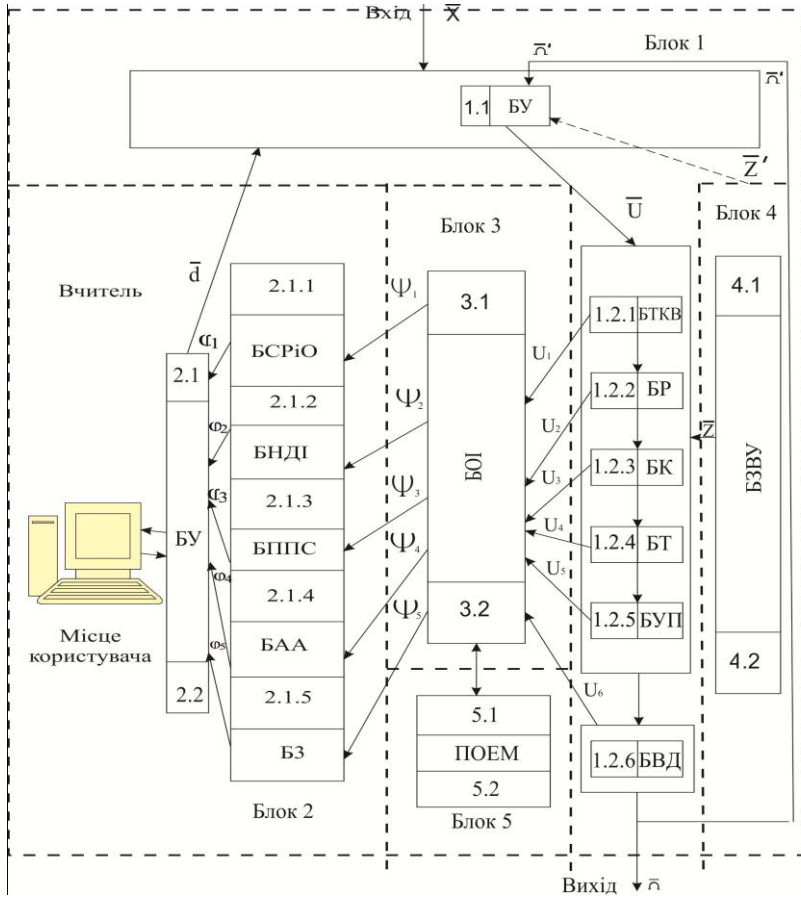
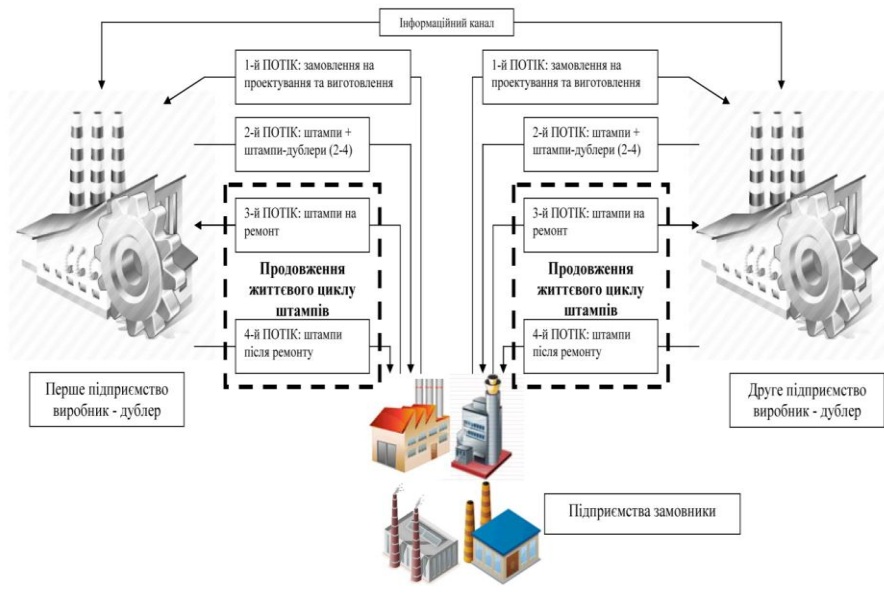


Рисунок 1 – Адаптивна модель підготовки виробництва і виготовлення деталей штамів

У тих випадках, коли відбуваються зміни у виробничих умовах, підключається адаптивна модель і, за наявності бібліотеки з пакетом конкретних рішень, система в змозе прийняти правильне рішення, яке аналізується користувачем і, при необхідності, він приймає своє остаточне оптимальне рішення. Це рішення передається у блок управління – 1.1БУ (див.рис. 2) і система продовжує функціонувати з урахуванням умов, що змінилися.

На рис.2 вказана модель нової технології процесу виробництва стандартизованих штампів[5, 7]. Основний принцип роботи моделі нової технології процесу проектування і виробництва штампів полягає в наступному. В країні створюються два (як мінімум) підприємства - дублерів, яки проектують і виготовляють в металі усі штампи на ЕОМ і на верстатах з ЧПУ, залишаючи усі відомості про штампи у своїх БДІЗ. Замовникові видаються тільки штампи в металі.



1. Підприємства Виробники – дублери видають штампи у металі, але не видають замовнику комплекти креслень та технологічні карти, залишаючи у базах даних та знань (БДІЗ) підприємств – дублерів усі відомості о спроектованих та виготовлених штампах. Таким чином, на цій стадії, визволяють десятки (сотні) конструкторів та технологів, що виготовляли цю документацію на підприємствах – виробниках.
2. Підприємство Замовник, відправляючи штампи на централізований ремонт, також визволяє у себе десятки (сотні) конструкторів, технологів, робочих високої кваліфікації, що були зайняті на ремонтних роботах з штампами.
3. Підприємства Виробники – дублери, маючи усі відомості о спроектованих та виготовлених штампах у своїх БДІЗ, проводять ремонт штампів на тому ж обладнанні та використовуючи саме тих працівників (продовження життєвого циклу штампів).
4. Нова технологія дозволяє збільшити ефективність за рахунок скорочення людських ресурсів, строків, трудовитрат та підвищення якості.

Рисунок 2 – Модель нової технології інструментального процесу виробництва штампів

У цьому випадку вивільняються десятки (сотні) конструкторів, технологів і копіювальників, а КБ по проектуванню тільки штампів ХЛШ – різко скорочуються (безлюдна і безпаперова технологія). Для ремонту штампів і штампів дублерів (яких замовляють від 2 до 4 і більш) замовник відвантажує їх підприємствам-дублерам. Підприємство-виробник, маючи усі дані про штампи у своїх БДіЗ, робить ремонт, використовуючі ту саму ІАН АСТПВ, на тому самому устаткуванні і тими самими робітниками (продовження «життєвого циклу» штампів), а замовнику не треба мати: цех по ремонту штампів, обслуговуючий персонал, устаткування, платити: за площі для ремонтного цеха, матеріали і т.д.

Математичні моделі проектування, виготовлення і ремонту штампів для замовників (базовий варіант – 1):

$$\min c_j^1 + c_j^2(x_j^1 + x_j^2) + c_j^3 + o_j + z_j \quad (5)$$

$$x_j^1 + x_j^2 \geq b_j \quad (6)$$

$$x_j^1 \geq 0, x_j^2 \geq 0, x_j^1, x_j^2 - \text{цілі числа} \quad (7)$$

Оцінка різниці між значенням цільової функції (5) і (7) :

$$c_j^3 + o_j + z_j - c_j^4(y_j^1 + y_j^2) \gg 0$$

$$\min c_j^1 + c_j^2(x_j^1 + x_j^2) + c_j^4(y_j^1 + y_j^2) \quad (8)$$

$$x_j^1 + x_j^2 - (y_j^1 + y_j^2) = b_j \quad (9)$$

$$x_j^1 \geq 0, x_j^2 \geq 0, y_j^1 \geq 0, y_j^2 \geq 0, x_j^1, x_j^2, y_j^2 \quad (10)$$

Шукані величини:

x_j^1 – кількість замовлених штампів на першому підприємстві-виробнику

x_j^2 – кількість замовлених штампів на другому підприємстві

y_j^2 – кількість ремонтваних штампів на другому підприємстві-виробнику.

Параметри в моделях:

b_j – потреба j -го підприємства в працюючих штампах

c_j^1 – вартість розробки проекту і виготовлення одного зразка штампу

c_j^2 – вартість виготовлення додатково штампу за розробленим проектом

c_j^3 – вартість виготовлення документації за проектом

o_j – витрати на купівлю і обслуговування ремонтного устаткування

z_j – витрати на оплату праці на ремонтній ділянці.

c_j^4 – вартість ремонту одного штампу, який виконується

підприємством-виробником, - відома величина.

Математичні моделі проектування і виготовлення для виробників (новий варіант – 2):

$$\max \sum_{j=1}^n (c_j^1 + c_j^2(x_j^1 + x_j^2) + c_j^3) - \quad (11)$$

$$- (d_j^1 + d_j^2(x_j^1 + x_j^2) + d_j^3) \quad (12)$$

$$x_j^1 + x_j^2 \geq b_j, \quad j = 1, 2, \dots, n$$

$$\sum_{j=1}^n (x_j^1 + x_j^2) \leq v^1 + v^2 \quad (13)$$

$$x_j^1 \geq 0, \quad x_j^2 \geq 0, \quad x_j^1, x_j^2 - \text{цілі числа} \quad (14)$$

$$\max \sum_{j=1}^n \left[c_j^1 + c_j^2(x_j^1 + x_j^2) + c_j^4(y_j^1 + y_j^2) - \right. \quad (15)$$

$$\left. - (d_j^1 + d_j^2(x_j^1 + x_j^2) + d_j^4(y_j^1 + y_j^2)) \right]$$

$$x_j^1 + x_j^2 \geq b_j, \quad j = 1, 2, \dots, n \quad (16)$$

$$\sum_{j=1}^n (x_j^1 + x_j^2) \leq 0,95(v^1 + v^2) \quad (17)$$

$$\sum_{j=1}^n (y_j^1 + y_j^2) \leq 0,05(v^1 + v^2) \quad (18)$$

$$x_j^1 \geq 0, \quad x_j^2 \geq 0, \quad x_j^1, x_j^2 - \text{цілі числа} \quad (19)$$

$$\sum_{j=1}^n [(c_j^4 - d_j^4)(y_j^1 - y_j^2)] - \sum_{j=1}^n (c_j^3 - d_j^3) \gg 0$$

Параметри в моделях

(додаток до вказаних вище) :

d_j^1 – собівартість розробки проекту і виготовлення одного зразка штампу

d_j^2 – собівартість розробки одного штампу

d_j^3 – собівартість тиражування документації за проектом

d_j^4 – собівартість ремонту одного штампу

Шукані величини:

ті самі

Оцінка різниці між значенням цільової функції

$$\frac{c_j^1 + c_j^2(x_j^1 + x_j^2) + c_j^2 + o_j + z_j}{\theta_j} \tag{20}$$

$$\frac{c_j^1 + c_j^2(x_j^1 + x_j^2) + c_j^4(y_j^1 + y_j^2)}{\theta_j} \tag{21}$$

$$\frac{c_j^1 + c_j^2(x_j^1 + x_j^2) + c_j^2 + o_j + z_j}{\theta_j} \gg \frac{c_j^1 + c_j^2(x_j^1 + x_j^2) + c_j^4(y_j^1 + y_j^2)}{\theta_j} \tag{22}$$

Оскільки витрати на ремонт у виробника істотно менше, ніж для j -го підприємства – замовника штамтів, відповідає потреба у виготовленні документації, наявності свого ремонтного цеху (ділянки) і обслуговуванні ремонтного устаткування. Як видно, собівартість кінцевої продукції (штампованих деталей), виготовленої на штампах, при новій моделі технології проектування і виготовлення штамтів істотно менше, оскільки підприємство не несе витрати, пов'язані з ремонтним цехом і обслуговуванням ремонтного устаткування, а також витрати на купівлю документації і, у зв'язку з цим, немає необхідності мати конструкторів, технологів і робітників високої кваліфікації для ремонту штамтів.

Замовник у себе вивільняє десятки конструкторів, технологів і робітників високої кваліфікації, що брали участь в ремонтних роботах, а також економляться площі, устаткування, необхідні для ремонту. Нова

технологія різко підвищує ефективність за рахунок скорочення людських ресурсів, термінів, трудовитрат і підвищення якості.

Нова технологія автоматизованого процесу виробництва штампів в математичному розумінні відноситься до теорії А.К. Ерланга теорії масового обслуговування з використанням апарату марківських ланцюгів. Так замовлення штампів за новою технологією на проектування і виготовлення для «підприємств виготівників», а тим більш штампі, які надійшли на ремонт від «заводів замовників» носять імовірний характер. Потреба у виробництві штампів по країні складає десятки тисяч і носить масовий характер. Моменти вступу замовлень – випадкові і носять хаотичний характер, через що у вхідних потоках Пуассона (на проектування і на ремонт), утворюються випадкові нерівномірні завантаження устаткування. Дуже зручним і гнучкішим є потік Эрланга, що є узагальненням пуассоновского потоку. Для його отримання необхідно при деякому цілому $k > 0$ «просіяти» пуассоновский потік, залишивши кожен k -у вимогу. Кожному значенню k відповідає свій потік Эрланга. Час обслуговування є випадковою величиною. Системи обслуговування можуть бути трьох видів: системи з очікуванням, системи з втратами і системи змішаного типу. Нова технологія також відноситься к Марковським ланцюгам з безперервним часом.

Висновки. На підставі досліджень, вирішена важлива науково-технічна проблема: підвищення ефективності, скорочення терміну підготовки виробництва та обробки інструментальних деталей замовника для штампів ХЛШ с використанням комп'ютерних інструментальних технологій на базі штамп-напівфабрикатів.

Основні наукові і практичні результати полягають у наступному.

1. Розроблені структурна і математична адаптивні моделі процесу підготовки виробництва і багатоменклатурного виготовлення деталей з урахуванням невизначеності виробничих умов, що змінюються.

2. Реалізован метод роздільного виготовлення блоків і пакетів штамп - напівфабрикатів по типорозмірам (без прив'язки до конкретної деталі замовника), що дозволяє створювати партії однакових деталей (перейти від одиничного виробництва до серійного).

3. У виробництві штампів за новою технологією централізовано двома підприємствами - дублерами на ЕОМ, видаються замовникові штампи тільки в металі, а ремонт робиться також централізовано на підприємствах - дублерах, використовуючи відомості БДЗ про раніше розроблені штампи на тій же ІАН АСТПВ, на тому самому устаткуванні і тими ж самими робітниками, що вивільняє десятки (сотні) конструкторів, технологів і робітників високої кваліфікації.

Список використаних джерел: 1. Клецов Г.М. Адаптивна наскрізна комп'ютерна технологія управління підготовкою виробництва та виготовлення деталей штампів на базі штамп-напівфабрикатів / Г.М. Клецов // Одеса: ВМВ, 2010. – 290 с. 2. Квасников В.П. Роль стандартизації в підготовці виробництва штампів сучасного дійства ХЛШ / В.П. Квасников, Г.М. Клецов // Вісник Інженерної академії України – К., 2008. – Вип.1. – С. 168-174. 3. Пат. 48027 України МПК В21D 22/02 Метод інтегрованої наскрізної підготовки виробництва та виготовлення деталей штампів / В.П. Квасников, Г.М. Клецов, Л.В. Коломієць та ін. Заявн. Одеський Державний інститут виміральної техніки – № а2009 07883, заявл. 7.07.2009, опубл.10.03.2010, бюл. №5. 4. Клецов Г.М. Интегрированная адаптивная сквозная компьютерная технология механообработки деталей штампов холодной листовой штамповки / Г.М.Клецов // Збірник наукових праць військового інституту Київського національного університету імені Тараса Шевченка – Київ, 2011. – Вип. 30.– С. 110–114. 5. Клецов Г.М. Новая технология производства штампов холодной листовой штамповки для строительства и сельхозмашиностроения/Г.М. Клецов, Коломиец Л.В., Клецов М.Г.// Збірник Міжнародних науково-технічних праць MOTROL'2014, Том15, №1 LUBLIN, Польща, С.157-161. 6. Клецов Г.М. Адаптивна модель управління підготовкою виробництва та виготовлення деталей штампів ХЛШ / Г.М. Клецов // Збірник наукових праць Кіровоградського національного технічного університету. – Кіровоград, 2010. – Вип.23.. – С.352– 357. 7. Клецов Г.М. Підготовка виробництва та виготовлення деталей штампів ХЛШ у середовищі нової наскрізної комп'ютерної технології / Г.М. Клецов // Аграрний вісник Причорномор'я. – ОДАУ. Одеса, 2010. – Вип.55. – С. 105–108. 8. Клецов Г.М. Математичні основи управління стандартизованою підготовкою виробництва штампів / Г.М. Клецов // Вісник інженерної академії України – Київ, 2010.– Вип. 2. – С. 100–102. 9. Клецов Г.М. Інформаційні конструкторські масиви штампів холодної листової штамповки / Г.М. Клецов // Вісник інженерної академії України – К., 2010 – Вип 3. – С. 74–77.

Bibliography (transliterated): 1. Kleshov G.M. Adaptivna naskrizna komp'juterna tehnologija upravlinnja pidgotovkoju virobництва ta виготовлення деталей штампів на базі штамп-напівфабрикатів / G.M. Kleshov // Odesa: VMV, 2010. – 290 s. 2. Kvasnikov V.P. Rol' standartizacij v podgotovke proizvodstva shtampov sovmeshhennogo dejstvija HLSh / V.P. Kvasnikov, G.M. Kleshhov // Visnik Inzhenernoї akademii Ukraїni. – K., 2008. – Vip.1. – S. 168-174. 3. Pat. 48027 Ukraїni MPK V21D 22/02 Metod integrovanoї naskriznoї pidgotovki virobництва ta виготовлення деталей штампів / V.P. Kvasnikov, G.M. Kleshhov, L.V. Kolomic' ta in. Zajavn. Odes'kij Derzhavnij institut vimirjuval'noї tehniki – № a2009 07883, zajavl. 7.07.2009, opubl.10.03.2010, bjul. №5. 4. Kleshhev G.M. Integrirovannaja adaptivnaja skvoznaja komp'juternaja tehnologija mehanobrabotki detalей shtampov holodnoj listovoj shtampovki / G.M.Kleshhev // Zbirk naukovih prac' vijs'kovogo institutu Kiїvs'kogo nacional'nogo universitetu imeni Tarasa Shevchenka – Kiїv, 2011. – Vip. 30.– S. 110–114. 5. Kleshhev G.M. Novaja tehnologija proizvodstva shtampov holodnojlistovoj shtampovki dlja stroitel'stva i sel'hozmashinostroenija/G.M. Kleshhev, Kolomic L.V., Kleshhev M.G.// Zbirk Mizhnorodnih naukovو- tehnicnih prac' MOTROL'2014, Tom15, №1 LUBLIN, Pol'sha, S.157- 161 6. Kleshhov G.M. Adaptivna model' upravlinnja pidgotovkoju virobництва ta виготовлення деталей штампів HLSh / G.M. Kleshhov // Zbirk naukovih prac' Kirovograds'kogo nacional'nogo tehnicnogo universitetu. – Kirovograd, 2010. – Vip.23.. – S.352– 357. 7. Kleshhov G.M. Pidgotovka virobництва ta виготовлення деталей штампів HLSh u seredovishhi novoї naskriznoї komp'juternoї tehnologії / G.M. Kleshhov // Agrarnij visnik Prichornomor'ja. – ODAU. Odesa, 2010. – Vip.55. – S. 105–108. 8. Kleshhov G.M. Matematichni osnovi upravlinnja standartizovanoju pidgotovkoju virobництва shtampiv / G.M. Kleshhov // Visnik inzhenernoї akademii Ukraїni – Kiїv, 2010.– Vip. 2. – S. 100–102. 9. Kleshhov G.M. Informacijni konstruktors'ki masivi shtampiv holodnoї listovoi shtampovki /G.M. Kleshhov //Visnik inzhenernoї akademii Ukraїni – K., 2010 –Vip 3. – S. 74–77.

Надійшла до редакції 12.06.2014

Д.В. Криворучко, д-р техн. наук,
И.О. Осадчий, Сумы, Украина

СОВРЕМЕННЫЕ ДОСТИЖЕНИЯ В ОБЛАСТИ ИЗГОТОВЛЕНИЯ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС ИЗ КОМПОЗИЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ

Проведений аналіз останніх досягнень науки в галузі створення зубчастих коліс із застосуванням неметалевих матеріалів, зокрема з композиційних матеріалів на основі вуглепластику. Наведені методи збільшення поверхневої міцності зубів. Розглянуті сучасні виробничі методи виготовлення зубчастих коліс із композиційних матеріалів, проблеми в цій галузі та шляхи їх вирішення.

Проведен анализ последних достижений науки в области создания зубчатых колес с применением неметаллических материалов, в частности, из композиционных материалов на основе углепластика. Приведены методы увеличения поверхностной прочности зубьев. Рассмотрены современные производственные методы изготовления зубчатых колес из композиционных материалов, проблемы в этой области и пути их решения.

In this paper, the analysis of the latest scientific advances in the field of non-metallic carbon fiber reinforced plastic (CFRP) gears utilization was conducted. Methods of teeth surface strength increasing were characterized. The modern production methods of CFRP gears manufacture were reviewed. Problems of gears manufacture and their solutions were outlined.

Введение

В последние десятилетия композитные шестерни нашли широкое применение в машиностроении. Внедрение современных композиционных материалов позволяет использовать новые принципы проектирования и изготовления изделий, основанные на том, что материал и изделие создаются одновременно в рамках одного и того же технологического процесса.

В результате совмещения армирующих элементов и матрицы образуется комплекс свойств композита, не только отражающий исходные характеристики его компонентов, но и включающий свойства, которыми изолированные компоненты не обладают. В частности, прочность, жёсткость, износостойкость, усталостная прочность, появление этих свойств в композитах связаны с гетерогенной структурой, обуславливающей наличие большой поверхности раздела между волокнами и матрицей. Так, наличие границы раздела между армирующими элементами и матрицей существенно повышает трещиностойкость материала.

Современные композиты имеют не только широкий спектр физико-механических свойств, но и способны к направленному их изменению,

например, повышать вязкость разрушения, регулировать жесткость, прочность и другие свойства. Эти возможности расширяются при применении в волокнистых композиционных материалах (ВПКМ) волокон различной природы и геометрии, т. е. при создании гибридных композитов. Кроме того, для данных материалов характерно появление согласованного совместного действия нескольких факторов в одном направлении, так называемого синергетического эффекта.

Совокупность этих факторов содействовала расширению сфер применения ВПКМ. Одним из наиболее перспективных является изготовление композитных шестерен, широко применяющихся в машиностроении. Это связано с уменьшением шума, самосмазывающейся функцией, снижением веса, экономией средств.

Сложности изготовления и механической обработки этих типов деталей машин обусловлены необходимостью высокой прочности, износостойкости и долговечности. Как показывает опыт, даже разрушение одного зуба может привести к выходу из строя всей зубчатой передачи.

Широкое применение пластических масс и композиционных материалов, из которых изготавливают детали устройств и механизмов, в целом является существенной особенностью современного развития техники. Во многих случаях детали из новых материалов полностью заменяют металлические в классическом исполнении. В качестве примера можно привести такие материалы, как слюдоситаллы на основе фторфлогопита, обрабатываемые на стандартном металлорежущем оборудовании с достаточной точностью исполнения [1]. Многие новые неметаллические материалы предназначены для литья и формования. В этих случаях их используют в промышленности в виде порошка или гранул. Таким образом, изготовление зубчатых колёс осуществляют с помощью литья, формования и резания. Следует также отметить, что одной из важнейших особенностей современного периода совершенствования зубчатых передач является использование для изготовления зубчатых звеньев пластических масс и композиционных материалов. К примеру, достаточно широко используются неметаллы для изготовления зубчатых венцов фирмами Parvalux Electric Motors Ltd, ITT Heyneu, Ovoid, SF Opperman, Moss Gear Company, Siemens AG [2].

Целью настоящей работы является исследование современных достижений в области производства зубчатых колес с применением неметаллических материалов и, в частности, изготовленных на основе волокнистых полимерных композиционных материалов; выявление основных проблем, препятствующих их широкому внедрению в современных машинах,

и поиск основных необходимых направлений исследований в области изготовления зубчатых колес из композиционных материалов.

1. Способы производства зубчатых колес из неметаллических материалов

Существует несколько методов изготовления зубчатых колес из полимеров[3]:

1. Литьё шестерён под давлением из пластмасс.

Достоинствами этого метода являются высокая прочность, постоянство размеров и относительная дешевизна получаемых изделий.

2. Изготовление шестерни механообработкой из капролона.

К достоинствам этого метода следует отнести высокую прочность и точность зубчатых колес. Однако наряду с вышеупомянутыми достоинствами существуют и недостатки, обусловленные быстрым накоплением погрешностей установки и базирования, как следствие брак, при мелкосерийном производстве.

3. Метод быстрого прототипирования.

Однозначным достоинством данного метода является высокая скорость изготовления изделий, которая, однако, перекрывается рядом недостатков. Среди них низкая прочность и неремонтпригодность исключают возможность применения этого метода при изготовлении высоконагруженных деталей.

Основные проблемы зубчатых колес из чистых полимерных материалов: низкая геометрическая точность, гигроскопичность, недостаточная прочность – могут быть решены заменой их на шестерни, изготовленные с применением ВПКМ. Наиболее распространенными на сегодняшний день являются угле- и стеклопластики.

Проведенный патентный поиск показал, что известным способом изготовления зубчатых колес из композиционных материалов является формование в закрытых формах [4, 5, 6, 7, 8, 9, 10, 11]. Способы формовки направлены на укладку волокон в тело зуба так, чтобы тот выдерживал максимальную нагрузку.

2. Основные направления повышения работоспособности зубчатых колес из композиционных материалов

Несмотря на более высокие прочностные свойства по сравнению с полимерными шестернями, при использовании шестерен из ВПКМ существуют ограничивающие факторы: температурное разрушение матрицы ВПКМ, низкая ударная прочность и труднообрабатываемость [12]. Над каждой из этих проблем ведется активная работа.

К. Мао в своем исследовании показал, что повышение износа зубчатых колес из ВПКМ зависит от температуры трущихся поверхностей шестерен. Выдвинуто предположение, что износ повышается из-за резкого роста температуры в зоне контакта, что приводит к разрушению связки в композите [13].

Группа исследователей в составе М. Kurokawa, Y. Uchiyama предложили повысить прочность зубчатых колес армированием нанотрубками. Практическая реализация состоит в том, что методом литья под давлением была получена заготовка из композита, которую впоследствии поддавали механической обработке, а обработка была проведена методом зубофрезерования [14].

Существуют методы нанесения покрытий на поверхность зуба. Результаты показывают, что политетрафторэтилен (ПТФЭ,PTFE) способствует наибольшему снижению сил трения [15], а отказ состоит преимущественно в отслоении покрытия и абразивном износе.

Практикуется несколько методов комбинирования металлических материалов с композитами при изготовлении зубчатых колес в зависимости от предъявляемых к конструкции требований:

- зубчатый венец, диск и ступицу выполняют полностью из композита или пластмассы;
- зубчатый венец изготавливают из неметаллов, а диск и ступицу - из металлов и их сплавов;
- зубчатый венец - из металла, а другие элементы зубчатого колеса в различных комбинациях (сочетаниях) - из пластмасс и композитов [16].

Композиционные материалы, армированные углеродными волокнами, в зависимости от типа матрицы делятся на:

- армированные пластмассы;
- армированные металлы.

Рассмотрим их особенности на примере широко применяемых на практике углепластиков. Среди всех армирующих волокон только арамидные волокна имеют плотность, меньшую плотности углеродных волокон. Но высокопрочные углеродные волокна прочнее арамидных, а высокомодульные углеродные волокна имеют модуль упругости, близкий к модулю упругости борных волокон [17, 18]. Поэтому именно углеродные волокна нашли широкое применение в конструкциях, которые должны иметь ограниченный вес. Среди всех армированных пластмасс углепластики обладают наиболее высокими стойкостью к усталостным испытаниям и долговечностью.

Углепластики имеют очень низкий коэффициент линейного расширения и оказываются наиболее подходящими материалами для конструирования зубчатых колес и других высоконагруженных конструкций.

Причины выхода из строя зубчатых колес из композиционных материалов: трение, износ, температурное разрушение.

3. Проблема трения в паре зубчатых колес

Этим вопросом активно занимаются ученые из Японии, такие, как K.D. Dearn, Y. K. Chen. Ими проводилось изучение трения и износа в области вершины зубьев (рис. 1) при переходе от качения к скольжению, что оказывает существенное влияние на долговечность полимера, использованного в зубчатом колесе. Исследуется материал полиэфирэфиркетон (ПЭЭК, РЕЭК), для упрощения понимания процессов применяют два трущихся диска [19, 20]. Наблюдаемые механизмы разрушения были связаны со структурой контактных поверхностей, а также включено плавление поверхности и контактной усталости.

Также ученые определили, что шестерни из (РЕЭК) способны работать на низких коэффициентах скольжения при низких и высоких нагрузках. Их работоспособность уменьшается с увеличением коэффициента скольжения.

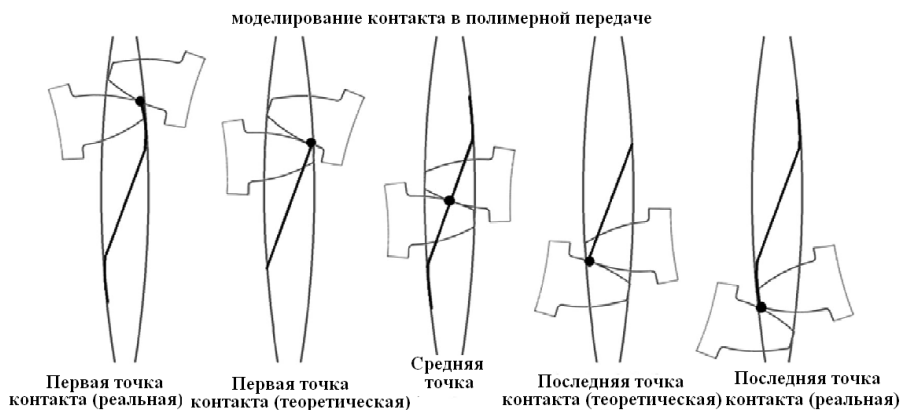


Рисунок 1 – Трение при переходе от качения к скольжению в паре зубчатых колес из композита [19]

N.A Wright, S.N Kukureka свою работу направили на симуляцию контактных условий во время переключения скоростей хода, так как, по утверждению автора, до этого износостойкость полимерной матрицы и композитов не изучалась систематически [21, 22].

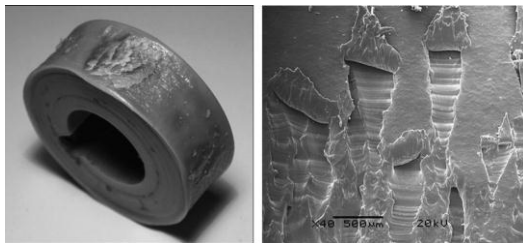


Рисунок 2 – Диск из композита после испытаний на трение [21]

Методы испытаний на износ сравниваются, включая прямое тестирование колеса и тестирование диска (рис. 2), вместе с электронным измерением, измерением потери веса и прямыми измерениями. Представленный новый метод, характеризующий износ передач, касается реальных условий контакта и износа зубьев. Тема и методы данных исследований явно переключаются с описанным выше.

4. Износ зубчатых колес, изучение температурных эффектов

Ученые из Великобритании К. Мао, W. Li, С. J. Hooke, D. Walton проводят исследования, направленные на изучение термических эффектов в зоне контакта зубьев и износа, при работе зубчатой пары из композиционного материала [23, 24]. Материал тестируемых шестерен – армированный стеклопластик. Была определена зависимость между температурой шестерни и передаваемой нагрузкой и износом, получены сложные нелинейные зависимости интенсивности износа в микрометрах крутящим моментом и критической температурой на поверхности зубьев (рис. 3).

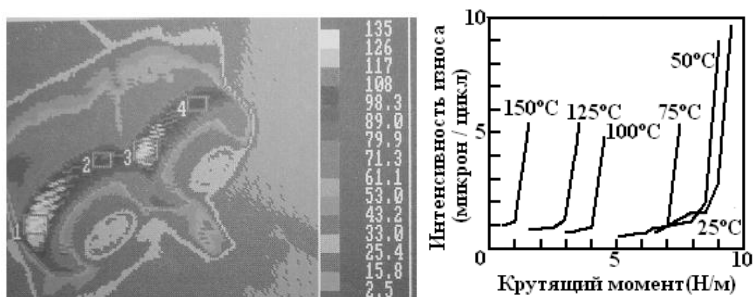


Рисунок 3 – Влияние различных факторов на износ зубчатых колес из композиционных материалов [23]

В работе М. Tsai [25, 26] рассматривались возможности применения пары материалов нейлон – ацетал, исследовались величина и геометрия износа поверхности в зависимости от нагрузки и выбора материала ведущей и ведомой шестерен в паре нейлон – ацетал. Ученый сделал вывод о высокой стойкости передачи с использованием ведущего зубчатого колеса из ацетала и разработал рекомендации по минимизации износа рабочих поверхностей зубчатых колес. Были установлены зависимости между износом зубчатых колес и количеством рабочих циклов. Изучен характер повреждений поверхности эвольвентного профиля зуба (рис. 4).

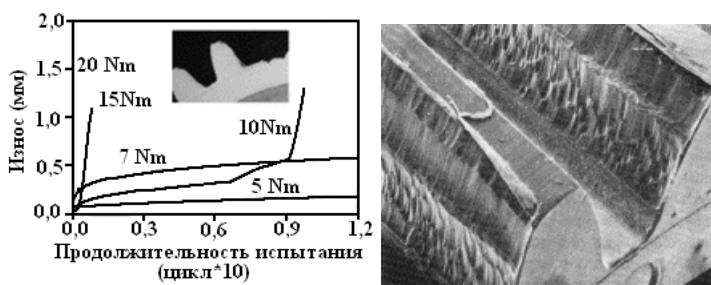


Рисунок 4 – Зависимость износа от нагрузки при динамическом испытании [25]

Вопросом термических эффектов в зубчатых передачах также занимались Е. Letzelter, М. Guingand, J. Vaujany, Р. Schlosser. Ими был предложен метод, основанный на применении инфракрасной камеры, позволяющей записывать тепловой режим, а также направление распространения теплового потока как функцию времени [27, 28].

S.Yousef изучал механизм износа зубчатых колес из полимерных материалов с добавлением нанотрубок. Модификация материала шестерен нанотрубками карбона позволила получить композит с физико-механическими свойствами в полтора раза выше, чем немодифицированный материал. Практическая реализация состояла в том, что методом литья под давлением была получена заготовка, которую впоследствии подавали механической обработке, зубчатый венец был получен методом зубофрезерования.

Результаты выявили, что сопротивление износу повышается с добавлением нанотрубок. Прочность, модуль упругости и жесткость также увеличиваются, в то время как твердость не меняется.

Похожее направление исследований ведут ученые из Индии S. Senthilvelan, R. Gnanamoorthy. На сегодняшний день активно проводятся исследования по модификации ВПКМ и их структуры путем сопоставления результатов моделирования и натуральных лабораторных исследований,

направленных на прогнозирование влияния ориентации волокон в ВПКМ, при изготовлении заготовок методом литья под давлением [29]. Большое количество работ посвящено вопросам прогнозирования и предотвращения усадки материала при остывании после литья.

Исследования показали, что несогласованность волокон по сечению зубьев деформирует толщину зуба и увеличивается погрешность шага, что приводит к отклонениям от проектных значений точности зубчатой передачи (рис. 5).

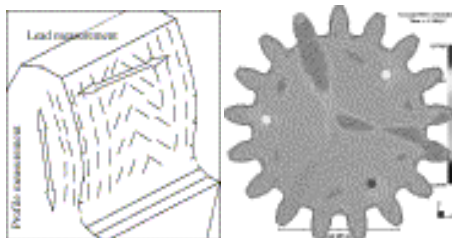


Рисунок 5 – Деформация зуба при неравномерном расположении волокон композита [29]

По результатам изучения усадки полимерного материала после литья была установлена взаимосвязь между усадкой и условиями спекания [29, 30]. Рассматривались микроструктура материала и физико-механические свойства полученного композита. Приведена сравнительная характеристика получаемой микротвердости в зависимости от метода спекания – под вакуумом или под давлением воздуха.

Выводы

В результате проведенного анализа современных достижений в области изготовления зубчатых колес из неметаллических материалов можно сделать вывод, что преимущественными методами производства являются: литьё под давлением, изготовление шестерни механообработкой и метод быстрого прототипирования. Преимущества перед металлическими шестернями: уменьшение шума, самосмазывающаяся функция, снижение веса, экономия средств. Основные исследования направлены на решение таких проблем шестерен из ВПКМ, как температурное разрушение матрицы ВПКМ, низкая ударная прочность и труднообрабатываемость. Анализ зарубежных публикаций показал актуальность темы. По вопросу изготовления зубчатых колес из композиционных материалов ведутся активные научные изыскания во всех странах мира. Главное направление – это замена пластиков композиционными материалами. Важную роль в исследованиях занимает

вопрос изучения трения и износа в паре зубчатых колес, так как трение неметаллических материалов имеет иную природу, нежели трение металлов. Из-за низкой плотности и высокого модуля упругости зубчатые колеса из композиционных материалов имеют собственные высокие частоты, что дает возможность применения их в высокоскоростных передачах. Современной тенденцией является комбинирование металлических и композитных частей зубчатого колеса. В результате анализа патентов можно сделать вывод, что ведется активная работа над методами формовки зубчатых колес из композиционных материалов. Несмотря на изобилие исследований в этой области, вопрос механической обработки зубчатых колес из композиционных материалов остается недостаточно изученным. Такие важные вопросы, как подбор методов и режимов обработки, остаются нераскрытыми.

