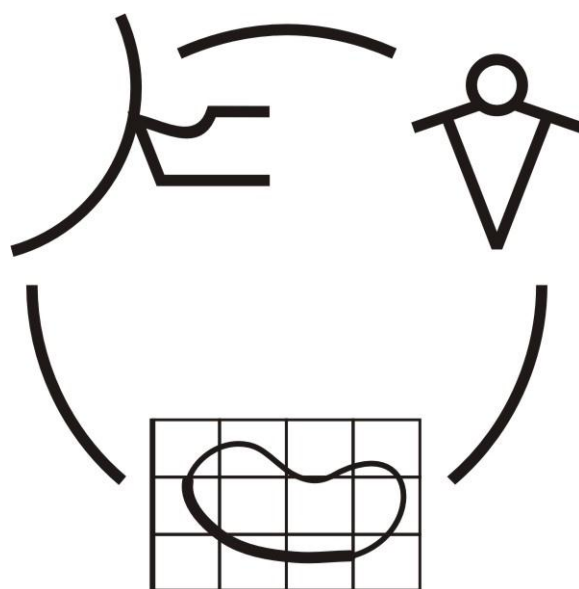


Міністерство освіти і науки України
Донбаська державна машинобудівна академія

**НАДІЙНІСТЬ ІНСТРУМЕНТУ
ТА
ОПТИМІЗАЦІЯ ТЕХНОЛОГІЧНИХ СИСТЕМ**

Збірник наукових праць
Випуск 29



КРАМАТОРСЬК 2011

УДК 621.9: 658.3: 658.5: 519.8

**НАДЕЖНОСТЬ ИНСТРУМЕНТА
И ОПТИМИЗАЦИЯ
ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ СИСТЕМ**

Сборник научных работ

Выпуск 29 – 2011

Основатель

Донбасская государственная
машиностроительная академия

Свидетельство

про государственную регистрацию

серия КВ 15277-3849Р

от 30.04.2009

**НАДІЙНІСТЬ ІНСТРУМЕНТУ
ТА ОПТИМІЗАЦІЯ
ТЕХНОЛОГІЧНИХ СИСТЕМ**

Збірник наукових праць

Випуск 29- 2011

Засновник

Донбаська державна
машинобудівна академія

Свідоцтво

про державну реєстрацію

серія КВ 15277-3849Р

від 30.04.2009

Надежность инструмента и оптимизация технологических систем. Сборник научных трудов. – Краматорск, вып. №29, 2011. – 248 с.

Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Збірник наукових праць. – Краматорськ, вип. №29, 2011. – 248 с.

Reliability of the tool and optimisation of technological systems. Collection of of science papers. - Kramatorsk, №29, 2011. – 248 p.

Редакційна рада: **Мироненко Є.В.**, д-р техн. наук, проф. (Голова редакційної колегії); **Клименко Г.П.**, д-р техн. наук, проф.; **Ковалевський С.В.**, д-р техн. наук, проф.; **Ковальов В.Д.**, д-р техн. наук, проф. (заступники голови редакційної колегії); **Гузенко В.С.**, к.т.н., проф. (відповідальний секретар редакційної колегії); **Алієв І.С.**, д-р техн. наук, проф.; **Грабченко А.І.**, д-р техн. наук, проф.; **Залога В.О.** д-р техн. наук, проф.; **Заблоцький В.К.**, д-р техн. наук, проф.; **Кассов В.Д.**, д-р техн. наук, проф.; **Клименко С.А.**, д-р техн. наук, проф.; **Колот А.В.**, д-р техн. наук, доц.; **Кузнєцов Ю.М.**, д-р техн. наук, проф.; **Матюха П.Г.**, д-р техн. наук, проф.; **Михайлов О.М.**, д-р техн. наук, проф.; **Пермяков О.А.**, д-р техн. наук, проф.; **Равська Н.С.**, д-р техн. наук, проф.; **Роганов Л.Л.**, д-р техн. наук, проф.; **Рогов В.О.**, д-р техн. наук, проф., (Россия); **Сатонін О.В.**, д-р техн. наук, проф.; **Струтинський В.Б.**, д-р техн. наук, проф.; **Тарасов О.Ф.**, д-р техн. наук, проф.; **Федорінов В.А.**, к.т.н., проф. (члени редакційної колегії).

Статті прорецензовані членами редакційної колегії.
Матеріали випуску друкуються на мові оригінала.

ISSN 2222-9000

© Донбасская государственная машиностроительная академия, 2011

© Донбаська державна машинобудівна академія, 2011

© Donbass State Engineering Academy, 2011

РОЗДІЛ 1

ПРОЦЕСИ ТА ІНСТРУМЕНТИ МЕХАНООБРОБКИ

УДК 621.9.15

Мироненко Е.В., Ковалёв Д.Г.
ДГМА, Краматорск, Украина

О ХАРАКТЕРИСТИКАХ ОТКАЗОВ СБОРНЫХ РЕЗЦОВ ПРИ ТОЧЕНИИ НА ТЯЖЕЛЫХ КАРУСЕЛЬНЫХ СТАНКАХ

Введение

При черновой обработке на тяжелых токарных станках режущая часть инструмента подвергается сложным воздействиям механических и тепловых нагрузок. С точки зрения физики процесса резания имеют место различные виды отказов: абразивно-механический, адгезионный, диффузионный, контактное разрушение и пластическое деформирование режущей кромки.

Как показали проведенные исследования температурные колебания, вызванные прерывистым характером резания, приводят к возникновению микротрещин, перпендикулярных режущей кромке. Эти трещины приводят к выкрашиванию мелких частиц из режущей кромки, что влечет за собой ухудшение качества обрабатываемой поверхности и к увеличению износа по задней поверхности. Выкрашивание также может быть связано с наростообразованием.

Очень высокая температура в зоне резания в сочетании с контактными нагрузками приводит к опусканию режущей кромки в области вершины резца или деформации со стороны задней поверхности. Это ухудшает дробление стружки, качество обработанной поверхности, а дальнейший рост износа по задней поверхности может привести к поломке пластины.

Если проанализировать процесс обработки на тяжелых карусельных станках, то отказы, связанные с резанием можно разделить на регулярные и нерегулярные.

Регулярные - это те отказы, которые происходят всегда (например: износ инструмента до допустимого критерия), и нерегулярные, которые происходят с некоторой вероятностью, например, поломка инструмента. Нерегулярные отказы увеличивают значение времени резания и увеличивают нестабильность производства.

Основная часть

Отказы могут быть независимыми и зависимыми. Поломки режущей пластины в некоторых случаях могут быть зависимыми и происходить из-за ошибок в управлении станком или несвоевременной смены инструмента.

Отказы могут происходить из-за постоянного накопления повреждений (износ, усталостное повреждение режущей пластины, опоры, прихвата) или внезапных повреждений (поломки пластины из-за перегрузок, неметаллических включений в поверхностном слое детали, неравномерности припуска).

Отказы влияют на эффективность механической обработки. Неустраняемые отказы влекут за собой тяжелые последствия, связанные с выходом из строя всей технологической системы.

На основе изучения состояния резцов в процессе обработки деталей на тяжелых карусельных станках была осуществлена классификация отказов инструмента.

С точки зрения физики процесса резания и природы потери работоспособности

інструмента, отказы можно разделить на:

1. Разрушение по сечению с отделением крупных частей.
2. Законтатное разрушение относительно тонких слоев (скалывание).
3. Контактное разрушение режущего лезвия (выкрашивание).
4. Пластическое деформирование модуля.

Наиболее распространенными отказов агрегатно-модульного инструмента при съеме больших сечений среза является пластическое деформирование узла крепления модуля, корпуса модуля в месте соединения с пластинчатым суппортом токарного станка, узла ограничения перемещения модуля.

При работе на высоких скоростях > 90 м/мин и подачах $> 1,5$ мм/об имеет место пластическое деформирование контактных поверхностей прихвата-стружколома и опорной пластины в месте контакта с твердосплавной режущей пластиной.

Специфическим отказом инструмента на тяжелом карусельном станке может быть поломка специальной твердосплавной пластины, по толщине в результате неполной нагрузки режущей кромки составляющей $1/3$ ее длины.

При неправильно выбранной форме передней поверхности возможны сколы и выкрашивания неработающей режущей кромки сходящей стружкой, что приводит к уменьшению числа периодов стойкости специальных перетачиваемых твердосплавных пластин.

При снятии больших сечений среза традиционно считалось, что необходимо повышать подачу при одновременной уменьшении скорости резания. Так при обработке корпусов при глубине резания до 40мм и подачей (1,2...1,6)мм/об рекомендовалось применять скорость резания $V = (40... 60)$ м/мин для твердых сплавов без износостойких покрытий [1]. Проведенные ранее исследования [2] показали, что нанесение износостойких покрытий на твердосплавные пластины из сплава Т5К10 или Т15К6 при черновой и получистовой обработке не дали положительного эффекта. Для повышения эффективности черновой и получистовой обработки на тяжелых карусельных станка был спроектирован специальный резцовый блок под пластину с длиной режущей кромки $l = 40$ мм.

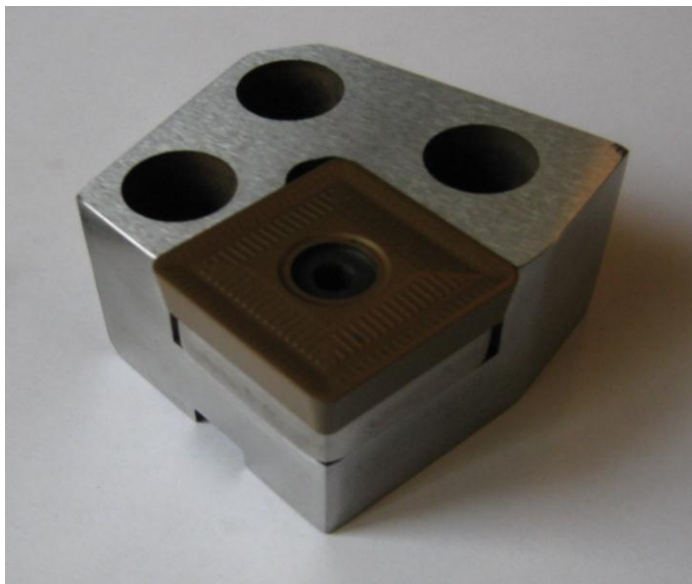


Рис. 1 - Специальные резцовый блок для черновой и получистовой обработки

Изучение состояния пластин используемых в блоке, после отказа показало, что они изношены по главной задней, переходной (у вершины) и по передней поверхностям (рис. 2а, 2б). При подаче более 1,6 мм/об имела место незначительная пластическая деформация вершины (рис. 2в). Примерно 20 % всех работавших пластин имели контактные разрушения

– выкрашивания режущей кромки и передней поверхности (рис. 2а, 2б, 2г).

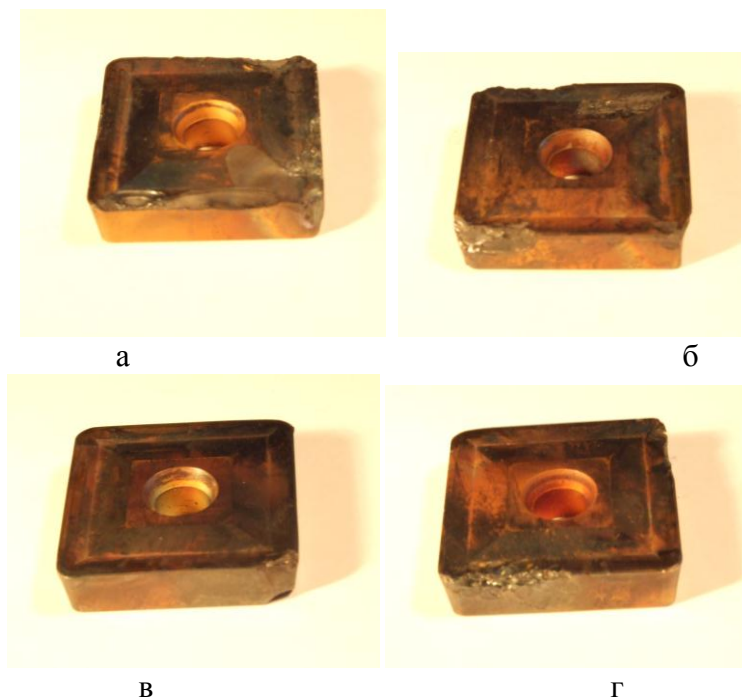


Рис. 2 – Виды отказов твердосплавных пластин с покрытиями при черновой обработке

С ростом подачи число различных разрушений, включая выкрашивание, возросло до 15%. Это дает основание считать, что стойкость отражает не только износостойкость, но и в определенной мере прочность инструмента.