Список использованных источников: 1. *Ричардсон М.* Промышленные полимерные композиционные материалы / Под ред. *П.Г. Бабаевского*. – М. : Химия, 1977. – 472 с. 2. ГОСТ 6168:1987. Specification for nonmetallic spur gears. ; Введ. 31.03.1987. – London, 1987. –5 с. 3. *Рудой Б. Н.* Композиты. – М: Московский рабочий, 1976. – 144 с. 4. Способ изготовления зубчатых колес из слоистых пластиков : пат. 630083 СССР: МПК² В 29 D 15/00, В 29 С 17/00 / *Цулая С.И.*; заявитель и патентообладатель Специальное конструкторское бюро по проектированию приборов и средств автоматизации. – № 2405748/23-05 ; заявл. 13.09.76 ; опубл. 30.10.78, Бюл. № 40. 5. Способ изготовления зубчатых колес из композиционных полимерных материалов: пат. 766877 СССР: МПК³ В 29 D 15/00/ *Пелех Б.Л., Колюк М.Д., Фикташ М.Д., Сенив П.Н.*; заявитель и патентообладатель Львовский филиал математической физики Института математики АН Украинской ССР. – № 2625158/23-05; заявл. 08.06.78; опубл. 30.09.80; Бюл. № 36. 6. Пресс-форма для изготовления зубчатых колес из композиционных полимерных материалов: пат. 766877 СССР: МПК³ В 29 D 15/00/ *Пелех Б.Л., Колюк Е.А., Олейник И.П., Кошелев В.И., Колесник Э.С.*; заявитель и патентообладатель Хмельницкий технологический институт бытового обслуживания. – № 2723995/23-05; заявл. 12.02.79; опубл. 23.04.81; Бюл. № 15. 7. Способ изготовления зубчатых колес из композиционных материалов : пат. 942998 СССР: МПК³ В 29 D 15/00, В 29 G 1/00/ *Пелех Б.Л., Колюк Е.А., Корниенко А.А., Кошелев В.И., Марчук М.В., Олейник И.П.*; заявитель и патентообладатель Хмельницкий технологический институт бытового обслуживания. – № 2958745/23-05; заявл. 10.07.80; опубл. 15.07.82; Бюл. № 26. 8. Способ изготовления зубчатых колес из армированных полимерных материалов: пат. 1121146 СССР: МПК³ В 29 D 15/00/*Горбунов А.В., Спорягин Э.А., Горбунов В.А.* ; заявитель и патентообладатель Днепропетровский ордена Трудового Красного Знамени химико-технологический институт им. Ф.Э. Дзержинского. – № 3561337/23-05 заявл. 09.03.83; опубл. 30.10.84; Бюл. № 40. 9. Способ изготовления полимерных материалов зубчатых колес: пат. 531954 СССР: МПК² F 16 H 55/04/ *Коновалов Э.Я., Асадчев А.С., Михневич А.С.*; заявитель и патентообладатель Институт механики металлополимерных систем АН Белорусской ССР. – № 1898358/28; заявл. 27.03.73; опубл. 15.10.76; Бюл. № 38. 10. Способ изготовления комбинированных зубчатых колес: пат. 1328225 СССР: МПК В 29 D 15/00/ *Цылаков О.Г.*; заявитель и патентообладатель Красногорский механический завод. – №189282/23-5; заявл. 09.10.67; опубл. 23.08.72; Бюл. № 25. 11. Способ изготовления зубчатых колес из композиционного материала и его конструкции: пат. 348372 СССР: МПК В 29 D 15/00/ *Гуркин Ю.И.*; заявитель и патентообладатель Красногорский механический завод. –№3808288/23-5; заявл. 04.10.84; опубл. 07.08.87; Бюл. № 29. 11. *Андреева А. В.* Основы физикохимии и технологии композитов. – М: ИПРЖР, 2001. – 192 с. 12. *Mao K.* A new approach for polymer composite gear design // *Wear.* – 2007. -№ 262. – С. 432-441. 13. *Breeds A., Kukureka S.* и др. Wear behaviour of acetal gears // *Wear.* – 1993. – Вып. 166, –№ 1. – С. 85-89. 14. *Hooke S. J., Mao K., Walton D.* Measurement and prediction of the surface temperature in polymer gears and its relation to surface wear

// Journal of Tribology. – 1993. – Вып. 115, – № 1. – С. 119 - 124. **15.** Любин, Д. М. Справочник по композиционным материалам: в 2 т. / под ред. -М.: Машиностроение, 1988. –Т.2. – 584 с. **16.** Скюдра А. М., Булаев Ф. Я. Прочность армированных пластиков М: Химия, 1982. – 216 с. **17.** Mao K. The Performance of Dry Running Non-metallic Gears : Дис. ... канд. техн. наук: 05.03.01. – Birmingham, 1993. **18.** Mohan N., Senthilvelan S. Preliminary bending fatigue performance evaluation of asymmetric composite gears // Mechanism and Machine Theory. – 2014. – № 78. – С. 92-104. **19.** Walton D., Shi Y. A comparison of ratings for plastic gears // Proc. Instit.Mech. Eng. -1989. - № 203. – С. 31-38. **20.** Wright N.A. Kukureka S.N. Wear testing and measurement techniques for polymer composite gears // Wear. – 2001.– № 251. – С. 1567–1578. **21.** Letzelter E., Guingand M. A new experimental approach for measuring thermal behaviour in the case of nylon 6/6 cylindrical gears // Polymer Testing. – 2010. – № 29. – С. 1041-1051. **22.** Senthilvelan S., Gnanamoorthy R. Damping characteristics of unreinforced, glass and carbon fiber reinforced nylon 6/6 spur gears // Polymer Testing. – 2006. № 25. – С.56-62. **23.** Lin A., Kuang J. Dynamic interaction between contact loads and tooth wear of engaged plastic gear pairs // Int. J. of Mechanical Science. – 2007. – № 50. – С. 205-213. **24.** Dearn K.D. Hoskins T.J., Petrov D.G., Applications of dry film lubricants for polymer gears // Wear. – 2013. № 15. – С. 99-108. **25.** Tsai M. H., Tsai Y. C. A method for calculating static transmission errors of plastic spur gears using FEM evaluation // Finite Element Analysis Design des. – 1997. – № 27. – С. 345-357. **26.** Vijayarangan S., Ganesan N. Stress analysis of composite spur gear using the finite element approach // Computers & Structures. – 1993. № 46. – С.869-785. **27.** Kurokawa M., Uchiyama Y. Performance of plastic gear made of carbon fiber reinforced poly-ether-ether-ketone // Tribology International. – 1999. – № 32. – С. 491-497. **28.** Hayretin D. Study on development of polyamide gears for improvement of load-carrying capacity // Tribology International. – 2009. – № 42. – С. 1146-1153. **29.** Kukureka S.N., Hooke S. J. The effect of fibre reinforcement on the friction and wear of polyamide 66 under dry rolling-sliding contact // Tribology International. – 1999. – № 32. – С. 107-116. **30.** Hakimian E., Sulong A. Analysis of warpage and shrinkage properties of injection-molded micro gears polymer composites using numerical simulations assisted by the Taguchi method // Materials & Design. – 2012. – № 42. – С 62-71.

Bibliography (transliterated): **1.** Richardson M. Promyshlennye polimernye kompozicionnye materialy/Pod red. P. G. Babaevskogo. – М. : Himija, 1977. - 472 с. **2.** GOST 6168:1987. Specification for nonmetallic spur gears. ; Vved. 31.03.1987. - London, 1987. - 5 с. **3.** Rudoj B. N. Kompozitj. -M: Moskovskij rabochij, 1976. - 144 с. **4.** Sposob izgotovlenija zubchatyh koles iz sloistyh plastikov : pat. 630083 SSSR: MPK2 V 29 D 15/00, B 29 C 17/00 / Culaja S. I. ; zajavitel' i patentoobladatel' Special'noe konstruktorskoe bjuro po proektirovaniju priborov i sredstv avtomatizacii. - № 2405748/23-05 ; zajavl. 13.09.76 ; opubl. 30.10.78, Bjul. № 40. **5.** Sposob izgotovlenija zubchatyh koles iz kompozicionnyh polimernyh materialov : pat. 766877 SSSR: MPK3 V 29 D 15/00 / Peleh B. L., Konjuk M. D., Fiktash M. D., Seniv P. N. ; zajavitel' i patentoobladatel' L'vovskij filial matematicheskoj fiziki Instituta matematiki AN Ukrainskoj SSR. - № 2625158/23-05 ; zajavl. 08.06.78 ; opubl. 30.09.80 ; Bjul. № 36. **6.** Press-forma dlja izgotovlenija zubchatyh koles iz kompozicionnyh polimernyh materialov : pat. 766877 SSSR: MPK3 V 29 D 15/00 / Peleh B.L., Konjuk E.A., Olejnik I.P., Koshelev V.I., Kolesnik Je.S.; zajavitel' i patentoobladatel' Hmel'nickij tehnologicheskij institut bytovogo obsluzhivanija. - № 2723995/23-05 ; zajavl. 12.02.79 ; opubl. 23.04.81; Bjul. № 15. **7.** Sposob izgotovlenija zubchatyh koles iz kompozicionnyh materialov: pat. 942998 SSSR : MPK3 V 29 D 15/00, V 29 G 1/00 / Peleh B.L., Konjuk E.A., Kormienko A.A., Koshelev V.I., Marchuk M.V., Olejnik I.P.; zajavitel' i patentoobladatel' Hmel'nickij tehnologicheskij institut bytovogo obsluzhivanija. - № 2958745/23-05; zajavl. 10.07.80; opubl. 15.07.82; Bjul. № 26. **8.** Sposob izgotovlenija zubchatyh koles iz armirovannyh polimernyh materialov : pat. 1121146 SSSR : MPK3 V 29 D 15/00 /Gorbunov A. V., Sporjagin Je. A., Gorbunov V. A. ; zajavitel' i patentoobladatel' Dnepropetrovskij ordena Trudovogo Krasnogo Znamenii himiko– tehnologicheskij institut im. F. Dzerzhinskogo. - № 3561337/23-05 javl. 09.03.83 ; opubl. 30.10.84; Bjul. № 40. **9.** Sposob izgotovlenija polimernyh materialov zubchatyh koles : pat. 531954 SSSR: MPK2 F 16 H 55/04 / Konovalov Je. Ja., Asadchev A. S., Mihnevich A. S.; zajavitel' i patentoobladatel' Institut mehaniki metallopolimernyh sistem AN Belorusskoj SSR. - № 1898358/28; zajavl. 27.03.73; opubl. 15.10.76; Bjul. № 38.

- 10.** Sposob izgotovlenija kombinirovannyh zubchatyh koles : pat. 1328225 SSSR: MPK B 29 D 15/00 / Cypakov O. G.; zajavitel' i patentoobladatel' Krasnogorskij mehanicheskij zavod. - №189282/23-5; zajavl. 09.10.67; opubl. 23.08.72; Bjul. № 25. **11.** Sposob izgotovlenija zubchatyh koles iz kompozicionnogo materiala i ego konstrukcii : pat. 348372 SSSR : MPK B 29 D 15/00 / Gurkin Ju. I.; zajavitel' i patentoobladatel' Krasnogorskij mehanicheskij zavod. -№3808288/23-5; zajavl. 04.10.84 ; opubl. 07.08.87 ; Bjul. № 29. **11.** Andreeva A.V. Osnovy fizikohimi i tehnologii kompozitov. - M: IPRZhR, 2001. - 192 c. **12.** Mao K. A new approach for polymer composite gear design // Wear. - 2007. - № 262. - C. 432 - 441. **13.** Breeds A., Kukureka S. i dr. Wear behaviour of acetal gears // Wear. - 1993. - Vyp. 166, -№ 1. - C. 85- 89. **14.** Hooke S.J., Mao K., Walton D. Measurement and prediction of the surface temperature in polymer gears and its relation to surface wear // Journal of Tribology. -1993. - Vyp. 115, -№ 1. - C. 119 - 124. **15.** Ljubin.D. M. Spravochnik po kompozicionnym materialam: v 2 t. / pod red. -M.: Mashinostroenie, 1988. -T.2. - 584 c. **16.** Skudra A.M., Bulavs F.Ja. Prochnost' armirovannyh plastikov M: Himija, 1982. - 216 c. **17.** Mao K. The Performance of Dry Running Non-metallic Gears : Dis. ... kand. tehn. nauk : 05.03.01. - Birmingham, 1993. **18.** Mohan N., Senthilvelan S. Preliminary bending fatigue performance evaluation of asymmetric composite gears // Mechanism and Machine Theory. – 2014. - № 78. – S. 92–104. **19.** Walton D., Shi Y. A comparison of ratings for plastic gears // Proc. Instit.Mech. Eng. -1989. - № 203. - C. 31 - 38. **20.** Wright N.A. Kukureka S.N. Wear testing and measurement techniques for polymer composite gears // Wear. – 2001.- № 251. – S. 1567–1578. **21.** Letzelter E., Guingand M. A new experimental approach for measuring thermal behaviour in the case of nylon 6/6 cylindrical gears // Polymer Testing. - 2010. - № 29. - C. 1041- 1051. **22.** Senthilvelan S., Gnanamoorthy R. Damping characteristics of unreinforced, glass and carbon fiber reinforced nylon 6/6 spur gears // Polymer Testing. - 2006. № 25. – S.56-62. **23.** Lin A., Kuang J. Dynamic interaction between contact loads and tooth wear of engaged plastic gear pairs // Int. J. of Mechanical Science. - 2007. - № 50. - C. 205 - 213. **24.** Dearn K.D. Hoskins T.J., Petrov D.G., Applications of dry film lubricants for polymer gears // Wear. - 2013. № 15. – S. 99 - 108. **25.** Tsai M.H., Tsai Y.C. A method for calculating static transmission errors of plastic spur gears using FEM evaluation // Finite Element Analysis Design des. - 1997. -№ 27. - C. 345 - 357. **26.** Vijayarangan S., Ganesan N. Stress analysis of composite spur gear using the finite element approach // Computers & Structures. - 1993. № 46. – S.869 - 785. **27.** Kurokawa M., Uchiyama Y. Performance of plastic gear made of carbon fiber reinforced poly-ether-ether-ketone // Tribology International. - 1999. - № 32. - C. 491 - 497. **28.** Hayrettin D. Study on development of polyamide gears for improvement of load-carrying capacity // Tribology International. - 2009. - № 42. – S. 1146 - 1153. **29.** Kukureka S. N., Hooke S. J. The effect of fibre reinforcement on the friction and wear of polyamide 66 under dry rolling-sliding contact // Tribology International. - 1999. -№ 32. - C. 107 - 116. **30.** Hakimian E., Sulong A. Analysis of warpage and shrinkage properties of injection-molded micro gears polymer composites using numerical simulations assisted by the Taguchi method // Materials & Design. - 2012. - № 42. – S 62 - 71.

Поступила в редколлегию 14.05.2014

УДК 621.923

А.М. Кузей, д-р техн. наук; В.Я. Лебедев, канд. техн. наук,
Минск, Республика Беларусь

МЕХАНИЗМЫ ИЗНАШИВАНИЯ АЛМАЗОТА В ОДНОКРИСТАЛЬНОМ ИНСТРУМЕНТЕ ПРИ ПРАВКЕ АБРАЗИВНЫХ КРУГОВ

Методами скануючої мікроскопії вивчений механізм зношування монокристалів синтетичного алмазу при правці абразивних кругів. Показано, що переважаючим механізмом зношування монокристалів алмазота є крихке руйнування.

Методами електронної скануючої мікроскопії изучен механізм износа монокристаллов синтетического алмаза при правке абразивных кругов. Показано, что преобладающим механизмом износа монокристаллов алмазота является хрупкое разрушение.

The wear mechanism of single crystals of synthetic diamond when straightening abrasive wheels is studied by electron scanning microscopy method. It is shown that the predominant wear mechanism of almozot single crystals is brittle fracture.

Введение

Изменение технологических укладов в промышленно развитых странах привели к увеличению доли финишных операций обработки и повышению точности изготовления деталей машин и механизмов.

В частности, это коснулось и абразивного инструмента, в том числе фасонного. Для его изготовления и при использовании в основном применяется правящий инструмент из монокристаллов природного алмаза. Однако, снижение объемов добычи высококачественных природных алмазов, особенно малых размеров (весовых групп -3+2- -5- +6), развитие технологий синтеза монокристаллов алмаза позволило использовать в монокристалльном алмазном инструменте синтетические алмазы.

Точность, достигаемая на операциях правки абразивного инструмента зависит от физико-механических характеристик монокристаллов алмаза. В отличие от природных монокристаллов алмаза синтетические монокристаллы содержат большее количество азота, а также примеси металлов катализаторов [1, 2]. Эксплуатационные характеристики инструмента с монокристаллом синтетического алмаза будут определяться их микроструктурой, примесным составом. Данные о микроструктуре, механизмах износа крупных (0,3-1 кар) монокристаллов синтетических алмазов при контактном взаимодействии с абразивными материалами в процессах правки кругов малочисленны, хотя они определяют технологические возможности и эксплуатационные характеристики однокристального правящего инструмента.

Методами электронной сканирующей микроскопии изучена морфология поверхностей износа кристаллов синтетического алмаза марки «Алмазот» [3]. Кристаллы исходной массой 0,5-0,6 карат использовали для правки шлифовальных кругов 300×40×127 25A40CM2K5. Инструментом «Алмаз в оправе по ГОСТ 22908-78». Удельная производительность шлифования при правке 400 см³/мг, скорость вращения круга 35 м/с, продольная подача 0,1 мм/об, поперечная подача 0,01 мм/дв. ход [4]. Кристаллы использовавшиеся для изготовления инструмента имели жёлтый цвет, не содержали дефектов во всём объеме и относятся к группе качества 2А. по классификации предприятия изготовителя [3].

В процессе правки абразивного круга, одновременно с формированием на его поверхности нового микрорельефа, происходит износ правящего инструмента. На поверхности вершин кристаллов образуются площадки износа с характерными микрорельефами (рис. 1-3).

В начальный период правки, после снятия 350-430 см³ абразива (материала шлифовального круга), на вершинах кристалла алмазота формируются площадки износа площадью 0,4-0,6 мм² с характерными микрорельефами (рис. 1 а, б). В этот период процесса правки на площадках износа образуются плоские сглаженные микрорельефы с углублениями и со следами обработки (царапинами) (рис. 1 а, б). Увеличение длительности процесса правки приводит к формированию более развитых микрорельефов представляющих собой совокупность округлых выступов и впадин (рис. 1 в, г).

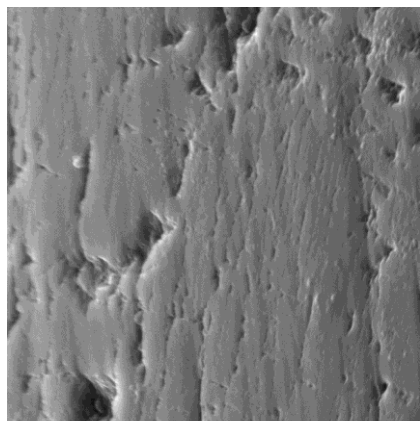
Увеличение длительности процесса правки приводит к увеличению площади площадок износа на вершинах монокристаллов алмазота до 0,7-1,1 мкм и изменяет морфологию их поверхности (рис. 2).

На площадках износа сохраняется бугристый микрорельеф на фоне которого расположены глубокие канавки (царапины), совпадающие с направлением правки (рис. 2 а, б).

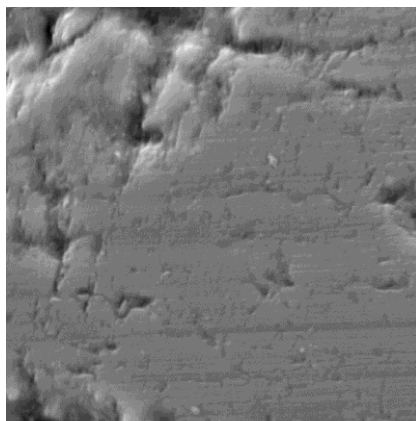
Затем, после снятия 1100-1500 см³ абразива, бугристый микрорельеф сохраняется, однако на фоне сглаженных вершин появляются и острые вершины бугров (выступов). Контрастность микрорельефа (высота бугров) увеличивается. Следы царапин сохраняются на отдельных участках площадок износа (рис. 2 в, г).

После съема 1700-2000 см³ абразива размеры площадок на вершинах кристаллов возрастают до 1,4-2,1 мм². Рельеф на площадках износа сглажен, но на фоне слабо выраженных бугристых микрорельефов присутствуют глубокие царапины и углубления в которых находятся продукты износа абразивного материала (рис. 3).

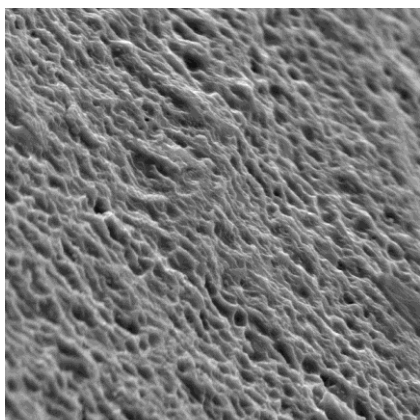
Продукты износа абразивного материала так же присутствуют и на поверхности площадок износа монокристаллов алмазота, образующихся при различных объемах снятого абразива (рис. 1-3).



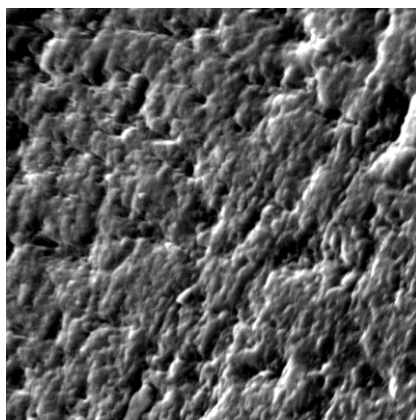
а



б



в



г

Рисунок 1 – Морфология поверхностей износа монокристаллов алмазота:
а, б – после снятия 350-400 см³ абразива;
в, г – после снятия 450-800 см³ абразива

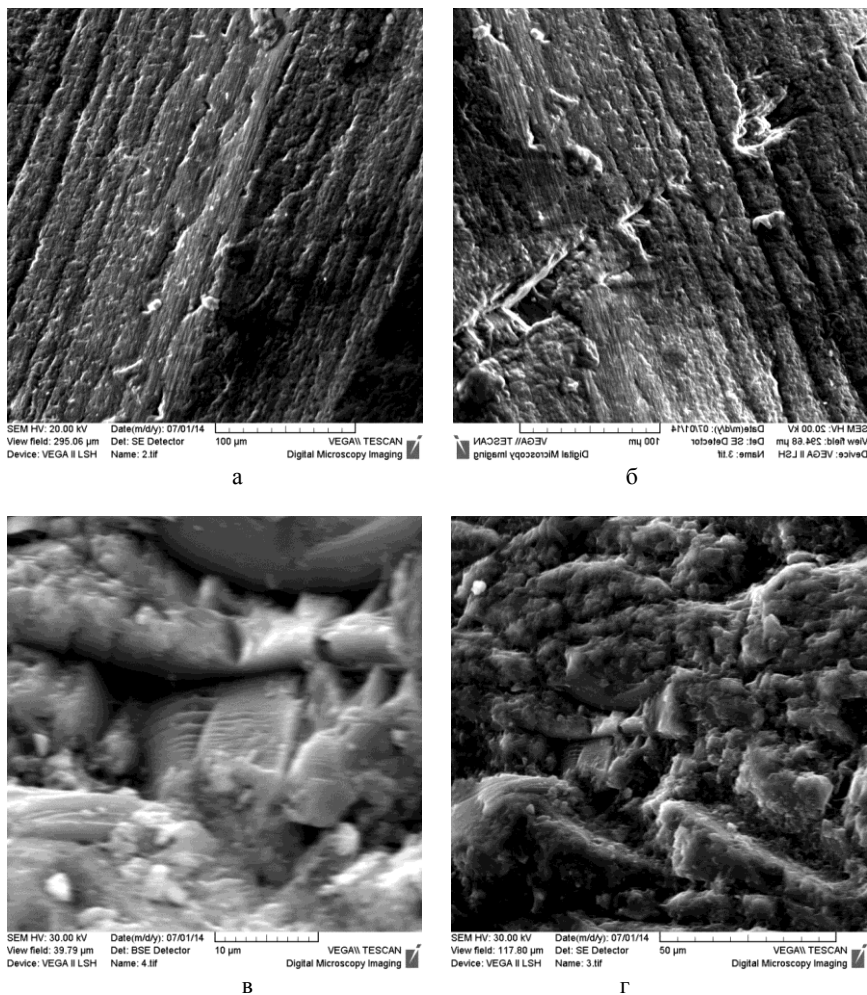


Рисунок 2 – Морфология поверхностей износа монокристаллов алмазота:
а, б – после снятия 850-1100 см³ абразива;
в, г – после снятия 1100-1500 см³ абразива

Морфология этих частиц различается (рис. 1 а, 2 б, 3 б, 3 в). Одни из них представляют собой частицы осколочной формы с острыми гранями, другие бесформенные, со сглаженной поверхностью и без чётко различимых границ с поверхностью алмазота (рисунок 1 а, 2 б, 3 б, 3 г). Характер изменения морфологии поверхности износа алмазота коррелирует с объемами снятого абразивного материала.

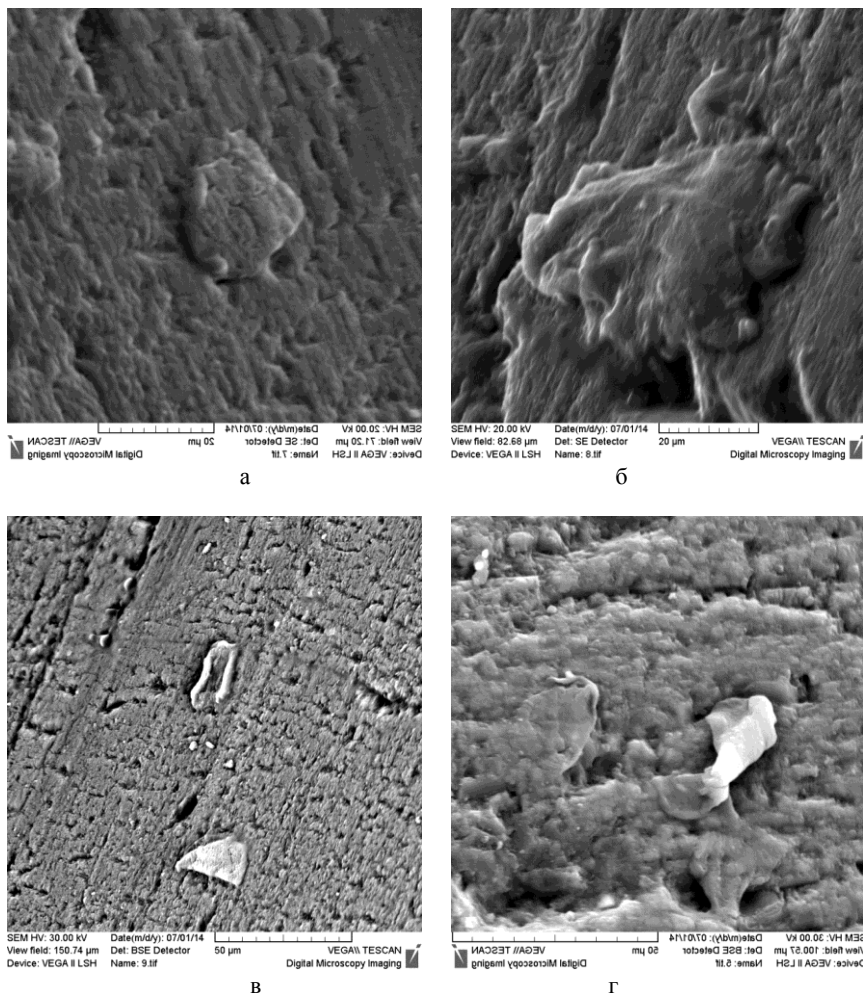


Рисунок 3 – Морфология поверхностей износа монокристаллов алмазота:
а, б – после съема 1600-1800 см³ абразива;
в, г – после съема 1700-2000 см³ абразива

Обсуждение результатов

Процесс правки абразивного круга «Алмазом в оправе» представляет собой контактное динамическое взаимодействие алмаза с композиционным материалом оксид алюминия – оксидное стекло. Контактное взаимодействие этих материалов сопровождается значительным повышением температуры поверхностей вследствие трения [5]. Результатом этого взаимодействия

является не только разрушение абразивного материала, но и изнашивание алмаза более мягким материалом. Изнашивание монокристалла алмаза, так же как и кристалла природного алмаза может быть описано в рамках общепринятых представлений о микрорезании единичным алмазным зерном, твёрдость которого ниже чем монокристалла [5, 6]. В момент контакта вершин алмазного зерна с поверхностью монокристалла алмаза, которое имеет характер ударного динамического взаимодействия, вершины внедряются в поверхность монокристалла, формируя область напряжений.

Следствием этого является появление сети микротрещин в поверхностном слое монокристалла алмаза [6]. При последующих соударениях и внедрении множества вершин алмазных зёрен в поверхностный слой монокристалла он хрупко разрушается [6, 7]. Однако, такая модель не учитывает теплового эффекта трения контактирующих поверхностей. Повышение температуры в зоне контакта поверхностей приводит к снижению твёрдости обрабатываемого и обрабатывающего материалов. В зависимости от условий обработки (правки) температура в зоне контакта может достигать 1075-1375 К [5].

Механизм изнашивания монокристалла алмаза (алмазота) при правке зависит от условий динамического и химического взаимодействий материалов. Выделяют следующие виды изнашивания: адгезионный, диффузионный, абразивный, хрупкое разрушение [8, 9]. Каждому механизму изнашивания соответствует характерная морфология поверхности алмаза: адгезионному – бугристая; абразивному – риски, борозды, совпадающие с направлением обработки; диффузионному – плоская, гладкая [9].

Характерные рельефы, образующиеся на вершинах монокристаллов алмазов, площадок износа свидетельствуют о абразивном (рисунок 1, 2), адгезионном (рисунок 1 в, 2 в, г) механизмах изнашивания. Однако, морфология микрорельефов на площадках износа зависит от размеров площадок и объемов снятого абразива (рис. 1-3). В начальный момент процесса правки, когда размеры площадок износа возрастают до 0,4-0,6 мм поверхности площадок гладкие, с отдельными царапинами (бороздами), совпадающими с направлением правки, и углублениями (рис. 1 а, б). Морфология поверхностей износа в этот временной период правки указывает на абразивный механизм изнашивания (рис. 1 а, б). Присутствие на поверхности площадок износа углублений, в которых находятся частицы абразива осколочной формы, свидетельствует и о хрупком механизме изнашивания (рис. 1 а, б). Далее (после съёма 900 см³ абразива), морфология поверхности износа (бугристая) указывает на адгезионный механизм изнашивания (рисунок 1 в, г). Затем, если судить по морфологии поверхности износа (рис. 2), механизм изнашивания изменяется на абразивный с долей адгезионного. После съёма 2000 см³ абразива механизм изнашивания

смешанный адгезионный (рис. 3 а, б, г), абразивный (рис. 3 в, г) и хрупкого разрушения (рис. 3 в, г).

Присутствие на плоских площадках износа углублений с частицами абразива показывает, что наряду с абразивным изнашиванием значительный вклад в изнашивание монокристалла вносит хрупкое разрушение (рис. 1 а, б). Множество ударов частиц абразива (Al_2O_3) о поверхность монокристалла алмаза приводит к повышению дефектности приповерхностного слоя, которое проявляется в развитии объёмной сети микротрещин. Образование такого слоя приводит к снижению твёрдости, прочности, следствием этого является образование глубоких борозд и рисок на поверхности площадки (рис. 2 а, б). Вершины частиц абразива, внедряясь в дефектный поверхностный слой монокристалла алмаза, разрушают его, формируя глубокую царапину, борозду (рис. 1 в, г).

При изменении направления шлифования, вершина частицы абразива глубоко внедряется в дефектный поверхностный слой. Разрушение дефектного поверхностного слоя приводит к формированию бугристых микрорельефов на поверхности площадок износа (рис. 1 в, г, 2 а, б). Образование характерных бугристых микрорельефов не связано с адгезионным механизмом изнашивания монокристаллов алмаза. Эти микрорельефы образуются вследствие хрупкого разрушения (микросколов) дефектного приповерхностного слоя, в условиях динамического ударного взаимодействия множества частиц абразива с поверхностью монокристалла алмаза. Однако, помимо частиц абразива осколочной формы, внедрённых в поверхность площадок износа, на поверхности площадок присутствуют и частицы с иной морфологией, не являющиеся частицами абразива (рис. 3). Морфология поверхности этих частиц, отсутствие четкой границы между частицами и поверхностью монокристалла алмаза указывает, что эти частицы образовались на поверхности (в углублении поверхности) площадки износа, находясь в пластичном, вязко-пластичном состоянии (рис. 3 б, в). Материалом способным перейти в вязко-пластичное состояние в условиях правки абразивного круга является связующее абразивного композиционного материала – оксид алюминия – стекло. Температура начала размягчения связующего составляет 1075-1275 К [10]. Оксидное стекло, находясь в жидком, вязко-пластичном состояниях смачивает поверхность алмаза, взаимодействуя с ним. Частицы стекла образующиеся в микротрещинах, и порах поверхности площадок износа в условиях динамического контакта с поверхностью абразивного круга, изменяют механизмы износа абразивного материала и монокристалла. Можно полагать, что засаливание поверхности алмаза приведёт к повышению коэффициента трения в паре алмазот – композиционный материал – оксид алюминия – стекло, увеличению температуры в зоне контакта и снижению удельной производительности процесса правки.

Заключение

Превалирующим механизмом износа монокристаллов алмазота в условиях правки абразивного инструмента является хрупкое разрушение. Однако повышение температуры в зоне контакта алмазота с абразивным материалом, образование дефектного поверхностного слоя на алмазоте, перенос связующего на поверхность алмазота приводят к изменению механизма износа на абразивный. Адгезионное взаимодействие (и механизм износа) алмазота с обрабатываемым абразивным материалом проявляется как перенос связующего (оксидное стекло) на поверхность монокристалла. Однако, этот вид контактного взаимодействия (износа) не приводит к формированию бугристых микрорельефов. Образование характерных бугристых микрорельефов, на поверхности алмазота обусловлено специфическим механизмом абразивного износа – частичным выкрашиванием трещиноватого дефектного слоя на поверхности алмазота.

Список использованных источников: 1. Соколов А. Н. Шульженко А. и др. // Структура и твёрдость монокристаллов природного алмаза октаэдрического габитуса в зависимости от условий баротермической обработки // Сверхтвёрдые материалы - 2012. - №3. - с. 26-33. 2. Бокий Г.Б., Безруков Г.Н. и др. // Природные и синтетические алмазы – М.: Наука, 1988. – 222 с. 3. Монокристаллический синтетический сверхтвёрдый материал «Алмазот» ТУ РБ 600124613.602–2002. 4. Материалы и инструменты абразивные. Обработка абразивная. ГОСТ 21445–89. 5. Несмелов А.Ф., Меркулова Н.И. // Некоторые зависимости характеризующие процесс шлифования алмаза. Сб. трудов ВНИИ ГОЗНАКа 1971, №6, с. 88-100. 6. Семёнова-Тянь-Шанская А.С. // Труды ВНИИ Алмаза. М. 1982. – 72 с. 7. Епифанов В.И., Песина А.Я., Зыкова Л.В. // Технология обработки алмаза в бриллиант, 1982. – 347 с. 8. Лоладзе Т.Н., Бокучаева Г.В. // Износ алмаза и алмазных кругов. М. 1967. – 232 с. 9. Федоров А.И., Мальшев А.И., Козлов В.Н. // Физические процессы при обработке алмаза. Тбилиси, 1971. с. 76-89. 10. Чеповецкий И.Х. // Механика контактного взаимодействия при алмазной обработке. Киев. 1988. – 225 с.

Bibliography (transliterated): 1. Sokolov A.N. Shul'zhenko A. i dr. // Struktura i tvjrdost' monokristallov prirodного алмаза октаэдрического габитуса в зависимости от условий баротермической обработки // Sverhtvjordye materialy - 2012. - №3. - s. 26-33. 2. Bokij G.B., Bezrukov G.N., i dr. // Prirodnye i sinteticheskie алмазы – М.: Nauka, 1988. – 222 s. 3. Monokristallicheskiy sinteticheskiy sverhtvjordyj material «Almazot» TU RB 600124613.602-2002. 4. Materialy i instrumenty abrazivnyye. Obrabotka abrazivnaja. GOST 21445-89. 5. Nesmelov A. F., Merkulova N. I. // Nekotorye zavisimosti harakterizujushhie process shlifovanija алмаза. Sb. trudov VNII GOZNAKa 1971, №6, s. 88-100. 6. Semjonova-Tjan'-Shanskaja A.S. // Trudy VNII Алмаза. М. 1982. -72 s. 7. Epifanov V.I., Pesina A.Ja., Zyкова L.V. // Tehnologija obrabotki алмаза v brilliant, 1982. – 347 s. 8. Loladze T.N., Bokuchaeva G.V. // Iznos алмаза i алмазных кругов. М. 1967. -232 s. 9. Fedorov A.I., Malyshev A.I., Kozlov V.N. // Fizicheskie processy pri obrabotke алмаза. Tbilisi, 1971. s. 76-89. 10. Chepoveckij I.H. // Mehanika kontaktnogo vzaimodejstvija pri алмазnoj obrabotke. Kiev, 1988. 225 s.

Поступила в редколлегию 18.07.2014

УДК 621.9:621.928.4

В.І. Лавріненко, д-р техн. наук; В.В. Смоквіна, канд. техн. наук,
Г.А. Петасюк, канд. техн. наук, Г.Д. Ільницька, канд. техн. наук,
Київ, Україна

ДОСЛІДЖЕННЯ ВПЛИВУ МОРФОМЕТРИЧНИХ ХАРАКТЕРИСТИК ЗЕРЕН НТМ НА РІЗАЛЬНУ ЗДАТНІСТЬ АЛМАЗНО-АБРАЗИВНОГО ІНСТРУМЕНТУ

Розглянуто питання різальної здатності шліфпорошків НТМ. Показано можливості використання результатів дослідження морфометричних характеристик зерен НТМ, які необхідно враховувати при оцінюванні ефективного використання шліфпорошків у шліфувальному інструменті. Встановлено зв'язок цих характеристик з площею зрізу в залежності від кута нахилу зерен НТМ та відповідно, різальною здатністю шліфувального інструменту при алмазно-абразивному шліфуванні.

Рассмотрены вопросы режущей способности шлифпорошков СТМ. Показаны возможности использования результатов исследования морфометрических характеристик зерен СТМ, которые необходимо учитывать при оценке эффективного использования шлифпорошков в шлифовальном инструменте. Установлена связь этих характеристик с площадью среза в зависимости от угла наклона зерен СТМ и соответственно, режущей способностью шлифовального инструмента при алмазно-абразивном шлифовании.

The question of cutting ability NTM grinding powders. The possibilities of using the research results of morphometric characteristics of SHM grains that must be considered when assessing the effective use of grinding tools grinding powders. The relationship of these characteristics with the area of the cut depending on the angle grain SHM and accordingly, the cutting ability of the grinding tools with diamond abrasive grinding.

У машинобудуванні на алмазно-абразивне оброблення припадає чверть усіх операцій, а в підшипниковому, інструментальному та оптико-механічному виробництві – понад 50%. Для цього застосовують важкооброблювані матеріали, які піддаються обробленню лише ефективними інструментами на основі алмазів та кубічного нітриду бору. Разом з тим високопродуктивне оброблення таких матеріалів у промисловості стримується підвищеним зносом високошвидкісного інструменту з НТМ або втратою ним різальної здатності.

Відомо, що важливим показником, який визначає можливості використання зерен НТМ у тій чи іншій області, є їх міцність. Чим більша продуктивність обробки, а від так і циклічні навантаження на зерна при великих частотах обертання круга і дія стирання матеріалу та шламу, тим більшою повинна бути міцність НТМ. Це підтверджується і теоретично, з отриманої аналітичної залежності для необхідної міцності, виходячи із формули критичної продуктивності [1], для конкретних умов обробки:

$$H_P^{\min} = \frac{0,5625k_\phi D \sin \varphi}{k_F k_n k_{cp} S_n (D - \frac{2S_{\text{non}}}{\text{tg } \varphi}) \arcsin(\frac{h}{D - 2S_{\text{non}}/\text{tg } \varphi})} \cdot \frac{QZ \cdot HV}{v_k}, \quad (1)$$

де Q – продуктивність шліфування, м³/с, яка визначає конкретні умови обробки.

Відомо, що крихке руйнування зерен відбувається в тому випадку, якщо напруження в них є більшими за межу міцності алмазу, а такі напруження залежать від товщини зрізу зерном – a_z . Знання граничної товщини зрізу для даної марки алмаза й умов обробки дозволяє вести роботу в режимі крихкого руйнування (самозагострювання) [2].

Перед тим, як ми розглянемо такі можливості, необхідно звернутися до формули (1). Для більш коректного її використання необхідним було б уточнити деякі коефіцієнти в ній, що відносяться безпосередньо до зерен НТМ, а саме до k_ϕ – коефіцієнту форми зерен шліфпорошку НТМ та k_{cp} – коефіцієнту, що враховує зміну площі зрізу зерном при шліфуванні при наявності реального нахилу зерна в робочому шарі круга. Це викликане тим, що із появою автоматизованої діагностики морфометричних характеристик порошоків за допомогою приладу DiaInspect.OSM [3] з'являється можливість отримання більш обґрунтованих значень вказаних коефіцієнтів, які значно покращують розрахунки за формулою (1), що і було застосовано нами у даній роботі.

Таблиця 1 – Розрахункові значення кількості різальних кромки (n) та кутів їх загострення (φ), глибини впадин (C_n), висоти (h_n) і ширини основи (Δ_n) різальних кромки порошоків синтетичного алмазу та кубічного нітриду бору

Марка порошку	n	φ , град.	C_n	h_n	Δ_n
AC4 80/63	8,05	93,491	7,291	28,032	29,794
AC4 100/80	8,27	93,448	8,601	32,171	34,167
AC4 125/100	8,82	95,022	12,337	44,322	48,388
AC6 125/100	9,54	99,316	11,111	39,295	46,266
AC6 160/125	10,7	102,822	11,847	39,800	49,876
AC20 80/63	8	93,40	–	–	–
AC20 100/80	11	108,0	–	–	–
KB 125/100	9,13	95,731	11,806	41,548	45,927
KP 100/80	8,32	91,042	–	–	–
cBN_SL	9,58	101,449	12,441	45,012	55,042

Аналіз даних табл. 1 свідчить те, що для зерен меншої міцності характерними є майже однакова кількість різальних кромки, але кути загострення із зростанням міцності також збільшуються, наприклад, у

алмазних шліфпорошків AC4 100/80 кути загострення різальних кромок складають приблизно 93 градуси, а у шліфпорошку AC20 100/80 такі кути складають вже 108 градусів.

Для найбільш застосованих нами у даній роботі марки шліфпорошків AC6 зернистості 160/125 за допомогою DialInspect.OSM вперше були розраховані за показником F_{el} [4] обґрунтовані коефіцієнти форми зерен, які наведені в табл. 2, що дає можливість застосовувати їх при розрахунках за формулою (1).

Таблица 2 – Коефіцієнти форми зерен шліфпорошків НТМ

Характеристика зерна	Коефіцієнт форми (k_{ϕ})	Марка та зернистість шліфпорошку	Коефіцієнт форми (k_{ϕ})
AC4 100/80	1,4182	KP 100/80	1,4471
AC4 125/100	1,4510	KP 125/100	1,4793
AC6 125/100	1,2911	KB 80/63	1,4482
AC6 160/125	1,3601	KB 125/100	1,4238
AC20 80/63	1,4493	KB 160/125	1,4028
AC20 100/80	1,3185	cBN_SL	1,4028

В формулу (1) входить також $k_{зр}$ – коефіцієнт, що враховує зміну площі зрізу зерном при шліфуванні, з урахуванням реального нахилу зерен в робочому шарі круга, оскільки зерна не розташовані в ньому чітко вертикально. Зазначимо, що хоча зерна з НТМ за геометричною формою перерізу ближче всього до еліпсу, тим не менш, кожне зерно має свою індивідуальну форму, яка у вершині зерна, і визначає геометричну форму перерізу. З наявністю автоматизованої діагностики морфометричних характеристик порошоків алмазу приладом DialInspect.OSM з'являється можливість отримання не розрахункових, а реальних значень вказаного коефіцієнту з урахуванням реальних характеристик зерен.

Для кількісного аналізу такої задачі, проводилась обробка даних вимірювання морфометричних характеристик зерен НТМ на приладі DialInspect.OSM з оцифровуванням контуру проекції. Початковими даними були: площа проекції, периметр проекції і оцифровані координати точок контуру. Проводився математичний аналіз із обчисленням площі під хордою, її площини в залежності від кута нахилу зерна (розташування зерна у зв'язуючому під певним кутом) (рис. 1).

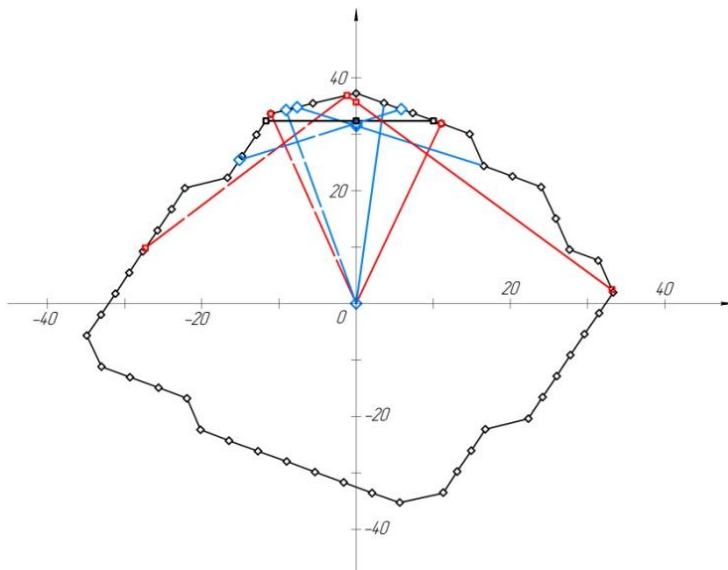


Рисунок 1 – Оцифрований контур проекції зерна шліфпорошку марки АС6 125/100 із схемою розрахунку площі зрізу зерном

Всі розрахунки проводились чисельно. Було знайдено площу під хордою, при цьому попередньо визначили загальну площу. Відняли одержану площу, для кожного кута нахилу, від загальної площі і отримали площу цієї хорди. А потім знайшли їх відношення. Далі, за допомогою спеціальної програми обрахунку площі перерізу зерна для певної глибини різання (вибрана глибина різання зерном у 5 мкм) та конкретного кута нахилу, визначали відносну площу ($S_B = S_z / S_{зад}$) зрізу зерном при шліфуванні для реального нахилу зерен (β) в робочому шарі круга S_B (рис. 2, де крива 1 це зміна площі від кута нахилу для одного зерна, а крива 2 – це отримані дані зміни площі від кута нахилу для 1000 зерен). Встановлено, що для однакової глибини різання в залежності від кута нахилу зерен графік залежності площини перерізу зрізу має перегин з максимумом у околі значень кута β , рівного 90° . Таким чином, нами вперше по аналізу 1000 шт. отримана залежність

$$S_B = 8,217 \cdot 10^{-2} + 7,709 \cdot 10^{-4} \beta^{3/2} - 15,469 \cdot 10^{-3} (\beta/10)^{3/4}, \quad (2)$$

що визначає зміну відносної площі зрізу зерном при шліфуванні для реального нахилу зерен (β) в робочому шарі круга [5].

Аналіз свідчить, що реальний нахил зерен у 45° (135°) [6] призводить не до зменшення, як це відзначено в роботі [6], а навіть до досить суттєвого (майже в 2 рази), (див. рис. 2) збільшення площі зрізу зерном, у порівнянні із вертикальним розташуванням, і, тим самим, підвищенню навантажень на зерна, що і треба враховувати у розрахунках необхідної міцності зерен за формулою (1).

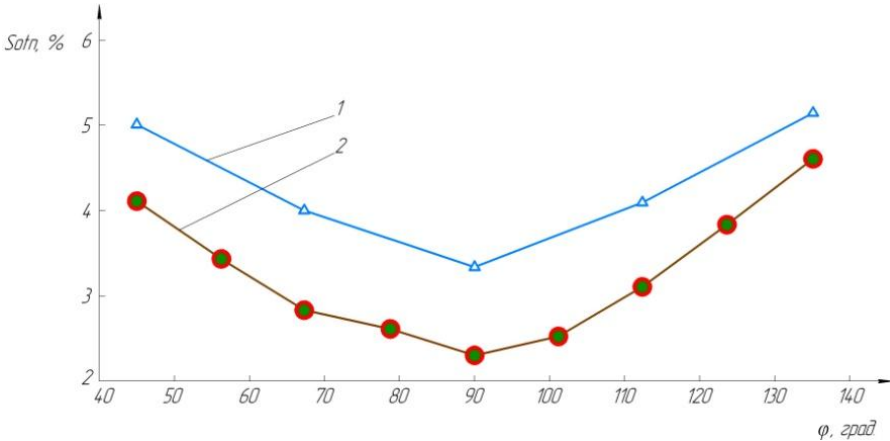


Рисунок 2 – Відносна площа зрізу зерном при шліфуванні для реального нахилу зерен (β) в робочому шарі круга S_b , де 1 – графік зміни площі від кута нахилу для одного зерна, 2 – графік зміни площі від кута нахилу для 1000 зерен

Таким чином, нами досліджено питання можливості застосування морфометричних характеристик зерен НТМ, та їх роль при оцінюванні ефективного використання шліфпорошків у інструменті з НТМ. Встановлено зв'язок зміни площі зрізу в залежності від кута нахилу зерен НТМ, з різальною здатністю шліфувального інструменту при алмазно-абразивному шліфуванні.

Отже, як видно з вищенаведеного, оскільки морфометричні характеристики зерен НТМ визначають різальну здатність алмазно-абразивного інструменту, їх важливо враховувати з метою оцінювання ефективності застосування шліфпорошків, у яких вони містяться.

Список використаних джерел: 1. Лавріненко В.І. Наукові основи шліфування інструментальних матеріалів із спрямованою зміною характеристик контактних поверхонь. – Автореф. ... докт. техн. наук – К.: ІНМ НАН України, 2000. – 35 с. 2. Лолодзе Т.Н. Износ алмазов и алмазных кругов // Т.Н. Лолодзе, Г.В. Бокучава / – М., Машиностроение. – 1967. – 113 с. 3. Петасюк Г. А. Диагностика морфометричних характеристик порошків надтвердих матеріалів засобами цифрової обробки зображень // Відбір і обробка інформації. – 2009. – Вип. 30 (106). – С. 138–145. 4. List E., Frenzel J, Vollstadt H. A new system for single particle strength testing of grinding powders // Industrial

diamond review. - 2006. - №1. - P. 42-47. **5.** Смоквина В.В. Підвищення зносостійкості шліфувального інструменту з НТМ спрямованим тепловим впливом на різальні зерна. Автореф. канд. техн. наук – К.: ІНМ ім. В.М. Бакуля НАН України, 2013. – 20 с. **6.** Сверхтвердые материалы. Получение и применение: В 6 т. / Под общ. ред. Н.В. Новикова; НАН Украины. Ин-т сверхтвердых материалов им. В.Н. Бакуля. – Т. 6: Алмазно-абразивный инструмент в технология механообработки / Под. ред. А.А. Шепелева. – К., 2007. – 340 с.)

Bibliography (transliterated): **1.** Lavrinenko V.I. Naukovi osnovi shlifuvannja instrumental'nih materialiv iz sprjamovanoju zminoju karakteristik kontaktnih poverhon'. – Avtoref. ... dokt. tehn. nauk – K.: INM NAN Ukraïni, 2000. – 35 s. **2.** Loladze T.N. Iznos almazov i almaznyh krugov // T.N. Loladze, G.V. Bokuchava / – M., Mashinostroenie. – 1967. – 113 s. **3.** Petasjuk G. A. Diagnostika morfometricnih karakteristik poroshkiv nadtverdih materialiv zasobami cifrovoi obrobki zobrazhen' // Vidbir i obrobka informacii. – 2009. – Vip. 30 (106). – S. 138–145. **4.** List E., Frenzel J, Vollstadt H. A new system for single particle strength testing of grinding powders // Industrial diamond review. 2006. №1. P. 42 47. **5.** Smokvina V.V. Pidvishhennja znosostijkosti shlifoval'nogo instrumentu z NTM sprjamovanim teplovim vplivom na rizaľni zerna. Avtoref. kand. tehn. nauk – K.: INM im. V.M. Bakulja NAN Ukraïni, 2013. – 20 s. **6.** Sverhtverdye materialy. Poluchenie i primenenie: V 6 t. / Pod obshh. red. N.V. Novikova; NAN Ukrainy. In-t sverhtverdih materialov im. V.N. Bakulja. – Т. 6: Алмазно-абразивный инструмент в технология механообработки / Под. ред. А.А. Shepeleva. – К., 2007. – 340 s.)

Надійшла до редколегії 23.05.2014

УДК 621.92.01

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

ТЕХНОЛОГИЧЕСКАЯ ДИАГНОСТИКА СВЕРЛЕНИЯ ОТВЕРСТИЙ МАЛОГО ДИАМЕТРА НА СТАНКАХ С ЧПУ

Дана характеристика механізму виникнення вібрацій різального інструменту в технологічній системі різання, що складається з взаємодіючих підсистем інструменту і заготовки. Наведено результати експериментальних досліджень системи технологічної вібродіагностики при свердлінні отворів малого діаметру на основі вимірювального комплексу NI CompactDAQ.

Дана характеристика механизма возникновения вибраций режущего инструмента в технологической системе резания, состоящей из взаимодействующих подсистем инструмента и заготовки. Приведены результаты экспериментальных исследований системы технологической вибродиагностики при сверлении отверстий малого диаметра на основе измерительного комплекса NI CompactDAQ.

A cutting tool vibration mechanism characteristic is given when cutting process going in the system consisting of interacting subsystems tool and workpiece. The results of experimental studies of the technological vibrodiagnostics when drilling small holes are presented. The results are obtained on the basis of the NI CompactDAQ measurement equipment.

Введение. Анализ современных тенденций в металлообработке позволяет выделить следующие наиболее характерные из них [1]:

- концентрация разнородных методов механической обработки на одном станке с ЧПУ (например, токарно-фрезерная комплексная обработка Turn-Mill, позволяющая объединить несколько станков в одном),

- повышение скорости резания и подачи за счет современных круговых и линейных электроприводов (частоты вращения шпинделя 12, 14 и до 45 тысяч оборотов в минуту),

- применение комбинированных методов обработки («точение» вращающейся фрезой, наложение осевых ультразвуковых колебаний с частотой ультразвука до 50 кГц при обработке композиционных материалов, аддитивные технологии механической обработки и лазерной сварки),

- повышение точности позиционирования при обработке за счет встроенных измерительных систем с разрешающей способностью до 0,01 мкм), разработка ГПМ и автоматических линий на основе станков с ЧПУ и другие.

Технологические процессы механической обработки сопровождаются рядом происходящих при этом физических явлений, наиболее характерным из которых является механическое движение двух видов: формообразующее

(взаимное перемещение инструмента относительно обрабатываемой заготовки, программируется на станках с ЧПУ) и сопровождающее (следствие формообразующего). Наличие этих движений вытекает из законов сохранения и соответствующих уравнений равновесия.

Для обеспечения надежной работы современных высокоскоростных станков с ЧПУ система управления станком должна обеспечивать не только прецизионные программируемые перемещения инструмента относительно обрабатываемой заготовки, но также диагностику состояния технологической системы (ТС) обработки. Наиболее слабым звеном этой системы является режущий инструмент (РИ), стойкость которого должна быть достаточной для надёжного функционирования автоматизированной ТС на требуемом интервале машинного времени. Особенно это актуально для сверления отверстий малого диаметра (2...5 мм) в труднообрабатываемых материалах.

Проблема вибраций в технологических системах резания является общеизвестной, начиная с трудов Ф. Тейлора. Известны отечественные исследователи в этой области, например, А.И. Каширин, В.И. Дикушин, В.А. Кудинов и многие другие. В их работах большое внимание уделялось физическим основам возникновения вибраций при резании трудно- и легкообрабатываемых материалов, поскольку проникновение в механизм вибраций позволяет наметить соответствующие меры борьбы с ними.

Современные конструкционные материалы (нержавеющие и жаропрочные стали и сплавы, титан и его сплавы) обладают высокими эксплуатационными свойствами, но имеют низкую обрабатываемость, которая приводит (из-за непредсказуемого влияния на процесс резания силового и температурного факторов) к низкой стойкости РИ. С другой стороны для деталей, например, из алюминия и его сплавов в настоящее время применяют высокие скорости резания (high speed machining) с повышенными подачами и глубиной резания. В обоих случаях проблема вибраций при резании относится к числу актуальных в технологии машиностроения, поскольку появление вибраций, как правило, сопряжено с уменьшением периода стойкости РИ и преждевременным выходом из строя шпиндельного узла станка. Исключение составляют управляемые вибрации, улучшающие работу РИ, например, при вибросверлении. Однако во всех случаях для мониторинга вибросостояния ТС в неё встраивают соответствующие датчики. Наиболее перспективными для применения на современных станках с ЧПУ являются малогабаритные вибродатчики, например типа AP2019, которые можно встраивать в направлении различных координат станка. Однако до сего времени не разработаны надёжные методы технологической вибродиагностики состояния РИ, которые могут быть реализованы на основе этих датчиков и имеющихся вычислительных ресурсов системы ЧПУ.

Целью исследований является разработка системы автоматизированной вибродиагностики состояния РИ на основе модульной USB системы типа NI CompactDAQ с последующим программированием диагностического алгоритма (без дополнительных затрат на аппаратную часть) в современной системе ЧПУ, имеющей свободные вычислительные ресурсы [2].

Изложение основного материала. Известны способы технологической диагностики по различным критериям оценки состояния РИ, необходимые для решения технологической задачи управления. Они различаются в зависимости от природы выбираемых физических параметров – источников информации о состоянии РИ: сила, крутящий момент, мощность и температура резания, вибрации при резании (перемещение, скорость, ускорение), акустическая эмиссия (звуковая и ультразвуковая), параметры качества обрабатываемой детали и т.п. [2].

В физической динамике различают два основных вида вибраций: вынужденные (forced vibration) и самовозбуждающиеся (self-excited). Вынужденные вибрации возникают под действием периодической силы, например, из-за дисбаланса вращающегося шпинделя станка или периодической работы лезвий РИ (например, лезвий сверла или фрезы). В этом случае источник колебаний (шпиндель или лезвия РИ) заставляет вибрировать сопрягаемые с ним элементы ТС. В результате в частотном спектре вибраций появляются составляющие частоты вращения шпинделя (и сопряженных с ним конструктивных элементов) или частоты внедрения лезвий РИ в обрабатываемый материал.

Для того, чтобы понять механизм самовозбуждения вибраций необходимо рассмотреть природу свободных вибраций (free vibration) при резании [3], которые возникают, например, при внезапном сбросе сил резания при выходе очередного лезвия РИ из зоны контакта, т.е. при резком устранении воздействия сил резания на упругую систему станка. Эти вибрации характеризуются собственной (естественной) частотой, которая, как известно, определяется жесткостью упругой системы и её приведенной массой [3]. Когда зуб режущего инструмента входит в обрабатываемый материал подсистема инструмента «шпиндель – резцедержатель - инструмент» деформируется под действием силы резания, а после прекращения действия силы резания (при выходе зуба из зоны резания) указанная подсистема будет вибрировать с её собственной частотой. При этом предполагается, что жесткость подсистемы заготовки «стол – приспособление – заготовка» выше и может не учитываться. Если следующее (за первым) воздействие зуба инструмента не соответствует собственной частоте, то увеличивается толщина стружки и возрастает сила резания. Это в свою очередь, вызывает более ощутимую деформацию системы, что ведет к возрастанию амплитуды колебаний. Самое невыгодное условие – сдвиг вибраций от режущих лезвий на фазовый угол 180° по отношению к поверхностной волнистости, полученной ранее. Таким

образом, самовозбуждаемые вибрации (self-excited vibration) в зоне резания (в отечественной литературе – автоколебания) являются результатом непредсказуемого взаимодействия нескольких факторов, например, когда вибрация от лезвий РИ запаздывает по фазе от предыдущих следов резания на 180° (π радиан), а мощность резания достаточна, чтобы преодолеть затухание колебаний. Такие вибрации принято называть самовозбуждаемыми или "дребезжанием" (chatter). При этом подсистема инструмента вибрирует со своей собственной частотой (без приложенной извне вынуждающей силы), силы резания существенно возрастают. Это отрицательно сказывается на точности обработки, стойкости РИ и долговечности шпиндельного узла станка. Отсюда следует параметрическая и кинематическая природа самовозбуждаемых колебаний в системе с положительной обратной связью, имеющей запас потенциальной энергии (электродвигатель шпинделя), и способ борьбы с вибрациями: или коэффициент усиления уменьшать или фазу выводить из условия положительной обратной связи (180°), или то и другое одновременно.

Избежать возникновения, автоколебаний при резании и "дребезжания" (chatter) возможно в том случае, если частота воздействия зуба инструмента согласуется с собственной частотой подсистемы инструмента «шпиндель – резцедержатель - инструмент». Другими словами, когда волнистость поверхности (которая явно может быть не видна, но проявляется в изменении физико-механических параметров поверхностного слоя) и колебания резания находятся в фазе (0°). При такой скорости шпинделя толщина стружки остается постоянной, резание идет плавно (бесшумно) и резец может уходить на большую глубину без возникновения дефектов. Это явление называют «бесшумной точкой» (sweet spot) [3].

Существует два основных способа определения скорости вращения шпинделя, при которой не возникает вибрации типа "дребезжание" [3]. По первому способу определяют собственную частоту подсистемы инструмента при помощи вибродатчика (accelerometer) и импульсного молотка (impact hammer), на основании чего определяют передаточную функцию системы и производят аналитическое прогнозирование колебаний путем расчета «бесшумной точки». Для этого необходимо иметь математическую модель виброколебаний в ТС. По второму способу для определения "бесшумной точки" выполняют контрольные резания. Этот способ позволяет получить более точные данные, но требует проведения большого числа экспериментов, которые проводят при различных сочетаниях скорости вращения шпинделя и глубины резания. Найденные экспериментально режимы с "бесшумными точками" затем программируют для обеспечения стабильной высокопроизводительной работы ТС (при определенной комбинации станка, резцедержателя и инструмента). Рационально применять оба указанных

способа для получения более достоверной информации о колебаниях в упругой системе станка.

Описанный механизм возникновения самовозбуждающихся вибраций при резании может иметь особенности в зависимости от специфики процесса резания в технологии машиностроения. Например, обработка на токарном станке одним резцом, отличается от многолезвийного фрезерования монолитным или сборным инструментом, т.к. зубья фрезы увеличивают частоту внешней возбуждающей силы. Вибрации при сверлении (зенкерования, развёртывании и т.п.) зависят от крутильных колебаний соответствующих осевых инструментов, особенно свёрл малого диаметра, которые изменяют при этом свою длину.

Методы моделирования технических систем в технологической физике и динамике делятся на два больших класса в зависимости от принятой методологической концепции: распределённые (distributed) и сосредоточенные (lumped) системы. В первом случае (distributed systems) процессы описываются дифференциальными уравнениями в частных производных, во втором (lumped systems) – обыкновенными дифференциальными уравнениями. В технологической динамике, как правило, используется концепция сосредоточенных систем, в рамках которых принимаются различные допущения и упрощающие приёмы (например, приведенные и обобщенные параметры), позволяющие от реальных распределённых систем переходить к соответствующим сосредоточенным системам, содержащим приведенные массы, упругость и демпфирование.

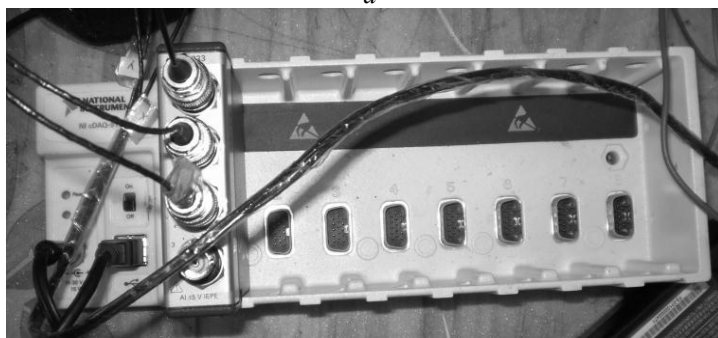
Данная работа является продолжением экспериментальных исследований [4] при сверлении отверстий малого диаметра на обрабатывающем центре мод.500V/5 с системой ЧПУ SIEMENS SINUMERIC 840 D (номинальная и максимальная частоты вращения шпинделя 1500 и 8000 мин⁻¹) с целью разработки способа вибродиагностики режущего инструмента. Условия проведения экспериментов: спиральное сверло диаметром 2,85 мм и 4,7 мм (сталь P18), глубина сверления 8 мм, призматическая заготовка с габаритными размерами 298 x 110 x 10 мм (сталь 14X17H2). Использовалась оправка HSK 63-2/20-100 с цанговым зажимом. Режимы сверления: частота вращения шпинделя n : 250, 500 и 600 мин⁻¹; осевая подача 0,06 мм/об. Указанную осевую подачу обеспечивали программно, устанавливая минутную подачу 15, 30 и 36 мм/мин, соответственно, в указанной системе ЧПУ. Для уменьшения времени испытаний сверление производили без подачи технологической смазки в зону резания. Каждый опыт проводили не менее 3-х раз, причем количество повторений опытов зависело от сопоставимости получаемых результатов.

Измерительный комплекс автоматизированной системы научных исследований представляет собой модульную USB систему типа NI CompactDAQ, которая содержит: аналого-цифровое синхронизирующее

устройство, многоканальное шасси NI cDAQ-9172, подключенное к промышленному персональному компьютеру. С помощью этого компьютера и программной среды LabVIEW 8.5 выполнены настройки фильтров и коэффициентов усиления измерительной системы применительно к вибродатчикам типа AP2019 со следующими характеристиками: размер датчика $\text{Ø}3 \times 3,6$ мм, частотный диапазон 0,5...30000 Гц, чувствительность 0,5 мВ/г ($g = 9,8 \text{ м/с}^2$) или 0,051 мВ/(м/с^2). Датчики смонтированы на неподвижном торце шпиндельного узла станка и подключены к многоканальному шасси измерительной системы (рис. 1).



a



б

Рисунок 1 – Установка вибродатчиков AP 2019 на неподвижном торце шпиндельного узла станка мод.500V/5 (а) и их подключение к многоканальному шасси NI cDAQ-9172 (б)

Все действия по настройке и работе измерительного комплекса, включая выбор частоты выборки сигналов, управляются прикладными программами LabVIEW 8.5, которые предварительно составлены в виде блок-схем из

самостоятельных функциональных программируемых блоков, которые в совокупности образуют программируемый виртуальный прибор (рис. 2).

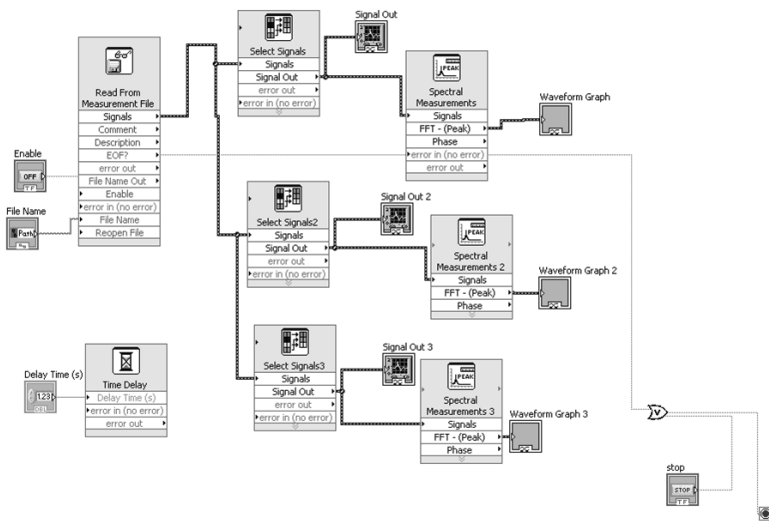


Рисунок 2 – Блок-схема измерительного комплекса – виртуального измерительного прибора – в системе LabVIEW 8.5

Особенностью рассматриваемого комплекса является возможность создавать и настраивать измерительную систему сбора, обработки и отображения сигналов вибродатчиков, установленных на неподвижном торце узла шпинделя станка по координате Z и на его неподвижных боковых сторонах по координатам X и Y . Предварительно найденная жесткость узла шпинделя станка по осям X , Y и Z составляет, соответственно, 16,3; 21,6 и 48,5 Н/мкм [5].

Данная измерительная система позволяет не только фиксировать временные изменения сигналов, но также отображать частотный спектр вибросигналов по осям X , Y и Z в виде непрерывной спектрограммы, которая является более информативным показателем изменений в работе сверла по мере его затупления и выхода из строя (рис. 3). На рис.3 показаны спектрограммы осевых вибраций сверла (по оси Z): после включения двигателя шпинделя (a), в середине интервала времени работы сверла (b), в моменты времени до (c) и после (d) поломки сверла. Экспериментальные исследования проведены в Уфимском государственном авиационном техническом университете совместно с канд. техн. наук Башаровым Р.Р.

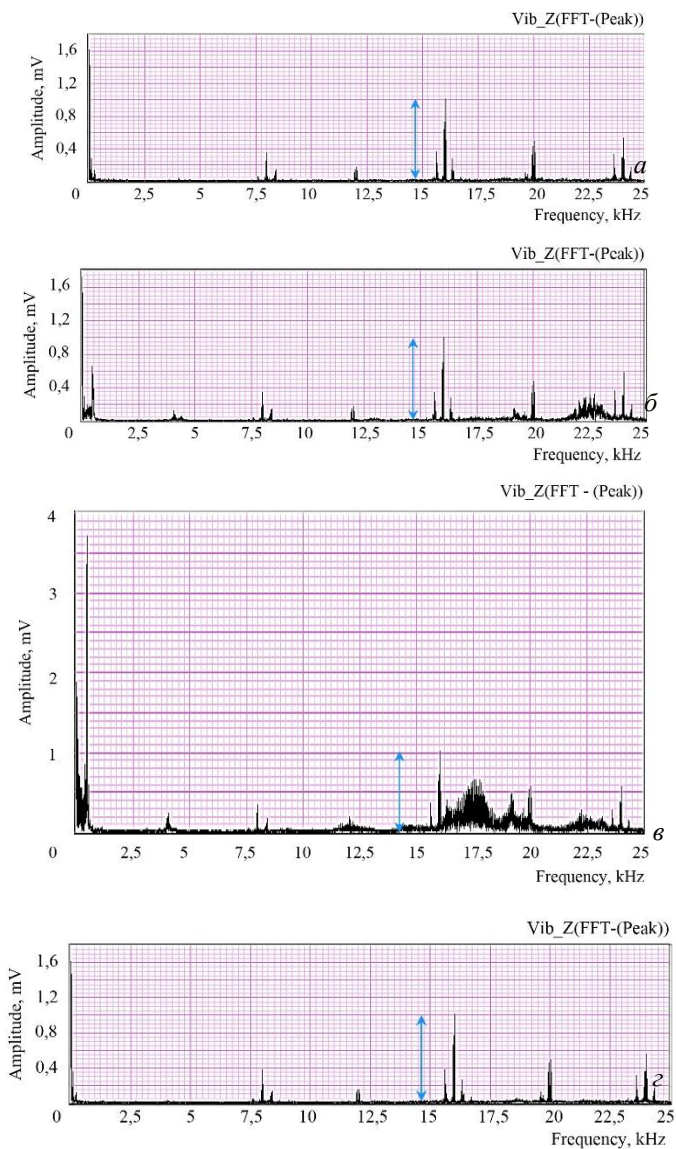


Рисунок 3 – Спектрограммы вибраций торца шпинделя по оси Z станка в разные моменты времени работы сверла $\varnothing 2,85$ мм при $n = 500$ мин⁻¹

На рис. 4 представлены некоторые из указанных спектрограмм в более узком интервале частот (0...3 кГц)

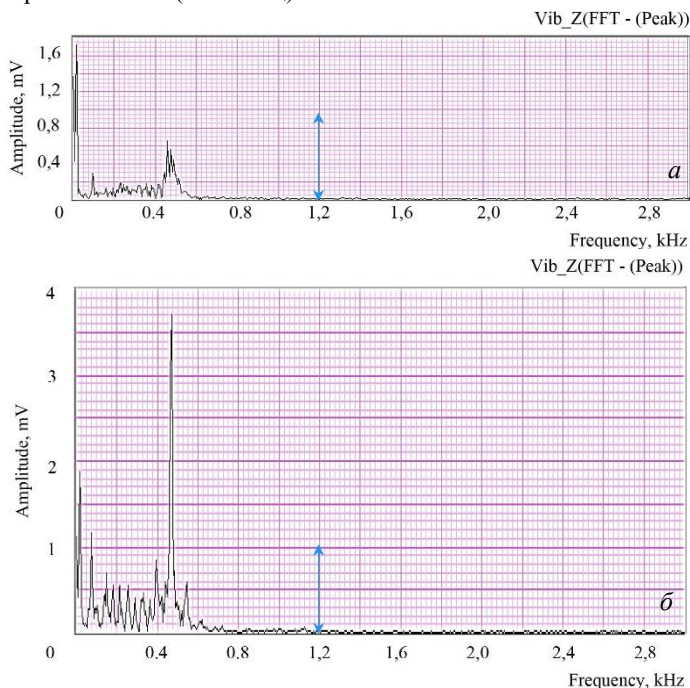


Рисунок 4 – Спектрограммы, показанные на рис. 3, *б* (а) и рис. 3, *в* (б), но в более узком интервале частот: 0...3 кГц (стрелка на рис. 3 и рис. 4 показывает одинаковую вертикальную единицу масштаба)

Из анализа приведенных спектрограмм следует, что по мере работы сверла некоторые гармонические составляющие спектра на отдельных характеристических частотах или в интервале полосы этих частот выделяются наиболее чувствительными по своей амплитуде к износу сверла. Это отражается в увеличении указанных амплитуд по мере износа.

Установлено, что для свёрл диаметрами 2,85 мм и 4,7 мм характеристической частотой, отражающей износ сверла, является частота $f_{wi} = 500$ Гц, а также близко прилегающие к этой частоте соседние частоты в полосе 450...550 Гц.

Измерены максимальные амплитуды колебаний A_{wi} при частоте $f_{wi} = 500$ Гц (табл. 1). Дополнительно определяли время обработки τ_{wmax} , при котором амплитуда соответствующей гармонике становилась

максимальной, т.е. $A_{wi} (500, \tau_{wmax}) = A_{wmax}$. В табл. 1 также представлены средние значения этих параметров A_{wmax}^{ave} и τ_{wmax}^{ave} , которые получены как результаты усреднения повторяющихся 3 раза опытов для каждой из трёх частот вращения шпинделя: 250, 500 и 600 мин⁻¹.

Из таблицы видно, что по мере увеличения частоты вращения сверла от 250 до 500 мин⁻¹ средняя по трём опытам величина времени τ_{wmax}^{ave} незначительно возрастает (от 187 с до 229 с). При дальнейшем увеличении частоты вращения сверла до 600 мин⁻¹, величина τ_{wmax}^{ave} несколько уменьшается (до 222 с).

Таблица 1 – Результаты экспериментального определения A_{wmax} и τ_{wmax} на частоте вибраций 500 Гц по оси Z станка

$n, \text{мин}^{-1}$	Номер опыта	$\tau_{wmax}, \text{с}$	$\tau_{wmax}^{ave}, \text{с}$	$A_{wmax}, \text{мВ}$	$A_{wmax}^{ave}, \text{мВ}/(\text{м}/\text{с}^2)$
1	2	3	4	5	6
250	1	183,8	187,1	2,25	1,95 / 39,0
	2	124,8		1,50	
	3	252,6		2,10	
500	1	204,0	229,3	3,60	2,03 / 40,6
	2	206,6		1,30	
	3	277,4		1,20	
600	1	246,8	221,8	3,90	3,16 / 63,2
	2	274,2		3,10	
	3	144,4		2,50	

В тоже время по мере увеличения частоты вращения сверла n от 250 до 600 мин⁻¹ средняя по 3-м опытам максимальная амплитуда виброускорения A_{wmax}^{ave} закономерно увеличивается от 39,0 до 63,2 м/с².

Кроме характеристических частот в спектрограммах вибраций по координатам X, Y и Z (спектрограммы для координат X и Y на рис.2 и рис.3 не показаны) присутствуют гармонические составляющие, вызванные вращением шпинделя станка. Для частот вращения шпинделя 250 мин⁻¹, 500 мин⁻¹ и 600 мин⁻¹ независимо от координат (X, Y и Z) и диаметра сверла (2,85 или 4,7 мм) на всех спектрограммах присутствуют частоты, вызванные основной частотой вращения шпинделя и других конструктивных элементов шпиндельного узла: 8 кГц, 16 кГц и 24 кГц. Кроме того, для вибраций по оси Z имеются три дополнительные низкие частоты, численные значения которых зависят от основной частоты вращения шпинделя (табл. 2).

Таблица 2 – Дополнительные частоты спектра вибраций по оси Z

Основная частота вращения шпинделя (сверла), мин ⁻¹		
250	500	600
Дополнительные частоты, вызванные частотой вращения шпинделя, Гц		
10, 50, 120	20,100, 250	20, 120, 290
Примечание: дополнительные частоты выявлены на спектрограмме вибраций по оси Z путём изменения масштаба по оси частот инструментальными средствами программы LabVIEW 8.5.		

Выводы

1. Установлено, что по мере затупления сверла малого диаметра (2,85 мм) появляется и существенно возрастает амплитуда сигнала виброускорения, причём тем больше, чем выше частота вращения шпинделя. Например, при изменении частоты вращения шпинделя в диапазоне 250...600 мин⁻¹, амплитуда сигнала виброускорения возрастает в интервале 39,0...63,2 м/с². После достижения максимального значения амплитуды сигнала (на характеристической частоте) происходит поломка сверла, что может быть использовано для диагностики его состояния.

2. Время работы сверла до его полного износа и поломки несущественно зависит от частоты вращения сверла: в интервале её изменения 250...600 мин⁻¹ это время составляет 187,1...229,3 с.

Список использованных источников: 1. Metalloobrabotka 2014, mirovye prem'ery, tehnologii, ecoline, avtomatizacija, lifecycle services // DMG MORI Journal. – 2014. - № 1. – 60 с. 2. Григорьев С.Н. Диагностика автоматизированного производства / С.Н. Григорьев, В.Д. Гурин, М.П. Козочкин и др.; под ред. С.Н. Григорьева. – М.: Машиностроение, 2011. – 600 с. 3. Badraway Sinan. Cutting Dynamics of High Speed Machining // Technology Update. – Volume 8. – Issue 1, 2001. – P. 24-26. 4. Ларшин В.П. Исследование виброустойчивости инструмента при сверлении отверстий малого диаметра / В.П. Ларшин, Н.В. Лищенко, Р.Р. Башаров // Межвузовский научный сборник «Современные тенденции в технологиях металлообработки и конструкциях металлообрабатывающих машин и комплектующих изделий». – Уфа: УГАТУ, 2013. – С.20-25. 5. Кудояров Р.Г. Исследование жесткости многоцелевого станка 500V/5 / Р.Г. Кудояров, Р.Р. Башаров // Межвузовский научный сборник «Современные тенденции в технологиях металлообработки и конструкциях металлообрабатывающих машин и комплектующих изделий». – Уфа, УГАТУ, 2011. – с.234-240.

Bibliography (transliterated): 1. Metalloobrabotka 2014, mirovye prem'ery, tehnologii, ecoline, avtomatizacija, lifecycle services // DMG MORI Journal. – 2014. - № 1. – 60 с. 2. Grigor'ev S.N. Diagnostika avtomatizirovannogo proizvodstva / S.N. Grigor'ev, V.D. Gurin, M.P. Kozochkin i dr.; pod red. S.N. Grigor'eva. – M.: Mashinostroenie, 2011. – 600 s. 3. Badraway Sinan. Cutting Dynamics of High Speed Machining // Technology Update. – Volume 8. – Issue 1, 2001. – P. 24-26. 4. Larshin V.P. Issledovanie vibroustojchivosti instrumenta pri sverlenii otverstij malogo diametra / V.P. Larshin, N.V. Lishhenko, R.R. Basharov // Mezhvuzovskij nauchnyj sbornik «Sovremennye tendencii v tehnologijah metalloobrabotki i konstrukcijah metalloobrabatyvajushhih mashin i komplektujushhih izdelij». – Ufa: UGATU, 2013. – S.20-25. 5. Kudojarov R.G. Issledovanie zhestkosti mnogocelevego stanka 500V/5 / R.G. Kudojarov, R.R. Basharov // Mezhvuzovskij nauchnyj sbornik «Sovremennye tendencii v tehnologijah metalloobrabotki i konstrukcijah metalloobrabatyvajushhih mashin i komplektujushhih izdelij». – Ufa, UGATU, 2011. – s.234-240.

Поступила в редколлегию 15.07.2014

УДК 621

В.І. Марчук, д-р техн. наук, І.В. Марчук, канд. техн. наук,
Ю.А. Лук'ячук, канд. техн. наук, Луцьк, Україна

ЗАБЕЗПЕЧЕННЯ ЯКОСТІ ТА ЕФЕКТИВНОСТІ ВИГОТОВЛЕННЯ РОЛИКІВ ПІДШИПНИКІВ ПІД ЧАС ОБРОБЛЕННЯ ПЕРЕРИВЧАСТИМ ШЛІФУВАЛЬНИМ ІНСТРУМЕНТОМ

Вдосконалення процесу виготовлення конічних роликів за допомогою використання прогресивного, переривчастого, шліфувального інструмента (кругів) на операціях чорнового та викінчувального шліфування роликів після їх термічного оброблення, внаслідок чого покращились умови тепло- та стружковидведення від зони різання, що, в свою чергу, дозволило підвищити точність і якість шліфованих поверхонь, знизити температуру різання та збільшити технологічну продуктивність шліфувальних операцій.

Совершенствование процесса изготовления конических роликов с помощью использования прогрессивного, прерывистого, шлифовального инструмента (кругов) на операциях чернового и окончательного шлифования роликов после их термической обработки, в результате чего улучшились условия тепло- и стружковидведения от зоны резания, что в свою очередь, позволило повысить точность и качество шлифованных поверхностей, снизить температуру резания и увеличить технологическую производительность шлифовальных операций.

Improving the process of manufacturing tapered roller through the use of progressive, intermittent polishing tools (wheels) on operations and vykinchuvальноho rough grinding rollers after thermal treatment, resulting in improved conditions of heat and struzhkovidvedennya from the cutting area, which, in turn, has allowed to increase the accuracy and quality of polished surfaces, lower cutting temperature and increase technological efficiency grinding operations.

У практиці світового машинобудування відбувається постійне підвищення вимог до якості та конкурентоспроможності виробів.

Оскільки, надійність та довговічність машин і механізмів багато в чому визначається надійністю опор кочення, то проблема підвищення експлуатаційних характеристик підшипників кочення, які вирішальним чином залежать від точності геометричної форми і якості робочих поверхонь їх деталей є актуальною і надзвичайно важливою.

Мікро- та макрогеометричні параметри робочих поверхонь роликів підшипників формуються на шліфувальних операціях, число яких складає: три операції до термічного оброблення і сім операцій після загартування. 80% з загального числа шліфувальних операцій оброблення роликів займають безцентрово-шліфувальні операції попереднього та викінчувального шліфування поверхонь обертання. Від рівня вдосконалення цих операцій у великій мірі залежить якість виробів та ефективність підшипникового виробництва [1].

В технологічному циклі виготовлення підшипників провідне місце займають шліфувальні операції оброблення поверхонь кілець та роликів. Якщо процеси виготовлення кілець складаються з операцій лезового та абразивного оброблення, то технологічний процес виготовлення роликів (рис.1) складатиметься з заготівельних операцій та операцій чорнового і чистового шліфування, які виконуються до та після термічного оброблення.