Анализировались также статистические данные наблюдений за процессом обработки при черновом точении конструкционных сталей типа 40Х, 40ХН, 60ХГС (НВ 210-240). При обработке конструкционных сталей глубина резания составляла $t=15-20$ мм, а подача $S=1,2-1,6$ мм/об.

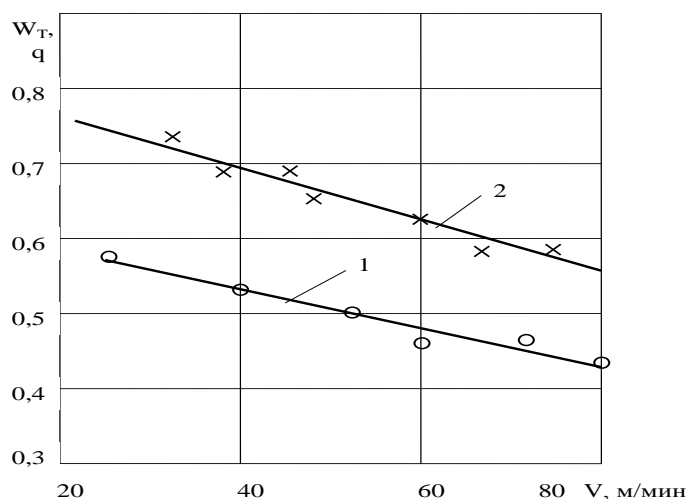


Рис. 3 - Влияние скорости резания на величину процента поломок и выкрашиваний (1), величину коэффициента вариации периода стойкости (2) $S=1.6$ мм/об

Отметим, что в зоне малых скоростей не только увеличивается доля разрушенных резцов, но и растет коэффициент вариации периода стойкости (рис. 3). Таким образом установлено, что при снятии больших сечений среза на тяжелых карусельных станках резание с относительно малыми скоростями не только не даёт преимуществ в увеличении периода стойкости, но и вызывает значительные потери на производстве из-за разрушений

інструмента и снижения стабильности работы.

Выводы

Анализ отказов инструмента позволяет сделать вывод, что отказы бывают зависимыми и независимыми. Поломка пластинки может быть результатом предшествующего выкрашивания, пластической деформации прихвата-стружколома или опорной пластины под действием больших сил резания и высокой температуры на рабочих поверхностях инструмента. Типичные виды разрушений черновых резцов представленные на рис. 1.

Анализ структуры отказов инструмента позволяет наметить пути повышения его качества. Поэтому перед началом проектирования нового агрегатно-модульного инструмента необходимо наряду с анализом условий эксплуатации изучить структуру отказов эксплуатируемого инструмента на данном оборудовании.

Анализ статистических данных показывает, что на тяжелых станках при черновом и получистовом точении на экономически целесообразных режимах, доля поломок колеблется от 20% до 40 % от всех видов отказов.

Это указывает на то, что проблемы обеспечения прочности главным образом касаются тяжело нагруженного инструмента для чернового и получистового точения.

Перечень источников литературы: 1. Хае Г.Л. Прочность режущего инструмента. М.: Машиностроение, 1975.-168с. 2. Васин С.А., Верещака А.С., Кушнер В.С. Резание материалов. Термомеханический подход к системе взаимосвязей при резании. Учебн. Пос. - М.: МГТУ им. Баумана, 2001. - 448с. 3. Мироненко Е.В. Модели формирования стружкозавивающих канавок при снятии больших сечений среза // Резание и инструмент в технологических системах. Межд. Научн-техн. сборник.- Харьков: НТУ ХПИ.-2002.-Вып. 61.-с. 141-146 4. Ми-роненко Е.В. Выбор оптимальных типов конструкций и форм передней по-верхности сборных резцов // Высокие технологии в машиностроении. Сбор-ник научных трудов: ХГПУ. - Харьков, 1997. - С. 193 - 194.

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

О ХАРАКТЕРИСТИКАХ ОТКАЗОВ СБОРНЫХ РЕЗЦОВ ПРИ ТОЧЕНИИ НА
ТЯЖЕЛЫХ КАРУСЕЛЬНЫХ СТАНКАХ

Мироненко Е.В., Ковалёв Д.Г.

В данной статье проведен анализ структуры отказов инструмента, который позволяет наметить пути повышения его качества. При проектировании нового агрегатно-модульного инструмента необходимо наряду с анализом условий эксплуатации изучить структуру отказов эксплуатируемого инструмента на данном оборудовании.

ПРО ХАРАКТЕРИСТИКИ ВІДМОВ ЗБІРНИХ РЕЗЦОВ ПРИ ТОЧІННІ НА ВАЖКИХ
КАРУСЕЛЬНИХ ВЕРСТАТІВ

Мироненко О.В., Ковальов Д.Г.

В даній статті проведено аналіз структури відмов інструменту, який дозволяє намітити шляхи підвищення його якості. При проектуванні нового агрегатно-модульного інструменту необхідно поряд з аналізом умов експлуатації вивчити структуру відмов експлуатованого інструменту на даному обладнанні.

ON THE PERFORMANCE OF FAULT IN PREFABRICATED CUTTERS HEAVY
TURNING ON OFFERS MACHINES

Mironenko E. Kovalev D

This article analyzes the structure of the failures tool that allows you to identify ways to improve its quality. When designing a new aggregate-module tool is necessary along with an analysis of operating conditions to study the structure of the exploited tool failures on this equipment.

Ключевые слова: резец, пластина, карусельный станок, резание, отказ, разрушение, блок.

Ключові слова: різець, пластина, карусельний верстат, різання, відмова, руйнування, блок.

Key words: cutter, a plate, boring lathe, cutting, denial, destruction, block.

Дата надходження статті: 09 вересня 2011

УДК: 67.05

Рогов В.А., Соловьев В.В., Белов П.С.

Российский университет дружбы народов, Москва, Россия

ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ МОДЕРНИЗИРОВАННЫХ ДЕРЖАВОК РАСТОЧНЫХ ТОКАРНЫХ РЕЗЦОВ НА КАЧЕСТВО ОБРАБАТЫВАЕМОЙ ПОВЕРХНОСТИ ПРИ ТОНКОМ ТОЧЕНИИ.

На шероховатость обработанной поверхности влияют и вибрации, возникающие в процессе резания. Особое значение в этом случае приобретают чрезмерные зазоры в направляющих суппорта и в подшипниках, неточности зубчатых передач станка, плохая балансировка вращающихся частей станка, недостаточная жесткость обрабатываемой детали, углы резца, его вылет и многие другие причины. Все эти вредные явления при токарной обработке вызывают продольную шероховатость поверхности. [1].

Проведение экспериментов по определению шероховатости обработанного слоя детали исследуемыми резцами выявит их наилучшие конструкции непосредственно в условиях реальной обработки и позволит наилучшим образом судить о возможности внедрения их на производство.

Для определения влияния режимов резания при тонком растачивании на шероховатость поверхности с применением в конструкции державки резца вставок из композиционного материала, обладающего высокими демпфирующими свойствами, была проведена серия экспериментов, которая проводилась на токарно-винторезном станке модели 16К20ВФ1 расточными резцами марки S32X-MCLNL 12-Bh 12, оснащенными ромбическими пластинами из твердого сплава (СТ35М) с углом при вершине 80° , производитель Sandvik Coromant.

Обрабатывалась заготовка в форме трубы, изготовленная из стали 45, с внутренним диаметром 145 мм. На заготовке были проточены канавки, разделяющие её на пояски для удобства проведения экспериментов и измерения шероховатости. Ширина дорожки составляла 10 мм, общее количество дорожек на заготовке 8 (рис. 1).

В связи с большим количеством экспериментальных державок на первом этапе было целесообразно выявить наилучшие конструкции и дальнейшее исследование влияния режимов резания на качество обрабатываемой поверхности проводить с ними.

На этом этапе исследовалось 11 расточных токарных резцов. Порядковые номера были присвоены согласно рисунку 2.

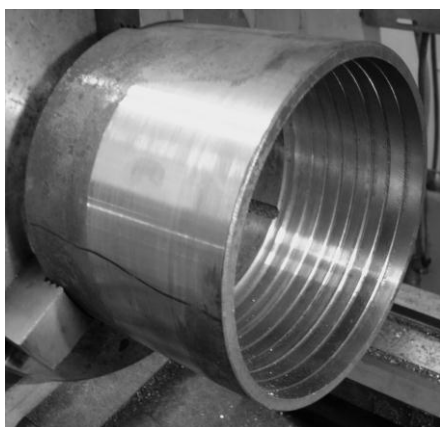


Рис. 1 - Обрабатываемая заготовка

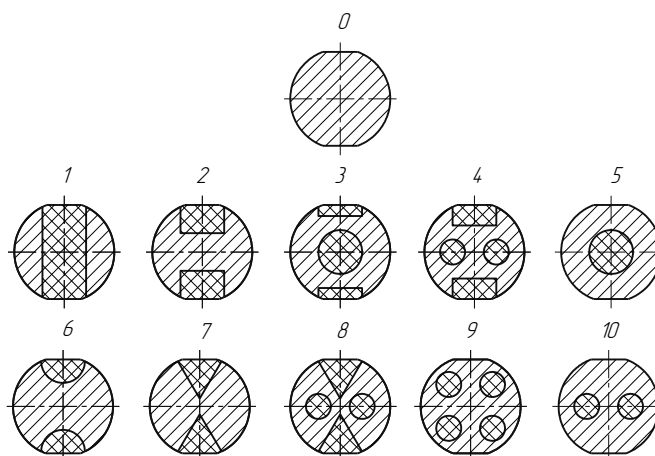


Рис. 2 - Модели сечения державки.

Режимы резания, при которых проводилось выявление наилучших конструкций державок расточных токарных резцов были следующие: частота вращения шпинделя $n = 1000 \text{ мин}^{-1}$, что соответствовало скорости резания $V = 455 \text{ м/мин}$, глубина резания $t = 0,15 \text{ мм}$, подача S принималась равной $0,06 \text{ мм/об}$. Вылет L был равным 120 мм .

После растачивания 8 дорожек производилось определение их продольной шероховатости в трех сечениях. Для этого использовался портативный измеритель шероховатости TR200. Портативный измеритель шероховатости TR200 разработан компанией Time Group Inc. Измеритель предназначен для работы в условиях производства и может быть использован для измерения шероховатости поверхности различных деталей. Измеритель производит расчёт параметров шероховатости в соответствии с выбранной методикой и чётко отображает на жидкокристаллическом экране график профиля и все измеренные параметры.

Для измерения шероховатости на поверхность детали устанавливали датчик, который двигался по поверхности с постоянной скоростью. Датчик воспринимал неровности поверхности острым пером. Неровности поверхности, вызывали смещения в датчике, в результате чего изменялась индуктивность катушки, которая генерировала аналоговый сигнал, пропорциональный размерам неровностей. Сигнал поступал на фазочувствительный выпрямитель. После усиления и преобразования уровня этот сигнал передавался в систему сбора данных. Собранные данные подвергались цифровой фильтрации и обработки сигналов.

Использование портативного измерителя шероховатости TR200 сделало возможность проведения замеров шероховатости заготовки без снятия со станка, что в свою очередь повысило точность проводимых экспериментов (рис. 3).



Рис. 3 - Портативный измеритель шероховатости TR200.

После обработки данных, полученных с помощью портативного измерителя шероховатости TR200, были построены следующие зависимости:

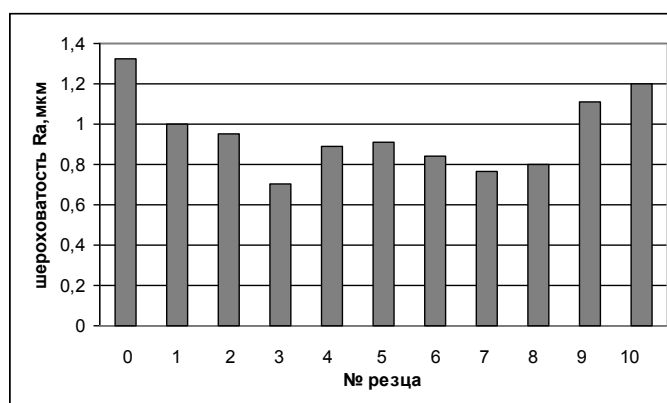


Рис. 4 - Зависимость шероховатости от вида сечения державки.

На рисунке 4 представлено среднее значение зависимости шероховатости поверхности обрабатываемой заготовки от вида сечения державки расточного токарного резца марки S32X-MCLNL 12-Vh 12. Построенная по первой серии экспериментов зависимость при постоянных значениях скорости резания $V = 455$ м/мин, глубине резания $t = 0,15$ мм, подаче $S =$

0,06 мм/об и вылете $L = 120$ мм дала возможность определить значение параметра шероховатости обрабатываемой поверхности R_a для всех испытуемых резцов. На основании этого был сделан выбор наилучших конструкций демпфирующих вставок в державке расточного токарного резца для проведения следующей серии экспериментов.

На следующем этапе производились исследования влияния режимов резания на шероховатость обработанной поверхности в зависимости от изменения одного из параметров: глубины резания, скорости, подачи или вылета резца.

Исходные данные для однофакторных экспериментов представлены в таблице 1.

Таблица 1

Исходные данные

№ эксперимента	1	2	3	4
Постоянные факторы	$t=0,15$ мм $S=0,06$ мм/об $L=120$ мм	$V=455$ м/мин $S=0,06$ мм/об $L=120$ мм	$V=455$ м/мин $t=0,15$ мм $L=120$ мм	$V=455$ м/мин $t=0,15$ мм $S=0,06$ мм/мин
Переменные факторы	$V_1=287$ м/мин $V_2=364$ м/мин $V_3=455$ м/мин $V_4=569$ м/мин $V_5=728$ м/мин $V_6=911$ м/мин	$t_1=0,05$ мм $t_2=0,10$ мм $t_3=0,15$ мм $t_4=0,20$ мм $t_5=0,25$ мм	$S_1=0,05$ мм/об $S_2=0,06$ мм/об $S_3=0,075$ мм/об $S_4=0,10$ мм/об $S_5=0,125$ мм/об	$L_1=80$ мм $L_2=100$ мм $L_3=120$ мм

Дальнейшему исследованию были подвергнуты четыре резца: под номерами 3, 7 и 8, которые являются наилучшими по итогам первой серии экспериментов и стандартный, под номером 0. Измерения шероховатости производились, как и в первом случае.

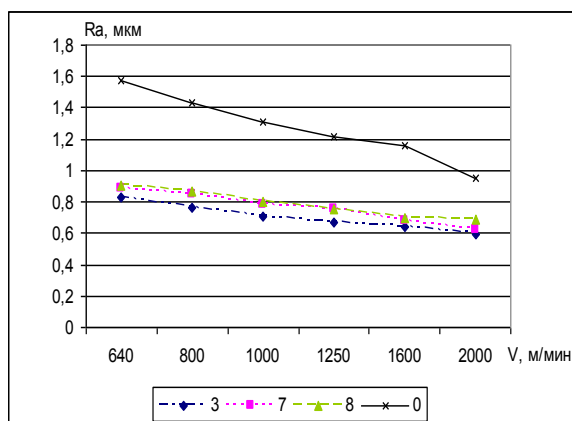


Рис. 5 - Зависимость шероховатости от скорости резания

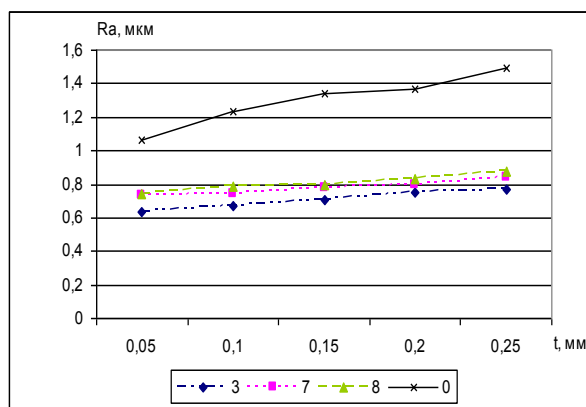


Рис. 6 - Зависимость шероховатости от глубины резания

Из рисунка 5 видна зависимость уменьшения шероховатости поверхности от увеличения скорости резания при постоянной глубине резания $t=0,15$ мм, подачи $S=0,06$ мм/об, и вылете $L=120$ мм.

На рисунке 8 видно, что при постоянной скорости резания $V=455$ м/мин, подачи $S=0,06$ мм/об и вылете $L=120$ мм, значение шероховатости увеличивается с увеличением глубины резания.

На рисунке 7 также прослеживается увеличение шероховатости, но с увеличением подачи при остальных неизменных значениях. Скорость резания $V=455$ м/мин, глубина резания $t=0,15$ мм, вылете резца $L=120$ мм.

С уменьшением вылета значение шероховатости уменьшается при постоянной скорости резания $V=424$ м/мин, глубине резания $t=0,15$ мм и вылете резца $L = 120$ мм такой вывод можно сделать по рисунку 10.

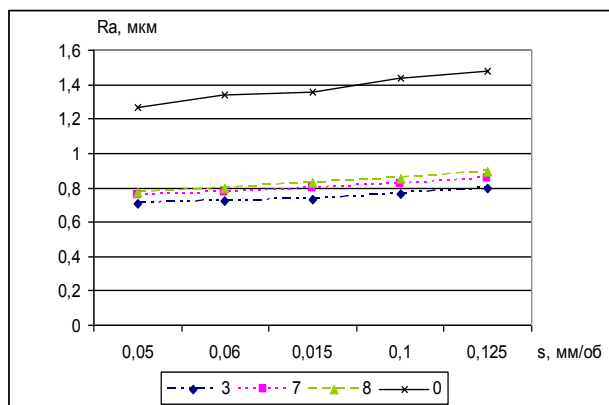


Рис. 7 - Зависимость шероховатости от подачи

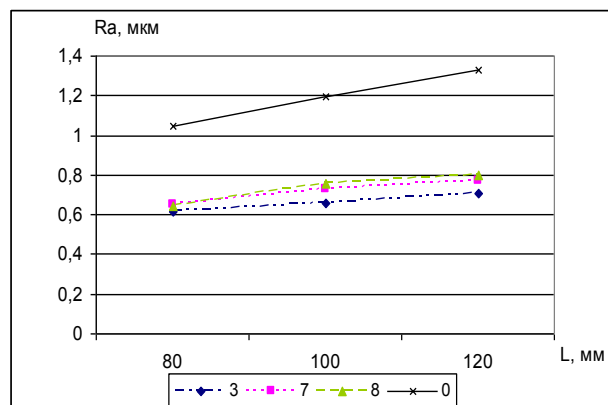
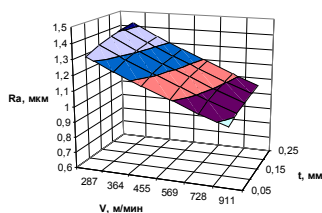
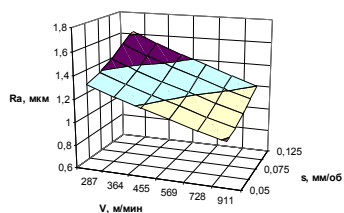


Рис. 8 - Зависимость шероховатости от вылета резцов

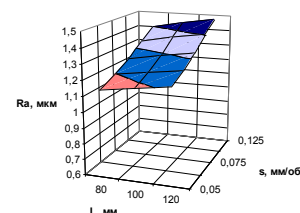
На заключительном этапе проведен многофакторный эксперимент для выявления наилучших значений шероховатости поверхностного слоя обработанной детали при обработке ее стандартным и модифицированным резцами. МФЭ в отличие от классического (1-факторного) метода позволяет одновременно учитывать всё множество действующих факторов, при этом в каждом опыте варьируют одновременно все факторы на разных уровнях в соответствии с принятым планом. Наилучшим условиям, при которых шероховатость R_a минимальна, соответствует определенная комбинация параметров резания. Параметры резания (вылет резца, скорость резания, глубина и подача) рассматриваются в качестве факторов многофакторного эксперимента. Каждый фактор варьировался на двух уровнях (максимальном и минимальном). Эксперимент проводился таким образом, что опыты ставились по определенной заранее подготовленной схеме с одновременным варьированием всех независимых переменных.



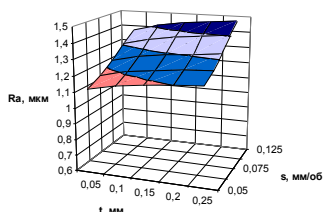
Поверхность отклика зависимости шероховатости от скорости и глубины резания



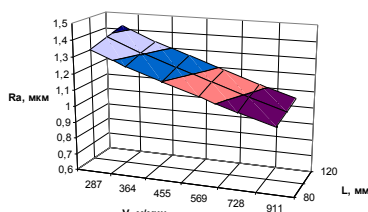
Поверхность отклика зависимости шероховатости от скорости резания и подачи



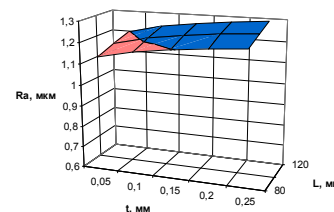
Поверхность отклика зависимости шероховатости от подачи и вылета резца



Поверхность отклика зависимости шероховатости от подачи и глубины резания



Поверхность отклика зависимости шероховатости от скорости резания и вылета резца



Поверхность отклика зависимости шероховатости от глубины резания и вылета резца

Рис. 9 - Поверхность отклика зависимости шероховатости от изменяемых параметров для стандартного резца.

Эксперимент проводился на токарном станке 16К20 двумя резцами стандартным и модифицированным под номерами 0 и 3.

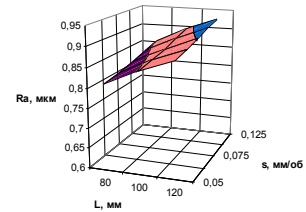
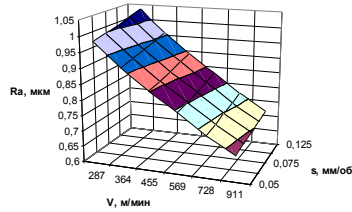
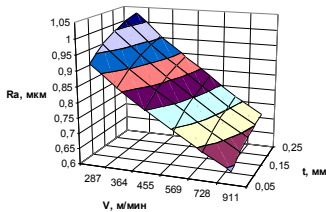
В результате проведенных экспериментов были получены математические модели расчета значения шероховатости R_a от изменяемых параметров для стандартного резца:

$$R_a = 6.808 \cdot V^{-0.261} \cdot s^{0.211} \cdot t^{0.045} L^{0.123}$$

и резца под №3:

$$R_a = 1,155 \cdot V^{-0.32} \cdot s^{0.05} \cdot t^{0.065} L^{0.2}$$

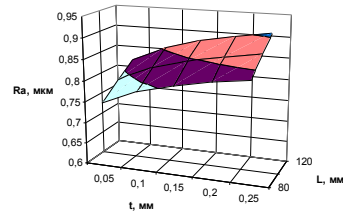
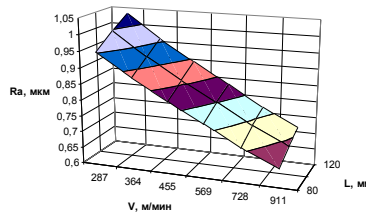
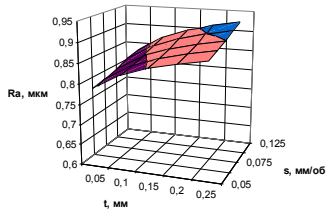
Полученные модели были построены поверхности отклика.



Поверхность отклика зависимости шероховатости от скорости и глубины резания

Поверхность отклика зависимости шероховатости от скорости резания и подачи

Поверхность отклика зависимости шероховатости от подачи и вылета резца



Поверхность отклика зависимости шероховатости от подачи и глубины резания

Поверхность отклика зависимости шероховатости от скорости резания и вылета резца

Поверхность отклика зависимости шероховатости от глубины резания и вылета резца

Рис. 10 - Поверхность отклика зависимости шероховатости от изменяемых параметров для резца под № 3.

Выводы

Из приведенных выше графиков видно, что с применением демпфирующих вставок в державке резца шероховатость поверхности улучшается на 20...40%. При этом резцы, обладающие меньшей жесткостью несущего каркаса при больших нагрузках (увеличении глубины резания, подачи или скорости) имеют худшие значения шероховатости обрабатываемой поверхности, а при меньших нагрузках наоборот. Ухудшение значения шероховатости у резцов с меньшей жесткостью при больших нагрузках объясняется увеличением силы резания, а значит усилением прогиба резца. Улучшение значения шероховатости у этих резцов при меньших нагрузках обуславливается большим объемом демпфирующей вставки, которая обладает меньшей несущей способностью, но в несколько раз лучше поглощает колебания.

Перечень источников литературы: 1. Аваков А.А. Физические основы теорий стойкости режущих инструментов. - М.: Машгиз, 1960. 2. Андреев Г.С. Контактные напряжения при периодическом резании // Вестник машиностроения. – 1969. - № 8. – С.63-66. 3. www.tehno-line.ru

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

ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ МОДЕРНИЗИРОВАННЫХ ДЕРЖАВОК РАСТОЧНЫХ ТОКАРНЫХ РЕЗЦОВ НА КАЧЕСТВО ОБРАБАТЫВАЕМОЙ ПОВЕРХНОСТИ ПРИ ТОНКОМ ТОЧЕНИИ.