Розробка		КАРТА ПЕРЕБІГУ ПРОЦЕСУ												10100.00152				
Перевірка														Аркуші: 1				
Погодів		РОЛИК КОНІЧНИЙ												RT-30222 X/IIIDB225/VU1006				
Н.контр.																		
Затвердив																		
Операція	Назва	Під-на металу	Штанування	Гальванізація	Великошліфувальна чорнова	Великошліфувальна чорнова	Торце-шліфування	Торцева робота	Великошліфувальна чорнова	Великошліфувальна чорнова	Середньошліфувальна чорнова	Великошліфувальна чорнова	Середньошліфувальна чорнова	Великошліфувальна чорнова	Середньошліфувальна чорнова	Суперфініш	Сортування	Відривна сполучення
Обладнання	№	A3723A	HO-103	160 SASL 200x500	165 SASL 200x300	3343 A40	190 CH3A6.40 1/3-81	215 SASL K2	225 SWAKM 25/1A	235 SWAKM 25/1A	240 SWAKM 25/1A	245 SWAKM 25/1A	255 SWAKM 25/1A	265 SZK 2	300			
Код підприємства		1500																
Класи характеристик		SC	SC	SC	SC	SC; CC	SC	SC	SC	SC	SC; CC	SC; CC	SC; CC	SC	SC; CC			
Блок - схема перебігу процесу																		
Схема обробки																		
Умовні позначення		<p>○ - операція □ - контроль оператором L - контроль в лабораторії S - сортування → - транспортні зв'язки в автоматичній лінії ◻ - транспортування ▷ - збирання</p>																

Рисунок 1 – Технологічний процес виготовлення роликів

Важливою проблемою, що має місце під час безцентрового шліфування поверхонь обертання роликів з підшипникової сталі ШХ15 є забезпечення мікрогеометричних та фізико-механічних параметрів якості шліфованих поверхонь. Особливої актуальності ця проблема набуває в умовах часто переналагоджувального підшипникового виробництва. Традиційні підходи до виконання безцентрово-шліфувальних операцій в багатьох випадках не забезпечують потрібних показників якості шліфованих поверхонь та ефективності технологічних операцій. Безцентрове шліфування суцільними абразивними кругами супроводжується виникненням температурних дефектів (припалювань) на шліфованих поверхнях, невідповідності параметрів шорсткості та хвилястості поверхонь обертання внаслідок погіршених умов стружко- та тепловідведення в зоні шліфування [2].

Різноманітні деформаційні і термічні процеси, які характерні для процесу шліфування, вимагають створення відповідних механічних і теплофізичних моделей і оптимізацію конструкцій існуючого інструменту або діючого устаткування. Це є обов'язковою умовою досягнення вищої ефективності процесу шліфування.

Застосування переривчастого спеціального абразивного оброблення створення й удосконалення інструменту є одним з напрямків розширення технологічних можливостей процесу шліфування. Це вимагає призначення таких режимних параметрів, при яких якість оброблюваної поверхні відповідатиме технічним вимогам і при цьому буде забезпечуватись висока продуктивність процесу при мінімальній її собівартості. У цьому зв'язку, для

круглого шліфування є актуальною задачею розроблення інструмента з переривчастою ріжучою поверхнею для оброблення поверхонь обертання.

Як показали дослідження Якімова А.В., Сипайлова В.А. для сталей 45, У8А, Х12М та ін. час теплового насичення, при якому температура, досягнувши максимуму, не піддається подальшій зміні, складає за результатами досліджень приблизно $T_{нас} \approx 0,01 - 0,02$ с. Це такий проміжок часу, протягом якого температура зростає до максимального значення, порівняємо з періодом обертання шліфувального круга. Якщо на крузі нарізати певне число канавок визначеної протяжності, то час роботи одного ріжучого виступу, буде меншим, ніж час теплового насичення. За цих умов шліфування температура в зоні контакту через переривчастість процесу різання знижується до 30%. Наприклад, якщо період теплового насичення дорівнює періоду обертання круга, то процес шліфування здійснюється з максимальною тепловою напруженістю. Нанесення, наприклад, двадцяти канавок на робочу поверхню круга призводить до пропорційного зменшення цього числа часу роботи одного ріжучого виступу [3]. Температура за цей період, не досягнувши максимальної величини в інтервалі проходження канавки, знижується.

Встановлено [4, 5], що якщо час роботи одного ріжучого виступу є меншим від часу теплового насичення, то незалежно від схеми шліфування й оброблюваного матеріалу переривчастість процесу у всіх випадках забезпечує зменшення температури в зоні контакту.

Однаковий ступінь зниження температури може бути отриманий при різних поєднаннях довжин ріжучих виступів і впадин. Це дозволяє здійснювати вибір геометричних параметрів кругів з переривчастою поверхнею для круглого шліфування не лише з врахуванням теплонапруженості процесу, але й їх зносостійкості.

Температура в зоні контакту шліфувального круга з оброблюваною поверхнею суттєво залежить від швидкості деталі, ширини ріжучого виступу та співвідношення ширини впадини і виступу та повинно бути не більше 0,5 [4]. Для чорнових режимів шліфування рекомендується вибирати круги з мінімальним відношенням l_1/l_2 . Вони забезпечують рівномірне самозаточування і максимальне зниження температури. Для чистового шліфування доцільно вибирати круги з мінімальним відношенням. Кромкостійкість таких кругів не поступається суцільним.

Тому, остаточний вибір геометричних параметрів кругів з переривчастою поверхнею повинен уточнюватися з температурою і вимогами до якості обробленої поверхні.

Ефективність процесу шліфування багато в чому визначається правильністю вибору характеристики інструменту, а це залежить від технологічних вимог, які висуваються до оброблюваних деталей і умов експлуатації інструменту. Тому вибір характеристик інструменту, режимів і

параметрів оброблення проводиться з урахуванням факторів, що впливають на якість та продуктивність процесу шліфування.

Впровадження способів без центрового шліфування роликів переривчастими шліфувальними кругами дало змогу вдосконалити та підвищити ефективність технологічного процесу виготовлення тіл кочення.

Процес шліфування проводився на безцентрово шліфувальному верстаті SWaAKM 25/1A (рис. 2), робочу зону якого представлено на рис. 3.



Рисунок 2 – Безцентрово-шліфувальний верстат SWaAKM25/1A для оброблення кінцевих роликів.



Рисунок 3 – Робоча зона безцентрово-шліфувального верстату SWaAKM25/1A.

Застосування переривчастих шліфувальних кругів в технологічному циклі оброблення роликів підшипників є високопродуктивним методом вдосконалення технології. Це пояснюється тим, що такі шліфувальні круги можуть працювати при підвищених швидкостях, що дає змогу зменшити силу різання яка припадає на одиничне зерно абразиву та підвищити зносостійкість такого шліфувального круга, зменшити теплонапруженість процесу різання та уникнути появи припалювань поверхонь, що обробляються, забезпечити задані параметри мікрогеометрії, значно зменшити використання змащувально-охолоджуючої рідини.

Переривчасті шліфувальні круги характеризуються рядом геометричних та конструктивних параметрів, від величини значень яких залежатиме теплонапруженість процесу різання. До основних геометричних параметрів переривчастого круга можна віднести: кількість пазів, довжина ріжучого виступу та впадини. Конструктивні параметри визначаються формою впадин між ріжучими частинами, наявністю демпфуючих елементів та ін.

В роботі було проведено розрахунок переривчастого шліфувального круга для шліфування поверхні кочення ролика підшипника при режимах: $v_{кр} = 35 \text{ м/с}$, $t = 0,02 \text{ мм}$, $a = 0,0625 \text{ см}^2/\text{с}$. Оброблювана деталь: ролик роликотідшипника, матеріал – сталь ШХ15.

Абразивний інструмент: шліфувальний круг 14A8ПСМ7В (500-305-305).

Розміри пазів l_1 та l_2 шліфувального круга підібрано в залежності від необхідного рівня зниження температури в зоні контакту. Для обґрунтування конструктивних параметрів переривчастих шліфувальних кругів визначали співвідношенням довжини виступів з довжиною впадин переривчастих канавок. Рекомендоване значення відношення $v=l_2/l_1=(0,6\dots 1)$. Крім цього, бажано, рекомендується вибирати парне число пазів.

Перш за все необхідно визначити відносну напівширину H заготовки. Для цього необхідно знати розмірну напівширину h зони контакту яка для ролика довжиною $l=27\text{мм}$ становить $13,5\text{ мм}$.

Тоді:

$$H = \frac{v_{кр} h}{2a} = \frac{35 \cdot 0,135}{2 \cdot 0,0625} = \frac{4,725}{0,125} = 37,8 \text{ мм} \quad (1)$$

По графіку знаходимо значення комплексу $\frac{v\sqrt{t}}{2\sqrt{a}}$, яке відповідає $H=37,8$ і 30% зниженню максимальної температури. Як видно з графіка (рис. 4) $\frac{v\sqrt{t}}{2\sqrt{a}} = 2,7$.

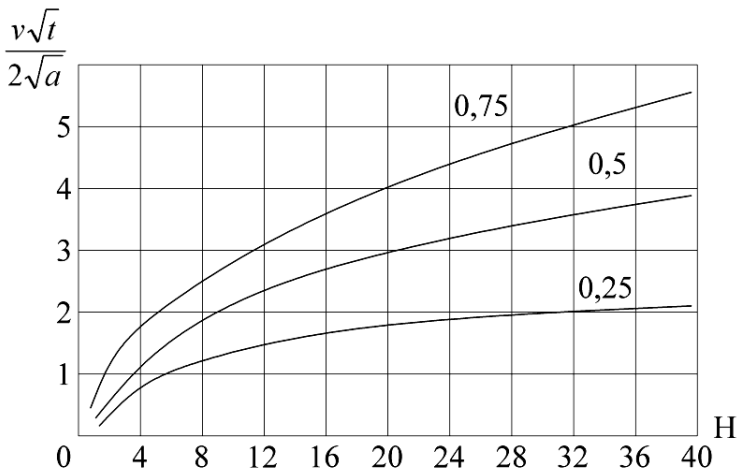


Рисунок 4 – Графік залежності комплексу $\frac{v\sqrt{t}}{2\sqrt{a}}$ від напівширини теплового джерела H

З умови: $\frac{v^2 t}{4a} = 7,3$ знаходимо час, для досягнення вказаної температури

$$t = \frac{14,44 \cdot 4 \cdot a}{v^2} = \frac{7,3 \cdot 4 \cdot 0,0625}{4489} = 4,1 \cdot 10^{-3} \text{ с} . \quad (2)$$

Знаходимо відповідну довжину ріжучого виступу та впадини:

$$l_1 = v_{кр} \cdot t = 45000 \cdot 4,1 \cdot 10^{-3} = 186 \text{ мм} , \quad (3)$$

$$l_2 = v l_1 = 0,067 \cdot 186 = 10 \text{ мм} . \quad (4)$$

Розрахунок числа пазів проводимо за наступною залежністю:

$$n = \frac{\pi D_{кр}}{l_1 + l_2} = \frac{3,14 \cdot 500}{186 + 10} = 8 \quad (5)$$

Визначаємо час циклу нагрів-охолодження:

$$t_{H-O} = \frac{l_1 + l_2}{v_{кр}} = \frac{(186 + 10) \cdot 10^{-3}}{35} = 0,0056 \text{ с} \quad (6)$$

Визначаємо час контакту (нагріву):

$$t_H = \frac{l_2}{v_{кр}} = \frac{10 \cdot 10^{-3}}{35} = 0,00028 \text{ с} \quad (7)$$

Визначаємо кут нахилу канавок шліфувального круга:

$$tg \beta = \frac{(l_1 + l_2) \cdot z}{\pi \cdot D_{кр}} = \frac{(186 + 10) \cdot 8}{3,14 \cdot 500} \approx 1 \quad \beta = 45^\circ \quad (8)$$

Шліфувальні круги з переривчастою ріжучою поверхнею можна розділити на переривчасті, композиційні та комбіновані. Робоча поверхня переривчастих шліфувальних кругів, розроблених в роботі [5], виконана у вигляді ріжучих виступів і впадин, що чергуються. У композиційних шліфувальних кругах впадини на робочій поверхні круга заповнені твердим маслом. Комбіновані шліфувальні круги, являють собою поєднання переривчастих і композиційних кругів. У змащувально-охолоджуючих елементах (ЗОЕ) цих кругів перед ріжучими виступами виконані впадини. Змащувально-охолоджуючі елементи композиційних і комбінованих кругів найчастіше виготовляються з графіту марок ГЛ-І,

ГЛ-Н або суміші графіту і дисульфиду молібдену (MoS_2). В якості зв'язки в обох випадках використовуються фенол формальдегідні смоли. Дослідженнями встановлено, що найбільшу міцність (5,5-6 МПа) мають ЗОЕ, що складаються з 75% графіту і 25% зв'язуючого матеріалу або 70% графіту, 10% MoS_2 і 20% зв'язки та отримані пресуванням при тиску 150 МПа.

Шліфувальні круги з переривчастою ріжучою поверхнею діляться на суцільні – з нероз'ємними з'єднаннями його частин і збірні – з роз'ємними з'єднаннями.

Наявність вирізів на шліфувальному крузі, утворених під кутом β до осі його обертання сприяють подачі в зону різання потоку повітря під підвищеним тиском. Потужний струмінь повітря видуває стружку із зони різання, пришвидшує процес її окислення та згорання. Окислена стружка стає ламкою, набуває округлену форму, не налипає на поверхню зерен і не проникає в пори круга. Переривчасті шліфувальні круги з похилими ріжучими виступами забезпечують прокачування ЗОР і повітря через прорізи, що дозволяє зменшити теплонапруженість процесу різання. Шліфувальні переривчасті круги можливо виготовляти і з прямими ріжучими виступами в такому випадку для видалення стружки через шпindel верстата в зону різання подається ЗОР під тиском, яка під дією відцентрової сили разом зі стружкою потрапляє в очисні резервуари.

Для дослідження в безцентрово шліфувальному верстаті SWaAKM25/1A було замінено абразивний інструмент на переривчатий шліфувальний круг, в якому прорізано 8 канавок під кутом 45° на спеціальному обладнанні, ведучий барабан виконано у вигляді шнека, та обрховано оптимальний кут нахилу опорного ножа, який становить $27 \pm 1^\circ$ (рис. 5).

Для дослідження й аналізу геометричної структури поверхонь, а також для визначення параметрів мікрорельєфу формоутворених поверхонь використовувалось сучасне метрологічне устаткування – MEF100C для знаходження профілю доріжки кочення та торця ролика, Surtronic для вимірювання шорсткості доріжки кочення та торця ролика, MWA100C (рис. 6) для вимірювання мікрogeометрії доріжки кочення та торця ролика. Температурні показники досліджувались за допомогою використання датчиків температури (термопари типу XA) та знімались самописцем H115.

Використання переривчастих кругів в процесі шліфування, у порівнянні із використанням суцільного круга, дає змогу покращити шорсткість поверхні $Ra = 0,64-0,8$ мкм, збільшити кромкостійкість шліфувальних кругів у 3-4 рази та знизити температуру в зоні оброблення на 30% в залежності від числа ріжучих виступів.

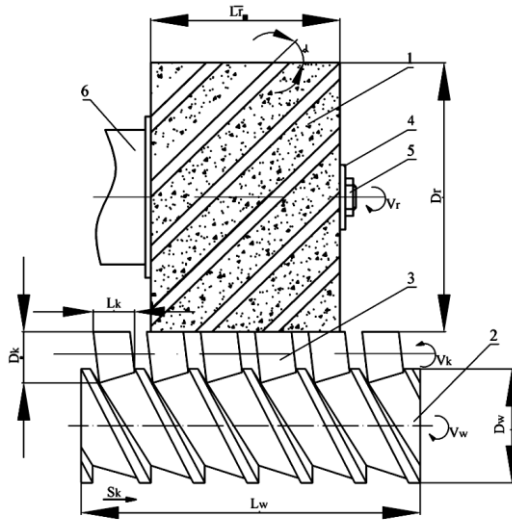


Рисунок 5 – Схема оброблення поверхні переривчастим кругом
1-шліфувальний круг з похилими канавками; 2- ведучий барабан;
3 – ролики, що оброблюються; 4,5,6 – елементи шпинделя верстата;
 S_k – подача; D_k – діаметр ролика;
 D_r - діаметр шліфувального круга, D_w – діаметр ведучого круга

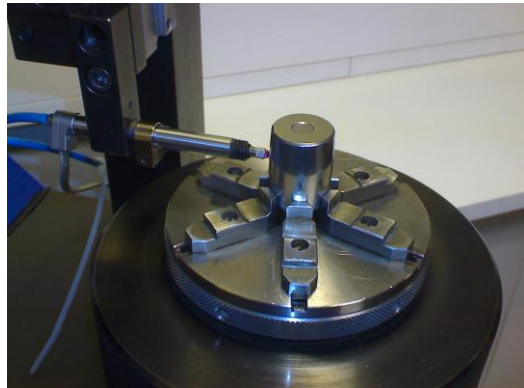
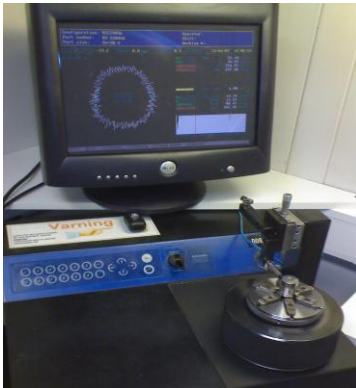


Рисунок 6 – Прилад MWA100C
для вимірювання мікрогеометрії доріжки кочення та торця ролика

Причинами виникнення температурних дефектів, таких як зниження мікротвердості та утворення мікротріщин на шліфованих поверхнях під час безцентрового абразивного оброблення, є високі температури в зоні різання (1000°-1200°С). За рахунок впровадження в технологічний процес виготовлення конічних роликів переривчастого шліфування, температура в зоні різання зменшилась на 30 % і становить 700-900°С.

Для забезпечення шорсткості поверхні Ra=0,64-0,8 мкм та кроку нерівностей 1-1,2 мкм рекомендується використання переривчастих, шліфувальних кругів з числом канавок z=8 і їх шириною 7-10 мм та зернистістю круга 14, оброблення проходило на режимах v_в=67 м/хв, S=20 мм/хід, t=0,04 мм. Температура шліфування переривчастим кругом не перевищує температури фазових перетворень, стійкість круга збільшилась в два рази, а число правок на зміну зменшилось з 4 до 1.

Дослідження показали, що під час переривчастого шліфування стабілізується значення мікротвердості, що знаходилась в межах Hv= 60 Н/мм². Глибина зміненої структури не перевищувала 20 мкм.

Впровадження високопродуктивного бездефектного переривчастого шліфування дало змогу поєднати чорнову і попередню операції в одну напівчистому операцію і тим самим скоротити енерговитрати на 20-25 %, зменшити собівартість операцій шліфування на 35 %.

Список використаних джерел: 1 *Рыжов Э.В.* Технологическое обеспечение эксплуатационных свойств деталей машин / Э.В. Рыжов, А.Г. Суслов, В.П. Федоров. – М.: Машиностроение, 1979. – 176 с. 2 *Марчук В.І.* Вплив параметра хвилястості доріжки кочення на віброакустичні характеристики конічних роликопідшипників / В.І. Марчук, В.Ю. Заблоцький, О.Л. Кайдик // Техніка в сільськогосподарському виробництві, галузеве машинобудування, автоматизація : збірник наукових праць Кіровоградського державного технічного університету. – Кіровоград: КДТУ, 2003. – Випуск 13. – С. 112-116. 3 *Якимов О.В.* Високопродуктивне шліфування / О.В. Якимов, Ф.В. Новиков. – К.: ІНТМ, 1995. – 180с. 4 *Сипайлов В.А.* Тепловые процессы при шлифовании и управление качеством поверхности / В.А. Сипайлов. – М.: Машиностроение, 1978. – 167с. 5 *Якимов А.В.* Абразивно-алмазная обработка фасонных поверхностей / А.В. Якимов. – М.: Машиностроение, 1984. – 312 с.

Bibliography (transliterated): 1. Ryzhov Je.V. Tehnologicheskoe obespechenie jekspluatacionnyh svojstv detalej mashin / Je.V. Ryzhov, A.G. Suslov, V.P. Fedorov. – M.: Mashinostroenie, 1979. – 176 s. 2. Marchuk V.I. Vpliv parametra hviljastosti dorizhki kochenja na vibroakustichni harakteristiki konichnih rolikopidshipnikov / V.I. Marchuk, V.Ju. Zabloč'kij, O.L. Kajdik // Tehnika v sil'skogospodars'komu virobnic'tvi, galuzeve mashinobuduvannja, avtomatizacija : zbirnik naukovih prac' Kirovograds'kogo derzhavnogo tehničnogo universitetu. – Kirovograd: KDTU, 2003. – Vipusk 13. – S. 112-116. 3. Jakimov O.V. Visokoproduktivne shlifuvannja / O.V. Jakimov, F.V. Novikov. – K.: INTM, 1995. – 180s. 4. Sipajlov V.A. Teplovyje processy pri shlifovanii i upravlenie kachestvom poverhnosti / V.A. Sipajlov. – M.: Mashinostroenie, 1978. – 167s. 5. Jakimov A.V. Abrazivno-almaznaja obrabotka fasonnyh poverhnostej / A.V. Jakimov. – M.: Mashinostroenie, 1984. – 312 s.

Надійшла до редколегії 18.07.2014

УДК621.951

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

МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ДИНАМИЧЕСКОЙ СИСТЕМЫ ПРОЦЕССА РЕЗАНИЯ ОДНОЛЕЗВИЙНОЙ РАЗВЕРТКОЙ ОДНОСТОРОННЕГО РЕЗАНИЯ

У статті розглянуто структуру блок-схеми на основі математичної моделі динамічної системи процесу різання однолезвійною кінчною розгорткою однобічного різання.

В статье рассмотрена структура блок-схемы на основании математической модели динамической системы процесса резания однолезвийной конической разверткой одностороннего резания.

The article describes the structure of the block diagram on the basis of the dynamic system's mathematical model of the cutting process edged conical reamer unilateral cutting.

Введение. В различных отраслях промышленности получили широкое распространение детали с коническими поверхностями. Примерами применения конических поверхностей являются: соединения конусной шейки шпинделя станка с конусными вкладышами подшипников, соединения режущего инструмента и шпинделя станка, конические сопряжения деталей гидроаппаратуры, сопряжение «клапан – седло» и «палец шарнира – рычаг» рулевого управления в автомобилях и др. Вибрации, возникающие в процессе резания при обработке на металлорежущих станках, приводят к понижению точности и качества обработанной поверхности детали, а также преждевременному износу и поломке режущего инструмента. Высокие требования к точности и качеству, предъявляемые ответственным поверхностям конических соединений определяют рядом особенностей изготовления этих поверхностей. Это касается, в первую очередь, методов обработки на финишных операциях, характера упрочнения и стабилизации материала деталей. Возникновение механических колебаний в процессе резания приводит к снижению точности и ухудшению качества обрабатываемой поверхности. Особенно актуальным является этот вопрос на чистовых операциях обработки, когда резание происходит при очень маленьких глубинах, что может приводить к браку готовых изделий. Возникновение колебаний зависит от конкретных условий обработки и состояния упругой технологической системы, вида обработки, пластичности обрабатываемого материала и ряда других факторов.

Постановка проблемы. Все сложные технологические системы состоят из разнообразных систем, выполняющих определенные функции. Состояние упругой технологической системы характеризуется динамическими процессами с последующими изменениями состояния системы в целом. Как правило, характеристики динамических процессов взаимосвязаны различными факторами (физическими, механическими, структурными) [1, 2, 3]. Определение взаимосвязей динамических характеристик процесса развертывания однолезвийной разверткой одностороннего резания возможно на основании построения математической модели с использованием методов автоматического управления.

Постановка задачи. Целью работы является построение структуры блок-схемы на основании математической модели динамической системы процесса резания однолезвийной конической разверткой одностороннего резания.

Для достижения поставленной цели необходимо решить следующие задачи:

- составить математическую модель динамической системы;
- определить входной и выходной сигналы (перемещения) для управляемого объекта (процесса резания);
- определить количество возмущающих и восстанавливающих (силовых) параметров;
- определить передаточные отношения по силовому и кинематическому возмущениям;
- определить структуру блок-схемы динамической системы.

Основная часть. Наиболее точно математическая модель динамической системы процесса обработки конических отверстий однолезвийной разверткой одностороннего резания (рис. 1) может быть описана системой дифференциальных уравнений с нелинейными характеристиками, а ее движение как нелинейные колебания [4, 5, 6, 7]. Для теоретического анализа колебаний от возмущений неуравновешенной силы, которая действует на режущий элемент при развертывании конических отверстий, воспользуемся одномассовой динамической моделью тела с двумя степенями свободы (рис. 2). Инструмент консольно закреплен и совершает вращательное (главное движение резания) и поступательное (движение подачи). Конфигурация такой системы будет описываться перемещениями в плоскости YOZ (в поперечном сечении инструмента). Все три рабочих элемента инструмента лежат в одной плоскости и имеют коэффициенты жесткости c и коэффициенты сопротивления (демпфирования) λ . На рисунке также показаны проекции составляющих усилий на оси Y и Z: возмущающей силы (резания) P_p и $P_{p\mu p}$, сил действующих на боковой и опорный направляющие элементы F_b , $F_{b\mu b}$, F_o , $F_{o\mu o}$, которые будем считать восстанавливающими, так как они будут стремиться вернуть инструмент в

исходное положение (рис.2, а). Движение приведенной массы инструмента от положения равновесия можно определить с помощью уравнений движения

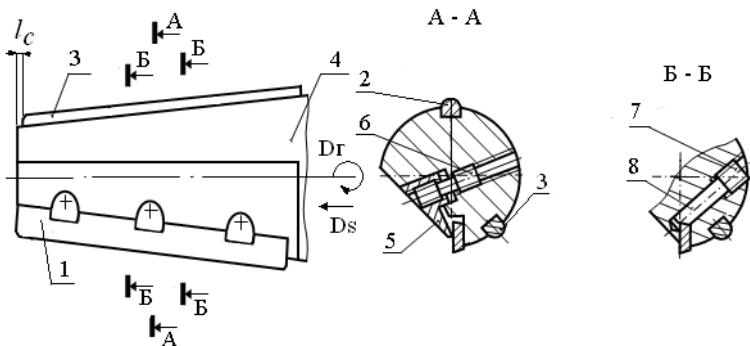


Рисунок 1 – Конструкция однолезвийной развертки одностороннего резания:
 1 – режущий элемент; 2, 3 – опорный и боковой направляющие элементы;
 4 – корпус; 5 – планка; 6, 7 – винт; 8 – клин.

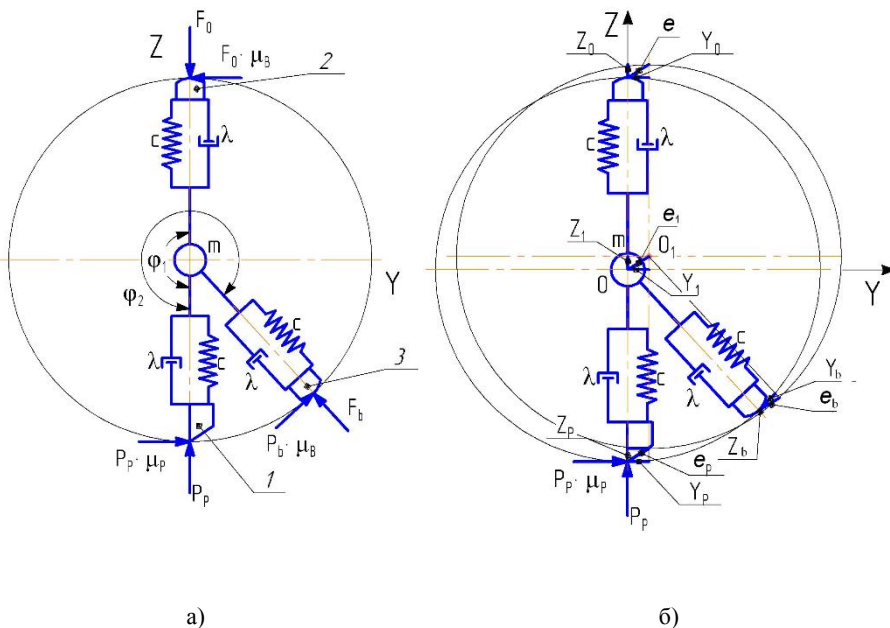


Рисунок 2 – Динамическая модель процесса развертывания
 однолезвийным инструментом одностороннего резания

динамической модели (проекции перемещений элементов 1, 2, 3 на оси Y и Z, рис. 2, б). С учетом этих допущений уравнение движения динамической модели:

$$\begin{cases} P_p \cdot \sin \omega t = \\ = m \cdot \ddot{Y}_1 + \lambda \cdot \dot{Y}_1(t) + c(t) \cdot Y_1(t) + c \left[(Y_b \cdot A + Z_b \cdot B) + (Y_o \cdot C + Z_o \cdot D) \right] \cdot \sin \omega t, \\ P_p \cdot \mu_p \cdot \sin \omega t = \\ = -m \cdot \ddot{Z}_1 - \lambda \cdot \dot{Z}_1(t) - c(t) \cdot Z_1(t) + c \left[(Y_b \cdot E + Z_b \cdot K) + (Y_o \cdot L + Z_o \cdot N) \right] \cdot \sin \omega t \end{cases}$$

где m – приведенная масса инструмента;

λ – обобщенный коэффициент сопротивления (демпфирования);

c – коэффициент жесткости;

$P_p, P_p \mu_p$ – проекции возмущающей силы (резания);

$F_o, F_o \mu_B$ и $F_b, F_b \mu_B$ – проекции восстанавливающих сил (на опорном и боковом направляющих элементах соответственно);

$$F_{b,o} = -c \cdot \left(Y_{b,o} \cos \phi_{1,2} + Z_{b,o} \sin \phi_{1,2} \right);$$

$Y_p, Z_p, Y_o, Z_o, Y_b, Z_b$ – смещения режущего, опорного и бокового направляющих элементов (входные перемещения);

Y_1, Z_1 – смещение центра инструмента (выходные перемещения);

$e = \sqrt{Y_1^2 + Z_1^2}$ – эксцентриситет инструмента;

ϕ_1, ϕ_2 – углы разворота между режущим элементом и опорным, боковым направляющими элементами, соответственно;

μ_p, μ_B – коэффициенты трения между рабочими поверхностями режущего и направляющих элементов с поверхностью обрабатываемого отверстия, соответственно;

$$\begin{aligned} A &= (\cos^2 \phi_2 - \mu_B \sin \phi_2 \cos \phi_2); & B &= (\sin \phi_2 \cos \phi_2 - \mu_B \sin^2 \phi_2); \\ C &= (\cos^2 \phi_1 - \mu_B \sin \phi_1 \cos \phi_1); & D &= (\sin \phi_1 \cos \phi_1 - \mu_B \sin^2 \phi_1); \\ E &= (\mu_B \cos^2 \phi_2 + \sin \phi_2 \cos \phi_2); & K &= (\mu_B \sin \phi_2 \cos \phi_2 + \sin^2 \phi_2); \\ L &= (\mu_B \cos^2 \phi_1 + \sin \phi_1 \cos \phi_1); & N &= (\mu_B \sin \phi_1 \cos \phi_1 + \sin^2 \phi_1). \end{aligned}$$

Используя оператор дифференцирования $s = d/dt$ и разделив систему на c получим:

$$\begin{cases} \frac{m}{c} \cdot s^2 \cdot Y_1 + \frac{\lambda}{c} \cdot s \cdot Y_1 + Y_1 = \frac{P_p}{c} \cdot \sin \omega t + e_{1b} \cdot \sin \omega t + e_{1o} \cdot \sin \omega t \\ \frac{m}{c} \cdot s^2 \cdot Z_1 + \frac{\lambda}{c} \cdot s \cdot Z_1 + Z_1 = \frac{P_p \cdot \mu_p}{c} \cdot \sin \omega t + e_{2b} \cdot \sin \omega t + e_{2o} \cdot \sin \omega t \end{cases},$$

где $e_{1b} = (Y_b \cdot A + Z_b \cdot B)$; $e_{1o} = (Y_o \cdot C + Z_o \cdot D)$;
 $e_{2b} = (Y_b \cdot E + Z_b \cdot K)$; $e_{2o} = (Y_o \cdot L + Z_o \cdot N)$.

С учетом постоянных времени динамической системы $T_1^2 = m/c$, $T_2 = \lambda/c$ и коэффициента передачи $k = 1/c$, получим:

$$\begin{cases} T_1^2 \cdot s^2 \cdot Y_1 + T_2 \cdot s \cdot Y_1 + Y_1 = k \cdot P_p \cdot \sin \omega t + e_{1b} \cdot \sin \omega t + e_{1o} \cdot \sin \omega t \\ T_1^2 \cdot s^2 \cdot Z_1 + T_2 \cdot s \cdot Z_1 + Z_1 = k \cdot P_p \cdot \mu_p \cdot \sin \omega t + e_{2b} \cdot \sin \omega t + e_{2o} \cdot \sin \omega t \end{cases}.$$

Примем: $e_{1b} + e_{1o} = k_1 \cdot e_1$; $e_{2b} + e_{2o} = k_2 \cdot e_2$.

Математическую модель динамической системы можно представить с помощью передаточных функций. Решив уравнение относительно выходных величин Y_1 , Z_1 , считая при этом оператор s алгебраической величиной, получим:

$$\begin{aligned} Y_1(s) &= W_{PY}(s) \cdot P_Y(s) + W_{E1}(s) \cdot E_1(s), \\ Z_1(s) &= W_{PZ}(s) \cdot P_Z(s) + W_{E2}(s) \cdot E_2(s) \end{aligned}$$

где $W_{PY}(s)$, $W_{PZ}(s)$ и $W_{E1}(s)$, $W_{E2}(s)$ – передаточные функции системы по входам: силовому возмущению от возмущающей силы P_p и передаточные функции системы по кинематическому возмущению входных смещений;

$P_Y(s)$, $P_Z(s)$, $E_1(s)$, $E_2(s)$ – изображения по Лапласу входных величин по возмущающей силе P_p и входным смещениям направляющих элементов e_1 , e_2 .

Передаточная функция системы по силовому возмущению от возмущающей силы P_p :

$$\begin{aligned} W_{PY}(s) &= \frac{Y_1(s)}{P_Y(s)} = \frac{k \cdot \sin \omega t}{T_1^2 s^2 + T_2 s + 1}, \\ W_{PZ}(s) &= \frac{Z_1(s)}{P_Z(s)} = \frac{\mu_p k \cdot \sin \omega t}{T_1^2 s^2 + T_2 s + 1} \end{aligned}$$

в общем виде:

$$W_P(s) = W_{PY}(s) + W_{PZ}(s) = \frac{k(1 + \mu_p) \cdot \sin \omega t}{T_1^2 s^2 + T_2 s + 1}.$$

Передаточная функция системы по кинематическому возмущению:

$$W_{E1}(s) = \frac{Y_1(s)}{E_1(s)} = \frac{k_1 \cdot \sin \omega t}{T_1^2 s^2 + T_2 s + 1}$$

$$W_{E2}(s) = \frac{Z_1(s)}{E_2(s)} = \frac{k_2 \cdot \sin \omega t}{T_1^2 s^2 + T_2 s + 1}$$

в общем виде:

$$W_{удс}(s) = \frac{Y_1, Z_1(s)}{E_{1,2}(s)} = \frac{(k_1 + k_2) \cdot \sin \omega t}{T_1^2 s^2 + T_2 s + 1}$$

При работе упругую динамическую систему можно представить в виде замкнутой динамической системы (рис. 3).

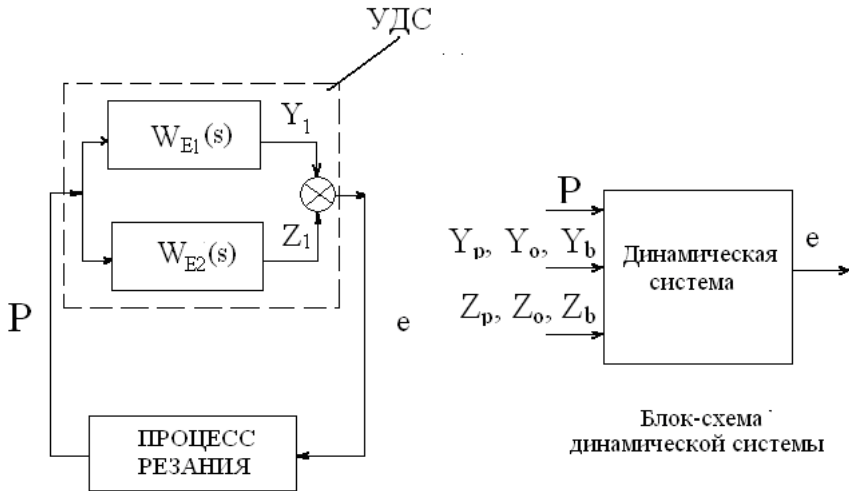


Рисунок 3 – Схема динамической системы при резании однолезвийной развертки одностороннего резания

Выводы. Получена структура блок-схемы динамической системы на основании математической модели, которая позволяет определять входной и выходной сигналы для процесса резания. Определены передаточные отношения по силовому и кинематическому возмущениям в динамической

системе, которые могут быть использованы для управления процессом резания по подаче.

Список использованной литературы: 1. Струтинский В.Б. Математичне моделювання процесів та систем механіки: Підручник. – Житомир: ЖІТІ, 2001. – 612 с. 2. Попов Е.П. Теория нелинейных систем автоматического регулирования и управления: Учеб. Пособие. – 2-е изд., стер. – М.: Наука, 1988. – 286 с. 3. Петраков Ю.В., Драчев О.И. Теория автоматического управления технологическими системами: учебное пособие. – М. Машиностроение, 2008. – 336 с. 4. Жарков И.Г. Вибрации при обработке лезвийным инструментом –Л.: Машиностроение. Ленингр. отд-ние – 1986. –184 с. 5. С.П. Тимошенко, Д.Х. Янг, У. Уивер Колебания в инженерном деле – М.: Машиностроение, 1985. – 472 с. 6. Оборский Г.О. Надійність технологічних систем та обладнання / Оборський Г.О., Савельєва О.С., Торопенко А.В., Становський О.Л. –Одеса: Бахва, 2013. – 560 с. 7. Орликов М.Л. Динамика станков. – 2-е изд. перераб. и доп. – К.: Выща школа, 1989. – 273 с.

Bibliography (transliterated): 1. Strutinskiy V.B. Matematichne modelyuvannya protsesiv ta sistem mehaniki: pidruchnik. – Zhitomir: ZhITI, 2001. – 612 s. 2. Popov E.P. Teoriya nelineynykh sistem avtomaticheskogo regulirovaniya i upravleniya: Ucheb. Posobie. – 2-e izd., ster. – М.: Nauka, 1988. – 286 s. 3. Petrakov Yu.V., Drachev O.I. Teoriya avtomaticheskogo upravleniya tehnologicheskimi sistemami: uchebnoe posobie. – М. Mashinostroenie, 2008. – 336 s. 4. Zharkov I.G. Vibratsii pri obrabotke lezviynyim Instrumentom –L.: Mashinostroenie. Leningr. otd-nie – 1986. –184 s. 5. S.P. Timoshenko, D.H. Yang, U. Uiver Kolebaniya v inzhenernom dele – М.: Mashinostroenie, 1985. – 472 s. 6. Oborsky GA Reliability of technological systems and equipment / Oborsky GA, Savelyeva A.S., Toropenko A.V., Stanowski A.L.–Odessa: Bahva, 2013. - 560 S. 7. Orlikov M.L. Dinamika stankov. – 2-e izd. pererab. i dop. – К.: Vyischa shkola, 1989. – 273 s.

Поступила в редколлегию 27.06.2014

УДК 621.9.025

О.Р. Онисько, канд. техн. наук, В.С. Витвицький,
Івано-Франківськ, Україна

**АНАЛІТИЧНИЙ РОЗРАХУНОК
ПРОФІЛЮ РІЗАЛЬНОЇ КРОМКИ РІЗЦЯ
ДЛЯ ВИГОТОВЛЕННЯ ВНУТРІШНЬОЇ ТРИКУТНОЇ РІЗЬБИ
ТРУБ НАФТОГАЗОВОГО СОРТАМЕНТУ**

У статті доведено, що точність профілю різьбонарізних різців для виготовлення внутрішньої трикутної різьби труб нафтогазового сортаменту перебуває у аналітичній залежності від величини переднього кута різця та внутрішнього і зовнішнього її діаметрів різьби. Доведені залежності дають можливість спроектувати різець, який дозволить отримати теоретично точне значення кута при вершині трикутної різьби вказаних труб.

В статтє доказано, что точность профиля резьбонарезных резцов для изготовления внутренней треугольной резьбы труб нефтегазового сортамента состоит в аналитической зависимости от величины переднего угла резца и внутреннего и внешнего диаметров резьбы. Выведенные зависимости дают возможность спроектировать резец, который разрешит получение теоретически точного значения угла при вершине треугольной резьбы указанных труб.