Рогов В.А., Соловьев В.В., Белов П.С.

В работе проведены экспериментальные исследования влияния различных форм вставок в державке расточного токарного резца на качество (шероховатость) обрабатываемой поверхности. Сделаны выводы о влиянии конкретных конструкций на качество обрабатываемой поверхности.

ДОСЛІДЖЕННЯ ВПЛИВУ МОДЕРНИЗОВАНИХ ДЕРЖАВОК РАСТОЧНИХ ТОКАРНИХ РІЗЦІВ НА ЯКІСТЬ ОБРОБЛЮВАНОЇ ПОВЕРХІ ПРИ ТОНКОМУ ТОЧІННІ.

Рогов В.А., Соловйов В.В., Белов П.С.

В роботі проведені експериментальні дослідження впливу різних форм вставок в державці розточувального токарного різця на якість (шорсткість) оброблюваної поверхні. Зроблено висновки про вплив конкретних конструкцій на якість оброблюваної поверхні.

INVESTIGATION OF PAC-HOLDERS MODERNIZATION EXACT ON TURNING CUTTERS AS PROCESSING THE SURFACE OF THE CASE OF THIN PRECISE.

Rogov VA, Solovyov VV, Belov PS

In this paper, experimental study of the effect of different forms, wok stand up in the tool holder Boring lathe tool on the quality (roughness) on the treated surface. The conclusions about the impact on the quality of concrete structures, processes a surface mine.

Ключевые слова: комбинированные державки резцов, демпфирование колебаний, композиционный материал, шероховатость.

Ключові слова: комбіновані державки різців, демпфірування коливань, композиційний матеріал, шорсткість.

Key words: combined holders of cutters, damping vibrations, composite material, surface roughness.

Дата надходження статті: 09 вересня 2011

УДК 621.9.23

Гузенко В.С., Полупан И.И., Миранцов С.Л.
ДГМА, г. Краматорск, Украина

ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ СИЛОВЫХ ХАРАКТЕРИСТИК КРЕПЛЕНИЯ РЕЖУЩЕЙ ПЛАСТИНЫ НА ПРОЧНОСТЬ СБОРНОГО ЧАШЕЧНОГО РЕЗЦА

Введение

Обработка колесных пар на колесотокарных станках представляет собой сложную технологическую операцию, которая характеризуется относительно невысокой производительностью и целым рядом особенностей [1,2].

Анализ методов восстановления профиля обода колесных пар показал, что в ближайшем будущем приоритет сохранится за лезвийной обработкой - точением на колесотокарных станках по копиру или программе [1].

Процесс механической обработки колесных пар точением характеризуется рядом особенностей: колебанием в широком диапазоне припуска, твердости обрабатываемой поверхности [2]. В зависимости от вида повреждения профиля колесной пары глубина резания является переменной величиной и может достигать (14... 16) мм, а твердость обрабатываемой поверхности - до 900 НВ и более. Кроме того, колесо имеет сложный фасонный профиль, что приводит в процессе обработки к изменению угла контакта режущего инструмента с деталью, поэтому ширина среза может на некоторых участках профиля колеса достигать 27 мм. Перечисленные факторы, и их изменение в процессе обработки приводят при работе с заранее запрограммированным режимом к сложным колебаниям тепловой и силовой нагрузок на инструмент, что влечет за собой преждевременный выход инструмента из строя из-за выкрашиваний и поломок режущей пластины, а так же пластических деформаций или разрушения элементов механического крепления режущей пластины и корпуса инструмента.

В настоящее время наибольшее применение для черновой и чистовой обработки получили чашечные резцы с механически закрепляемыми пластинами различного диаметра из твердого сплава. Недостатком применяемых конструкций является отсутствие надежного базирования и закрепления в радиальном направлении по цилиндрической поверхности отверстия режущей пластины.

Основная часть

С целью повышения надежности базирования и закрепления в радиальном направлении по цилиндрической поверхности отверстия режущей пластины, а также улучшения жесткостных характеристик сборного чашечного резца, была разработана усовершенствованная конструкция сборного инструмента [3], показанная на рисунке 1, которая состоит из державки 1, оправки 2, режущей пластины 3, упругой разрезной втулки 4, болта 5, гайки 6. Торцовая поверхность цилиндрического выступа оправки выполнена конической и контактирует с конической частью упорной разрезной втулки, противоположная сторона которой контактирует с торцовой частью головки болта. Оправка прижимается к державке с помощью гайки 6.

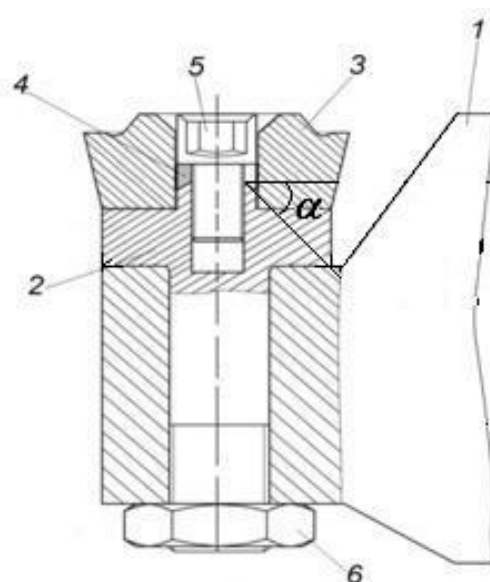


Рис. 1 – Усовершенствованная конструкция сборного чашечного резца

Для анализа прочности и жесткости крепления режущих пластин рассматриваемых конструкций производился расчет нормальных напряжений режущей кромки в базовой и усовершенствованной конструкциях сборного чашечного инструмента в среде программного пакета ANSYS. Для построения расчетной схемы и определения напряжений в режущей кромке чашечной пластины применялись методы, указанные в работе[4].

К режущей кромке сборного чашечного инструмента были приложены максимально возможные составляющие силы резания: $P_x = 8$ кН, $P_y = 5$ кН, $P_z = 16$ кН, которые возникают при черновой обработке колесных пар локомотивов на колесотокарном станке 1836.

Для определения влияния угла наклона конусной оправки α на условия закрепления режущей пластины в плоскости XY, а также характер и величину напряжений в пластине инструмента, были выполнены расчеты для следующих значений угла $\alpha=30^\circ, 45^\circ, 60^\circ$.

Значения напряжений анализировались на режущей пластине в точках наибольшей их концентрации: вблизи крепления винтом (точка 1), вблизи режущей кромки (точка 2). Пример такого расчета показан на рисунке 2.

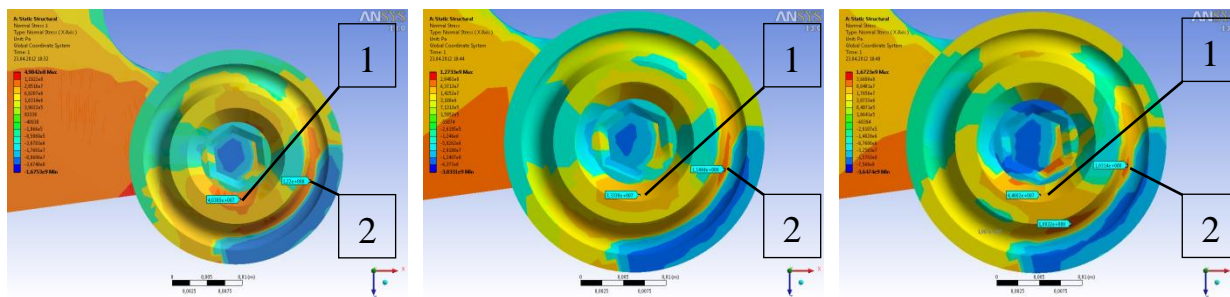


Рис. 2 – Распределение нормальных напряжений σ_{xy} в режущей пластине резца в зависимости от угла α конуса втулки

На рисунке 3 представлены результаты расчета нормальных напряжений в зависимости от угла α сборного чашечного резца в указанных точках в направлении оси x в среде прикладного пакета ANSYS.

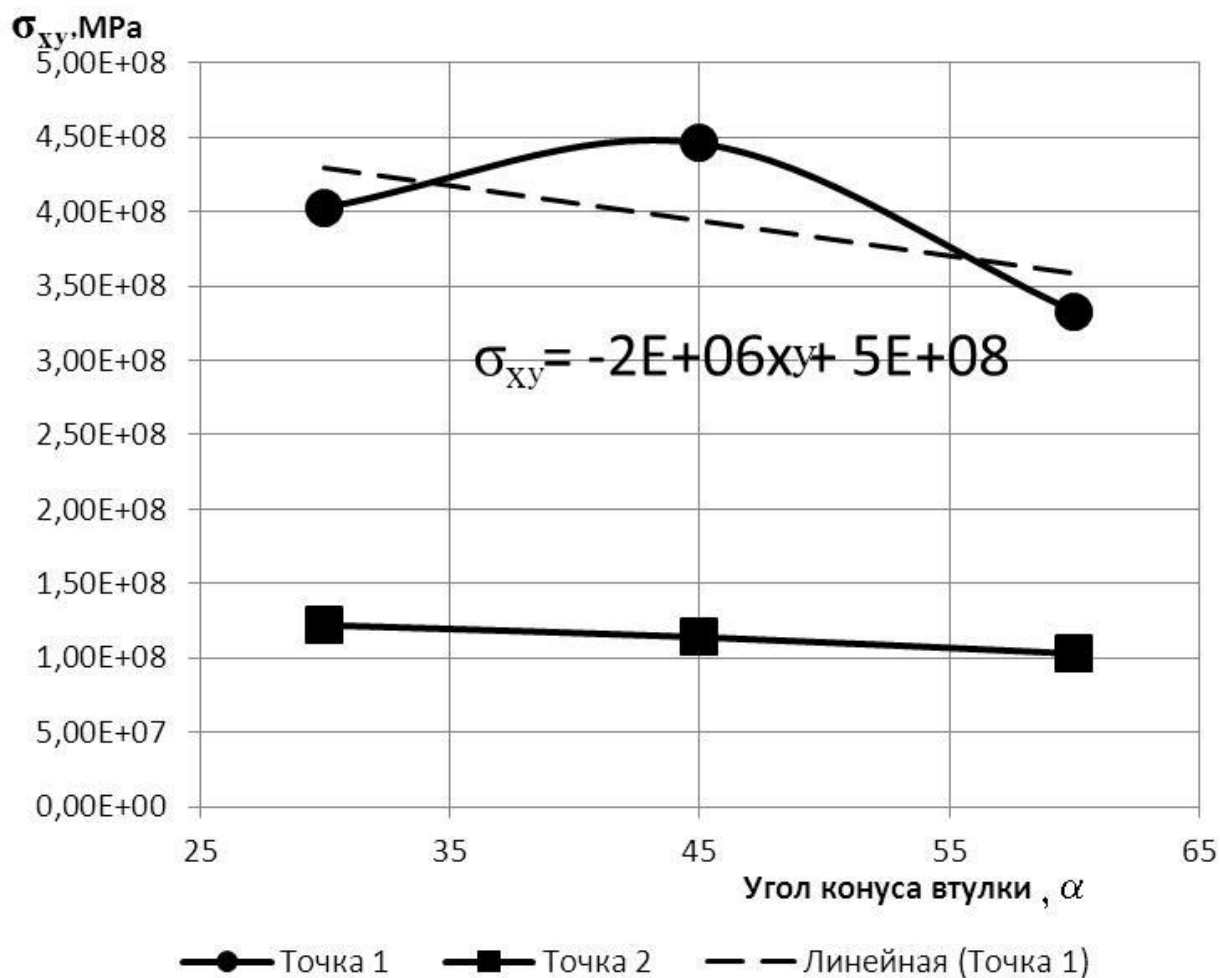


Рис. 3 – График зависимости нормальных напряжений σ_{xy} в режущей пластине резца в зависимости от угла α конуса втулки в точках 1 и 2

Таким образом в результате анализа полученных зависимостей установлено, что вблизи режущей кромки (точка 2) максимальные напряжения $\sigma_{xy}=125$ МПа возникают при угле конуса $\alpha=30^\circ$, а минимальные $\sigma_{xy}=100$ МПа, – при угле конуса $\alpha=60^\circ$. Вблизи крепления пластины винтом (точка 1) максимальные напряжения $\sigma_{xy}=450$ МПа возникают при угле конуса $\alpha=45^\circ$, а минимальные $\sigma_{xy}=320$ МПа, – при угле конуса $\alpha=60^\circ$.

Динамический расчет сборной конструкции чашечного резца выполнялся путем построения амплитудно-частотной характеристики для основной собственной формы колебаний режущей пластины (перемещения определялись в точке 2), как это показано на рисунке 4.