In the article it is proved that the accuracy of the profile, very satile cutters for making internal triangular threading pipes and gas analytical grades depending on the size of the front angle of thread ing cutter and inner and outer diameters of the treading. Brought on to design the cutter, which will give the opportunity to get the exact value theoretically angle at the top of the triangular threading the pipes.

Актуальність проблеми. У бурових колонах та обсадних трубах серед показників їхньої якості, особливе місце займає механічна міцність та згинчуваність різьбових кінців. Такі показники значною мірою є залежними від точності різьби, яка у свою чергу залежить від точності різального інструменту, з допомогою якого виготовляється вказана різьбова поверхня. Визначення точного профілю різальної кромки посідає чільне місце у проектуванні токарних різьбових різців, якими здебільшого послуговуються при виробництві різьбових кінців труб та муфт у нафтогазовій галузі. У свою чергу різальна здатність токарного інструменту залежить від геометричних параметрів, особливо від значення переднього кута. Тому постає питання точності різальної частини різців, передній кут яких не дорівнює нулю. Це цілком поширюється і на різці для виготовлення внутрішньої різьби, оскільки різьбові кінці обсадних труб, а також муфти, та інші елементи бурових колон виконуються, у тому числі, і із внутрішньою різьбою.

Огляд досліджень та публікацій. Точність трикутної різьби труб нафтогазового сортаменту регламентується стандартами [1, 2]. В таблиці вказані основні параметри трикутної різьби за вказаними стандартами. До найважливіших параметрів точності різьби відноситься кут нахилу

сторони профілю $\alpha/2$. У свою чергу радіус заокруглення вершини профілю r і радіус заокруглення впадини профілю r_1 вказані у стандарті, як параметри виготовлення різьбоутворюючих інструментів.

Таблиця – Геометричні параметри трикутної різьби за стандартами [1, 2]

Параметр різьби	Норма
Крок різьби P	3,175 мм
Висота вихідного профілю H^*	2,750 мм
Висота профілю h_1	$1,810^{+0,05}_{-0,1}$ мм
Робоча висота профілю h	1,734 мм
Кут профілю α	60°
Кут нахилу сторони профілю $\alpha/2$	$30^\circ \pm 1^\circ 15'$
Радіус заокруглення вершини профілю r	$0,508^{+0,045}$ мм
Радіус заокруглення впадини профілю r_1	$0,432_{-0,045}$ мм
Зазор z	0,076 мм
Кут нахилу f	1° 47' 24"
Конусність tgf	1:16

У ряді статей досліджується вплив переднього кута на точність профілю різальної кромки різьбонарізного різця. У роботі [3] програмним шляхом доводиться, що величина переднього кута у теоретично точних різців спричиняє відхилення від симетричності профілю різальної кромки. У роботі [4] пропонується програма розрахунку точок різальної кромки різьбонарізного різця із врахуванням істотного їх відхилення від прямолінійної напрямної гвинтової поверхні. Доведено, що таке відхилення спричинене гіперболічним характером лінії, що є перетином передньої площини інструменту із гвинтовою поверхнею трикутної різьби. У статті [5] увага сконцентрована на корекції профілю різьбонарізного різця, зокрема головного кута у плані. Доведено, що при наявності ненульового значення переднього кута теоретично точний різьбонарізний різець повинен мати головний кут у плані менший, ніж кут профілю різьби.

На рис. 1 зображено схему трикутної зовнішньої та внутрішньої різьби за стандартами [1, 2] з розміщенням різьбонарізного різця. Умовні позначення на схемі відповідають таблиці.

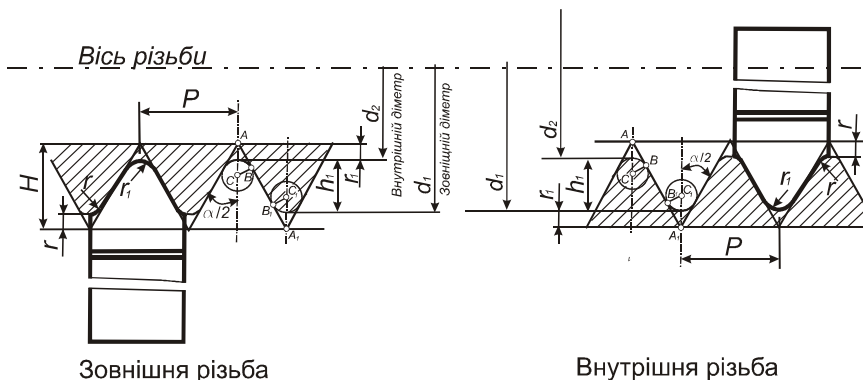


Рисунок 1 – Схема зовнішньої і внутрішньої різьби і розміщеної щодо них різьбонарізного різця

Відомі з робіт [4] і [5] залежності для зовнішньої різьби виведені на основі комплексного креслення, яке проілюстровано на рис. 2. Заштрихована область відповідає перерізу передньої площини з конусом, який заданий радіусом більшої основи R , радіусом меншої основи r і кутом β . Вершина гіперболи розміщена в точці O_1'' і лежить на відстані a вздовж осі X від проекції вершини конуса O_1'' . Зміщення вершини гіперболи O_1'' відносно відповідної їй точки проекції конуса по осі Y позначено літерою b . Величину відхилення будь-якої точки m гіперболи з координатою O_3 по осі X від точки n профілю конуса з тією ж координатою можна визначити за формулою [1]:

$$|mm| = \frac{ab}{x_n + \sqrt{x_n^2 - a^2}}, \quad (1)$$

де $x_n = |O_1'' O_3|$ — координата точки n і m на осі X .

Задля створення параметричної моделі різальної кромки, як функції, що залежить від параметрів різьби та різця вказану формулу (1), шляхом нескладних перетворень змінено на наступну:

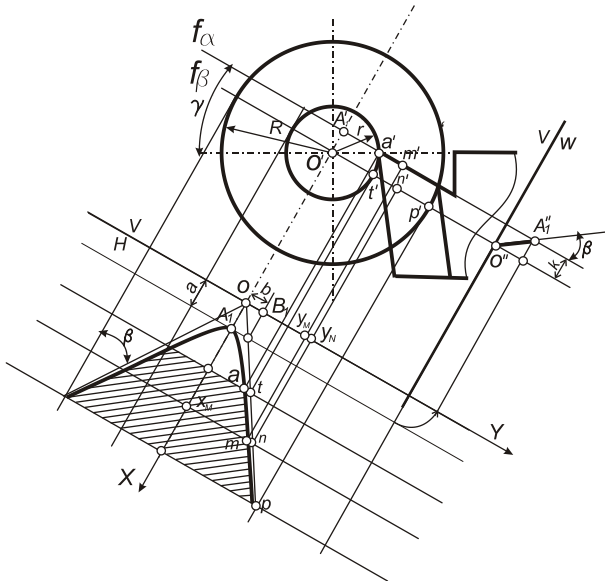


Рисунок 2 – Схема перерізу передньої площини різця і зрізаного конуса різьби

$$\Delta_i = \frac{r^2 \cdot \sin^2 \gamma}{r_i + \sqrt{r_i^2 - r^2 \cdot \sin^2 \gamma}}, \quad (2)$$

де r — найменший радіус різьби, мм; r_i — радіус точки x_i , мм; γ — передній кут різця, рад.

На основі формули (2) отримані залежності для розрахунку головного кута у плані різьбонарізного різця із переднім кутом, що не дорівнює нулю

$$\phi = 2 \arctg \left(\frac{P}{2(\Delta_{\max} - \Delta_{\min} + H)} \right), \quad (3)$$

де

$$\Delta_{\max} = \frac{\left(\frac{d_2}{2} - r_1 \right) \sin^2 \gamma}{2(1 + \cos \gamma)} \quad (4)$$

$$i \quad \Delta_{\min} = \frac{\left(\frac{d_2}{2} - r_1\right) \sin^2 \gamma}{\left(\frac{d_1}{2} + r_1\right) + \sqrt{\left(\frac{d_1}{2} + r\right)^2 - \left(\frac{d_2}{2} - r\right) \sin^2 \gamma}} \quad (5)$$

Вказана залежність отримана для розрахунку різьбонарізного різця, яким виготовляють зовнішню різьбу.

Мета статті. Визначення аналітичної залежності головного кута у плані різьбонарізного різця для нарізання внутрішньої трикутної різьби труб нафтогазового сортаменту від величини переднього кута.

Виклад основного матеріалу. На рис. 3 зображено схему гіперболічної лінії перетину передньої площини внутрішнього різьбового різця і внутрішньої конічної поверхні. На схемі передня площина позначена слідом $f\gamma$, а осьова площина задана слідом f_0 . Зі схеми зрозуміло, що формула (1) визначення відхилення довільної точки n на гіперболі від відповідної точки m на твірній конуса справедлива і у випадку із внутрішньою різьбою.

Відповідно до рис. 3 отримуємо формули для визначення максимального відхилення гіперболічного профілю внутрішньої різьби

$$\Delta_{\max} = \frac{\left(\frac{d_2}{2} - r\right) \sin^2 \gamma}{2(1 + \cos \gamma)} \quad (6)$$

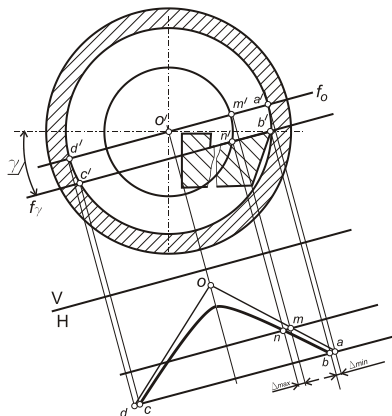


Рисунок 3 – Схема перетину передньої площини внутрішнього різьбового різця і внутрішньої конічної поверхні

та мінімального відхилення гіперболічного профілю внутрішньої різьби

$$\Delta_{\min} = \frac{\left(\frac{d_2}{2} - r\right) \sin^2 \gamma}{\left(\frac{d_1}{2} + r\right) + \sqrt{\left(\frac{d_1}{2} + r_1\right)^2 - \left(\frac{d_2}{2} - r_1\right) \sin^2 \gamma}}; \quad (7)$$

Для визначення головного кута в плані різьбонарізного різця для виготовлення внутрішньої трикутної різьби використаємо схему на рис. 4, яке є збільшеною версією рис. 3 в околі точок *m* і *n*. На ній жирною лінією показано гіперболічний профіль різальної кромки. Відповідно до цього профілю позначено половинне значення головного кута у плані.

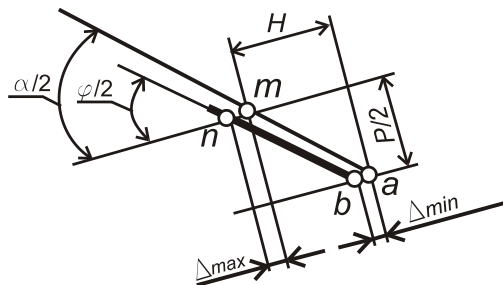


Рисунок 4 – Схема взаємного розташування профілю різьби і профілю різальної кромки різьбонарізного різця

На рис. 5 для ілюстрації доведення здійснено плоско паралельне переміщення профілю різальної кромки до суміщення точки *a* з точкою *b*. У відповідності зі схемою на рисунку 5 маємо таку аналітичну залежність:

$$\varphi = 2 \operatorname{arctg} \left(\frac{P}{2(\Delta_{\max} - \Delta_{\min} + H)} \right), \quad (8)$$

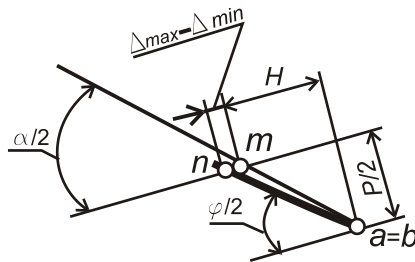


Рисунок 5 – Схема для аналітичного визначення головного кута у плані різьбонарізного різця із переднім кутом, відмінним від нуля (для внутрішньої різьби)

Отримана формула ідентична до формули визначення величини головного кута у плані різьбонарізного різця для зовнішньої різьби.

Висновки. Отримані аналітичні залежності дають можливість визначити теоретично точний профіль різьбонарізних різців для виготовлення внутрішньої трикутної різьби труб нафтогазового сортаменту.

Список використаних джерел: 1. Трубы обсадные и муфты к ним : ГОСТ 632–80. – М.: Стандартиформ, 2010. – 75 с. – (Межгосударственный стандарт). 2. Резьба коническая замковая для элементов бурильных колонн. Профиль. Размеры. Допуски: ГОСТ 28487–90. – М.: Стандартиформ, 2006. – 10 с. (Межгосударственный стандарт). 3. Онисько О. Р. Забезпечення точності виготовлення різьб обсадних труб шляхом застосування параметричного проектування профіля різальної частини різьбонарізних інструментів в середовищі системи програмування Делфі / О.Р. Онисько, Л.О. Борушак, В.Б. Копей // Науковий вісник Івано–Франківського національного технічного університету. – 2009. – №2(20). – С. 50–53. 4. Онисько О.Р. Програмна реалізація розрахунку форми різальної кромки різьбового різця залежно від значення величини його переднього кута та діаметру різьби / О. Р. Онисько, Л. О. Борушак, С. О. Рязанов // Вісник національного університету « Львівська політехніка ». – 2013. – №772. – С. 129–134. 5. Онисько О.Р. Різьбові різці з відкоректованою за значенням переднього кута прямолінійною різальною кромкою / О.Р. Онисько, В.Г. Панчук, В.В. Врюкало // Прогресивні технології і системи машинобудування. – 2014. – №2(48). – С. 10–14.

Bibliography (transliterated): 1. Truby obсадnye i mufty k nim: GOST 632–80. – М.: Standartinform, 2010. – 75 s. – (Mezhhosudarstvennyj standart). 2. Rez'ba koniches'kaja zamkovaja dlja jelementov buril'nyh kolonn. Profil'. Razmery. Dopuski. : GOST 28487–90. – М.: Standartinform, 2006. – 10 s. (Mezhhosudarstvennyj standart). 3. Onis'ko O. R. Zabezpechennja tochnosti vigotovlennja riz'b obсадnih trub shljahom zastosuvannja parametrichnogo proektuvannja profila rizal'noї chastini riz'bonariznih instrumentiv v seredovishhi sistemi programuvannja Delfi / O.R. Onis'ko, L.O. Borushhak, V.B. Kopej // Naukovij visnik Ivano–Frankivs'kogo nacional'nogo tehnicnogo universitetu. – 2009. – №2(20). – S. 50–53. 4. Onis'ko O.R. Programma realizacija rozrahunko formi rizal'noї kromki riz'bovogo rizecja zalezjno vid znachennja velichini jogo перед'nogo kuta ta diametru riz'bi / O.R. Onis'ko, L.O. Borushhak, S.O. Rjazanov // Visnik nacional'nogo universitetu « L'vivs'ka politehnika ». – 2013. – №772. – S. 129–134. 5. Onis'ko O.R. Riz'bovi rizci z vidkorektovanoju za znachennjam перед'nogo kuta prjamolinijnuju rizal'noju kromkoju / O. R. Onis'ko, V. G. Panchuk, V. V. Vrjukalo // Progresivni tehnologii i sistemi mashinobuduvannja. – 2014. – №2(48). – S. 10–14.

Надійшла до редколегії 13.06.2014

В.Г. Панчук, д-р техн. наук, Івано-Франківськ, Україна

АЛГОРИТМ РОЗРАХУНКУ ПРОФІЛЮ ЗАДНЬОЇ ПОВЕРХНІ РАДІАЛЬНОГО ФАСОННОГО РІЗЦЯ В ЗАЛЕЖНОСТІ ВІД ЗНАЧЕННЯ ВЕЛИЧИНИ ПЕРЕДНЬОГО КУТА

Точність виготовлення радіальних фасонних різців значною мірою залежить від величини його геометричних параметрів, зокрема від величини його переднього кута. Профіль різальної кромки різця, котрим виготовляють деталі типу зрізаного конуса матиме не прямолінійний, а гіперболічний характер, якщо величина переднього кута не дорівнює нулю. У статті подано алгоритм та інтерфейс прикладної програми, яка дає можливість автоматичного розрахунку теоретично точного профілю різальної кромки радіальних фасонних різців та уточненого профілю їх задньої поверхні.

Точность изготовления радиальных фасонных резцов в значительной степени зависит от величин его геометрических параметров, в частности от величины переднего угла. Профиль режущей кромки резца, которым изготавливаются детали типа усеченного конуса, будет имеет не прямолинейный, а гиперболический вид, в том случае если величина переднего угла не равна нулю. В статье указан алгоритм и интерфейс приложения для автоматического расчета теоретически точного профиля режущей кромки радиальных фасонных резцов и уточненного профиля их задней поверхности.

Precision manufacturing radial shaped cutters significantly dependent on the magnitude of its geometrical parameters, especially from the magnitude of its front angle. Profile cutting edge cutter, which made the details of the type of the cut cone will not complete, and the hyperbolic profile, if the magnitude of the front angle not equal to zero. The article presents an algorithm and interface application program that enables automatic calculation theoretically exact profile cutting edge radial shaped cutters and profile their posterior surface.

Актуальність проблеми. Якість фасонних поверхонь, таких як конічні втулки, кульові опори, які є складовою поворотних шарнірів, деталей більш складної конфігурації залежить від багатьох чинників, у тому числі якості різальних інструментів, за допомогою яких виготовляються вказані типи деталей. У великосерійному виробництві виготовлення таких фасонних деталей здійснюється за допомогою фасонних радіальних токарних різців. Такий спосіб виготовлення, у порівнянні із точінням на верстатах із ЧПК є більш продуктивним, але при цьому великою мірою точність виконання деталей залежить від точності самих інструментів.

Огляд досліджень та публікацій. Профіль задньої поверхні фасонних радіальних різців отримують аналітичним шляхом, розраховуючи координати точок у площині перпендикулярній до твірних задньої поверхні. При обробці конічних поверхонь радіальними фасонними різцями часто утворюються викривлення форми деталі. Це пояснюється тим, що для обробки конусів,

завичай, визначають крайні точки різальної кромки і з'єднують їх прямолінійним відрізком [1]. Однак, насправді теоретично точні радіальні фасонні різці, у яких передній кут γ не дорівнює нулю, а кут нахилу різальної кромки λ дорівнює нулю, повинні мати криволінійну різальну кромку. Профіль різальної кромки різця визначають як лінію перетину конуса з передньою площиною різця. Тому для точної обробки конічної поверхні радіальні фасонні різці повинні мати гіперболічну, а не прямолінійну різальну кромку. Однак такі різці доволі складні у виготовленні. У монографії [2] автори виводять складну аналітичну залежність кривої різальної кромки від ряду параметрів, у тому числі величини переднього кута фасонного різця. На основі теоретичних та експериментальних досліджень поданих у роботі [2] показано величини відхилень прямолінійної різальної кромки від її теоретичного гіперболічного профілю на окремих елементарних ділянках. Ці величини, названі авторами як стріли випуклості, сягають значень до 1,2–1,3 мм і підтверджують, що для виконання точного профілю деталі конічної форми слід створити гіперболічний профіль різальної кромки фасонного круглого радіального різця. Автори публікацій [1, 2] вказують на те, що для подолання технологічних труднощів, різальні кромки можуть бути розміщені уздовж твірних конічної поверхні і таким чином залишатися прямолінійними. Однак така схема розміщення різальної кромки зменшує технологічні можливості процесу різання оскільки усуває можливість керування ним за рахунок зміни величини кута нахилу різальної кромки λ .

У статті [3] автори подають достатньо лаконічну аналітичну залежність зміщень координат точок гіперболічного профілю різальної кромки відносно вихідного профілю трикутної різьби, яка виконується різьбонарізним токарним різцем. По суті йдеться про програму розрахунку профілю різьбового різця для теоретично точного відтворення трикутної різьби. Отримана аналітична залежність зміщень координат точок гіперболічного профілю різальної кромки певною мірою стосується і виготовлення деталі типу зрізаного конуса, якщо його виготовлення відбуватиметься фасонним різцем, передній кут якого не дорівнює нулю. У той самий час, фасонні тіла обертання можна умовно представити як скінчену множину елементарних конічних поверхонь. Таким чином, точність побудови профілю різальної кромки і задньої поверхні фасонного радіального різця залежатиме від кількості таких елементарних конусів.

Мета статті. Створення програми розрахунку профілю задньої поверхні фасонного радіального різця у залежності від значення величини його переднього кута.

Виклад основного матеріалу. На рис. 1 зображено схему токарної обробки радіальним фасонним різцем зрізаного конуса. Менша основа зрізаного конуса має радіус r , а більша – R . Передня площина різця

побудована під кутом γ . Формула розрахунку зміщень координат точок гіперболічного профілю різальної кромки у передній площині [3] має вигляд

$$\Delta_i = \frac{r^2 \sin^2 \gamma}{r_i + \sqrt{r_i^2 - (r \cdot \sin \gamma)^2}}, \quad (1)$$

де r_i — радіус точки профілю зрізаного конуса, відносно якої розраховується зміщення гіперболічного профілю Δ_i .

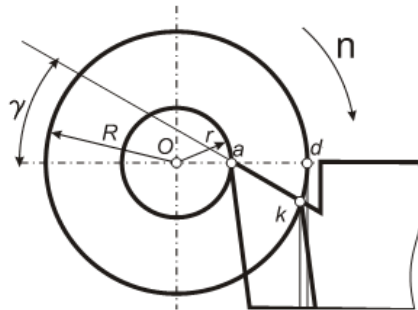


Рисунок 1 – Ескіз обробки зрізаного конуса токарним радіальним фасонним різцем

Згідно з методикою розрахунку профілю задньої поверхні призматичного радіального фасонного різця [1] у площині передньої поверхні можна отримати координати точок різальної кромки шляхом перерахунку із системи координат $X_1Y_1Z_1$ до системи координат $X_2Y_2Z_2$ (рис. 2). За вказаною методикою у системі координат з початком у точці O , яка лежить на осі фасонної деталі, задається аналітичний вираз фасонної поверхні у параметричному виді:

$$r_i = f(x); \quad y_1 = r_i \cos t; \quad z_1 = r_i \sin t. \quad (2)$$

Формули переходу від системи координат $X_1Y_1Z_1$ до системи $X_2Y_2Z_2$:

$$\begin{aligned} x_2 &= x_1; \\ y_2 &= (y_1 - r) \cos \gamma - z_1 \sin \gamma; \\ z_2 &= z_1 \cos \gamma - (y_1 - r) \sin \gamma. \end{aligned} \quad (3)$$

Оскільки у передній площині $z_2 = 0$, то після підстановки у рівняння (3) залежностей (2) за методикою [1] отримана формула:

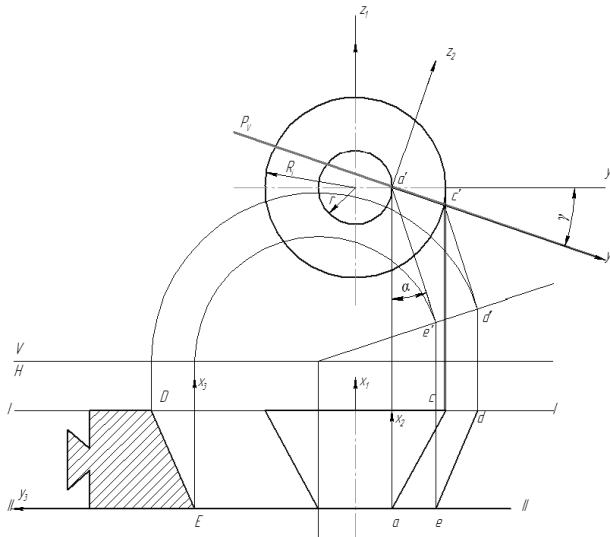


Рисунок 2 – Схема профілювання призматичного радіального фасонного різця

$$y_2 = r_i \frac{(-\sin t)}{\sin \gamma}. \quad (4)$$

Формула (4) відображає невідкориговану координату точки різальної кромки, оскільки не враховує зміщення гіперболічного профілю відносно прямолінійної твірної елементарного конуса Δ_i . Формула визначення координат точок профілю задньої поверхні за методикою [1]

$$y_3 = y_2 \cos(\alpha + \gamma). \quad (5)$$

Для корекції вказаної координати у формулу (5) слід вставити значення Δ_i

$$y_3 = (y_2 - \Delta_i) \cos(\alpha + \gamma). \quad (6)$$

Таким чином послідовність розрахунку теоретично точного профілю задньої поверхні призматичного радіального фасонного різця має бути наступною:

1. Вибирається певна кількість точок профілю фасонної поверхні конічної деталі.

2. За значенням радіусу r_i кожної i -ї точки визначається величина зміщення гіперболічного профілю різальної кромки Δ_i .

3. За формулою (4) проводиться розрахунок координат точок профілю різальної кромки y_2 без урахування зміщення.

4. Для отримання теоретично точного профілю різальної кромки проводиться перерахунок координат точок профілю шляхом віднімання величини зміщення Δ_i від величини y_2 .

5. За формулою (6) проводиться розрахунок профілю задньої поверхні круглого радіального фасонного різця із врахуванням відхилення точок гіперболічного профілю різальної кромки.

Розрахунок профілю різальної кромки круглого радіального фасонного різця, відповідно з методикою [1], виконується за формулою

$$y_2 = \sqrt{r_i^2 - (r \sin \gamma)^2} - r \cos \gamma. \quad (7)$$

На рис. 3 показано схему до аналітичного розрахунку круглого радіального фасонного різця.

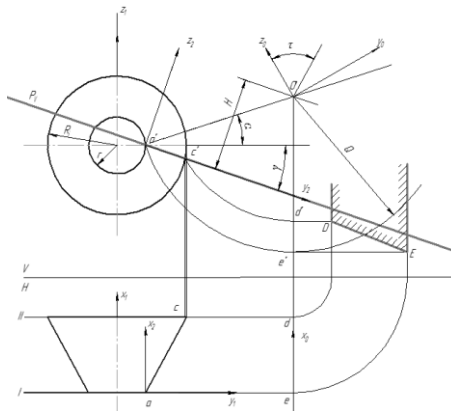


Рисунок 3 – Аналітичне профілювання круглого радіального фасонного різця

У системі координат з початком на осі інструменту $X_0Y_0Z_0$ методика [1] пропонує проводити розрахунок за формулою

$$y_0 = y_2 \cos \tau - Q \cos(\alpha + \gamma - \tau), \quad (8)$$

де Q — радіус круглого фасонного різця у базовій точці, а величина τ визначається за формулою

$$\tau = \operatorname{arctg} \left(\frac{Q \sin(\alpha + \gamma)}{Q \cos(\alpha + \gamma) - y_2} \right). \quad (9)$$

Для визначення теоретично точного профілю задньої поверхні радіального різця у формули (8) і (9) слід підставляти відкоректовані значення величини y_2 . Тоді вказані залежності набувають вигляду:

$$y_0 = (y_2 - \Delta_i) \cos \tau - Q \cos(\alpha + \gamma - \tau); \quad (10)$$

$$\tau = \operatorname{arctg} \left(\frac{Q \sin(\alpha + \gamma)}{Q \cos(\alpha + \gamma) - (y_2 - \Delta_i)} \right). \quad (11)$$

Отже, послідовність розрахунку теоретично точного профілю задньої поверхні круглого радіального фасонного різця наступна:

1. Вибирається певна кількість точок профілю фасонної поверхні конічної деталі.

2. За даними радіусів r_i кожної з відібраних точок визначається величина зміщення гіперболічного профілю точок різальної кромки Δ_i .

3. За формулою (7) проводиться розрахунок координат точок профілю різальної кромки y_2 без урахування зміщення.

4. Для отримання теоретично точного профілю різальної кромки проводиться перерахунок координат точок профілю на величину зміщення Δ_i від значення y_2 .

5. За формулами (10) і (11) проводиться розрахунок профілю задньої поверхні круглого радіального фасонного різця із урахуванням відхилення точок гіперболічного профілю різальної кромки.

На рис. 4 показано фрагмент інтерфейсу прикладної програми розрахунку теоретично точного профілю задньої поверхні радіальних фасонних різців, на якому відображено гіперболічний профіль різальної кромки фасонного радіального різця (синя лінія) у порівнянні з прямолінійним профілем невідкоректованої різальної кромки (червона лінія). Цей отриманий графік підтверджується табличними даними (рис. 5), за якими поряд із даними відкоректованої (точки С) та невідкоректованої різальної кромки (точки В) є представлені також відповідні точки профілю деталі (точки А) та профілю відповідних точок задньої поверхні круглого радіального фасонного різця (точки D).

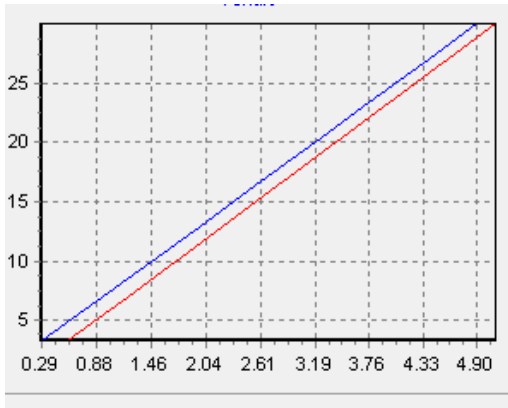


Рисунок 4 – Графічне представлення профілю деталі і відкоректованої різальної кромки круглого радіального фасонного різця

розрахунок профілю				
№ точки	деталь	різальна кромка	корект різ.кромка	задня поверхня
1	A 3.33,10.56	B 3.33,0.57	C 3.33,0.29	D 3.33,-119.74
2	A 6.67,11.11	B 6.67,1.14	C 6.67,0.88	D 6.67,-119.21
3	A 10.00,11.67	B 10.00,1.71	C 10.00,1.46	D 10.00,-118.69
4	A 13.33,12.22	B 13.33,2.28	C 13.33,2.04	D 13.33,-118.17
5	A 16.67,12.78	B 16.67,2.84	C 16.67,2.61	D 16.67,-117.66
6	A 20.00,13.33	B 20.00,3.41	C 20.00,3.19	D 20.00,-117.14
7	A 23.33,13.89	B 23.33,3.97	C 23.33,3.76	D 23.33,-116.63
8	A 26.67,14.44	B 26.67,4.54	C 26.67,4.33	D 26.67,-116.12

Рисунок 5 – Результати розрахунку профілів деталі, різальної кромки та задньої поверхні круглого радіального фасонного різця

На рис. 6 показано вікно інтерфейсу прикладної програми для вводу вхідних даних, за якими отримано показаний вище результат розрахунку точок профілю.

малий радіус конуса	передній кут різця у базовій точці
<input type="text" value="10"/>	<input type="text" value="14"/>
великий радіус конуса	задній кут різця
<input type="text" value="20"/>	<input type="text" value="12"/>
висота конуса	радіус різця
<input type="text" value="30"/>	<input type="text" value="120"/>
кількість точок профілю	
<input type="text" value="8"/>	

Рисунок 6 – Вихідні дані до розрахунку профілю деталі, різальної кромки та задньої поверхні круглого радіального фасонного різця

Висновки.

Реалізований в прикладній програмі алгоритм дає можливість:

- одержання теоретично точного профілю різальної кромки радіального фасонного різця для виготовлення деталей типу зрізаний конус у залежності від параметрів деталі та значення переднього кута інструмента;

- уточненого розрахунку точок профілю задньої поверхні круглого радіального фасонного різця у залежності від параметрів деталі та значення переднього та заднього кутів інструмента;

- розрахунку теоретично точного профілю задньої поверхні радіального фасонного призматичного різця для виготовлення деталей типу зрізаний конус у залежності від параметрів деталі та значення переднього кута інструмента.

Надалі передбачається розробка алгоритму програмного розрахунку теоретично точного профілю радіальних фасонних різців з врахуванням також кута нахилу різальної кромки.

Список використаних джерел: 1. *Родин П. Р.* Металлорежущие инструменты / П.Р. .Родин. – К.: Вища школа, 1986. – 455 с. 2. *Грановский Г. И.* Фасонные резцы. / Г.И. Грановский, К.П. Панченко. – М.: Машиностроение, 1975. – 311 с. 3. *Онисько О.Р.* Програмна реалізація розрахунку форми різальної кромки різьбового різця залежно від значення величини його переднього кута та діаметра різьби / О.Р. Онисько, Л.О. Борушак, С.О. Рязанов // Вісник національного університету «Львівська політехніка». – 2013. – № 772. – С. 129–134.

Bibliography (transliterated): 1. *Rodin P. R.* Metallorezhushhie instrumenty / P.R. .Rodin. – K.: Vishha shkola, 1986. – 455 s. 2. *Granovskij G. I.* Fasonnyye rezcy. / G.I. Granovskij, K.P. Panchenko. – M.: Mashinostroenie, 1975. – 311 s. 3. *Onis'ko O.R.* Programna realizacija rozrahunku formi rizal'noi kromki riz'bovogo riezca zalezno vid znachennja velichini jogo peredn'ogo kuta ta diametra riz'bi / O.R. Onis'ko, L.O. Borushhak, S.O. Rjazanov // Visnik nacional'nogo universitetu «L'vivs'ka politehnika». – 2013. – № 772. – S. 129-134.

Надійшла до редколегії 13.06.2014

УДК 621.923

І.М. Піжов, д-р техн. наук, Харків, Україна,
В.Г. Клименко, Полтава, Україна

ДЕЯКІ СОБЛИВОСТІ БАГАТОПРОХІДНОГО ПЛОСКОГО ТОРЦЕВОГО ШЛІФУВАННЯ

Виконано дослідження, що дали можливість виявити деякі особливості формування макро- і мікропрофілю оброблюваної поверхні при багатопрохідному плоскому торцевому шліфуванні з нахилом осі шпинделя. Встановлено роль у цьому процесі таких факторів, як кут нахилу осі шпинделя, діаметр круга і поперечна подача, і запропонована емпірична залежність, що зв'язує з ними висоту залишкових гребінців. Це дозволяє розширити уявлення про технологічні можливості процесу плоского торцевого шліфування.

Выполнены исследования, которые дали возможность выявить некоторые особенности формирования макро- и микропрофиля обрабатываемой поверхности при многопроходном плоском торцевом шлифовании с наклоном оси шпинделя. Установлена роль в этом процессе таких факторов, как угол наклона оси шпинделя, диаметр круга и поперечная подача и предложена эмпирическая зависимость, связывающая с ними высоту остаточных гребешков. Это позволяет расширить представление о технологических возможностях процесса плоского торцевого шлифования.

The studies that made it possible to identify some features of the formation of work surface macro-and microprofile under multiple-pass face flat grinding with inclination of the center line of spindle are fulfilled. A feature of this grinding process is the formation of residual ridges on the surface of the workpiece. This is different from through-feed grinding processing. Theoretically, depending on the magnitude of the cross-feed, residual ridges may be defined as the surface roughness and form deviation. In the latter case there is a such variant of form deviations as concavity. It is found that the value of a cross feed should be prescribed as the part of width of the contact between the working surface of the face wheel and workpiece which is formed in one pass with the concrete depth of grinding. Computer modeling of the contact area of the working surface of the grinding wheel with the workpiece in the COMPASS software environment has allowed to reveal the character of influence of processing conditions on the magnitude of residual ridges. Role has been installed for such factors of this process as the inclination angle of the center line of spindle, the diameter of the wheel and cross feed, and it has been proposed an empirical dependence linking the height of residual ridges with them. It is shown that the height of the residual ridges associated with a diameter of the wheel and cross feed by the degree dependences. The dependence on the inclination of the center line of spindle is linear. This allows expand the understanding of the technological capabilities of the flat face grinding process.

Вступ. Об'єктом дослідження був обраний процес плоского торцевого шліфування, який виконується як на верстатах з вертикальним, так і з горизонтальним розташуванням шпинделя. Такий процес може бути реалізований як по одно - так і багатопрохідній схемах обробки. Плоске шліфування по глибинній схемі може здійснюватися замість попередньої обробки лезовим інструментом, що доцільно при обробці заготовок, оброблюваність яких лезовими інструментами викликає певні труднощі. При

цьому абразивний (алмазний) круг врізається в заготовку на значну глибину при невеликій поздовжній подачі (0,5-3 м/хв.). При багатопрхідному шліфуванні глибина різання, як правило, невелика (або середня), а швидкість поздовжньої подачі досягає 15-20 м/хв. [1].

Перспективність плоскої схеми шліфування підтверджується тим, що в даний час близько 20% деталей у машинобудуванні мають плоскі поверхні й підлягають різним видам обробки (обдирне, попереднє, чистове і прецизійне) на плоскошліфувальних верстатах [2].

Для зменшення ступеня нагріву, а отже, і деформації оброблюваної заготовки при шліфуванні зі збільшеними глибинами використовують різні технічні прийоми. Зокрема застосовують шліфувальні круги з переривчастою робочою поверхнею на самозагострювальних керамічних і бакелітових зв'язках [1]; використовують круги із суцільною, але вузькою робочою поверхнею; періодично виконують піднутрення робочої поверхні кругів (РПК) з широкою робочою поверхнею алмазнимиправлячими інструментами; використовують прогресивні конструкції пристроїв, призначених для подачі технологічної рідини (ТР) в зону шліфування [5] [6]; удосконалюють процес правки РПК алмазними олівцями [7], [8]; ведуть обробку в суцільному шарі ТР [3], [4]; використовують попередній нахил осі шпинделя для зменшення площі контакту РПК з деталлю [1] та ін.

Такі прийоми часто дозволяють технологу вирішити ті чи інші завдання щодо зниження теплонапруженості процесу шліфування.

Позитивним моментом шліфування з нахилом осі шпинделя (рис. 1) є досить проста можливість керування площею зони контакту РПК з оброблюваною поверхнею, а значить і термосиловою напруженістю процесу шліфування.

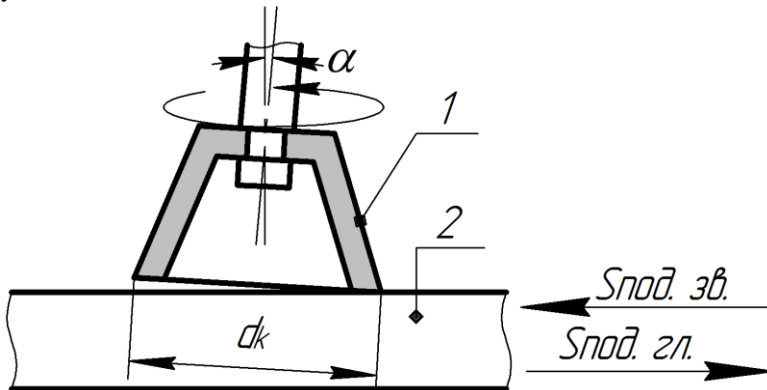


Рисунок 1-Схема плоского торцевого шліфування з нахилом осі шпинделя
1-торцевий круг; 2-деталь

В залежності від напрямку поздовжньої подачі процес може бути здійснений як за звичайною ($S_{\text{под.зв.}}$), так і глибинною ($S_{\text{под.гл.}}$) схемами. Ефект зниження температури може посилюватися за рахунок того, що в даному випадку створюються більш сприятливі умови для подачі ТР у зону контакту РПК з деталлю. Недоліком розглянутого процесу є те, що при нахилі РПК неминуче підвищення шорсткості і відхилень форми поверхні деталі. У даних умовах має місце окремий випадок відхилення від площинності – увігнутість. Тому обробка з підвищеними значеннями кутів нахилу може застосовуватися при незначних вимогах до шорсткості і відхилень форми, тобто при попередньому (чорновому) шліфуванні. У міру посилення зазначених вимог величину кута α потрібно зменшувати і при прецизійному шліфуванні приймати рівною нулю [1].

У зв'язку з викладеним можна припустити, що ще одним технічним прийомом, який дозволить істотно знизити площу контакту РПК з деталлю, є використання багатопрхідної схеми торцевого шліфування з нахилом осі шпинделя, тобто вести обробку з додатковою поперечною подачею.

Мета досліджень. Метою даної роботи є вдосконалення процесу плоского торцевого шліфування за рахунок виявлення технологічних особливостей формування макро- і мікропрофілю оброблюваної поверхні при багатопрхідній обробці.

Основний зміст роботи. Наші дослідження показали, що значний теоретичний і практичний інтерес представляє схема плоского торцевого шліфування (рис. 1), коли нахил осі шпинделя на кут α здійснюється у бік здійснення поздовжньої подачі стола верстата [4]. При цьому відбувається природний захист зовнішньої кромки круга за умови, що подача на глибину здійснюється таким чином, щоб першою вступала в роботу РПК з піднятого боку круга. Аналіз схеми торцевого шліфування на прохід (з нахилом осі шпинделя) показав, що в разі обробки широких деталей площа контакту РПК з оброблюваною поверхнею може мати достатньо великі значення, особливо при використанні кругів із суцільним робочим шаром.

У зв'язку з цим рішення проблеми може бути пов'язано із застосуванням багатопрхідної схеми обробки. Природно, при цьому буде збільшуватися кількість проходів, що в свою чергу призведе до зниження продуктивності обробки. Враховуючи, що на практиці все ж виникає необхідність у багатопрхідній обробці з певними, у тому числі і малими поперечними подачами, навіть на шкоду продуктивності, розглянемо докладніше його технологічні особливості. Це сприятиме розширенню технологічних можливостей процесу плоского торцевого шліфування в цілому.

Для досліджень процесу формування макро- і мікрорельєфу оброблюваної поверхні нами було використано комп'ютерне моделювання в середовищі КОМПАС [9]. При цьому застосовувався чисто геометричний підхід, тобто вважалося, що глибина різання не впливає на формування

профілю деталі, з одного боку, і не враховувався можливий впливу явищ, пов'язаних з проявом дії фізичного чинника (наприклад, пружне відновлення і т.д.), з іншого [10]. При моделюванні також вважали, що зовнішній діаметр торцевого круга не змінюється в міру його зносу (наприклад, абразивні круги форм ЧЦ, ПВ, ПВДС ГОСТ 2424-83, круги з надтвердих матеріалів форми 6А2 ГОСТ 16170-81Е, 9А3 ГОСТ 16171-81Е, 12А2-45° ГОСТ 16172-81Е), а у якості оброблюваних приймалися традиційні матеріали, наприклад, сталь та тверді сплави.

При багатопрхідному шліфуванні на оброблюваній поверхні формуються ділянки з увігнутістю і залишковими гребінцями певної висоти. При цьому й увігнутість, і залишкові гребінці характеризуються параметром H (рис. 2). Це можна вважати відмінними ознаками такого процесу, порівняно з обробкою на прохід. На рисунку контур шліфувального круга умовно показаний у вигляді кола, а для зручності прийнято, що при першому проході вісь круга збігається з одним із країв деталі.

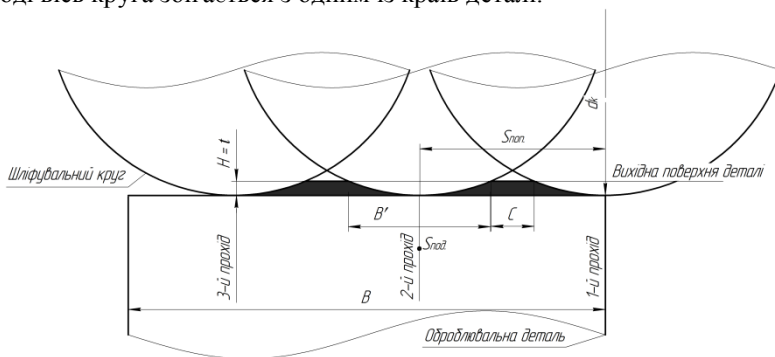


Рисунок 2 – До особливостей формування оброблюваної поверхні при багатопрхідному торцевому шліфуванні ($S_{nop} > B'$)

Слід зазначити, що хоча глибина різання безпосередньо і не впливає на зміни параметра H , її роль проявляється в обмеженні їх граничних значень. Величину H визначають такі чинники, як діаметр круга d_k , кут нахилу шпинделя α і поперечна подача S_{nop} . Теоретично поєднання їх величин забезпечує знаходження параметра H в інтервалі значень $0 \leq H \leq t$. Величину поперечної подачі S_{nop} зручно виражати в частках ширини оброблюваної поверхні деталі. При цьому необхідно за основу брати не всю ширину B , а її частину B' , яка утворюється при одному проході з глибиною шліфування t , що, як буде показано нижче, дозволяє внести визначеність при виборі максимального значення S_{nop} . Як видно з рис. 1, якщо величина поперечної подачі буде більша зазначеної вище частини ширини деталі B' ,

тобто $S_{\text{non.}} > B'$, то висота H буде максимальною. У даному випадку маємо, що $H = H_{\text{max}} = t$. При цьому характерним є те, що на обробленій поверхні будуть залишатися незацеплені кругом ділянки шириною C , що недопустимо (якщо тільки це не передбачено кресленням). Відповідно, для усунення цього недоліку значення поперечної подачі має бути обмеженим шириною B' , тобто повинна дотримуватись умова: $S_{\text{non.}} \leq B'$. Випадок, коли $S_{\text{non.}} = B'$ (рис. 3), є граничним. Тут, як і в попередньому прикладі, $H = H_{\text{max}} = t$, однак ділянки з необробленою поверхнею будуть відсутніми.

Як видно з наведених вище рисунків, формування оброблюваної поверхні при багатопрхідному шліфуванні має деяку схожість з утворенням шорсткості при обробці лезовим інструментом, у разі, коли в роботі бере участь кругове перехідне лезо певного радіуса [10]. Відмінність полягає в тому, що якщо при точінні поздовжня подача здійснюється безперервно, то при багатопрхідному шліфуванні торцевим кругом її роль як би виконує поперечна подача, яка відбувається періодично, тобто на подвійний хід столу верстата.

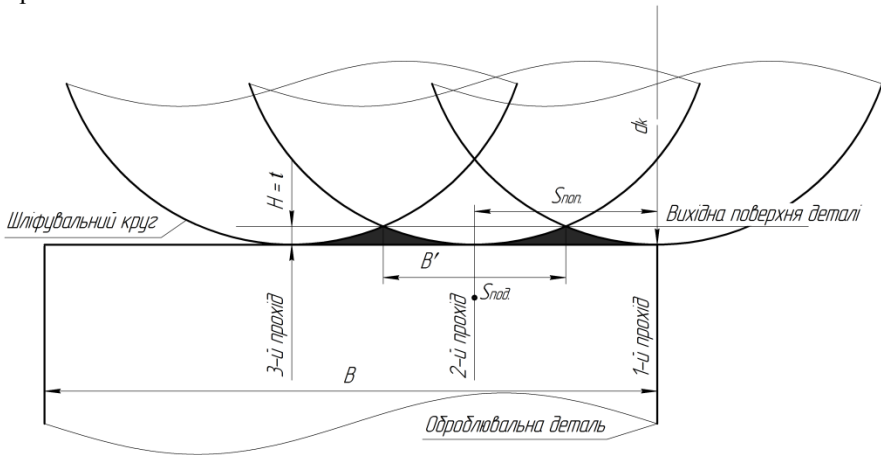


Рисунок 3 – До особливостей формування оброблюваної поверхні при багатопрхідному торцевому шліфуванні ($S_{\text{non.}} = B'$)

Теоретично, у залежності від величини подачі $S_{\text{non.}}$, такий параметр, як висота залишкових гребінців H , на поверхні деталі може визначати в одному випадку відхилення форми, а в іншому – шорсткість обробки. У міру зменшення $S_{\text{non.}}$ висота гребінців буде відповідно зменшуватись (рис. 4).

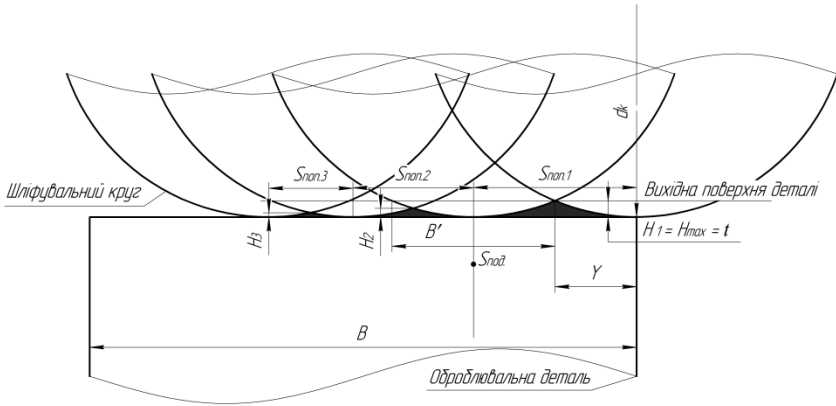


Рисунок 4 – Вплив $S_{non.}$ на висоту залишкових гребінців

$$S_{non.1} = B', S_{non.1} > S_{non.2} > S_{non.3}$$

Тільки при куті нахилу шпинделя $\alpha = 90^\circ$, коли торцевий круг стає периферійним (наприклад, при використанні чашково-циліндричних кругів), справедлива класична формула для визначення висоти залишкових гребінців:

$$H = r - \frac{\sqrt{4 \cdot r^2 - S^2}}{2},$$

де H – висота залишкових гребінців, мм; r – радіус при вершині різця, мм; S – поздовжня подача, мм/об.

У нашому випадку ця формула є такою:

$$H = \frac{d_k - \sqrt{4 \cdot \left(\frac{d_k}{2}\right)^2 - S_{non.}^2}}{2} = \frac{d_k - \sqrt{d_k^2 - S_{non.}^2}}{2}.$$

Оскільки в розглянутому процесі шліфувальний круг нахилений під кутом α , значення якого близьке до нуля, ця формула дає великі похибки, що робить її практично не придатною для використання. Це вимагає встановлення залежності, придатної для практичного використання в умовах плоского торцевого шліфування з нахилом осі шпинделя. Для цього була проведена серія комп'ютерних експериментів у середовищі КОМПАС [9]. Це дозволило встановити характер впливу таких параметрів процесу плоского торцевого багатопрохідного шліфування як α , d_k і $S_{non.}$ на висоту залишкових гребінців.

Дослідження показали, що функції $H = f(S_{non.})$ і $H = f(d_k)$ досить добре описуються ступеневими залежностями (рис. 5, 6, 7). Що стосується функції $H = f(\alpha)$, то вона лінійна.

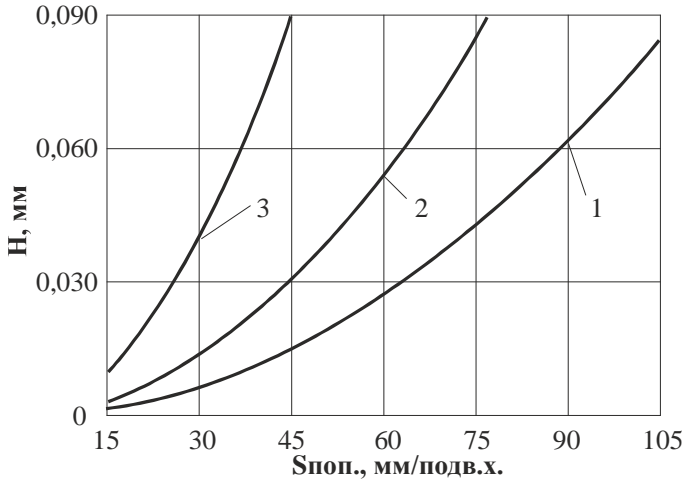


Рисунок 5 – Залежність $H = f(S_{non.}, \alpha)$ при $d_k = 150$ мм та $t = 0,09$ мм

1 – $\alpha = 0,25^\circ$ ($B' \approx 103$ мм);

2 – $\alpha = 0,50^\circ$ ($B' \approx 76$ мм); $\alpha = 1,5^\circ$ ($B' \approx 33,90$ мм)

Факт зниження висоти гребінців H при зменшенні значень поперечної подачі і кута нахилу осі шпинделя, а також збільшенні діаметра кола є очевидним і узгоджується з даними, отриманими при шліфуванні на прохід.

Якщо при виходжуванні змістити місце здійснення $S_{non.}$ (по ширині деталі B), наприклад, на величину, рівну половині цієї подачі (щоб здійснювати процес шліфування не «по сліду»), то висоту залишкових гребінців можна істотно знизити навіть у разі обробки з нахилом осі шпинделя.

За допомогою такого підходу можна забезпечити підвищені технічні вимоги креслення щодо допустимих значень шорсткості і відхилень форми.

При особливих вимогах до цих параметрів є додаткова можливість, яка полягає у виходжуванні без нахилу осі шпинделя ($\alpha = 0^\circ$).

Математична обробка результатів експерименту дозволила запропонувати емпіричну залежність, що відображає вплив розглянутих вище факторів на висоту залишкових гребінців H :

$$H = 0,003 \cdot \alpha \cdot S_{non.}^{2,039} \cdot d_k^{-0,949}.$$

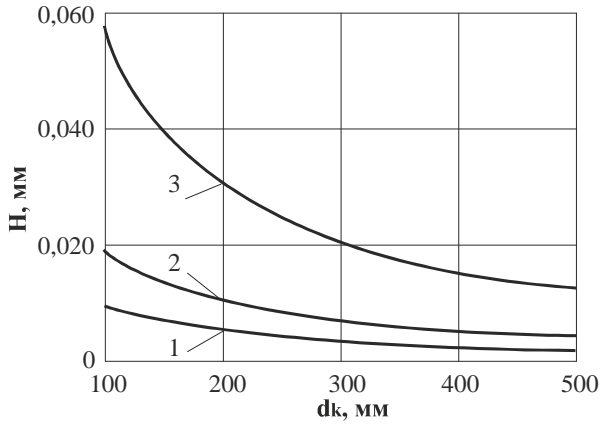


Рисунок 6 – Залежність $H = f(d_k, \alpha)$ при $S_{\text{нон.}} = 30$ мм/подв.х. та $t = 0,09$ мм
 1- $\alpha = 0,25^\circ$ ($B' \approx 76$ мм); 2- $\alpha = 0,50^\circ$ ($B' \approx 103$ мм); 3- $\alpha = 1,50^\circ$ ($B' \approx 34$ мм)

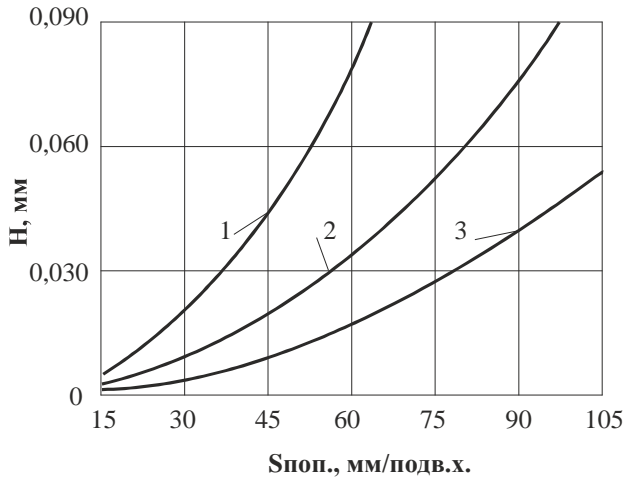


Рисунок 7 – Залежність $H = f(S_{\text{нон.}}, d_k)$ при $\alpha = 0,5^\circ$ та $t = 0,09$ мм
 1- $d_k = 100$ мм; 2- $d_k = 250$ мм; 3- $d_k = 500$ мм

Ця залежність отримана в припущенні, що глибина обробки не перевищує 0,1 мм. При використанні її необхідно дотримуватися умови $S_{\text{нон.}} \leq B'$. А для цього необхідно виконати додаткові дослідження щодо

встановлення розрахункової залежності для визначення ширини контакту РПК з деталлю B' при конкретних умовах обробки.

Висновки та перспективи подальшого розвитку. Таким чином, виконані дослідження дозволили виявити деякі особливості формування макро - і мікропрофілю оброблюваної поверхні при багатопрхідному плоскому торцевому шліфуванні з нахилом осі шпинделя. Встановлено роль у цьому процесі таких факторів, як кут нахилу осі шпинделя, діаметр круга й поперечна подача і запропонована емпірична залежність, що зв'язує з ними висоту залишкових гребінців. Усе це дозволяє розширити технологічні можливості процесу плоского торцевого шліфування і, таким чином, сприяє його вдосконаленню.

Надалі становлять певний інтерес дослідження щодо встановлення впливу умов процесу шліфування з нахилом торцевого круга на такі параметри, як ширина, довжина дуги і площа контакту РПК з деталлю як при обробці на прохід, так і при багатопрхідному шліфуванні.

Список використаних джерел: 1. *Наерман М.С.* Справочник молодого шлифовщика. / *М.С. Наерман.* -М.: Высшая школа, 1985. -207 с. 2. *Маталин А.А.* Технология машиностроения / *А.А. Маталин.* - Л.: Машиностроение, 1985. - 496 с. 3. *Грабченко А.И.* Расширение технологических возможностей процесса плоского торцевого шлифования / *А.И. Грабченко, И.Н. Пыжов, В.Г. Клименко* // Резание и инструмент в технологических системах: Междунар. науч.-техн. сб.–Харьков: 2012.- Вып. 81.-С. 64-75. 4. Пат. 81400 Україна, МПК (2013.01) B24B7/00 B24B21/00. Плоскошлифовальный верстат / *А.И. Грабченко, I.M. Пижов, В.Г. Клименко.* Власник Національний технічний університет «Харківський політехнічний інститут». - № у 2013 01144; заявл. 30.01.2013; опубл. 25.06.2013. Бюл. № 12. 5. *Худобин Л.В.* Техника применения смазочно-охлаждающих средств в металлообработке / *Л.В. Худобин, Е.Г. Бердичевский.* -М.: Машиностроение. - 1977. –189 с. 6. Пат. 82805 Україна, МПК (2013.01) B24B55/00. Пристрій для подачі технологічної рідини в зону шліфування / *А.И. Грабченко, I.M. Пижов, В.Г. Клименко.* Власник Національний технічний університет «Харківський політехнічний інститут». - № у 2013 01933; заявл. 18.02.2013; опубл. 12.08.2013. Бюл. № 15. 7. *P. K. Sen.* [Synthetische Diamant-Abrichtrohlinge für den zukünftigen Industriebedarf.](http://www.idr-online.com/german/pages/archive/2002_2/16_art/art16_2_02.htm) http://www.idr-online.com/german/pages/archive/2002_2/16_art/art16_2_02.htm. 8. Пат. 76444 Україна, МПК (2013.01) B24 B 53/00. Спосіб правки торцевих абразивних кругів на шліфовальних верстатах з вертикальним шпинделем / *А.И. Грабченко, I.M. Пижов, С.И. Кравченко, В.Г. Клименко.* Власник Національний технічний університет «Харківський політехнічний інститут». - № у 2012 05634; заявл. 08.05.2012; опубл. 10.01.2013. Бюл. № 1. 9. *Грабченко А.И.* Комп'ютерне моделювання зони контакту торцевого круга з деталлю на плоскошлифовальних верстатах / *А.И. Грабченко, I.M. Пижов, В.Г. Клименко* // Важке машинобудування. Проблеми та перспективи розвитку. Матеріали XI міжнародної науково-технічної конференції. – Краматорськ: 2013. –С. 62. 10. *Исаев А.И.* Микрогеометрия поверхности при токарной обработке / *А.И. Исаев.* –М.-Л.: Изд-во АН СССР, 1950. -108с.

Bibliography (transliterated): 1. *Naerman M.S.* Spravochnik mladogo shlifovshhika. / *M.S. Naerman.* -M.: Vysshaja shkola, 1985. -207 s. 2. *Matalin A.A.* Tehnologija mashinostroenija / *A.A. Matalin.* - L.: Mashinostroenie, 1985. - 496 s. 3. *Grabchenko A.I.* Rasshirenie tehnologicheskijh vozmozhnostej processa ploskogo torcovogo shlifovanija / *A.I. Grabchenko, I.N. Pyzhov, V.G. Klimenko* // Rezanie i instrument v tehnologicheskijh sistemah: Mezhdunar. nauch.-tehn. sb.–Har'kov: 2012.- Vyp. 81.-S. 64-75. 4. Pat. 81400 Ukraїna, MPK (2013.01) B24B7/00 B24B21/00. Ploskoshlifuval'nij verstat / *A.I. Grabchenko, I.M. Pizhov, V.G. Klimenko.* Vlasnik Nacional'nij

tehnichnij universitet «Harkivs'kij politehničnij institut». - № u 2013 01144; zajavl. 30.01.2013; opubl. 25.06.2013. Bjul. № 12. **5.** Hudobin L.V. Tehnika primenenija smazožno-ohlazhdajushhijh sredstv v metalloobrabotke / L.V. Hudobin, E.G. Berdichevskij. -M.: Mashinostroenie. - 1977. -189 s. **6.** Pat. 82805 Ukraïna, MPK (2013.01) B24B55/00. Pristrij dlja podachi tehnologičnoï ridini v zonu shlifuvannja / A.I. Grabchenko, I.M. Pizhov, V.G. Klimenko. Vlasnik Nacional'nij tehnichnij universitet «Harkivs'kij politehničnij institut». - № u 2013 01933; zajavl. 18.02.2013; opubl. 12.08.2013. Bjul. № 15. **7.** P.K. Sen. Synthetische Diamant-Abrihtrohlinge für den zukunftigen Industriebedarf. http://www.idr-online.com/german/pages/archive/2002_2/16_art/art16_2_02.htm. **8.** Pat. 76444 Ukraïna, MPK (2013.01) V24 V 53/00. Sposib pravki torcevih abrazivnih krugiv na shlifoval'nih verstatah z vertikal'nim shpindelem / A.I. Grabchenko, I.M. Pizhov, S.I. Kravchenko, V.G. Klimenko. Vlasnik Nacional'nij tehnichnij universitet «Harkivs'kij politehničnij institut». - № u 2012 05634; zajavl. 08.05.2012; opubl. 10.01.2013. Bjul. № 1. **9.** Grabchenko A.I. Komp'juterne modeljuvannja zoni kontaktu torcevoĝo kruga z detalju na ploskoshlifoval'nih verstatah / A.I. Grabchenko, I.M. Pizhov, V.G. Klimenko // Vazhke mashinobuduvannja. Problemi ta perspektivi rozvitku. Materiali mizhnarodnoï naukoĝo-tehničnoï konferencii. - Kramators'k: 2013. - S. 62. **10.** Isaev A.I. Mikroĝometrija poverhnosti pri tokarnoj obrabotke / A.I. Isaev. -M.-L.: Izd-vo AN SSSR, 1950. -108s.

Надійшла до редколегії 28.07.2014

Р.М. Стрельчук, канд. техн. наук, Харьков, Украина

РАБОТОСПОСОБНОСТЬ АЛМАЗНЫХ ЗЕРЕН ПРИ МИКРОРЕЗАНИИ ТВЕРДЫХ СПЛАВОВ ИЗ НАНОРАЗМЕРНЫХ ЗЕРЕН МОНОКАРБИДА ВОЛЬФРАМА

Представлено результати досліджень по працездатності алмазних зерен при мікрорізанні твердих сплавів з нанорозмірних зерен монокарбиду вольфраму. Визначено залежність коефіцієнта працездатності алмазних зерен марки АС6 від товщини зрізу.

Представлены результаты исследований по работоспособности алмазных зерен при микрорезании твердых сплавов из наноразмерных зерен монокарбида вольфрама. Определена зависимость коэффициента работоспособности алмазных зерен марки АС6 от толщины среза.

The results of studies on the performance of the diamond grains in microcutting hard alloys of tungsten monocarbide nanoscale grains. The dependence of the coefficient of performance of the diamond grains АС6 brand of slice thickness.

ВВЕДЕНИЕ

Работоспособность алмазных шлифовальных кругов во многом определяется условиями и особенностями взаимодействия зерен с обрабатываемым материалом. Для получения достоверной информации наиболее удобно методически изучать это взаимодействие при микрорезании, то есть резании единичными алмазными зёрнами. Закономерности микрорезания, как правило, присущи процессу шлифования – массового резания – царапания, особенно при работе в режиме самозатачивания в условиях алмазно-искрового шлифования, когда контакт связки с обрабатываемым материалом весьма незначителен [1].

Исследованию механизма процесса резания, физико-механических свойств, количественной оценке режущей способности абразивных материалов на основе изучения резания единичным зёрном посвящены фундаментальные работы, заложившие основы алмазно-абразивного шлифования и выполненные Кузнецовым В. Д. [2], Полосаткиным Г. Д. [3], Масловым Е. Н. [4] и др.

Однако особенности резания единичными алмазными зёрнами твердых сплавов из наноразмерных зерен монокарбида вольфрама изучены недостаточно.

МЕТОДИКА ИССЛЕДОВАНИЙ

Микрорезание осуществлялось единичными алмазными зёрнами, которые с помощью эпоксидного клея приклеивались к специальной

державке, закрепляемой с помощью резьбового соединения на торце диска. Условия взаимодействия зерен с обрабатываемым материалом определялись конкретной целью эксперимента. Применялось микрорезание, соответствующее реальным условиям работы зерна в круге.

Работоспособность зерен исследовалась при торцовом микрорезании сплава «ВолКар» с различными толщинами среза (z). Схема торцового микрорезания представлена на рис. 1.

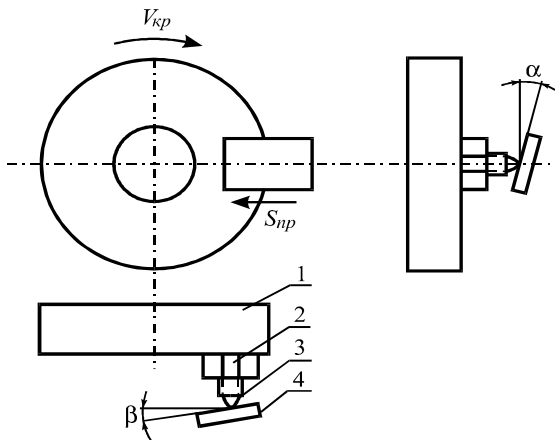


Рисунок 1 – Схема торцового микрорезания

Оправка 2 с зерном 3 завинчивается в торец диска 1; при перемещении образца 4 зерно наносит на его доведенную поверхность ряд последовательных рисок. Образец устанавливается таким образом, что каждый срез начинается с нулевой глубины микрорезания, а последующий срез отличается от предыдущего большей глубиной. Это обеспечивается установкой образца 4 под углами α и β с помощью специального приспособления. Эксперименты проводились на универсально-заточном станке 3Д642Е. На шпинделе станка устанавливался и закреплялся диск, частота вращения которого при диаметре траектории зерна 150 мм составляла 2550 об/мин. Резание производилось единичным зерном АС6 с размером 250/200 мкм.

Алмазное зерно приводили в соприкосновение с обрабатываемой поверхностью, затем осуществляли подачу на определенную глубину, производили резание канавки. После каждого прохода зерну вновь сообщалась необходимая подача на глубину и прорезалась следующая риска-царапина (рис. 2). Затем измерялась фактическая глубина прорезанных канавок. Объем снятого материала определялся с помощью профилограмм поперечных сечений рисок и известного пути микрорезания. Площадь

поперечного сечения среза определялось расчетным путем по найденной глубине риски-царапины и принятой форме режущей кромки. Износ зерен оценивался сравнением внешнего контура его поверхности до и после микрорезания в проходящем свете на микроскопе ПМТ-3. По размерному износу определялся объем изношенной части зерна в зависимости от ее соответствия в подходящей геометрической фигуре.



Рисунок 2 – Микрофотография риски-царапины на поверхности сплава «ВолКар»;
Условия работы: зерно АС6 250/200; $V = 25$ м/с

РЕЗУЛЬТАТЫ ИССЛЕДОВАНИЙ И ИХ ОБСУЖДЕНИЕ

Следует заметить, что в процессе самозатачивания статистически устойчивого режущего рельефа достижение активного выступания алмазные зерна будет работать с различными толщинами среза. Поэтому при расчетном моделировании износа круга появляется необходимость учитывать коэффициент работоспособности зерна не при какой-то постоянной глубине микрорезания или толщине среза, а его функциональную зависимость от нее. В этом случае расчет будет соответствовать износу активных рабочих, контактирующих с материалом зерен, что и определит адекватный размерный износ алмазного круга в установленном режиме шлифования. Оценивалось среднее значение работоспособности по результатам экспериментов для 10 различных зерен одной марки и размера.

Обработка экспериментальных данных позволила выявить зависимость коэффициента работоспособности зерен марки АС6 от толщины среза z :

$$R(z) = 688,03 + 4733,4z - 6382,1z^2 + 2228,3z^3$$

Графическая интерпретация расчетных по формуле значений коэффициента R от толщины среза представлена на рис. 3.

Как видно, наилучшие результаты по работоспособности алмазных зерен достигаются в диапазоне толщины среза $z = 0,3-0,8$ мкм. При меньших толщинах среза z износ зерен превалирует по сравнению с объемом снятого материала, по всей видимости, в связи с большими значениями условных напряжений резания, вызывающих микровыкрашивание контактирующих с материалом микрокромки. При больших значениях толщин среза, несмотря на снижение условных напряжений резания, на работоспособности зерен отражается потеря более крупных его элементов, что связано с возрастающим усилием резания и общей динамической нагрузкой на вершины зерен.

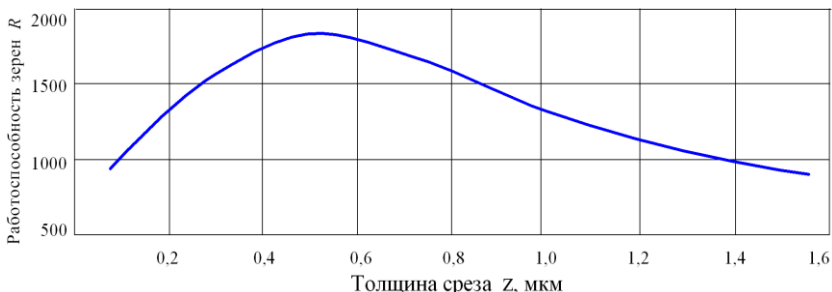


Рисунок 3 – Влияние толщины среза на работоспособность алмазных зерен при обработке наноструктурного твердого сплава «ВолКар»
Условия шлифования: зерно АС6 250/200; $V = 25$ м/с

Представленная зависимость коэффициента работоспособности алмазных зерен марки АС6 от толщины среза используется для расчета объема износа зерен в кругах на металлической связке М1-01.

Список использованных источников: 1. Семко М. Ф., Узунян М. Д. и др. Работоспособность алмазных кругов. – К.: Техніка, 1983. – 96 с. 2. Кузнецов В. Д., Полосаткин Г. Д., Калашиников М. Н. Изучение процесса резания при сверхвысоких скоростях // Физика металлов и металловедение. – 1960. – Вып. 3. – С. 78–93. 3. Полосаткин Г. Д., Соломеин И. А. Исследование механизма образования микроцарапины на металлах в диапазоне скоростей от 0,02 до 120 м/с // Склерометрия. – М.: Наука, 1968. – С. 65–71 4. Маслов Е. Н. Теоретические основы процесса царапания металлов // Склерометрия. – М., 1968. – С. 24–44.

Bibliography (transliterated): 1. Semko M. F., Uzunjan M. D. i dr. Rabotosposobnost' almaznykh krugov. – K.: Tehnika, 1983. – 96 s. 2. Kuznecov V. D., Polosatkin G. D., Kalashnikov M. N. Izuchenie processa rezaniya pri sverhvysokih skorostjakh // Fizika metallov i metallovedenie. – 1960. – Vyp. 3. – S. 78–93. 3. Polosatkin G. D., Solomein I. A. Issledovanie mehanizma obrazovaniya mikrocarapiny na metallah v diapazone skorostej ot 0,02 do 120 m/s // Sklerometrija. – M.: Nauka, 1968. – S. 65–71 4. Maslov E. N. Teoreticheskie osnovy processa carapanija metallov // Sklerometrija. – M., 1968. – S. 24–44.

Поступила в редколлегию 26.05.2014

УДК621.951.7

В.М. Тонконогий, д-р техн. наук, А.А. Оргиян, д-р техн. наук,
А.М. Голобородько, Л.М. Перпери, канд. техн. наук, Одесса, Украина

МЕХАНИЗМ ВОЗНИКНОВЕНИЯ КОЛЕБАНИЙ ПРИ ОБРАБОТКЕ ОДНОЛЕЗВИЙНЫМИ КОНИЧЕСКИМИ РАЗВЕРТКАМИ ОДНОСТОРОННЕГО РЕЗАНИЯ

У статті проаналізовані причини виникнення коливань та приведена схема коливальної системи однолезвійної розгортки однобічного різання, визначено сталість інструменту на основі динамічної моделі.

В статье проанализированы причины возникновения колебаний и приведена схема колебательной системы однолезвийной развертки одностороннего резания, определена устойчивость инструмента на основе динамической модели.

The article analyzes the causes of oscillation and shows a diagram of the oscillating system scan single-edged cutting tool is determined the stability on the basis of the dynamic model.

Процессы резания на металлорежущих станках всегда сопровождаются вибрациями, которые приводят к понижению точности и качества обработанной поверхности детали, а также преждевременному износу и поломке режущего инструмента. Возникновение механических колебаний (вибраций) крайне нежелательно на последних чистовых операциях обработки, когда резание происходит при очень маленьких глубинах, так как это может приводить к браку готовых изделий. Проблема возникновения вибраций актуальна при металлообработке на станках, так как это приводит к снижению производительности и точности обработки.

Процесс резания при обработке шпинделей металлорежущих станков, которые, как правило, изготавливаются из труднообрабатываемых материалов, сопровождается вибрациями. При обработке данных материалов всегда возникают интенсивные колебания технологической системы, связанные с высокой динамической напряженностью процесса резания. Возникновение колебаний зависит от конкретных условий обработки и состояния упругой технологической системы, вида обработки, пластичности обрабатываемого материала, режимов резания и ряда других факторов [1, 3, 4, 6].

Целью работы является определение физического механизма возникновения колебаний при обработке коническими однолезвийными развертками одностороннего резания.

Для достижения поставленной цели необходимо решить следующие задачи:

- рассмотреть и проанализировать причины возникновения колебаний;
- определить устойчивость лезвийной конической развертки на основе динамической модели.

Причины возникновения и развития колебаний в процессе резания инструментами одностороннего резания, по мнению многих ученых различны [1, 3, 4, 6]: 1) возбуждение неустойчивых колебаний инструмента под действием нелинейной изменяющейся силы резания (при изменении величины припуска и твердости поверхностного слоя); 2) параметрическое возбуждение поперечных вибраций вращающейся развертки при ее несимметричной радиальной жесткости (из-за несимметричного расположения рабочих режущих и направляющих элементов); 3) возбуждение колебаний за счет регенеративного механизма при движении режущего элемента по поверхности обрабатываемого отверстия, полученной на предшествующей операции.

Поскольку, операция развертывания конических отверстий инструментами одностороннего резания обладает рядом специфических особенностей, рассмотрим причины возникновения колебаний на основе динамической модели процесса резания. Первичной причиной возникновения автоколебаний в процессе резания можно назвать отставание изменения силы резания от изменения толщины среза (фазовая характеристика силы резания) [1]. Энергией, необходимой для поддержания колебаний будет периодическая возмущающая сила резания, которая формируется за счет переменного сечения среза.

Наиболее точно динамическая модель процесса обработки конических отверстий однолезвийной разверткой одностороннего резания (рис. 1) может быть описана системой дифференциальных уравнений с нелинейными характеристиками, а ее движение как нелинейные колебания [1, 2, 4].

$$\begin{cases} m \cdot \ddot{Y}_1(t) + \lambda \cdot \dot{Y}_1(t) + c(t) \cdot Y_1(t) = \sum P_Y(t) \cdot \sin \omega t, \\ m \cdot \ddot{Z}_1(t) + \lambda \cdot \dot{Z}_1(t) + c(t) \cdot Z_1(t) = \sum P_Z(t) \cdot \sin \omega t \end{cases}$$

где m – приведенная масса инструмента;

λ – обобщенный коэффициент сопротивления (демпфирования);

c – изгибная жесткость инструмента;

P_Y, P_Z – проекции радиальных и тангенциальных сил резания.

Возбуждение неустойчивых колебаний развертки под действием неуравновешенной силы резания приводит к потере собственной устойчивости инструмента, но только на начальном этапе процесса резания.

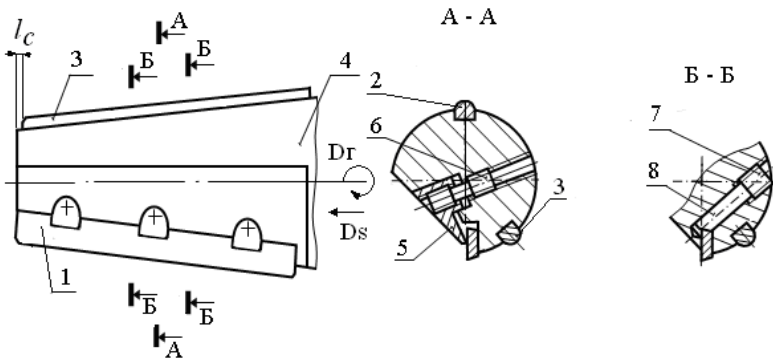


Рисунок 1 – Конструкция однолезвийной развертки одностороннего резания:

- 1 – режущий элемент; 2, 3 – опорный и боковой направляющие элементы;
- 4 – корпус; 5 – планка; 6, 7 – винт; 8 – клин

Для теоретического анализа колебаний от возмущений неуравновешенной силы, которая действует на режущий элемент при разворачивании конических отверстий, воспользуемся одномассовой динамической моделью тела с двумя степенями свободы (рис. 2). Инструмент консольно закреплен и совершает вращательное (главное движение резания) и поступательное (движение подачи). Конфигурация такой системы будет описываться перемещениями в плоскости YOZ (в поперечном сечении инструмента). Все три рабочих элемента инструмента лежат в одной плоскости и имеют коэффициенты сопротивления (демпфирования) λ и коэффициенты жесткости c .

Движение приведенной массы инструмента от положения равновесия можно определить с помощью уравнений проекций перемещений элементов 1, 2, 3 на оси Y и Z. На рисунке также показаны проекции составляющих усилий резания на оси Y и Z: возмущающая сила P_p и $P_p \mu_p$ и силы F_b , $F_b \mu_b$ и F_o , $F_o \mu_b$, которые будем считать восстанавливающими, так как они будут стремиться вернуть инструмент в исходное положение. С учетом этих допущений можно записать уравнение движения массы:

$$\begin{cases} m \cdot \ddot{Y}_1 + \lambda \cdot \dot{Y}_1(t) + c(t) \cdot Y_1(t) = \\ = [P_p + F_b \cdot (\cos \varphi_2 - \mu_b \sin \varphi_2) + F_o \cdot (\cos \varphi_1 - \mu_b \sin \varphi_1)] \cdot \sin \omega t \\ m \cdot \ddot{Z}_1 + \lambda \cdot \dot{Z}_1(t) + c(t) \cdot Z_1(t) = \\ = [-P_p \cdot \mu_p - F_b \cdot (\sin \varphi_2 + \mu_b \cos \varphi_2) - F_o \cdot (\sin \varphi_1 + \mu_b \cos \varphi_1)] \cdot \sin \omega t \end{cases}, \quad (1)$$

где P_p , F_b , F_o – радиальные составляющие силы резания на режущем, направляющих боковом и опорном элементах;

φ_1 , φ_2 – углы разворота между режущим элементом и опорным, и боковым направляющими элементами, соответственно;

μ_p , μ_b – коэффициенты трения между рабочими поверхностями режущего и направляющего элементов с поверхностью обрабатываемого отверстия, соответственно;

$$F_{b'o} = -c \cdot \left(Y_{1b,o} \cos \varphi_{1,2} + Z_{1b,o} \sin \varphi_{1,2} \right). \quad (2)$$

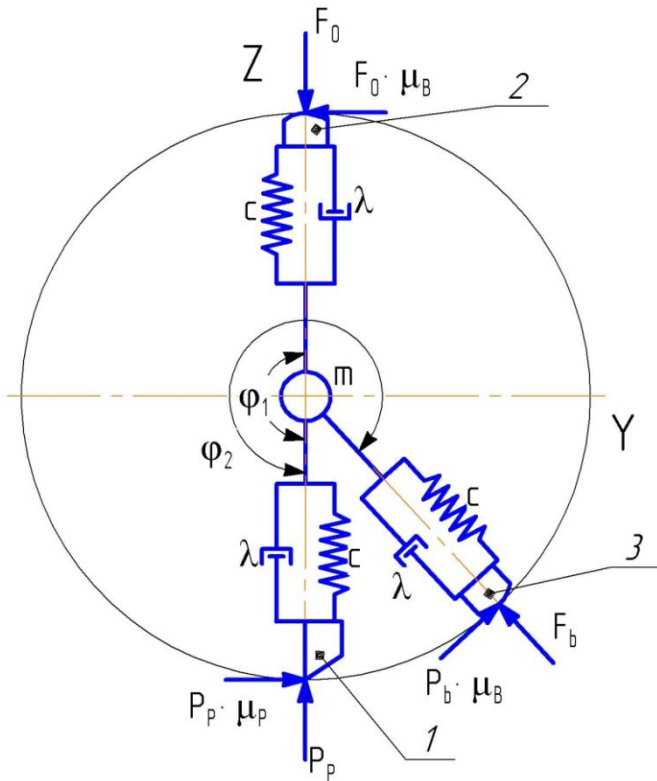


Рисунок 2 – Схема колебательной системы однолезвийной развертки одностороннего резания

Подставив выражения F_b , F_o (2) в уравнение (1) после преобразований получим:

$$\begin{cases} P_p \cdot \sin \omega t = \\ = m \cdot \ddot{Y}_1 + \lambda \cdot \dot{Y}_1(t) + c(t) \cdot Y_1(t) + c \left[(Y_{1b} \cdot A + Z_{1b} \cdot B) + (Y_{1o} \cdot C + Z_{1o} \cdot D) \right] \cdot \sin \omega t, \\ P_p \cdot \mu_p \cdot \sin \omega t = \\ = -m \cdot \ddot{Z}_1 - \lambda \cdot \dot{Z}_1(t) - c(t) \cdot Z_1(t) + c \left[(Y_{1b} \cdot E + Z_{1b} \cdot K) + (Y_{1o} \cdot L + Z_{1o} \cdot N) \right] \cdot \sin \omega t \end{cases}$$

где

$$\begin{aligned} A &= (\cos^2 \varphi_2 - \mu_B \sin \varphi_2 \cos \varphi_2); & B &= (\sin \varphi_2 \cos \varphi_2 - \mu_B \sin^2 \varphi_2); \\ C &= (\cos^2 \varphi_1 - \mu_B \sin \varphi_1 \cos \varphi_1); & D &= (\sin \varphi_1 \cos \varphi_1 - \mu_B \sin^2 \varphi_1); \\ E &= (\mu_B \cos^2 \varphi_2 + \sin \varphi_2 \cos \varphi_2); & K &= (\mu_B \sin \varphi_2 \cos \varphi_2 + \sin^2 \varphi_2); \\ L &= (\mu_B \cos^2 \varphi_1 + \sin \varphi_1 \cos \varphi_1); & N &= (\mu_B \sin \varphi_1 \cos \varphi_1 + \sin^2 \varphi_1). \end{aligned}$$

Но поскольку сила резания P и ее проекции P_p – радиальная и $P_p \mu_p$ – тангенциальная составляющие, являются нелинейными величинами, то нужно отметить что они нелинейно зависят от толщины среза a . Нелинейность силы резания также обусловлена прерывистостью (на большем диаметре конического отверстия шпинделя располагается П-образный паз). Поэтому изменение силы резания будет отставать от заданной величины срезаемого слоя на величину τ , тогда зависимости составляющих сил резания можно записать [1]:

$$P_p = K_r \cdot b \cdot a_1(t)^{y_p};$$

$$P_p \mu_p = K_r \cdot b \cdot (A_0 \cdot a_1(t)^{y_p} + B_0),$$

где $a_1(t) = a_0 + e \sin \omega t + y(x, t - T - \tau)$;

$$e = \sqrt{Y_1^2 + Z_1^2} - \text{эксцентриситет инструмента};$$

ω – угловая скорость инструмента;

T – время одного оборота инструмента;

τ – отставание изменения силы резания от толщины срезаемого слоя.