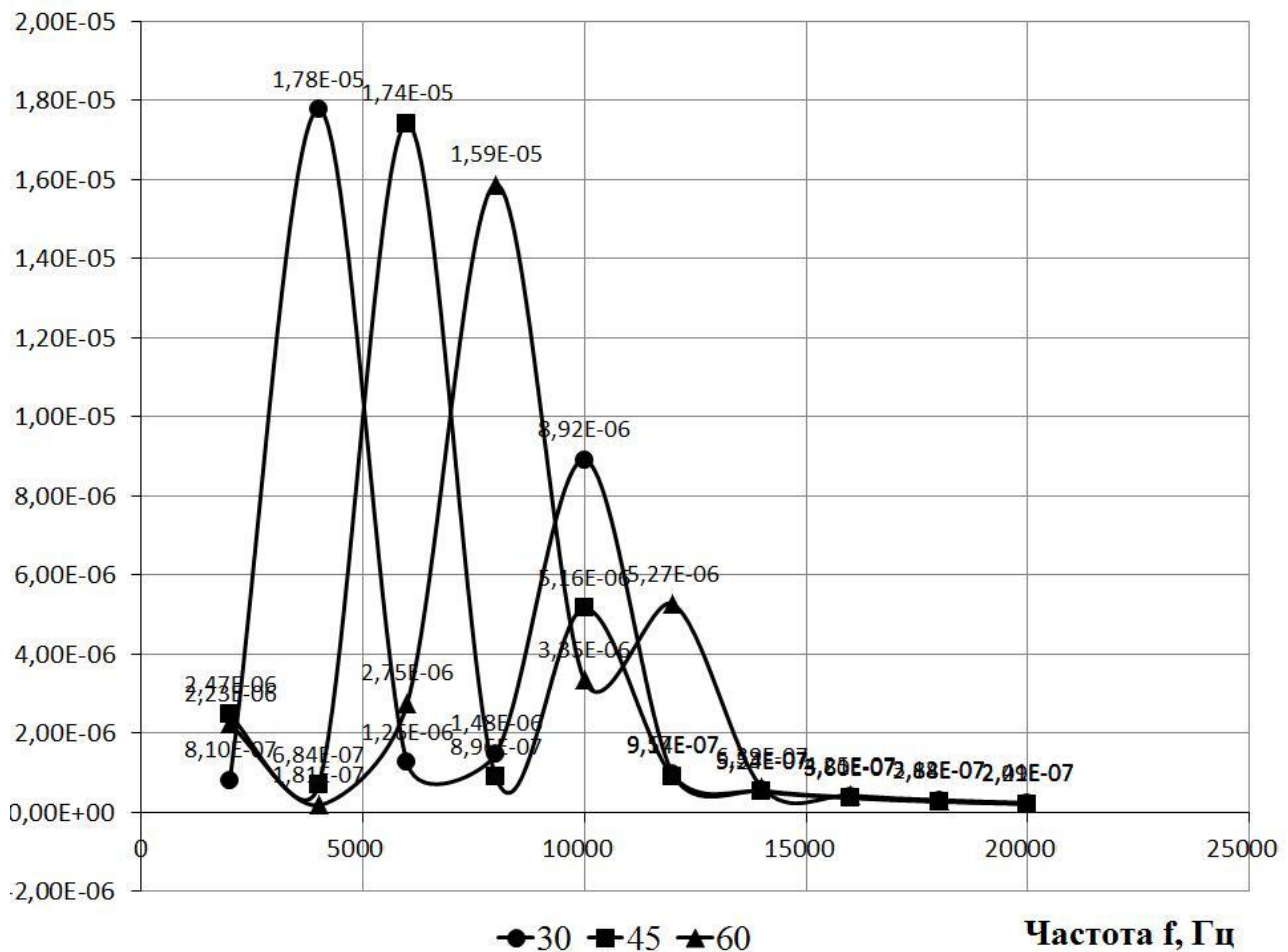
Амплитуда А, м

Рис. 4 – Амплитудно-частотные характеристики собственных колебаний режущей пластины резца в зависимости от угла α конуса втулки

Из рисунка 5 видно, что при увеличении угла α до 60° имеем уменьшение амплитуды колебаний (от 18 мкм при $\alpha=30^\circ$ до 9 мкм при $\alpha=60^\circ$) в 2 раза. Частота собственных колебаний режущей пластины увеличивается со значения 4 кГц при угле $\alpha=30^\circ$ до 8 кГц при угле конуса при $\alpha=60^\circ$, то есть АЧХ перемещается в область более высоких частот, что говорит о более жестком закреплении режущей пластины.

Выводы

Величина напряжений в режущей пластине сборного чашечного резца в радиальной плоскости уменьшилась в 1,4 раза.

Амплитуда колебаний режущей пластины уменьшилась в 2 раза, а частота увеличилась в 2 раза.

Таким образом, проведенные исследования показали, что рациональным углом конуса оправки с целью максимально жесткого закрепления режущей пластины в плоскости XY является угол $\alpha=60^\circ$.

Перечень источников литературы: 1. Богданов А.Ф., Иванов И.А., Ситаж М. Восстановление профиля поверхности катания колёсных пар. – СПб.: ПГУПС, 2000. 2. М.М. Машнев, В.В. Диденко, А.П. Шифман, И.А. Иванов, А.Д. Алешин. Экономическая оптимизация процесса восстановления профиля поверхностей катания колесных пар обточкой после отжига их при нагреве токами высокой частоты // Конструктивно-технологическое обеспе-

чение надежности подвижного состава. Сборник научных трудов. Ленинград: ЛИИЖТ, 1985, с. 48-53. **3.** В.С. Гузенко, И.И. Полупан. Різальний інструмент. Патент 32230, Україна, МКИ В23В 27/16. - Оpubл. 12.05.2008. Бюл.№9. **4.** Гузенко В.С., Миранцов С.Л., Полупан И.И. Повышение эксплуатационных характеристик чашечного резца для колесотокарного станка// Надежность режущего инструмента. Сб. статей. Вып. 22/ Краматорск: ДГМА, 2007.

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

ДОСЛІДЖЕННЯ ВПЛИВУ СИЛОВИХ ХАРАКТЕРИСТИК КРІПЛЕННЯ РІЗАЛЬНОЇ ПЛАСТИНИ НА МІЦНІСТЬ ЗБІРНОГО ЧАШКОВОГО РІЗЦЯ

Гузенко В.С., Полупан І.І., Міранцов С.Л.

У статті наведені результати досліджень впливу величини сили закріплення по циліндричній поверхні отвору різальної пластини на міцнісні та динамічні характеристики удосконаленої конструкції збірного чашкового різця для обробки колісних пар. Встановлено, що суттєвий вплив величини радіальної сили закріплення по циліндричній поверхні отвору різальної пластини чинить на жорсткісні характеристики конструкції збірного чашкового різця.

ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ СИЛОВЫХ ХАРАКТЕРИСТИК КРЕПЛЕНИЯ РЕЖУЩЕЙ ПЛАСТИНЫ НА ПРОЧНОСТЬ СБОРНОГО ЧАШЕЧНОГО РЕЗЦА

Гузенко В.С., Полупан И.И., Миранцов С.Л.

В статье приведены результаты исследований влияния величины силы закрепления по цилиндрической поверхности отверстия режущей пластины на прочностные и динамические характеристики усовершенствованной конструкции сборного чашечного резца для обработки колесных пар. Установлено, что существенное влияние величины радиальной силы закрепления по цилиндрической поверхности отверстия режущей пластины оказывает на жесткостные характеристики конструкции сборного чашечного резца.

RESEARCH OF INFLUENCE OF THE POWER CHARACTERISTIC IN FIXTURING OF TIP ON DURABILITY OF COLLAPSIBLE CUP-TIP TOOL

Guzenko V.S., Polupan I.I., Mirantsov S.L.

Results of effort of influence of the magnitude of a force on radial surface of bore in tip on strength and dynamic characteristics of the improovment construction of collapsible cup-tip tool for treatment of wheel pairs brings in this article. Established that a significant influence of the magnitude of radial force of fastening on cylindric surface of bore in tip exercise to hardness characteristics of construction of collapsible cup-tip tool.

Ключевые слова: Сборный резец, черновая обработка, система, чашечный инструмент, конструкция.

Ключові слова: Сборный резец, черновая обработка, система, чашечный инструмент, конструкция.

Key words Collapsible chisel, draft treatment, system, bowl-shaped instrument, construction.

Дата надходження статті: 23 вересня 2011

УДК 621.9

Майданюк С.В.
НТУУ “КПІ”, м. Київ, Україна

ВПЛИВ ГЕОМЕТРИЧНИХ ПАРАМЕТРІВ НА СТАТИЧНІ ГЕОМЕТРИЧНІ ПАРАМЕТРИ РІЗАЛЬНОЇ ЧАСТИНИ ВІДРІЗНИХ ФРЕЗ З РІЗНОНАПРАВЛЕНИМИ КРОМКАМИ

Вступ

Працездатність різальних інструментів значною мірою залежить від геометричних параметрів різальної частини та їх зміни в процесі різання вздовж різальної кромки.

На кресленнях геометричні параметри задаються в інструментальній системі координат, а саме величинами переднього кута γ_i , заднього кута α_i , кутом в плані φ_i та кутом нахилу різальної кромки λ_i . Визначення зміни інструментальних геометричних параметрів для відрізнних фрез з різнонаправленими різальними кромками були наведені в роботі [1].

В роботі [2] розроблена загальна теорія визначення геометричних параметрів в статичній системі координат. На основі загальної теорії визначення геометричних параметрів в статичній системі координат знайдені залежності для визначення статичного кута в плані φ_c , статичного кута нахилу кромки λ_c , статичного заднього кута α_c та статичного переднього кута γ_c [3]. Ці формули відображають взаємозв'язок відповідних конструктивних та геометричних параметрів.

Не зважаючи на теоретичне визначення статичних геометричних параметрів, дослідження впливу конструктивних та геометричних параметрів відрізнних фрез з різнонаправленими різальними кромками не проводилося. В статті вирішена задача встановлення впливу конструктивних параметрів на геометрію відрізнних фрез в статичній системі координат.

Визначення геометричних параметрів в статичній системі координат

Для оцінки впливу геометричних параметрів на статичні геометричні параметри відрізнних фрез з різнонаправленими різальними кромками були проведені розрахунки статичних кутів за залежностями, наведеними в роботі [3], а саме:

- статичний головний передній кут

$$tg\gamma_c = (tg\lambda_i \cdot \cos \delta_k - ctg\varphi_i \cdot \sin \delta_k) \cdot \cos \varphi_c + \frac{tg(\gamma_i + \delta_k)}{\sin \varphi_c} \quad (1)$$

- статичний головний задній кут

$$tg\alpha_c = \frac{\sin \varphi_c}{ctg(\alpha_i - \delta_k) + \cos \varphi_c \cdot tg\lambda_c} \quad (2)$$

- статичний кут в плані

$$ctg\varphi_c = ctg\varphi_i \cdot \cos \delta_k + tg\lambda_i \cdot \sin \delta_k \quad (3)$$

- статичний кут нахилу кромки

$$tg\lambda_c = (tg\lambda_i \cdot \cos \delta_k - ctg\varphi_i \cdot \sin \delta_k) \cdot \sin \varphi_c \quad (4)$$

де δ_k - кутове зміщення довільної точки різальної кромки відносно середнього перерізу фрези (рис. 1), який визначається за формулою:

$$\operatorname{tg} \delta_k = -\frac{z_k \cdot \operatorname{tg} \lambda_i}{D/2 - z_k \cdot \operatorname{ctg} \varphi_i}$$

де z_k - координата довільної точки різальної кромки відносно середнього перерізу фрези (рис. 1).