K_r , A_0 , B_0 , y_p – постоянные, зависящие от геометрических параметров инструмента и свойств обрабатываемого материала;

b – ширина срезаемого слоя.

$$\begin{cases} K_r \cdot b \cdot a_1 \cdot (t)^{y_p} \cdot \sin \omega t = \\ = m \cdot \ddot{Y}_1 + \lambda \cdot \dot{Y}_1(t) + c(t) \cdot Y_1(t) + c \left[(Y_{1b} \cdot A + Z_{1b} \cdot B) + (Y_{1o} \cdot C + Z_{1o} \cdot D) \right] \cdot \sin \omega t, \\ K_r \cdot b \cdot (A_0 \cdot a_1(t)^{y_p} + B_0) \cdot \sin \omega t = \\ = -m \cdot \ddot{Z}_1 - \lambda \cdot \dot{Z}_1(t) - c(t) \cdot Z_1(t) + c \left[(Y_{1b} \cdot E + Z_{1b} \cdot K) + (Y_{1o} \cdot L + Z_{1o} \cdot N) \right] \cdot \sin \omega t \end{cases}$$

В общем случае нелинейные колебания не являются гармоническими и их частоты изменяются в зависимости от амплитуды. Нелинейность системы еще проявляется и в том, когда опорный и боковой направляющие элементы будут иметь переменную жесткость $c(t)$ [5], вследствие неравномерного распределения припуска вдоль образующей конического отверстия, полученного на предыдущей операции. В итоге результирующая сила резания будет смещена в сторону величины большего припуска [7]. На рисунке 3 показаны кривые зависимости нагрузки от перемещения для нелинейно-упругих направляющих элементов с переменной жесткостью, где угол наклона кривой увеличивается с ростом нагрузки (черный цвет) или уменьшается с ростом нагрузки (красный цвет). Штриховая и сплошная линии на рисунке являются касательными к кривым в начале координат, а угол наклона c характеризует начальную жесткость, а их симметричность относительно точки начала координат говорит о том, что направляющие элементы обладают симметричной характеристикой восстанавливающей силы.

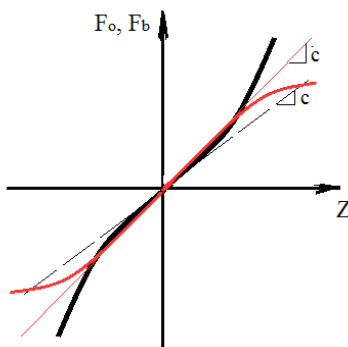


Рисунок 3 – Кривые зависимости нагрузки от перемещения для нелинейно-упругих направляющих элементов с переменной жесткостью

Для исследования нелинейных систем применяют метод фазового пространства. Представление процесса в виде фазовых траекторий на плоскости, состоит в том, что вся совокупность возможных форм процессов в нелинейной

динамической системе при разных начальных условиях представлена в виде единого фазового портрета [8]. Так как движение рассматриваемой динамической системы – системы второго порядка с величинами $Y_1(t)$ и $Z_1(t)$ то можно воспользоваться данным методом. Конкретной группе начальных условий $Y_1(0) = Y_{10}$ и $Z_1(0) = Z_{10}$ будет соответствовать единственное решение системы как определенная совокупность искомых функций времени. Поэтому каждой группе начальных условий соответствует только одна начальная точка и единственная фазовая траектория, а множеству групп начальных условий соответствует семейство траекторий, которое называется фазовым портретом системы. Рассмотрим фазовые траектории для нелинейной системы, которые будут располагаться в плоскости Y_1Z_1 :

$$\begin{cases} \frac{dY_1}{dt} = f_1(Y_1, Z_1) \\ \frac{dZ_1}{dt} = f_2(Y_1, Z_1) \end{cases},$$

где f_1 и f_2 – функции изменения возмущающей и восстанавливающих сил от смещений;

$Y_1(t)$ и $Z_1(t)$ – фазовые переменные состояния.

Исключим время:

$$\frac{dZ_1}{dY_1} = \frac{f_2(Y_1, Z_1)}{f_1(Y_1, Z_1)} = f_3(Y_1, Z_1).$$

На рисунке 4 представлены фазовые траектории нелинейной динамической системы на рисунке 4, а – система неустойчива, на рисунке 4, б – система устойчива. Для реальной динамической системы фазовые

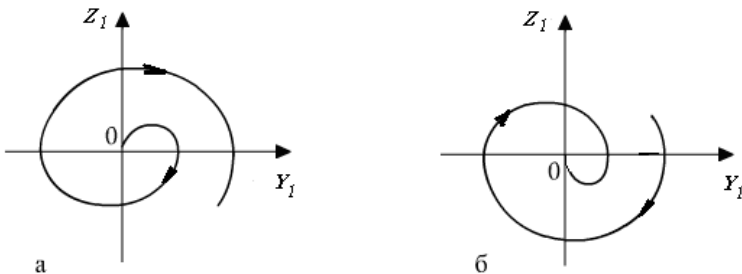


Рисунок 4 – Фазовые траектории нелинейной динамической системы.

портреты будут состоять из множества траекторий, положение которых будет определяться конкретными условиями обработки (в зависимости от начальных условий).

Проанализированы причины возникновения колебаний. Получена динамическая модель конической развертки одностороннего резания, позволяющая оценить ее устойчивость. Дальнейшие исследования будут направлены на практическое определение выходных параметров динамической системы для формулирования рекомендаций по зонам устойчивости инструмента.

Список использованных источников: 1. *Жарков И.Г.* Вибрации при обработке лезвийным инструментом –Л.: Машиностроение. Ленингр. отд-ние – 1986. –184 с. 2. *С.П. Тимошенко, Д.Х. Янг, У. Уивер* Колебания в инженерном деле – М.: Машиностроение, 1985. – 472 с. 3. *Оборский Г.О.* Надійність технологічних систем та обладнання / *Оборський Г.О., Савельєва О.С., Торopenко А.В., Становський О.Л.* –Одеса: Бахва, 2013. – 560 с. 4. *Сурянінов М.Г.* Теоретичні основи динаміки машин: навчальний посібник / *Сурянінов М.Г., Даценко О.Ф., Білоус П.О., Оборський Г.О.* – Одеса: Астропрінт, 2008. – 416 с. 5. *Оргиян А.А.* Параметрическая устойчивость динамических систем с переменными характеристиками // *Тр. Одес. политехн. ун-та.* – 1999. - Вып.1(7). – С.57-61. 6. *Линчевский П.А.* Колебания и точность в технологии машиностроения / *П.А. Линчевский, Г.А. Оборский, А.А. Оргиян* // *Тр. Одес. политехн. ун-та.* – 2001. – Вып 1 (13). – С.14-18. 7. *Джугурян Т.Г.* Влияние условий обработки конических отверстий на распределение нагрузки на рабочих элементах однолезвийной развертки // *Джугурян Т.Г., Голобородько А.М., Перпери Л.М.* // *Резание и инструмент в технологических системах: НТУ «ХПИ».* – 2011. – Вып. 80. – С.80 – 83. 8. *Попов Е.П.* Теория нелинейных систем автоматического регулирования и управления: Учеб. Пособие. – 2-е изд., стер. – М.: Наука, 1988. – 286 с.

Bibliography (transliterated): 1. *Zharkov I.G.* Vibratsii pri obrabotke lezviynym Instrumentom –L.: Mashinostroenie. Leningr. otd-nie – 1986. –184 s. 2. *S.P. Timoshenko, D.H. Yang, U. Uiver* Kolebaniya v inzhenernom dele – М.: Mashinostroenie, 1985. – 472 s. 3. *Oborsky GA* Reliability of technological systems and equipment / *Oborsky GA, Savelyeva A.S., Toropenko A.V., Stanowski A.L.* -Odessa: Bahva, 2013. - 560 S. 4. *SuryanInov M.G.* TeoretichnI osnovi dinamIki mashin: navchalniy posIbnik / *SuryanInov M.G., Daschenko O.F., BIlous P.O., Oborskiy G.O.* – Odessa: AstroprInt, 2008. – 416 s. 5. *Orgiyan A.A.* Parametricheskaya ustoychivost dinamicheskikh sistem s peremennymi harakteristikami // *Tr. Odes. politehn. un-ta.*– 1999. - Vyip.1(7). – S.57-61. 6. *Linchevskiy P.A.* Kolebaniya i tochnost v tehnologii mashinostroeniya / *P.A. Linchevskiy, G.A. Oborskiy, A.A. Orgiyan* // *Tr. Odes.politehn. un-ta.* – 2001. – Vyip 1 (13). – S.14-18. 7. *Dzhuguryan T.G.* Vliyanie usloviy obrabotki konicheskikh otverstiy na raspredelenie nagruzki na rabochih elementah odnolezviynoy razvertki // *Dzhuguryan T.G., Goloborodko A.M., Perperi L.M.* // *Rezanie i instrument v tehnologicheskikh sistemah: NTU «HPI».* – 2011. – Vyip. 80. – S.80 – 83. 8. *Popov E.P.* Teoriya nelineyniyh sistem avtomaticheskogo regulirovaniya i upravleniya: Ucheb. Posobie. – 2-e izd., ster. – М.: Nauka, 1988. – 286 s.

Поступила в редколлегию 27.06.2014

УДК 621.91

М.Л. Хейфец, д-р техн. наук, Минск, Республика Беларусь,
С.А. Клименко, д-р техн. наук, Киев, Украина

АНАЛИЗ ТЕРМОДИНАМИЧЕСКИХ НЕУСТОЙЧИВОСТЕЙ ПРИ СТРУЖКООБРАЗОВАНИИ

Представлений підхід до аналізу термодинамічних нестійкостей, які мають місце при стружкоутворенні у процесах різання. Висловлено два види нестійкостей – нестійкий вузол і нестійке сідло. Перший вид відповідає нестабільним процесам з періодичним наросто- і переривчастим стружкоутворенням, другий – сталим процесам зі стружкоутворенням, обумовленим структурою матеріалу.

Представлен подход к анализу термодинамических неустойчивостей, имеющих место при стружкообразовании в процессах резания. Выявлено два вида неустойчивостей – неустойчивый узел и неустойчивое седло. Первый вид соответствует нестабильным процессам с периодическим наросто- и прерывистым стружкообразованием, второй – стабильным процессам со стружкообразованием, обусловленным структурой материала.

The approach for analysis of thermodynamical instability when chip formation of cutting processing. Two types of instability are determined: instable unit and instable saddle. The first one responds to instable processes with periodic scab occurring and interrupting chip formation, the other one – related to stable processes with chip formation resulting from the structure of material machined.

Введение

Для повышения эффективности управления процессами механической обработки возможно применение различных методов воздействия на зону формообразования через обрабатываемый материал, инструмент и посредством технологической среды. Наиболее широкое применение получили нагрев обрабатываемого материала, дополнительные перемещения лезвия инструмента, использование смазки и покрытий.

При обработке резанием хрупких материалов с малыми скоростями устойчивость процессов нарушается вследствие образования опережающей трещины в материале, что приводит к формированию элементов скалывания. Интенсификация процессов за счет увеличения скорости резания или дополнительного нагрева обеспечивает формирование суставчатой стружки. Нарушение термодинамического равновесия в результате самоорганизации процесса трения в контактной зоне приводит к тому, что термодеформационное упрочнение пластичного обрабатываемого материала образует застойные диссипативные структуры в виде наростов [1]. Дальнейшее увеличение скорости обработки не позволяет заторможенным объемам металла закрепиться на инструменте и после переходного пульсирующего режима контактного взаимодействия на передней и задней

поверхностях режущего инструмента обеспечивается стабильное пластическое течение материала и формирование сливной стружки [2]. При высоких скоростях резания пластичных металлов их температурное разупрочнение в узкой локализованной зоне наиболее интенсивных деформаций приводит к потере устойчивости зоны структурообразования и в результате этого – к локализованным термопластическим сдвигам. Вследствие развития неустойчивости в условиях адиабатического сдвига формируется ступенчатая стружка [3].

Для изучения термодинамических неустойчивостей в процессах механической обработки целесообразно рассмотреть их математическую модель, провести ее анализ и сравнить полученные решения с результатами экспериментов при обработке различных материалов.

Результаты исследований

Рассмотрим поле экстенсивных величин, описывающих состояние системы [4] в зоне формирования поверхности механической обработкой.

Экстенсивная функция состояния системы описывается выражением [5]

$$Z(\tau) = \int z(\mathbf{r}, \tau) d\mathbf{r}$$

где Z и z – экстенсивная функция состояния системы и ее плотность; V – объем; \mathbf{r} и τ – текущие координаты и время;

Общее локальное уравнение баланса величины Z :

$$\partial z(\mathbf{r}, \tau) / \partial \tau + \nabla \cdot \mathbf{F}_z(\mathbf{r}, \tau) = q_z(\mathbf{r}, \tau)$$

где \mathbf{F}_z – локальная плотность потока величины Z ; q_z – локальная мощность источника.

В явном виде уравнения баланса представляют собой уравнения гидродинамического поля:

$$\partial \rho / \partial \tau + \nabla \cdot (\rho \mathbf{v}) = 0 \quad (1.1)$$

$$\partial (\rho \mathbf{v}) / \partial \tau + \nabla \cdot (\rho \mathbf{v} \mathbf{v}) + \nabla \cdot \mathbf{P}_m = \rho \mathbf{F}_m \quad (1.2)$$

$$\partial (\rho e) / \partial \tau + \nabla \cdot (\rho e \mathbf{v}) + \nabla \cdot \mathbf{F}_q = \mathbf{F}_m \cdot \mathbf{F}_d - \mathbf{P}_m \cdot \nabla \cdot \mathbf{v} \quad (1.3)$$

где ρ – плотность материала; \mathbf{v} – скорость потока; e – удельная энергия; \mathbf{P}_m – тензор давления; \mathbf{F}_m – распределенная сила тяжести; \mathbf{F}_q и \mathbf{F}_d – плотности теплового и диффузионного потоков.

Используя уравнения баланса (1.1–1.3) и фундаментальное уравнение

Гиббса

$$T\delta\varepsilon = \delta e + \mathbf{P}_m \delta(1/\rho),$$

можно получить уравнение локальной плотности энтропии $\rho\varepsilon$ [5]

$$\partial(\rho\varepsilon)\partial\tau + \nabla \cdot (\rho\varepsilon\mathbf{v}) + \nabla \cdot \mathbf{F}_\varepsilon = \sigma \quad (1.4)$$

где T – абсолютная температура; ε – энтропия; \mathbf{F}_ε – плотность потока энтропии.

Зависимость (1.4) позволяет определить условие устойчивости стационарных состояний открытой системы $d\sigma/dt \leq 0$ [6], а особые критерии энтропии, связанные с образованием диссипативных структур, могут быть представлены как физические характеристики [4].

Решение уравнений (1.1–1.3) при неизменных характеристиках обрабатываемого материала, отсутствии дополнительных источников энергии, при постоянных ненулевых скоростях и других составляющих режима механической обработки имеет вид

$$\mathbf{v} = \nabla \times \mathbf{v}^* \quad (1.5)$$

так как $\nabla \cdot (\nabla \times \mathbf{v}^*) = 0$, где \mathbf{v}^* – составляющая вращения в потоке, движущимся со скоростью \mathbf{v} .

Рассмотрим физический смысл решения (1.5) уравнений (1.1–1.3), описывающих процесс механической обработки полями скоростей \mathbf{v} (1.5). По законам сохранения энергии и импульса $A^* = \mathbf{L}\mathbf{P}$, $\mathbf{P} = (\rho/\tau)\mathbf{v}$, следовательно, при постоянном пути формообразования \mathbf{L} и неизменной производительности обработки, поля скоростей, плотности импульсов и внутренней энергии можно описывать такой динамической характеристикой, как сила формообразования при обработке \mathbf{P} .

Расходимость потока векторного поля для силы \mathbf{P} описывается выражением

$$\nabla \cdot \mathbf{P} = \mathbf{i}\partial P_x/\partial x + \mathbf{j}\partial P_y/\partial y + \mathbf{k}\partial P_z/\partial z \quad (1.6)$$

вращение, вихри потока векторного поля – выражением

$$\nabla \times \mathbf{P} = \mathbf{i}(\partial P_z / \partial y - \partial P_y / \partial z) + \mathbf{j}(\partial P_x / \partial z - \partial P_z / \partial x) + \mathbf{k}(\partial P_y / \partial x - \partial P_x / \partial y) \quad (1.7)$$

Расходимость потока наблюдается в зоне формообразования в результате перехода обрабатываемого материала в стружку.

Изменению соотношения составляющих силы резания P_z/P_y (рис. 1, I) соответствует поворот условной плоскости стружкообразования в различные стороны для хрупких, малопластичных (рис. 1.6, а), а также вязких, высокопластичных материалов (рис. 1.6, б). Это приводит к прогибам плоскости стружкообразования в результате изменений сечений рассматриваемых потоков (рис. 1.6, II) аналогично процессам, происходящим при движении жидкости в коленах труб различных сечений. Прогибы плоскости стружкообразования обуславливают формирование складок на свободной поверхности металла, движения которых носят волновой характер [7]. Движение складок вследствие изменения скоростей потоков у поверхности сопровождается образованием вихрей у режущей кромки (рис. 1.6, III). Аналогичные процессы можно наблюдать при переходе потока жидкости из ламинарного в турбулентное состояние [8]. Вихри облегчают движение складок и поворачивают плоскость стружкообразования в начальное положение.

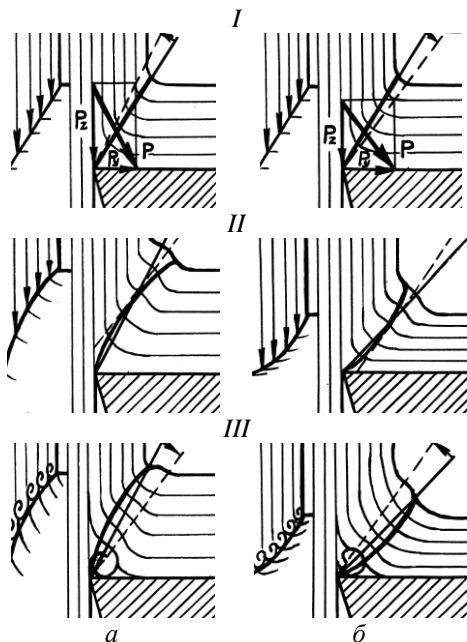


Рисунок 1 – Схемы формирования вихревых диссипативных структур при термодинамических неустойчивостях в виде нароста (а) и ступенчатой стружки (б). (Слева показаны аналогии при движении потока жидкости)

Постоянно формирующиеся вихри приводят к образованию застойных диссипативных структур в виде наростов на режущем лезвии или участков ступенчатой стружки, отделенных друг от друга локализованной зоной адиабатического сдвига. Процессы, аналогичные наростообразованию, происходят при образовании осадка в коленах труб при переходе к большему сечению в результате снижения скорости потока жидкости, а циклические процессы – при переходе к меньшему сечению вследствие возрастания скорости потока. Застойные структуры изменяют сечения потоков и тем самым разворачивают к прежнему положению плоскость стружкообразования, периодически смещая ее на величину, отвечающую размерам вихревых структур.

Рассмотренные процессы при обычном (ортогональном) резании, когда $x = const$, а $\partial P_x = 0$, описываются слагаемыми

$$\mathbf{j}\partial P_y/\partial y + \mathbf{k}\partial P_z/\partial z$$

выражения (1.6) и представляют собой расходимость потока в виде поверхностей стружкообразования в плоскости YOZ . Слагаемым

$$\mathbf{i}(\partial P_z/\partial y - \partial P_y/\partial z)$$

выражения (1.7) описываются вихри при образовании наростов, когда $\partial y \ll \partial z$, а $\partial P_y \ll \partial P_z$, и адиабатические сдвиги при ступенчатом стружкообразовании, когда $\partial y \gg \partial z$, а $\partial P_y \gg \partial P_z$.

Рассмотрим завивание стружки при несвободном косоугольном резании. Исключая из рассмотрения плоскость YOZ и принимая $z = const$, а $\partial P_z = 0$, получаем, что слагаемыми выражения (1.6)

$$\mathbf{i}\partial P_x/\partial x + \mathbf{j}\partial P_y/\partial y$$

описывается расходимость потока в результате поворота поверхности стружкообразования в плоскости XOY . Слагаемым выражения (1.7)

$$\mathbf{k}(\partial P_y/\partial x - \partial P_x/\partial y)$$

описывается завивание стружки при высоких значениях подачи инструмента и большой величине угла наклона режущей кромки, когда $\partial x \gg \partial y$, а $\partial P_x \gg \partial P_y$. При малых подачах, отрицательной величине угла наклона лезвия или при вращении инструмента в направлении, противоположном подаче, когда $\partial x \ll \partial y$, а $\partial P_x \ll \partial P_y$, завивание стружки происходит в противоположном направлении.

При резании инструментом с дополнительной степенью свободы режущего лезвия в плоскости XOY [9], когда $y = const$, а $\partial P_y = 0$, согласно слагаемым выражения (1.6)

$$\mathbf{i}\partial P_x / \partial x + \mathbf{k}\partial P_z / \partial z ,$$

описывающим расходимость потока, происходит поворот поверхности стружкообразования в плоскости XOZ . Слагаемым выражения (1.7)

$$\mathbf{j}(\partial P_x / \partial z - \partial P_z / \partial x)$$

описывается свободное вращение режущего лезвия ротационного инструмента под действием моментов резания и трения, когда $\partial x \ll \partial z$, а $\partial P_x \ll \partial P_z$ – в направлении вращения заготовки и когда $\partial x \gg \partial z$, а $\partial P_x \gg \partial P_z$, – в направлении схода стружки.

Рассмотрим возможность управления термодинамическими процессами в зоне формообразования посредством дополнительных механических и тепловых воздействий при обработке вращающимся резцом [10].

Вращение, вихри потока векторного поля для силы \mathbf{P} описываются выражением (1.7), слагаемое которого

$$\mathbf{j}(\partial P_x / \partial z - \partial P_z / \partial x)$$

позволяет описывать свободное вращение ротационного резца в плоскости XOZ моментом \mathbf{M} (рис. 2).

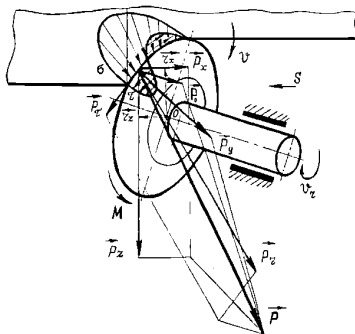


Рисунок 2 – Схемы составляющих сил и моментов формообразования поверхности при механической обработке вращающимся резцом

Момент составляющей силы резания \mathbf{P}_z относительно плеча, которое образует перемещение режущей кромки резца ∂x под действием ∂P_x , или составляющей силы \mathbf{P}_x относительно перемещения ∂z под действием ∂P_z описывается векторным произведением [11]

$$M = C_M |\mathbf{P}_x \times \mathbf{P}_z| = C_M P_x P_z = C_M M_{xz} . \tag{1.8}$$

где C_M – коэффициент пропорциональности между составляющей силы резания и перемещением режущего лезвия в направлении ее действия.

Измерение составляющих силы резания P_x , P_y , P_z проводились при обработке стали 45 обычным и круглым резцом – невращающимся, принудительно и самовращающимся в различных плоскостях в зависимости от схемы и углов установки. Экспериментальные данные в сравнении с результатами различных авторов [11–14] представлены в табл. 1.

Изучение экспериментальных данных показывает, что для описания процесса резания конструкционных сталей (табл. 1) обычным резцом целесообразно пользоваться приближенной формулой

$$P_z = C_z t S^{0,7}. \quad (1.9)$$

При несвободном резании круглым резцом показатели степени x_i и y_i изменяются вследствие того, что меняется сечение срезаемого слоя. Принудительное перемещение режущей кромки круглого резца позволяет управлять сечением срезаемого слоя, а показатели степени у глубины резания t и скорости подачи S , близкие к $x_i = 1,0$ и $y_i = 0,7$. Моменты резания M в плоскости, соответствующей вращению инструмента:

$$M = C_M t S^{0,7}. \quad (1.10)$$

Анализ экспериментальных данных и данных других авторов по составляющим силы резания P_x , P_y , P_z и моментам резания показал, что для описания устойчивого процесса резания с поправками на обрабатываемый материал (физико-механические свойства, структуру, химический состав) целесообразно использовать формулы (1.9, 1.10).

Рассмотрим напряжения в зоне стружкообразования при обработке обычным резцом (k_t и k_a – продольная и поперечная усадки стружки): – эффективные ($\sigma_e = P_z / S t k_t$ [15]), при которых начинается пластическое течение металла; – условные ($\sigma_v = P_z / S t$ [16]), характеризующие энергоемкость процесса; – временное сопротивление материала ($\sigma_b = \sigma_e \sigma_v / (\sigma_e + \sigma_v) = P_z / [S t (k_t + 1)]$ [17]).

Результаты исследований (табл. 2) показали, что при обработке самовращающимся круглым резцом напряженное состояние в зоне резания целесообразно описывать параметрами, характеризующими напряжения на участках единичной длины в направлениях главного движения $\mathbf{v} - \sigma_z$, перемещения режущего лезвия $\mathbf{v}_r - \sigma_z$, и с учетом взаимозависимости движений \mathbf{v} и \mathbf{v}_r посредством момента резания \mathbf{M} параметрами $\sigma_{xz} = \sigma_x \sigma_z$.

Таблица 1 – Значения коэффициентов и показателей степени составляющих силы резания $P = C_i t^{x_i} S^{y_i} v^{z_i} u^{k_i}$, корни характеристического уравнения p_1, p_2 и устойчивость процесса резания при обработке стали 45

P	C_i	x_i	y_i	z_i	k_i	p_1	p_2	Устой- чи- вость	Тра- ек- тори и
обычный резец									
$P_{x, H}$	4750	0,50	0,50	-0,40		-0,045	1,645	НС	P_y/P_z
$P_{y, H}$	2130	0,90	0,60	-0,30					
$P_{z, H}$	2940	1,00	0,75	-0,15					
круглый резец невращающийся									
$P_{x, H}$	560	1,00	1,01	1,99		-0,073	1,423	НС	P_y/P_z
$P_{y, H}$	1064	0,86	0,65	0,52					
$P_{z, H}$	1736	0,70	0,65	0,26					
принудительно вращающийся в плоскости XOY, YOZ $u = v_r/v = 0,2-0,7$									
$P_{x, H}$	614	0,88	0,61	0,08	0,54	0,050 -0,062 -0,145	1,329 2,053 2,735	НУ НС НС	P_y/P_z M_{xy}/P_z M_{xy}/M_y
$P_{y, H}$	1297	0,60	0,72	-0,26	0,60				
$P_{z, H}$	1968	0,66	0,68	-0,40	-0,43				
$P_x P_y / H^2$	7963582	1,48	1,33	-0,18	1,14				
$P_y P_z / H^2$	25524996	1,26	1,40	-0,66	0,17				
самовращающийся в плоскостях XOY, YOZ									
$P_{x, H}$	2382	0,67	0,43	-0,19	0,50	0,022 0,001 -0,018	0,968 1,419 1,898	НУ НУ НС	P_y/P_z M_{xy}/P_z M_{xy}/M_{yz}
$P_{y, H}$	1821	0,46	0,35	-0,43	0,77				
$P_{z, H}$	1783	0,64	0,44	-0,28	-0,69				
$P_x P_y / H^2$	4337622	1,13	0,78	-0,62	1,27				
$P_y P_z / H^2$	3246843	1,10	0,79	-0,71	0,08				
самовращающийся в плоскости XOY									
$P_{x, H}$	520	0,45	0,65	-0,36		0,032 0,298 -0,336	1,218 1,602 1,956	НУ НУ НС	P_y/P_z M_{xy}/P_z M_{xy}/M_{yz}
$P_{y, H}$	190	0,45	0,25	0,00					
$P_{z, H}$	700	1,00	0,47	-0,33					
$P_x P_y / H^2$	98800	0,90	0,90	-0,36					
$P_y P_z / H^2$	133000	1,45	0,72	-0,33					
самовращающийся в плоскостях YOZ, XOZ									
$P_{x, H}$	680	0,60	0,39	0,02		-0,076 -0,070 -0,034	0,756 1,350 1,644	НС НС НС	P_y/P_z M_{xy}/P_z M_{xy}/M_{yz}
$P_{y, H}$	440	0,51	0,27	0,03					
$P_{z, H}$	750	0,41	0,33	-0,04					
$P_x P_z / H^2$	330000	0,92	0,60	-0,01					
$P_x P_y / H^2$	510000	1,01	0,72	-0,02					

Таблица 2 – Значения коэффициентов и показателей степени $C_i t^{x_i} S^{y_i} v^{z_i}$ усадки стружки k и параметров напряжений σ при резании стали 45 круглым резцом, самовращающимся в плоскостях YOZ, XOZ

σ	C_i	x_i	y_i	z_i
$\sigma_{ex} = P_x k_a / t$, Н/мм	1680	0,02	0,00	-0,22
$\sigma_{ez} = P_z / S k_l$, Н/мм	304	-0,01	-0,28	0,20
$\sigma_{exz} = M_{xz} k_a / S t k_l$, Н ² /мм ²	510000	0,01	-0,28	-0,02
$\sigma_{vx} = P_x / t$, Н/мм	680	-0,40	0,39	0,02
$\sigma_{vz} = P_z / S$, Н/мм	750	0,41	-0,67	-0,04
$\sigma_{vxz} = M_{xz} / S t$, Н ² /мм ²	510000	0,01	-0,28	-0,02
$\sigma_{вкz} = M_{xz} / (S t (k_l / k_a + 1))$, Н ² /мм ²	255000	0,01	-0,28	-0,02

Для конструкционных сталей параметры напряжений при обработке с дополнительными перемещениями лезвия можно приближенно описывать выражением:

$$\sigma_{xz} = C_\sigma S^{-0,3} . \tag{1.11}$$

при обработке обычным резцом [15]:

$$\sigma_z = C_\sigma = const . \tag{1.12}$$

Используя выражения для критериев Рейнольдса ($Re = vt/v^*$), описывающего переход ламинарного движения в турбулентное, и Прандтля ($Pr = \nu^*/\omega$) (ω – коэффициент температуропроводности), характеризующего способность теплоты распространяться в данной среде, можно записать выражение для определения критерия Пекле ($Pe = RePr$):

$$Pe = \frac{vt}{\left(\frac{C_\sigma}{\sigma_{xz}}\right) \cdot \left(\frac{v}{S}\right)} = \frac{vt}{\omega Pr} . \tag{1.13}$$

где, v^* – коэффициент кинематической вязкости, характеризующий касательные напряжения в материале.

Формула (1.13) показывает, что при неизменном съеме материала в единицу времени $vt = const$ при увеличении Re и уменьшении Pr до критического значения образуются вихри. Это происходит в результате снижения C_σ – константы обрабатываемого материала – вследствие разогрева

зоны резания, когда материал не имеет возможности свободно перемещаться в этой зоне ($\sigma_{xz} \rightarrow 0$), либо в результате увеличения скорости v , что также сопровождается нагревом зоны резания, при отсутствии возможности у инструмента дополнительно перемещаться в направлении S , не совпадающем с направлением главного движения v .

Таким образом, формулы сил (1.9) и моментов (1.10), а также напряжений (1.11) и (1.12) в зоне стружкообразования позволяют описывать устойчивость процессов и дают возможность определить по критериям Re и Pr образование таких термодинамических неустойчивостей, как наросты, адиабатические сдвиги и др.

Для анализа неустойчивостей процесса резания рассмотрим изменение составляющих силы резания P_z и P_y при обработке:

$$dP_z / d\tau = C_z t^{x_z} S^{y_z} v^{z_z} (x_z / t + y_z / S + z_z / v) \approx P_z (x_z / t + y_z / S),$$

$$dP_y / d\tau = C_y t^{x_y} S^{y_y} v^{z_y} (x_y / t + y_y / S + z_y / v) \approx P_y (x_y / t + y_y / S),$$

Вследствие малости величин z_y и z_z , они могут не учитываться.

Особые равновесные точки $\{(1/t)_c; (1/S)_c\}$, в которых P_z и $P_y = const$, позволяют по характеру траектории

$$\frac{dP_y}{dP_z} = \frac{P_y (x_y / t + y_y / S)}{P_z (x_z / t + y_z / S)}$$

судить об устойчивости равновесия при относительных отклонениях [5]:

$$(1/t)_\Delta = (1/t) - (1/t)_c, \quad (1/S)_\Delta = (1/S) - (1/S)_c$$

Для исследования устойчивости производные относительных отклонений линеаризуем, считая, что изменения $(1/t)_\Delta$ и $(1/S)_\Delta$ пропорциональны изменениям P_z и P_y :

$$d(1/t)_\Delta / d\tau = x_z (1/t)_\Delta + y_z (1/S)_\Delta,$$

$$d(1/S)_\Delta / d\tau = x_y (1/t)_\Delta + y_y (1/S)_\Delta$$

Решения уравнений в виде

$$(1/t)_\Delta = A_1 \exp(p_1 \tau) + A_2 \exp(p_2 \tau),$$

$$(1/S)_\Delta = B_1 \exp(p_1 \tau) + B_2 \exp(p_2 \tau)$$

определяются корнями характеристического уравнения

$$p^2 - (x_z + y_z)p + (x_z y_z - x_y y_z) = 0. \quad (1.14)$$

Тип равновесия в точке $\{(1/t)_c; (1/S)_c\}$ зависит от корней p_1 и p_2 уравнения (1.14).

Исследование неустойчивостей в процессах резания для различных обрабатываемых материалов проводилось по экспериментальным данным (см. табл. 1). Рассматривались характеристические уравнения для составляющих сил и моментов резания, определяющих поведение траекторий при обработке обычным и круглым резцом – невращающимся, принудительно и самовращающимся в различных плоскостях, а также при использовании предварительного нагрева срезаемого слоя. В результате расчетов получены два типа равновесных состояний из шести возможных [5].

p_1 и p_2 – действительные положительные числа – неустойчивый узел (НУ). При неустойчивом режиме узлового типа система удаляется от положения равновесия, совершая аperiodическое самовозбуждающееся движение, которое при известных условиях может перейти в периодические колебания с нарастающей амплитудой. В таком случае говорят о режиме самовозбуждающихся колебаний, фазовая траектория которых имеет вид раскручивающейся спирали. В реальных системах нарастание амплитуды ограничивается физическими процессами, в результате чего возникает устойчивое периодическое движение с постоянной по времени амплитудой. Фазовая траектория при этом накручивается на изолированную замкнутую кривую, соответствующую устойчивым автоколебаниям, и представляет собой предельный цикл. Такой тип фазовой траектории реализуется при периодическом наростообразовании, ступенчатом стружкообразовании и формировании других термодинамических неустойчивостей.

p_1 и p_2 – действительные числа с разными знаками – неустойчивое седло (НС). При малых отклонениях от положения равновесия в неустойчивом режиме типа седла система начинает удаляться в заданном направлении. Всегда существует два новых стабильных состояния, к которым приближается система. Неустойчивость этого типа при резании металлов имеет качественно иной структурный уровень и проявляется при стабильном процессе в виде сдвигов на плоскостях стружкообразования по дислокационному [16] или другим механизмам, связанным с кристаллической структурой материала.

Изучение неустойчивостей в процессах резания конструкционных сталей показало, что при отсутствии вращения инструмента стабильное стружкообразование описывается фазовыми траекториями составляющих силы резания. Принудительное вращение и самовращение инструмента требуют описания процесса траекториями составляющих момента резания, а

составляющими силы резания можно ограничиться только в плоскости, перпендикулярной дополнительному перемещению режущей кромки.

Малое отличие корней r_1 характеристических уравнений от нуля свидетельствует о низкой структурной устойчивости системы резания, для которой при малозначительных изменениях параметров процесса структура фазового портрета изменяется.

Особенно это заметно при схеме установки, обеспечивающей низкую устойчивость самовращения резца в плоскостях XOY , YOZ (табл. 1).

Заключение

Приведенные результаты теоретических и экспериментальных исследований свидетельствуют о перспективности анализа термодинамических неустойчивостей для развития представлений о явлениях, имеющих место при стружкообразовании. Предложенный подход перспективен для создания и совершенствования технологий обработки изделий техники как из новых, так и традиционных конструкционных материалов

Список использованных источников: 1. Кабалдин Ю.Г., Медведева О.И. Повышение качества обработанной поверхности при точении углеродистых сталей // Вестник машиностроения. – 1989. – № 5. – С. 3–17; 2. Зорев Н.Н. Вопросы механика процесса резания металлов. – М.: Машгиз, 1956. – 368 с.; 3. Талантов Н.В. Физические основы процесса резания // Физические процессы при резании металлов: Сб. науч. тр. – Волгоград: ВПИ, 1984. – С. 3–37; 4. Хакен Г. Информация и самоорганизация. Макроскопический подход к сложным системам. – М.: Мир, 1991; 5. Эбелинг В. Образование структур при необратимых процессах: Введение в теорию диссипативных структур. – М.: Мир, 1979. – 279 с.; 6. Глендорф П., Пригожин И. Термодинамическая теория структуры, устойчивости и флуктуаций. – М.: Мир, 1973. – 280 с.; 7. Добролюбов А.И. Волновые движения деформируемых тел и жидкостей: Кинетика и массоперенос. – Мн.: Наука и техника, 1989. – 93 с.; 8. Берже П., Помо И., Видаль К. Порядок в хаосе. О детерминистическом подходе к турбулентности. – М.: Мир, 1991. – 368 с.; 9. Коновалов Е.Г., Сидоренко В.А. Соусь А.В. Перспективные схемы ротационного резания металлов. – Мн.: Наука и техника, 1972. – 272 с.; 10. Хейфец М.Л. Исследование термодинамических неустойчивостей в процессах механической обработки. 2 Численное исследование устойчивости // Инженерно-физический журнал. – 1994. – т. 67, № 1-2. – С. 146–153; 11. Ротационное резание материалов / П.И. Ящерицын, А.В. Борисенко, И.Г. Дивотин, В.Я. Лебедев. – Мн.: Наука и техника, 1987. – 229 с.; 12. Обработка резанием с плазменным нагревом / Под ред. А.Н. Резникова. – М.: Машиностроение, 1986. – 232 с.; 13. Повышение эффективности обработки резанием заготовок из титановых сплавов / Н.С. Жучков, П.Д. Бесплатный, А.Д. Чубаров и др. – М.: Машиностроение, 1989. – 152 с.; 14. Фельдштейн Е.Э., Николаев В.А. Финишная механическая обработка деталей из порошковых материалов. – Мн.: Вышэйш. шк., 1987. – 131 с.; 15. Кузнецов В.Д. Физика твердого тела. Т. 3. – Томск: Красное знамя, 1944. – 743 с.; 16. Старков В.К. Дислокационные представления о резании металлов. – М.: Машиностроение, 1979. – 160 с.; 17. Горезко П.А. Взаимосвязь процессов резания и растяжения металлов. – Мн.: Изд-во АН БССР, 1959. – 217 с..

Bibliography (transliterated): 1. Kabaldin Ju.G., Medvedeva O.I. Povyshenie kachestva obrabotannoj poverhnosti pri tochenii uglerodistyh stalej // Vestnik mashinostroenija. – 1989. – № 5. – S. 3–17; 2. Zorev N.N. Voprosy mehanika processa rezanija metallov. – M.: Mashgiz, 1956. – 368 s.; 3. Talantov N.V. Fizicheskie osnovy processa rezanija // Fizicheskie processy pri rezanii metallov: Sb. nauch. tr. – Volgograd: VPI, 1984. – S. 3–37; 4. Haken G. Informacija i samoorganizacija.

Makroskopicheskiy podhod k slozhnym sistemam. – M.: Mir, 1991; **5.** Jebeling V. Obrazovanie struktur pri neobratimyh processah: Vvedenie v teoriju dissipativnyh struktur. – M.: Mir, 1979. – 279 s.; **6.** Glensdorf P, Prigozhin I. Termodinamicheskaja teorija struktury, ustojchivosti i fluktuacij. – M.: Mir, 1973. – 280 s.; **7.** Dobroljubov A.I. Volnovye dvizhenija deformiruemyh tel i zhidkostej: Kinetika i massoperenos. – Mn.: Nauka i tehnika, 1989. – 93 s.; **8.** Berzhe P., Pomo I., Vidal' K. Porjadok v haose. O deterministicheskom podhode k turbulentnosti. – M.: Mir, 1991. – 368 s.; **9.** Konovalov E.G., Sidorenko V.A. Sous' A.V. Perspektivnye shemy rotacionnogo rezanija metallov. – Mn.: Nauka i tehnika, 1972. – 272 s.; **10.** Hejfec M.L. Issledovanie termodinamicheskikh neustojchivostej v processah mehanicheskoy obrabotki. 2 Chislennoe issledovanie ustojchivosti // Inzhenerno-fizicheskij zhurnal. – 1994. – t. 67, № 1-2. – S. 146–153; **11.** Rotacionnoe rezanie materialov / P.I. Jashhericyn, A.V. Borisenko, I.G. Divotin, V.Ja. Lebedev. – Mn.: Nauka i tehnika, 1987. – 229 s.; **12.** Obrabotka rezaniem s plazmennym nagrevom / Pod. red. A.N. Reznikova. – M.: Mashinostroenie, 1986. – 232 s.; **13.** Povyshenie jeffektivnosti obrabotki rezaniem zagotovok iz titanovyh splavov / N.S. Zhuchkov, P.D. Bepahotnyj, A.D. Chubarov i dr. – M.: Mashinostroenie, 1989. – 152 s.; **14.** Fel'dshtejn E.Je., Nikolaev V.A. Finishnaja mehanicheskaja obrabotka detalej iz poroshkovyh materialov. – Mn.: Vyshhejsjsh. shk., 1987. – 131 s.; **15.** Kuznecov V.D. Fizika tverdogo tela. T. 3. – Tomsk: Krasnoe znamja, 1944. – 743 s.; **16.** Starkov V.K. Dislokacionnye predstavlenija o rezanii metallov. – M.: Mashinostroenie, 1979. – 160 s.; **17.** Gorezko P.A. Vzaimosvjaz' processov rezanija i rastjazhenija metallov. – Mn.: Izd-vo AN BSSR, 1959. – 217 s.

Поступила в редколлегию 15.05.2014

А.А. Якимов, канд. техн. наук, Одесса, Украина

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ТЕМПЕРАТУРЫ, ВОЗНИКАЮЩЕЙ ПРИ ЗУБОШЛИФОВАНИИ ПРЕРЫВИСТЫМИ КРУГАМИ НА СТАНКАХ МАОГ. 5851, 5853, РАБОТАЮЩИМИ ПО НУЛЕВОЙ СХЕМЕ

Проведені теоретичні дослідження, спрямовані на визначення геометричних параметрів тарільчатих переривчастих кругів, при шліфуванні якими створюються умови, що визначають необхідну якість поверхневого шару зубів оброблюваних коліс.

Проведены теоретические исследования, направленные на определение геометрических параметров тарельчатых прерывистых кругов, при шлифовании которыми создаются условия, предопределяющие требуемое качество поверхностного слоя зубьев обрабатываемых колес.

Theoretical studies sending to determination of dish discontinued wheels geometrical parameters and creating conditions to predetermine the required processed gear tooth surface layer quality in grinding are carried out.

1. Постановка проблемы. В редукторах авиационных двигателей применяются зубчатые колеса 3÷4 степени точности. Высокую точность таких колес можно обеспечить только шлифованием. Процесс зубошлифования сопровождается высокой теплонпряженностью. Под воздействием высоких температур на зубьях часто возникают прижоги, остаточные растягивающие напряжения и микротрещины. Для снижения температуры при шлифовании успешно применяются прерывистые круги. Особенно успешно они применяются при зубошлифовании двумя тарельчатыми кругами, так как в этом случае обработка производится «всухую», т.е. без применения СОЖ. Однако применение прерывистых тарельчатых кругов при зубошлифовании сдерживается отсутствием методик расчета их геометрических параметров. Расчет длин выступов и впадин абразивных кругов основывается на расчетах температур прерывистого шлифования. Проблемой теплонпряженности процесса зубошлифования занимались авторы [1], [2], [3], [4], [5], [6] и др., но температуру в зоне резания они рассчитывали для сплошного шлифования. Математические модели для определения температур, формируемых при прерывистом шлифовании и импульсной фрикционной обработке, приводятся в работах [7], [8], [9], эти модели нельзя использовать для расчета температур прерывистого зубошлифования тарельчатыми кругами на станках МАОГ, 5851, 5853.

2. Цель исследования. Целью настоящей работы является разработка методики выбора геометрических параметров прерывистых тарельчатых

кругов, применяемых при зубошлифовании на станках МААГ, 5851, 5853. Для этого необходимо разработать математическую модель для определения температуры, формируемой при прерывистом зубошлифовании на указанных станках.

3. Основные материалы исследования. Беря за основу одномерную теплофизическую схему и применяя принцип суперпозиции, разработана математическая модель для определения температур, формируемых при зубошлифовании прерывистыми тарельчатыми кругами на станках, работающих по нулевой схеме.

$$T_k = \frac{2 \cdot \psi}{\sqrt{c \cdot \rho_m \cdot \lambda}} \cdot \sum_{i=1}^k q_i \cdot \left[\sqrt{(k-i+1) \cdot \frac{l'_1}{V_{kp}} + (k-i) \cdot \frac{l'_2}{V_{kp}}} \cdot \operatorname{ierfc} \left(\frac{t - \sum_{i=1}^k t'_i}{\sqrt{(k-i+1) \cdot \frac{l'_1}{V_{kp}} + (k-i) \cdot \frac{l'_2}{V_{kp}}}} \right) - \sqrt{(k-i) \cdot \frac{(l'_1 + l'_2)}{V_{kp}}} \cdot \operatorname{ierfc} \left(\frac{t - \sum_{i=1}^k t'_i}{\sqrt{(k-i) \cdot \frac{(l'_1 + l'_2)}{V_{kp}}}} \right) \right] \quad (1)$$

где ρ_m, c, λ – плотность (кг/м^3), теплоемкость ($\text{Дж}/(\text{кг} \cdot ^\circ\text{C})$) и теплопроводность ($\text{Дж}/(\text{м} \cdot \text{с} \cdot ^\circ\text{C})$) обрабатываемого материала соответственно;
 ψ – коэффициент, показывающий, какая часть работы переходит в теплоту $\psi = 0,8$;

k – число режущих выступов, принимающих участие в перерезании адиабатического стержня. (рис.1)

$$k = \frac{\sqrt{2 \cdot r \cdot t_1}}{V_{обк.}} \cdot \frac{V_{kp}}{(l'_1 + l'_2)}, \quad (2)$$

где r – радиус закругления режущей кромки круга, $r = 0,4 \cdot m$;

m – модуль обрабатываемого колеса; l'_1 – длина режущего выступа;

l'_2 – ширина впадины;

$V_{обк.}$ – скорость обката;

V_{kp} – окружная скорость круга.

q_i – интенсивности тепловых потоков, формируемых при срезах металла отдельными режущими выступами прерывистого круга

$$q_i = \frac{P_{z,i} \cdot V_{kp}}{\Phi_i} \quad (3)$$

где $P_{z,i}$ – тангенциальная составляющая силы резания, возникающей от одновременного внедрения в i -ую полосу рабочей поверхности шлифовального круга всех нормальных составляющих элементарных слоев обрабатываемого материала;

Φ_i – площадь участка i -ой полосы рабочей поверхности шлифовального круга, входящего в состав площади пятна контакта инструмента с обрабатываемым зубом.

$$P_{z,i} = 0,469 \cdot A \cdot \left[\frac{t\gamma \cdot k'}{b} \right]^{0,25} \cdot \left(\frac{6,75 \cdot V_{о\delta\kappa} \cdot \sqrt{2 \cdot t_i}}{(R_{kp} - r) \cdot V_{kp}} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot t_i}{r}} \right)^{0,75} \cdot B_i \cdot \left(\frac{(X - S)(2 \cdot i - 1)}{2 \cdot k} \right)^{1,75} \quad (4)$$

где γ – половина угла при вершине зерна;

b – максимальная высота выступания режущих зерен над уровнем связки круга $b = (1 - \varepsilon) \cdot \bar{x}$; \bar{x} – зернистость круга; S – продольная подача;

$(1 - \varepsilon)$ – коэффициент, учитывающий высоту выступания зерен над связкой; $k' = \frac{3 \cdot m' \cdot (1 - \varepsilon)}{200 \cdot \pi \cdot \bar{x}^2}$;

m' – объемная концентрация зерен круга, %;

$m' = (60 - 2 \cdot N)$;

N – номер структуры шлифовального круга;

B_i – ширины участков рабочей поверхности круга

$$B_i = \sqrt{t_i'^2 + \left[\frac{(l'_1 + l'_2)}{V_{kp}} \cdot \frac{V_{о\delta\kappa}}{(\rho - t_1)} \cdot \left(\rho - \sum_{j=1}^i t'_j \right) \right]^2}, \text{ где } 1 \leq i \leq k \quad (5)$$

где ρ – радиус кривизны эвольвенты;

$$t_i = t_1 - \sum_{j=1}^{i-1} t'_j, \text{ где } 2 \leq i \leq k$$

$$t'_1 = \sqrt{r^2 - \left\{ \left(1 - \frac{i}{k} \right) \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot t_1}{r}} \cdot [r + (\rho - t_1)] \right\}^2} - (r - t_1), \quad (6)$$

$$t'_i = \sqrt{r^2 - \left\{ \left(1 - \frac{i}{k} \right) \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot t_1}{r}} \cdot [r + (\rho - t_1)] \right\}^2} - (r - t_1) - \sum_{j=1}^{i-1} t'_j, \text{ где } 2 \leq i \leq k \quad (7)$$

$$\Phi_i = \frac{(X - S) \cdot B_i \cdot (2 \cdot i - 1)}{2 \cdot k}, \text{ где } 1 \leq i \leq k \quad (8)$$

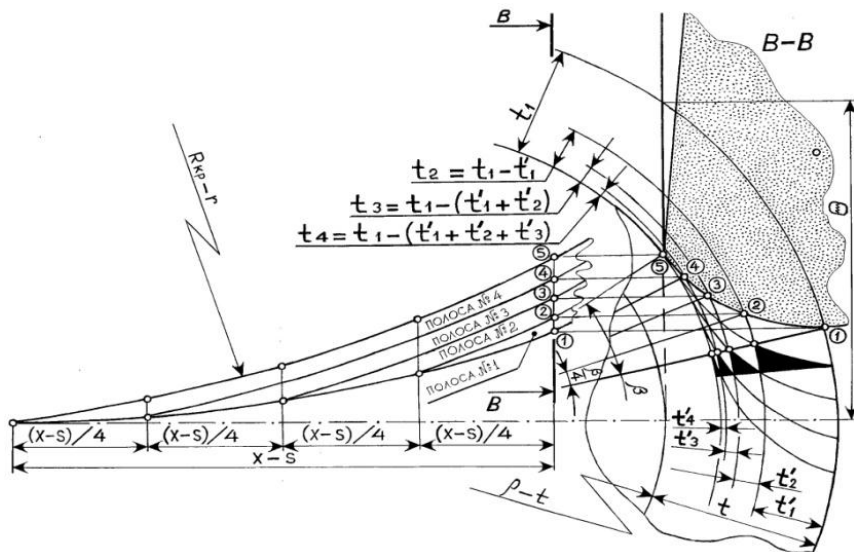


Рисунок 1 – Перерезание адиабатического стержня отдельными выступами прерывистого круга

Моделирование характера нарастания температуры в фиксированной точке профиля зуба осуществлялось по схеме (рис.1), в которой количество разбивок зоны контакта на отдельные полосовые участки равно числу режущих выступов, принявших участие в перерезании стержня, расположенного по нормали к обрабатываемой поверхности.

В структуре формулы (1) заложено суммирование приростов температур ΔT_i , формируемых в точке, расположенной на глубине резания t , при действии на эту точку тепловых потоков разных интенсивностей q_i (рис.2, 3).

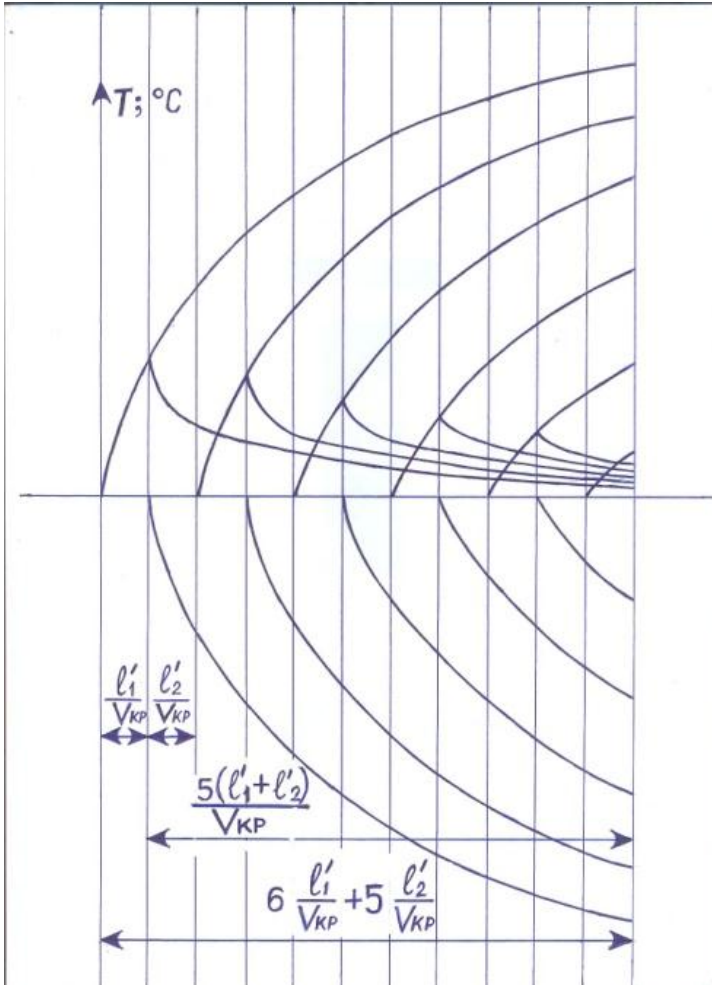


Рисунок 2 – Схема формирования тепловых импульсов при прерывистом шлифовании

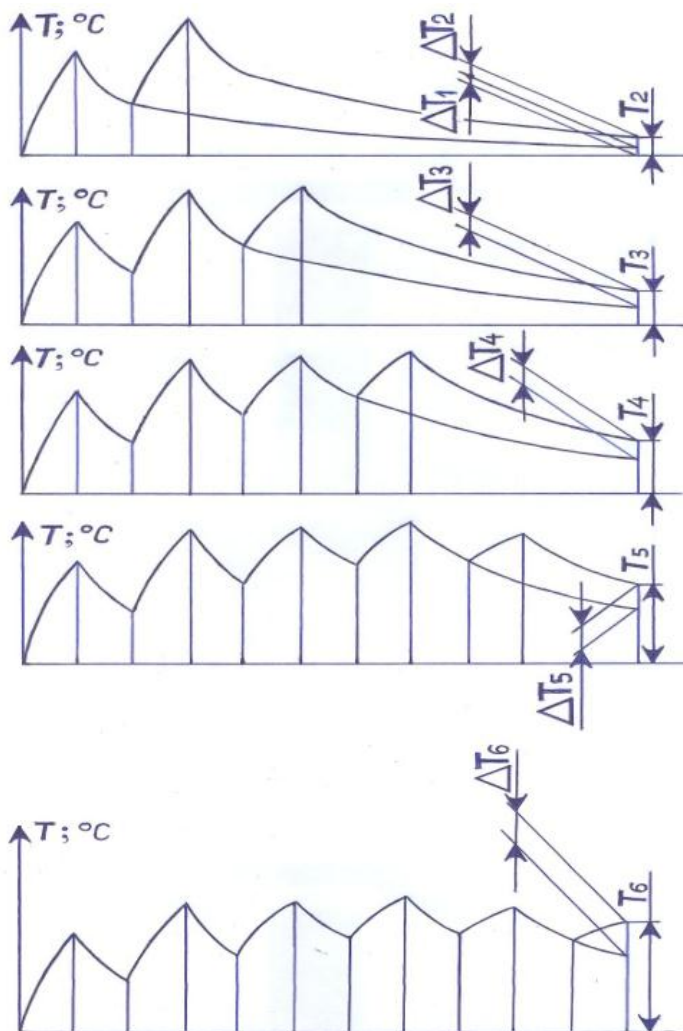


Рисунок 3 – Приросты температур, формируемых при снятии обрабатываемого материала отдельными режущими выступами прерывистого шлифовального круга

Используя математическую модель (1)÷(8) были произведены расчеты температур, формируемых при зубошлифовании прерывистыми тарельчатыми кругами с разным числом n режущих выступов и разными

соотношениями длин впадин и выступов $K_{np} = l'_2/l'_1$. Результаты расчетов приведены на рис.4.

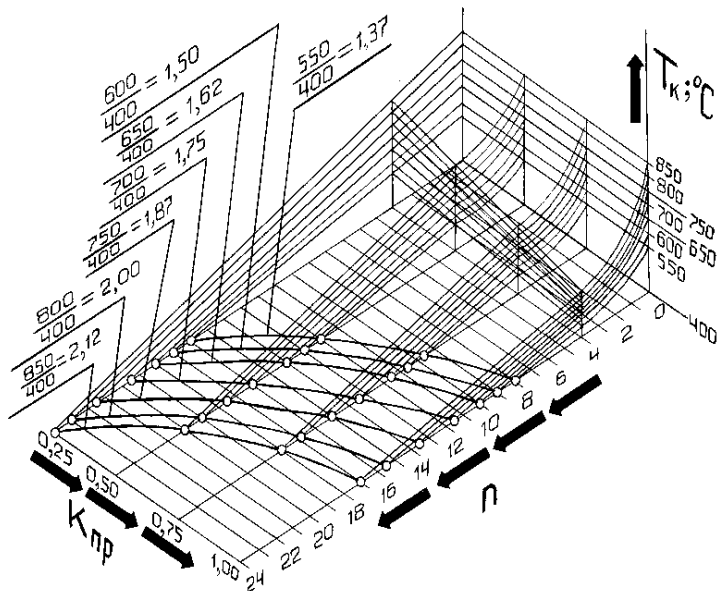


Рисунок 4 – Зависимости температуры прерывистого шлифования T_k от числа режущих выступов на круге для разных значений $K_{np} = l'_2/l'_1$ при исходных температурах (температурах сплошного шлифования)
 $T_{сл.} = 850^{\circ}\text{C}; 800^{\circ}\text{C}; 750^{\circ}\text{C}; 700^{\circ}\text{C}; 650^{\circ}\text{C}; 600^{\circ}\text{C}; 550^{\circ}\text{C}$

На рис.4 показаны температуры $T_k = 850^{\circ}\text{C}$, 800°C , 750°C , $T_k = 700^{\circ}\text{C}$, 650°C , 600°C , 550°C , сформированные при шлифовании абразивным инструментом с непрерывной рабочей поверхностью на разных режимах, и снижение этих температур до уровня $T_k = 400^{\circ}\text{C}$, что достигается применением прерывистых шлифовальных кругов. На рис.4 в плоскости $(K_{np}; n)$ показано семейство кривых, представляющих собой геометрические множества точек, каждая из которых является такой совокупностью коэффициента прерывистости K_{np} и числа режущих выступов на круге, при которой температура прерывистого шлифования равна 400°C . Из рисунка

видно, что понизить температуру прерывистого шлифования можно увеличением числа впадин на абразивном инструменте и увеличением величины отношения их длин к длинам режущих выступов.

На рис. 5 показаны зависимости температуры T_k от количества режущих выступов n на прерывчатом шлифовальном круге, рассчитанные для двух значений коэффициента прерывистости $K_{пр} = 0,333$ и $K_{пр} = 1$. Расчеты температур проводились по формуле (1) для $4 \leq n \leq 160$.

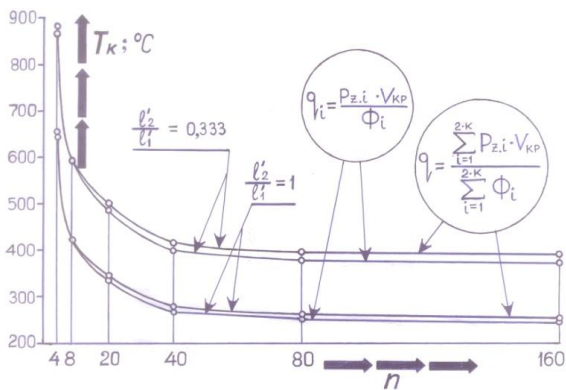


Рисунок 5 – Зависимости температуры T_k от количества режущих выступов n на прерывчатом шлифовальном круге, рассчитанные для следующих условий:

$$D_{kp} = 225 \cdot 10^{-3} \text{ м}; V_{kp} = 30 \text{ м/с}; S = 3,57 \cdot 10^3 \text{ м/кв.ч.}; t = 0,08 \cdot 10^{-3} \text{ м};$$

$$V_{обк} = 0,044 \text{ м/с}; N = 7; \bar{x} = 25 \cdot 10^{-6} \text{ м}; m = 8 \cdot 10^{-3} \text{ м}; \lambda = 16,7 \text{ Вт/ (Г.°С)};$$

$$\psi = 0,8; \gamma = 45^\circ; c \cdot \rho_m = 4,175 \cdot 10^6; A = 210000$$

На рис. 5 видно, что с увеличением количества режущих выступов n на круге происходит снижение температуры шлифования T_k . Увеличение количества режущих выступов $n = 40$ сопровождается интенсивным снижением температуры T_k . Дальнейшее увеличение количества выступов ($n > 40$) нецелесообразно, так как не приводит к заметному снижению теплонапряженности.

4. Выводы. Получена математическая модель (1)...(8) для определения температуры, формируемой при зубошлифовании прерывистыми тарельчатыми кругами на станках МААГ. 5851, 5853. Исследование математической модели (1)...(8) показало, что понизить температуру

прерывистого шлифования можно увеличением количества прорезей на абразивном круге при неизменной величине отношения длин впадин к длинам выступов. Установлено, что нецелесообразно изготавливать прерывистые круги, у которых число впадин больше 40.

Список использованных источников: 1. Калинин Е.П. Исследование процесса зубошлифования на станках с червячным абразивным кругом в связи с нахождением путей устранения прижогов и трещин//Автореферат дис. на соиск. уч. степ. кандидата техн.наук/05.02.08/ ППИ. – Пермь, 1966. – 24с. 2. Головизин А.С. Пути повышения качества поверхностного слоя при шлифовании конических колес с круговыми зубьями//Автореферат дис. на соиск. уч. степ. кандидата техн.наук/05.02.08/ ППИ. – Пермь, 1968. – 28с. 3. Бояршинов Ю.А. Разработка и исследование способов повышения качества поверхностного слоя при шлифовании высокоточных зубчатых колес//Автореферат дис. на соиск. уч. степ. кандидата техн. наук/05.02.08/ ППИ. – Пермь, 1970. – 19с. 4. Бахвалов В.А. Исследование влияния параметров процесса зубошлифования конусным кругом и исходного состояния материала на качество поверхностного слоя//Автореферат дис. на соиск. уч. степ. кандидата техн. наук/05.02.08/ ОПИ. – Одесса, 1977. – 16с. 5. Лебедев В.Г. Технологические основы управления качеством поверхностного слоя при шлифовании//Автореферат дис. на соиск. уч. степ. доктора техн.наук/05.02.08/ КПИ. – Киев, 1991. – 33с. 6. Нежебовский В.В. Технологическое обеспечение качества обработки зубчатых колес приводов шахтных конвейеров на операциях зубошлифования//Автореферат дис. на соиск. уч. степ. кандидата техн.наук/05.02.08/ ХПИ. – Харьков, 2011. – 20с. 7. Лищенко Н.В., Ларшин В.П., Якимов А.В. Определение температуры прерывистого шлифования//Пр. Одес. Політехн. Ун-ту.– Одеса, 2012. – Вип.2(39). – С.80-85. 8. Ларшин В.П., Лищенко Н.В. Определение температуры шлифования при импульсном тепловом потоке//Інформаційні технології в освіті, науці та виробництві: Зб. наук праць.– Одеса, 2013. – Вип.1(2). – С.41-49. 9. Гурей І.В. Технологічне забезпечення якості та експлуатаційних властивостей виробів параметрами імпульсної фрикційної обробки//Автореферат дис. на здоб. наук. ступ. доктора техн.наук/05.02.08/ ОНПУ. – Одеса, 2002. – 36с.

Bibliography (transliterated): 1. Kalinin E.P. Issledovanie processa zuboshlifovaniya na stankah s chervyachnym abrazivnym krugom v svyazi s nahozhdeniem putej ustraneniya prizhogov i treshhin//Avtoreferat dis. na soisk. uch. step. kandidata tehn.nauk/05.02.08/ PPI. - Perm', 1966. - 24s. 2. Golovizin A.S. Puti povysheniya kachestva poverhnostnogo sloja pri shlifovanii konicheskikh koles s krugovymi zub'yami//Avtoreferat dis. na soisk. uch. step. kandidata tehn.nauk/05.02.08/ PPI. □ Perm', 1968. - 28s. 3. Bojarshinov Ju.A. Razrabotka i issledovanie sposobov povysheniya kachestva poverhnostnogo sloja pri shlifovanii vysokotочnykh zubchatykh koles//Avtoreferat dis. na soisk. uch. step. kandidata tehn. nauk/05.02.08/ PPI. - Perm', 1970.- 19s. 4. Bahvalov V.A. Issledovanie vlijanija parametrov processa zuboshlifovaniya konusnym krugom i ishodnogo sostojanija materiala na kachestvo poverhnostnogo sloja//Avtoreferat dis. na soisk. uch. step. kandidata tehn. nauk/05.02.08/ OPI. - Odessa, 1977. - 16s. 5. Lebedev V.G. Tehnologicheskie osnovy upravlenija kachestvom poverhnostnogo sloja pri shlifovanii//Avtoreferat dis. na soisk. uch. step. doktora tehn.nauk/05.02.08/ KPI. - Kiev, 1991. - 33s. 6. Nezhebovskij V.V. Tehnologicheskoe obespechenie kachestva obrabotki zubchatykh koles privodov shahtnykh konveerov na operacijah zuboshlifovaniya//Avtoreferat dis. na soisk. uch. step. kandidata tehn.nauk/05.02.08/ HPI. - Har'kov, 2011. - 20s. 7. Lishhenko N.V., Larshin V.P., Jakimov A.V. Opredelenie temperatury preryvistogo shlifovaniya//Pr. Odes. Politehn. Un-tu.- Odessa, 2012. - Vip.2(39). - S.80-85. 8. Larshin V.P., Lishhenko N.V. Opredelenie temperatury shlifovaniya pri impul'snom teplovom potoke//Informacijni tehnologii v osviti, nauci ta virobniactvi: Zb. Nauk Prac '- Odessa, 2013. - Vip.1(2). - S.41-49. 9. Gurej I.V. Tehnologichne zabezpechennja jakosti ta ekspluatacijnih vlastivostej vrobiv parametrami impul'snoi frikcijsnoi obrobki//Avtoreferat dis. na zdob. nauk. stup. doktora tehn.nauk/05.02.08/ ONPU. - Odessa, 2002. - 36s.

Поступила в редколлегию 16.09.2013

СЛОВО О ЮБИЛЯРАХ

ПРОФЕСОР КАЛЬЧЕНКО ВІТАЛІЙ ІВАНОВИЧ (ДО 80-РІЧЧЯ З ДНЯ НАРОДЖЕННЯ)

Кальченко Віталій Іванович народився 1-го травня 1934 року в м. Харкові. Після закінчення з відзнакою Харківського машинобудівного технікуму був направлений на подальше навчання до Харківського політехнічного інституту, який закінчив у 1961 році зі спеціальності «Технологія машинобудування, металорізальні верстати і інструмент», був направлений на роботу у дослідно-конструкторське бюро шліфувальних верстатів (ДКБШВ) при Харківському верстатобудівному заводі ім. Косіора, де працював на посадах інженера-конструктора, провідного конструктора, начальника сектора спеціальних верстатів.

Талант конструктора і організатора проявився у 1964 році, коли Германія відмовилась поставляти труби великого діаметра, які потрібні для транспортування газу та нафти та виготовлення ракет і за завданням керівництва держави необхідно було впродовж року спроектувати і виготовити нові верстати для шліфування валків трубовальцевих станів.

В бюро, де працювало понад 300 конструкторів, на Вченій раді інституту одноставно було затверджено його кандидатуру на посаду провідного конструктора, який відповідає за розробку, виготовлення та впровадження нових верстатів, що було дуже важким випробуванням для молодого конструктора, який розробив і впровадив, на той час, тільки 2 верстата. Під час розробки ним був запропонований новий спосіб і технологія шліфування різноманітних поверхонь зі схрещеними осями деталі і круга. Цей напрямок в подальшому розробляють відомі фірми Німеччини “Junker”, “Metabo” та “Waldrich siegen”.

Через рік перший верстат був впроваджений на Електростальському заводі важкого машинобудування. В порівнянні з існуючою технологією він забезпечив підвищення точності на два класи і продуктивності в чотири рази, що підтверджено коментарем головного інженера Електростальського заводу Верніка Б.О. у центральній газеті «Правда» (м. Москва) від 18 жовтня 1965 року, стаття «Высокая точность».

Пізніше ним було розроблено гами верстатів ХШ 3-45М, ХШ 3-47, ХШ 3-48, які були встановлені на трубовальцевих і листовальцевих заводах України, СНД, Болгарії, Єгипта, Чилі та в інших державах. Більшість верстатів цих моделей, виготовлених Харківським верстатобудівним заводом ім. С.В. Косіора, на заводах замовників впроваджувались під керівництвом Віталія Івановича, який працював в якості шеф-майстра.

Під його керівництвом розроблені також верстати моделей ХШ9-05, ХШ9-06 для шліфування труб, модель ХШ9-16 – для шліфування слябів,

модель ХШ9-18 – лопастей турбін і повітряних гвинтів, автоматична лінія ПЛБ для шліфування шийок колінчастих валів двигуна КАМАЗ.

У 1972 році під керівництвом академіка АН СРСР В.І. Дикушина в Експериментальному науково-дослідному інституті металорізальних верстатів у м. Москві захистив кандидатську дисертацію зі спеціальності «Металорізальні верстати». Після захисту якої був направлений в Чернігівський філіал Київського політехнічного інституту, де працював на посаді доцента, і через пів року отримав атестат доцента, як провідний спеціаліст промисловості. Крім педагогічної роботи організував конструкторське бюро, в якому виконувались як держбюджетні, так і хоздоговірні науково-дослідні роботи. Під його керівництвом були розроблені і впроваджені верстати для обробки турбінних лопаток для Харківського підприємства «Турбоатом», верстати для шліфування сферичних поверхонь кранів пожежних машин «Пожмашина» (м. Прилуки) та для шліфування торців пружин на Чернігівському підприємстві «Агрореммаш».

У 1994 році в Харківському політехнічному університеті захистив докторську дисертацію на тему «Научные основы шлифования криволинейных поверхностей с управляемой ориентацией абразивного инструмента» зі спеціальностей «Технологія машинобудування» і «Процеси механічної обробки, верстати і інструмент».

Доктор технічних наук, професор Кальченко Віталій Іванович двадцять п'ятий рік працює завідувачем кафедри «Інтегровані технології машинобудування і автомобілі» Чернігівського національного технологічного університету. За вклад в отриманні кафедрою і університетом четвертого рівня акредитації був нагороджений Міністерством освіти України знаком «Відмінник освіти України», посвідчення №42447, наказ міністра №688-к від 29 вересня 1999 р. У 2008 р. відкрив на кафедрі новий напрям підготовки фахівців «Автомобільний транспорт», крім існуючого «Інженерна механіка». Нагороджений грамотою МОНУ (наказ №679 від 07.07.2010 р., міністр Д.В. Табачник), як завідувач кафедри ЧНТУ, науковий керівник переможців Всеукраїнського конкурсу студентських наукових робіт з природничих, технічних і гуманітарних наук 2009/2010 н.р. з напрямку «Машинознавство».

По запропонованому ним напрямку: «шліфування зі схрещеними осями інструменту та деталі» підготовлено 2 докторські і 7 кандидатських дисертацій. Ним написано 7 монографій, понад 300 наукових праць, 4 посібника з грифом Міністерства освіти і науки України, отримано більше 100 авторських свідоцтв СРСР та патентів України.

На кафедрі працює аспірантура та докторантура, відкрита спеціалізована вчена рада К 79.050.02 по захисту кандидатських дисертацій, головою якої він є.

Кальченку В.І. за вагомий особистий внесок у розвиток вітчизняної науки, зміцнення науково-технічного потенціалу України наказом президента України від 21 листопада 2012 року №646/2012 присвоєно почесне звання «Заслужений діяч науки і техніки України» посвідчення №2309.

Професор В.І. Кальченко підтримує тісні науково-педагогічні зв'язки з колегами з альма-матер, при кожному випадку підкреслює свою щирю вдячність і глибоку повагу до своїх професійних витоків, до Харківського політехнічного інституту.

СОДЕРЖАНИЕ

<i>Абдулкеримов И.Д.</i> Технологическое обеспечение герметичности резьбовых соединений деталей пневмоаппаратуры на основе поверхностно пластического деформирования	3
<i>Агу Коллинз, Узунян М.Д.</i> Исследование и анализ остаточных напряжений при алмазно-искровом шлифовании твердых сплавов с применением технологии минимальной смазки	11
<i>Брижан Т.М., Крюкова Н.В.</i> Теоретический анализ условий уменьшения силы резания при механической обработке	18
<i>Верещака А.С., Верещака А.А., Бубликов Ю.И., Оганян М.Г.</i> Наноразмерные многослойно-композиционные покрытия для повышения износостойкости и работоспособности твердосплавных концевых фрез	26
<i>Внуков Ю.Н., Дядя С.И., Козлова Е.Б., Логоминов В.А., Шевченко А.В.</i> Влияние угла наклона винтовой режущей кромки концевой цилиндрической фрезы на уровень возбуждения вибраций при обработке тонкостенной детали	43
<i>Гавриш А.П., Роик Т.А., Вицюк Ю.Ю.</i> Сверхтонкое ультразвуковое шлифование гибкими алмазными лентами деталей из износостойких композитов на основе алюминия	51
<i>Гуцаленко Ю.Г.</i> Сравнительный анализ ресурсного потенциала алмазных кругов с режущими зернами различного заострения и притупления в процессах тонкого чистового шлифования	56
<i>Деревянченко А.Г., Волков С.К., Марченко Е.Н., Криницын Д.А.</i> Формирование первичных образов режущей части с использованием СТЗ для диагностирования состояний инструментов на основе анализа 3D-моделей	62
<i>Дмитриева С.Ю.</i> Расчет геометрических параметров прерывистых кругов с учетом температуры шлифования	70
<i>Доброскок В.Л., Витязев Ю.Б., Позарский А.В.</i> Повышение точности построения изделий на установках селективного лазерного спекания	77

<i>Доброскок В.Л., Шпилька А.Н., Котляров В.Б.</i> Получение триангуляционной модели рельефа рабочей поверхности шлифовальных кругов	85
<i>Залого В.А., Назорный В.В.</i> Контроль качества обработки и состояния режущего инструмента по звуку, сопровождающему процесс резания	93
<i>Кальченко В.И., Кальченко Д.В.</i> Модульное 3D-моделирование инструментов, процесса снятия припуска и формообразования при шлифовании со скрещивающимися осями коленчатого вала и круга	107
<i>Ковалев В.Д., Васильченко Я.В., Мельник М.С.</i> Управление режимами обработки на тяжелом токарном станке посредством PLC модулей	115
<i>Коломиец Л.В., Клещев Г.М.</i> Исследование модели сложного инструмента – штампов холодного листового штампования	124
<i>Криворучко Д.В., Осадчий И.О.</i> Современные достижения в области изготовления зубчатых колес из композиционных материалов	134
<i>Кузей А.М., Лебедев В.Я.</i> Механизмы изнашивания алмазота в однокристалльном инструменте при правке абразивных кругов	145
<i>Лавриненко В.И., Смоквина В.В., Петасюк Г.А., Ильницкая Г.Д.</i> Исследование влияния морфометрических характеристик зерен СТМ на режущую способность алмазно-абразивного инструмента	153
<i>Ларшин В.П., Лищенко Н.В.</i> Технологическая диагностика сверления отверстий малого диаметра на станках с ЧПУ	159
<i>Марчук В.И., Марчук И.В., Лукьянчук Ю.А.</i> Обеспечение качества и эффективности изготовления роликов подшипников во время обработки прерывистым шлифовальным инструментом	170
<i>Оборский Г.А., Оргиян А.А., Голобородько А.М., Перпери Л.М.</i> Математическая модель динамической системы процесса резания однолезвийной разверткой одностороннего резания	179
<i>Онисько О.Р., Витвицкий В.С.</i> Аналитический расчет профиля режущей кромки резца для изготовления внутренней треугольной резьбы труб нефтегазового сортамента	186

<i>Панчук В.Г.</i> Алгоритм расчета профиля задней поверхности радиального фасонного резца в зависимости от значения величины переднего угла	193
<i>Пыжов И.Н., Клименко В.Г.</i> Некоторые особенности многопроходного плоского торцевого шлифования	201
<i>Стрельчук Р.М.</i> Работоспособность алмазных зерен при микрорезании твердых сплавов из наноразмерных зерен монокарбида вольфрама	211
<i>Тонконогий В.М., Оргиян А.А., Голобородько А.М., Перпери Л.М.</i> Механизм возникновения колебаний при обработке однолезвийными коническими развертками одностороннего резания	215
<i>Хейфец М.Л., Клименко С.А.</i> Анализ термодинамических неустойчивостей при стружкообразовании	223
<i>Якимов А.А.</i> Определение температуры, возникающей при зубошлифовании прерывистыми кругами на станках МААГ. 5851, 5853, работающими по нулевой схеме	236
СЛОВО О ЮБИЛЯРАХ	
<i>Кальченко Виталий Иванович (к 80-летию со дня рождения)</i>	245

Научное издание

**РЕЗАНИЕ И ИНСТРУМЕНТ
в технологических системах**

СБОРНИК НАУЧНЫХ ТРУДОВ

Выпуск 84

Составитель *проф. Грабченко А. И.*

Оригинал-макет *Крюкова Н.В.*

В авторской редакции

Підп. до друку 19.08.2012 .Формат 60×90 1/16 .

Папір Сору Рарег. Друк - ризографія. Гарнитура Таймс. Умов.друк.арк. 10,0.

Облік.вид.арк 11,0. Наклад 300 прим. 1-й завод 1-100. Зам. №

Ціна договірна.

Видавничий центр НТУ "ХПІ".

Свідоцтво про державну реєстрацію ДК № 116 від 10.07.2000

61002, м. Харків, вул. Фрунзе, 21

Друкарня ДП ХМЗ "ФЕД", 61023, Харків, вул. Сумська, 132