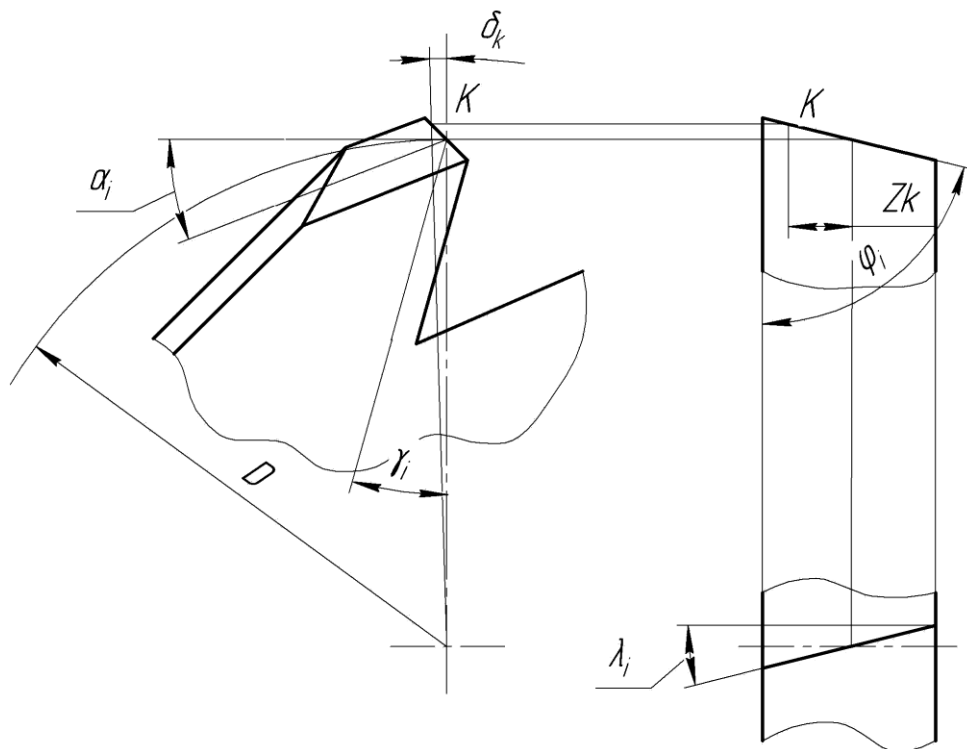


Рис. 1 - Інструментальні геометричні параметри зубця відрізної фрези

Вплив інструментальних геометричних параметрів та діаметра відрізної фрези на статичні геометричні параметри

Зміна параметрів відрізної фрези при дослідженні їх впливу на статичні геометричні параметри статичний головний передній кут γ_c , статичний головний задній кут α_c , статичний кут в плані φ_c та статичний кут нахилу кромки λ_c була вибрана в межах:

- діаметр відрізної фрези $D = 160 \dots 250 \text{ мм}$;
- ширина фрези $B = 1,6 \dots 5 \text{ мм}$;
- інструментальний головний передній кут $\gamma_i = 0 \dots 20^\circ$;
- інструментальний головний задній кут $\alpha_i = 5 \dots 20^\circ$;
- інструментальний кут в плані $\varphi_i = 45 \dots 90^\circ$;
- інструментальний кут нахилу кромки $\lambda_i = 0 \dots 30^\circ$

Згідно (1) на статичний передній кут γ_c впливають інструментальний передній кут γ_i , інструментальний кут нахилу різальної кромки λ_i , інструментальний кут в плані φ_i та положення різальної кромки відносно середнього перерізу фрези δ_k .

Розрахунки показують, що головним чином на величину статичного переднього кута γ_c впливає інструментальний передній кут γ_i та інструментальний кут в плані φ_i (рис. 2).

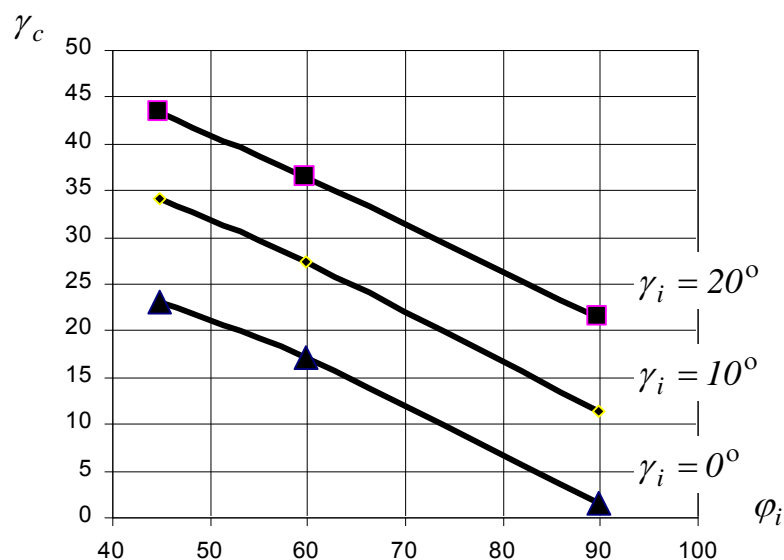


Рис. 2 - Графічні залежності статичного переднього кута γ_c від інструментального кута в плані φ_i та інструментального переднього кута γ_i

Статичний передній кут γ_c значно збільшується при збільшенні інструментального переднього кута γ_i та при збільшенні інструментального кута в плані φ_i .

Згідно (2) на статичний задній кут α_c впливають інструментальний задній кут α_i , інструментальний кут нахилу різальної кромки λ_i , інструментальний кут в плані φ_i та положення різальної кромки відносно середнього перерізу фрези δ_k .

Розрахунки показують, що головним чином на величину статичного заднього кута α_c впливає інструментальний задній кут α_i та інструментальний кут в плані φ_i (рис. 3).

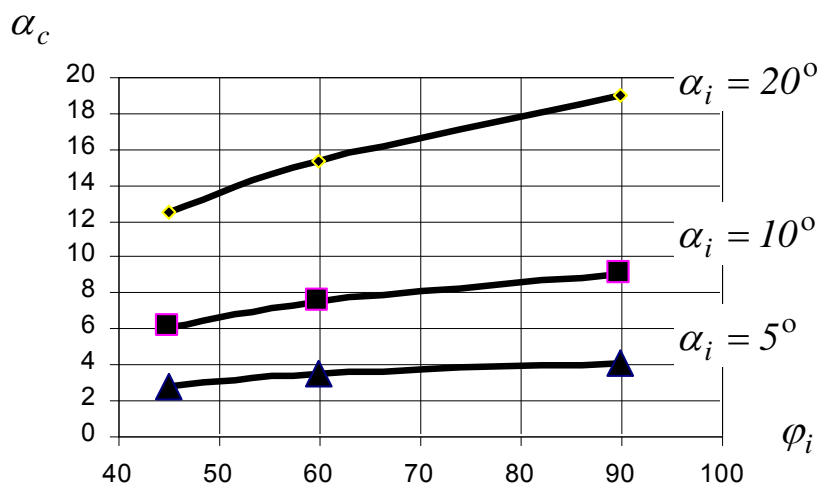


Рис. 3 - Графічні залежності статичного заднього кута α_c від інструментального кута в плані φ_i та інструментального заднього кута α_i

Статичний задній кут α_c значно збільшується при збільшенні інструментального заднього кута α_i та при збільшенні інструментального кута в плані φ_i . Причому чим більше

інструментальний задній кут α_i та інструментальний кут в плані φ_i , тим інтенсивніше зростає статичний задній кут α_c .

Аналізуючи розрахунки, виконані за наведеними формулами, виявлено, що діаметр фрези D та ширина фрези B майже не впливає на статичні геометричні параметри інструмента вздовж різальної кромки.

Висновки

На основі проведених в роботі досліджень встановлено, що в більшій мірі на статичний передній кут γ_c та статичний задній кут α_c впливає інструментальний кут в плані φ_i . Причому його збільшення при заданому інструментальному передньому куті γ_i приводить до зменшення статичного переднього кута γ_c , а при заданому інструментальному задньому куті – до збільшення статичного заднього кута α_c .

Інтенсивність збільшення статичного переднього кута γ_c не залежить від інструментального переднього кута γ_i і можна за рахунок вибору інструментального кута в плані φ_i конструювати фрези з заданими значеннями інструментального переднього кута.

Показано, що інтенсивність впливу інструментального кута в плані φ_i на статичний задній кут α_c залежить від інструментального заднього кута α_i . Значний вплив інструментального кута в плані φ_i на статичний задній кут α_c спостерігається при значенні інструментального заднього кута $\alpha_i > 10^\circ$

Перелік джерел літератури : 1. Равская Н.С. Проектирование прогрессивных конструкций дисковых пил с неравномерным шагом / Н.С. Равская, А.Э. Бабенко, О. А. Боронко, В.С. Парненко // Прогрессивные технологии и системы машиностроения. — 2000. — № 13. — С. 134–137. 2. Панчук В.Г. Геометрія різальної частини відрізних фрез зі стружковими канавками змінної висоти / В.Г. Панчук, Р.П. Родін, Н.О. Нощенко // Вісник Житомирського державного технологічного університету. — 2006. — №1 (36). — С. 24–31.7. 3. Панчук В.Г. Графічне визначення статичних геометричних параметрів різальної частини відрізних фрез з різнонаправленими зубцями і стружковими канавками змінної висоти / В.Г. Панчук, С.В. Майданюк // Прогресивні технології і системи машинобудування. Міжнар. зб. наук. праць. — 2007. — №34. — С. 167–177.

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

ВЛИЯНИЕ ГЕОМЕТРИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ НА СТАТИЧЕСКИЕ ГЕОМЕТРИЧЕСКИЕ ПАРАМЕТРЫ РЕЖУЩЕЙ ЧАСТИ ОТРЕЗНЫХ ФРЕЗ С РАЗНОНАПРАВЛЕННЫМИ КРОМКАМИ

Майданюк С.В.

Работоспособность режущих инструментов в значительной степени зависит от геометрических параметров режущей части и их изменения в процессе резания вдоль режущей кромки.

В статье решена задача установления влияния конструктивных параметров на геометрию отрезных фрез в статической системе координат. На основании проведенных в работе исследований установлено, что в большей степени на статический передний угол γ_c и статический задний угол α_c влияет инструментальный угол в плане φ_i .

ВПЛИВ ГЕОМЕТРИЧНИХ ПАРАМЕТРІВ НА СТАТИЧНІ ГЕОМЕТРИЧНІ ПАРАМЕТРИ РІЗАЛЬНОЇ ЧАСТИНИ ВІДРІЗНИХ ФРЕЗ З РІЗНОНАПРАВЛЕНИМИ КРОМКАМИ.

Майданюк С.В.

Працездатність різальних інструментів значною мірою залежить від геометричних параметрів різальної частини та їх зміни в процесі різання вздовж різальної кромки.

В статті вирішена задача встановлення впливу конструктивних параметрів на геометрію відрізних фрез в статичній системі координат. На основі проведених в роботі досліджень встановлено, що в більшій мірі на статичний передній кут γ_c та статичний задній кут α_c впливає інструментальний кут в плані φ_i .

INFLUENCE OF GEOMETRICAL PARAMETERS ON STATIC GEOMETRICAL PARAMETERS OF CUTTING PART OF CUTOFF CUTTERS WITH THE ALTERNATE TEETH.

S. Maidaniuk.

The capacity of cuttings tools to a great extent depends on the geometrical parameters of cutting part and their change in the process of cutting along a cutting edge.

In the article has been decided the task of establishment of influence of structural parameters on geometry of cutoff cutters in the static system of co-ordinates. It has been determined on the basis of the conducted researches, that in a greater measure on a static front angle γ_c and static clearance angle α_c influences instrumental cutting edge angle φ_i .

Ключевые слова: геометрические параметры, статистические параметры, режущая часть, отрезная фреза, разнонаправленная кромка.

Ключові слова: геометричні параметри, статистичні параметри, ріжуча частина, відрізна фреза, різноспрямована кромка.

Key words: The geometrical parameters, the statistical parameters of the cutting, cutting-off saw, multidirectional edge.

Дата надходження статті: 23 вересня 2011

Гриньов Ю.О., Мірошніченко О.В., Восводіна Т.А.
ДонНТУ, Донецьк, ПДТУ, Маріуполь Україна

РОЗПОДІЛ СКЛАДОВИХ СИЛИ РІЗАННЯ ВЗДОВЖ РІЗАЛЬНИХ КРОМОК БАГАТОГРАННИХ НЕПЕРЕТОЧУВАНИХ ПЛАСТИН ПРИ СВЕРДЛІННІ ЗБІРНИМИ СВЕРДЛАМИ

Вступ

З кожним роком все більш жорсткими стають вимоги до конструкційних матеріалів, з яких виготовляються відповідальні деталі та вузли, важконавантажені елементи. Одним з шляхів поліпшення властивостей металевих матеріалів є їх легування та відповідна термічна обробка. В результаті отримують задані експлуатаційні характеристики деталей, але це призводить до ускладнення їх обробки. Наприклад, залізничні рейки піддають об'ємному загартуванню, в наслідок чого обробка отворів в рейках під кріпильні елементи можлива лише твердосплавним інструментом. В даний час для лезової обробки отворів у рейках застосовують збірні свердла з механічним кріпленням змінних непереточуваних пластин (ЗНП), які працюють в тяжких умовах. В результаті різальні пластини руйнуються, що приводить до поломки інструменту. Характерні види зносу ЗНП наведені на рисунку 1. Периферійна та центральна пластини працюють в різних умовах, тому характер зносу у них відрізняється. Для периферійної пластини характерною рисою є зношування по задній поверхні та сколювання вершини пластини, яка знаходиться на максимальному діаметрі (див. рис. 1). Для центральної пластини, що розташована поблизу вісі свердла, характерним є сколювання ділянки різальної кромки ближчої до вісі свердла (див. рис. 1).

Для визначення причин виходу інструмента зі строю необхідно проаналізувати геометричні параметри свердла вздовж різальних кромок та визначити навантаження, що виникають на різальних кромках кожної ЗНП в процесі різання.



Рис. 1 – Зношування різальних пластин збірного свердла

Основна частина

На елементарній ділянці dl різальної кромки (рис. 2, а) схема різання може бути представлена трьома складовими [1]: dP_1 , dP_2 , dP_3 . Елементарна дотична сила dP_1 направлена перпендикулярно поточному радіусу AO_2 точки A на різальній кромці LL_1 , що розглядається, тобто в направленні вектора швидкості. Елементарна сила dP_2 направлена вдовж вісі інструмента. Елементарна сила dP_3 – по радіусу AO_2 до вісі OO_1 інструмента.

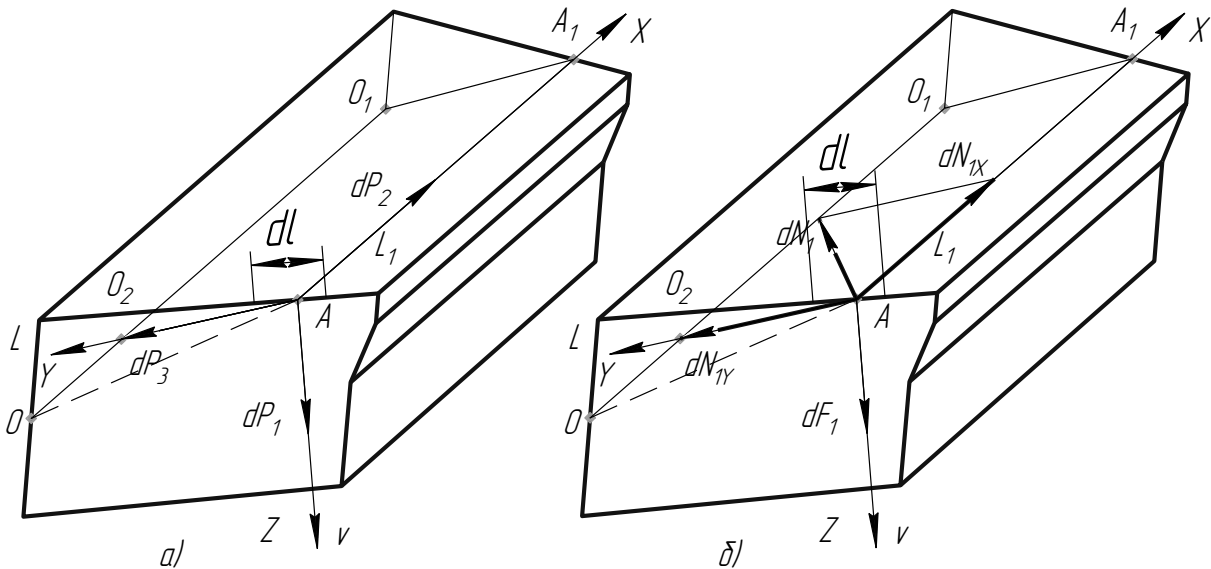


Рис. 2 – Схема сил, що діють на передній (а) та на задній (б) поверхнях зуба свердла

В результаті аналітичних досліджень [1] встановлені рівняння елементарних сил, які діють в окремих точках різальних кромки кінцевих інструментів, що мають наступний вигляд:

- елементарна тангенціальна сила

$$dP_1 = \tau \cdot \frac{s}{n} \cdot dr \cdot \frac{\cos(\Theta_N - \gamma_N) \cdot \cos(\lambda_k) + \sin(\Theta_N) \cdot \operatorname{tg}(\eta) \cdot \sin(\lambda_k)}{\cos(\Theta_N - \gamma_N + \psi_N) \cdot \sin(\psi_N) \cdot \frac{\operatorname{tg}(\varphi_k)}{\operatorname{tg}(\varphi')}} \Rightarrow$$

$$\leftarrow \frac{\sqrt{1 + \frac{\operatorname{tg}^2(\eta) \cdot \sin^2(\Theta_N)}{\cos^2(\Theta_N - \gamma_N + \psi_N)}} \cdot \sqrt{1 + \frac{\sin^2(\lambda_k)}{\operatorname{tg}^2(\varphi_k)}}}{\operatorname{tg}(\varphi_k)}; \quad (1)$$

- елементарна осьова сила

$$dP_2 = \tau \cdot \frac{s}{n} \cdot dr \cdot \frac{\sin(\Theta_N - \gamma_N) \cdot \sin(\varphi_k) - \cos(\Theta_N - \gamma_N) \cdot \sin(\lambda_k) \cdot \cos(\varphi_k) + \sin(\Theta_N) \cdot \operatorname{tg}(\eta) \cdot \cos(\lambda_k) \cdot \cos(\varphi_k)}{\cos(\Theta_N - \gamma_N + \psi_N) \cdot \sin(\psi_N) \cdot \frac{\operatorname{tg}(\varphi_k)}{\operatorname{tg}(\varphi')}} \Rightarrow$$

$$\leftarrow \frac{\sqrt{1 + \frac{\operatorname{tg}^2(\eta) \cdot \sin^2(\Theta_N)}{\cos^2(\Theta_N - \gamma_N + \psi_N)}} \cdot \sqrt{1 + \frac{\sin^2(\lambda_k)}{\operatorname{tg}^2(\varphi_k)}}}{\operatorname{tg}(\varphi_k)}; \quad (2)$$

- елементарна радіальна сила

$$dP_3 = \tau \cdot \frac{s}{n} \cdot dr \cdot \frac{\sin(\Theta_N - \gamma_N) \cdot \cos(\varphi_k) - \cos(\Theta_N - \gamma_N) \cdot \sin(\lambda_k) \cdot \sin(\varphi_k) + \sin(\Theta_N) \cdot \operatorname{tg}(\eta) \cdot \sin(\lambda_k) \cdot \sin(\varphi_k)}{\cos(\Theta_N - \gamma_N + \psi_N) \cdot \sin(\psi_N) \cdot \frac{\operatorname{tg}(\varphi_k)}{\operatorname{tg}(\varphi')}} \Rightarrow$$

$$\leftarrow \frac{+ \sin(\Theta_N) \cdot \operatorname{tg}(\eta) \cdot \cos(\lambda_k) \cdot \sin(\varphi_k)}{\sqrt{1 + \frac{\operatorname{tg}^2(\eta) \cdot \sin^2(\Theta_N)}{\cos^2(\Theta_N - \gamma_N + \psi_N)}} \cdot \sqrt{1 + \frac{\sin^2(\lambda_k)}{\operatorname{tg}^2(\varphi_k)}}}. \quad (3)$$

Величини елементарних сил, що діють на передній поверхні різальної пластини свердла, в загальному випадку визначаються наступними величинами: τ – дотичне напруження в площинні зсуву; s – подача на оберт; n – число зубців інструменту; γ_N – нормальний передній кут; φ_k – кінематичний головний кут в плані; λ_k – кінематичний кут нахилу головної різальної кромки; η – кут сходу стружки (кут відхилення стружки від нормалі); Θ_N – нормальний кут тертя; ψ_N – нормальний кут зсуву.

Кінематичні геометричні параметри в загальному випадку перемінні вздовж різальної кромки пластини, а відповідно будуть перемінні і величини вказаних елементарних сил.

Передній кут в нормальній січній площині γ_N – кут між слідом основної площини, проведеної через задану точку різальної кромки та слідом передньої поверхні. Для збірного свердла з механічним кріпленням пластин величина кута γ_N визначається за наступним виразом

$$\operatorname{tg}(\gamma_N) = \operatorname{tg}(\gamma_k) \cdot \cos(\lambda_k), \quad (4)$$

Кут Θ_N , на величину якого відхиляється сила тертя, яка діє на різальній кромці, від перпендикуляра до неї, визначається наступною залежністю [2]

$$\operatorname{tg}(\Theta_N) = \operatorname{tg} \lambda_k \cdot \left(\frac{1 - K_L}{\sin \gamma_N - K_L} \right), \quad (5)$$

де: $K_L = \sin(\gamma_N) + \frac{\cos(\gamma_N)}{\operatorname{tg}(\arccos \frac{0,5}{\sqrt{2}} - \frac{\pi}{4} + \gamma_N)}$, [3] – коефіцієнт усадки стружки.

Нормальний кут зсуву ψ_N визначимо згідно з формулою Тіме, яка точно виражає зв'язок між коефіцієнтом усадки стружки та кутом зсуву на підставі суцільності матеріалу зливної стружки

$$\psi_N = \operatorname{arctg} \left(\frac{\cos(\gamma_N)}{K_L - \sin(\gamma_N)} \right). \quad (6)$$

Кут сходу стружки для свердла з прямолінійними різальними кромками згідно [2] дорівнює:

$$\operatorname{tg}(\eta) = \frac{d_0}{2} \cdot \frac{\sin(\varphi_k)}{\sqrt{r^2 - (0,5d_0)^2}}. \quad (7)$$

Після підстановки у формули (1–3) залежностей для визначення геометричних параметрів різальної частини збірного свердла із ЗБП (4–7) були розраховані елементарні складові сили різання. Результати розрахунку складових сил різання, що діють вздовж

головної різальної кромки периферійної та центральної пластин представлені на рис. 3 та рис. 4 відповідно.

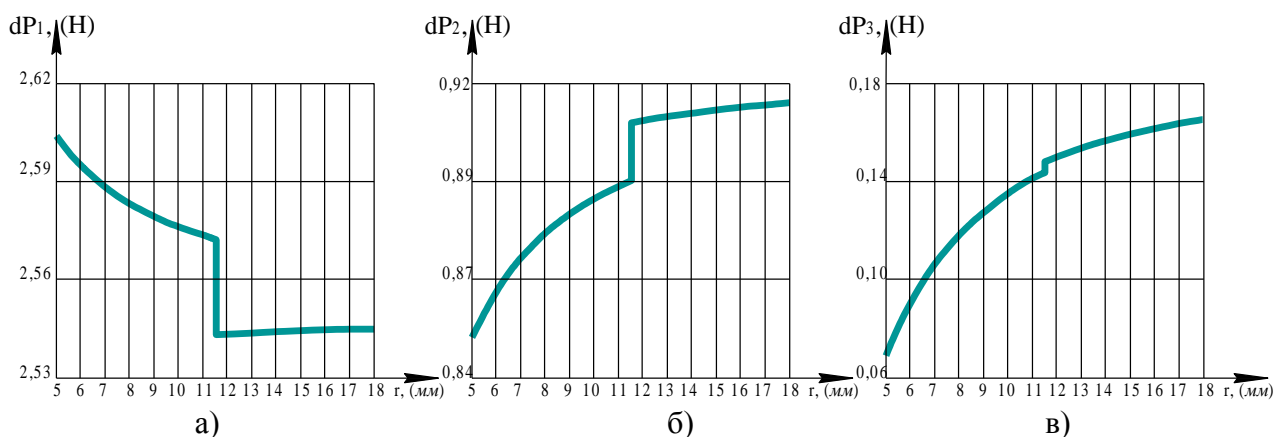


Рис. 3 – Епюри розподілення складових сили різання вздовж головної різальної кромки периферійної пластини: а) тангенціальної складової; б) осьової складової; в) радіальної складової

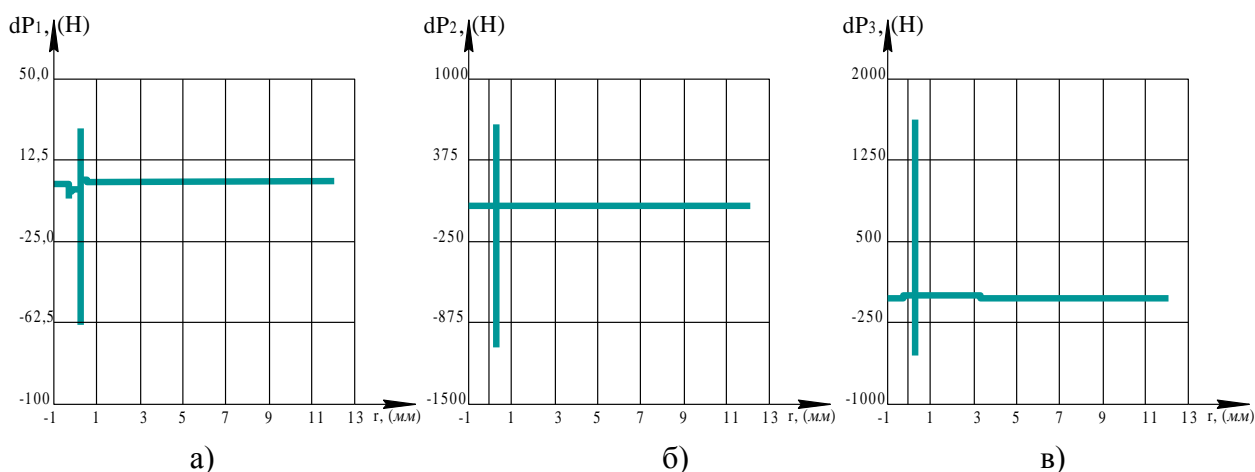


Рис. 4 – Епюри розподілення складових сили різання вздовж головної різальної кромки центральної пластини: а) тангенціальної складової; б) осьової складової; в) радіальної складової

Висновки

Результати розрахунків складових сили різання підтвердили те, що ймовірною причиною поломки різальних пластин є нерівномірне розподілення складових сили різання вздовж різальної кромки та їх різкі зростання, що відображено на рис. 4 для центральної пластини та для периферійної пластини на рис. 3,в.

Перелік джерел літератури: 1. Холмогорцев Ю. П. Оптимизация процессов обработки отверстий / Холмогорцев Ю. П. – М.: Машиностроение, 1984. – 184 с. 2. Денисенко В. И. Управление стружкоотводом при сверлении / В. И. Денисенко// Известия высших учебных заведений. Машиностроение. – 1988. – Вып. 7. – С. 141 – 145. 3. Виноградов А. А. Расчёт усадки стружки и длины контакта её с резцом / А. А. Виноградов // Сверхтвёрдые материалы. – 1990. – №2. – С.58–63.

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

**РОЗПОДІЛ СКЛАДОВИХ СИЛИ РІЗАННЯ ВЗДОВЖ РІЗАЛЬНИХ КРОМОК
БАГАТОГРАННИХ НЕПЕРЕТОЧУВАНИХ ПЛАСТИН ПРИ СВЕРДЛІННІ ЗБІРНИМИ
СВЕРДЛАМИ**

Гриньов Ю.О., Мірошниченко О.В., Воєводіна Т.А.

У статті запропонована математична модель визначення складових сили різання вздовж різальних кромок збірного свердла з багатогранними непереточуваними пластинами.

**РАСПРЕДЕЛЕНИЕ СОСТАВЛЯЮЩИХ СИЛЫ РЕЗАНИЯ ВДОЛЬ РЕЖУЩИХ КРОМОК
МНОГОГРАННЫХ НЕПЕРЕТАЧИВАЕМЫХ ПЛАСТИН ПРИ СВЕРЛЕНИИ СБОРНЫМИ
СВЁРЛАМИ**

Гринёв Ю.А., Мирошниченко А.В., Воеводина Т.А.

В статье предложена математическая модель определения составляющих силы резания вдоль режущих кромок сборного сверла с многогранными неперетачиваемыми пластинами.

**DISTRIBUTION OF COMPONENTS OF CUTTING FORCE ALONG THE
CUTTING EDGES OF MULTIFACETED INDEXABLE DISPOSABLE CUTTING INSERTS AT
DRILLING BY MODULAR DRILLS**

Grinyov Y.A., Miroshnichenko A.V., Voevodina T.A.

In the paper the mathematical model of determination of components of cutting force along the cutting edges of modular drill with multifaceted indexable disposable cutting inserts is offered.

Ключевые слова: сила резания, режущая кромка, многогранная неперетачиваемая пластина, сверление, сборный инструмент

Ключові слова: сила різання, ріжуча кромка, багатогранна неперетачіваємой пластина, свердління, збірний інструмент

Key words: cutting force, cutting edge, multi-faceted neperetachivaemaya plate, drilling, assembly tool

Дата надходження статті: 7 жовтня 2011

УДК 621.9

Шевчук О.С.

ТНТУ імені Івана Пулюя, Тернопіль, Україна

Volodymyr-dzyura@rambler.ru

РЕЗУЛЬТАТИ ЕКСПЕРИМЕНТАЛЬНИХ ДОСЛІДЖЕНЬ ЧИСТОВОЇ ОБРОБКИ ВНУТРІШНІХ ГВИНТОВИХ ШЛІЦЬОВИХ КАНАВОК ТВЕРДОСПЛАВНИМИ БАГАТОЗУБИМИ ДОРНАМИ

Постановка проблеми

Фінішні операції виготовлення профільних поверхонь вимагають значних капітальних вкладень при технологічній підготовці виробництва. Ці затрати не завжди виправдані при невеликих партіях виготовлення деталей. Тому при виготовленні складних профільних поверхонь, таких як внутрішні гвинтові шліцьові канавки з малими кутами нахилу профілю канавки, до яких ставляться високі вимоги по точності і якості поверхні доцільно розробити спеціальне технологічне оснащення та інструментальне забезпечення для виготовлення таких поверхонь.

Аналіз останніх досліджень та публікацій

Дослідженням параметрів технологічного процесу виготовлення внутрішніх гвинтових канавок та можливістю керування якістю процесу присвячені роботи Щурова І.А. [1], Петракова Ю.В. та Субіна А.А. [2]. Ними запропонований метод підвищення продуктивності процесу шліфування внутрішніх гвинтових поверхонь гайок кулькової гвинтової пари шляхом керування поперечною подачею на прохід і вибором раціонального профілю заготовки, які визначаються за допомогою програмно-математичного забезпечення, що враховує особливості процесу профільного внутрішнього шліфування, який відбувається у замкненій технологічній оброблювальній системі. Однак їхні дослідження стосуються внутрішніх гвинтових канавок з великими кутами нахилу і технічні рішення запропоновані ними не вирішують поставлену нами задачу. В роботах Коськіна А.В. [3] визначено шляхи підвищення продуктивності процесу виготовлення та якості оброблення гвинтових канавок з невеликими кутами підйому профілю. Запропоновані автором рішення економічно обґрунтовані лише при крупносерійному та масовому виробництвах. Тому питання виготовлення внутрішніх гвинтових канавок з малими кутами нахилу профілю в умовах дрібносерійного виробництва є актуальним.

Мета роботи

Метою роботи є встановлення закономірностей технологічного процесу фінішної обробки внутрішніх гвинтових канавок з малими кутами нахилу профілю в умовах дрібносерійного виробництва з метою керування якісними показниками оброблюваної поверхні.

Робота виконується згідно постанови Кабінету Міністрів України “Про розвиток сільського господарства і забезпечення агропромислового комплексу конкурентоздатною технікою” на 2010-2015 роки.

Результати досліджень

Після нарізання гвинтових шліцьових канавок необхідно забезпечити необхідні параметри якості поверхні та її фізико-механічні властивості. Для цього нами розроблено конструкцію інструменту для фінішної обробки шліцьових отворів дорнуванням.

Дорн для дорнування внутрішніх гвинтових канавок (рис. 1) виконано у вигляді ступінчастої оправки 1, яка містить три ступені, ліва ступень 2 виконана меншого діаметра на яку жорстко встановлено центрувальну направляючу втулку 3 з передньою конічною поверхнею 4 для центрування дорна в отворі оброблюваної деталі 5. По зовнішньому діаметрі центрувальної втулки 3 виконані гвинтові виступи 6 для направлення інструменту по гвинтовій лінії.

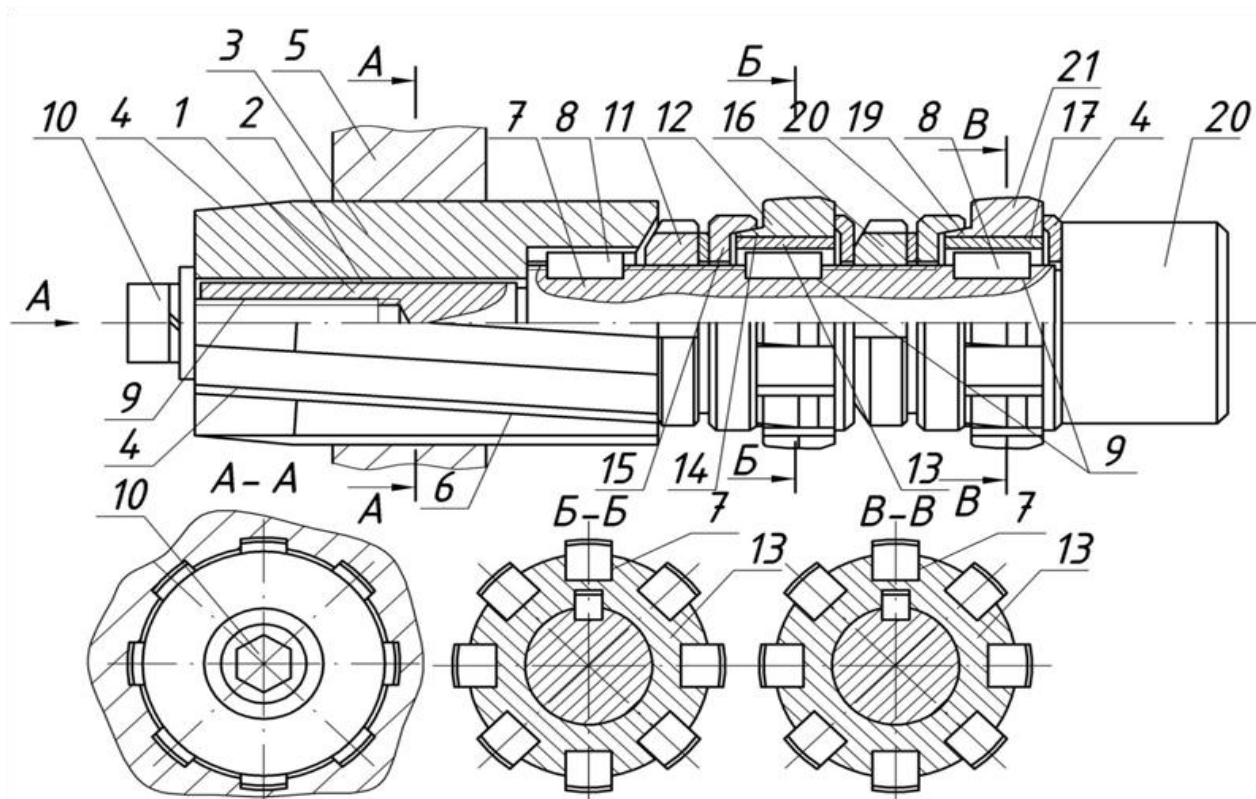


Рис. 1 - Твердосплавний багатозубий дорн для оброблення гвинтових шліцьових канавок з малими кутами нахилу

Середня ступень 7 виконана більшого діаметра ніж попередня і на ній по всій довжині нарізана різь і на якій рівномірно по довжині ступінчастої оправки 1 встановлені три шпонки 8 у шпоночці пази 9. Ліва крайня шпонка є у взаємодії з направляючої втулкою 3 з гвинтовими виступами 6, яка з лівого кінця затиснута болтом 10, який загвинчено в центральний отвір 4 оправки 9. З правого торця втулка підтиснута гайкою 11. Далі по ходу середньої ступені оправки по її середині на шпонці 8 встановлено блок 12 дорнів для чорнового оброблення гвинтових канавок, які встановлені в корпус 13. Цей блок виконано з клиноподібним виступом 14, який з лівого кінця є у взаємодії з Г-подібною гайкою 15, яка забезпечує його базування і закріплення на оправці 1, а правий торець є у взаємодії з шайбою 15, яка підтискується стопорною гайкою 16.

З правого кінця середньої ступені оправки на шпонці 8 встановлено блок 17 дорнів для чистового дорнування гвинтових канавок чистовими деформувальними елементами 18. Цей блок зліва виконано з клиноподібним виступом 18, який є у взаємодії з Г-подібною затискною гайкою 19, яка забезпечує його базування і закріплення.

Третя ступень оправки 1 є хвостовик 20, який виконано більшого діаметра ніж перша ліва 2 і середня ступень 7. Він призначений для закріплення дорна в патроні верстату (на кресленні не показано).

Дорн для дорнування внутрішніх гвинтових канавок працює наступним чином (рис. 2). Заготовку 5, яку необхідно обробити, встановлюють у пристрій (на кресленні не показано), орієнтуючи так, щоб виступи 6 направляючої втулки 3 співпадали з канавками, які необхідно обробити з кутом підйому гвинтової лінії, яку необхідно обробити

Потім дорн разом із заготовкою 5 встановлюють і закріплюють на штоці, наприклад, горизонтально-протяжного верстата або преса (на кресленні не показано) з можливістю обертового і поступального руху штока і при переміщенні штока з права на ліво і його обертанні здійснюють процес дорнування канавок оброблюваної поверхні.

Запропонована конструкція дорна забезпечує підвищення точності дорна та підвищення міцності його конструкції.

Ріжучі пластини виконані із твердих сплавів марок BK6, BK8 і T15K10, Експериментальні зразки зі сталі марок 20ХН3А і 18ХГТ були піддані цементації $h=0,8-1,2$ мм, HRC 56...63, зразки з сталі 40Х були загартовані до твердості HRC 48...52.

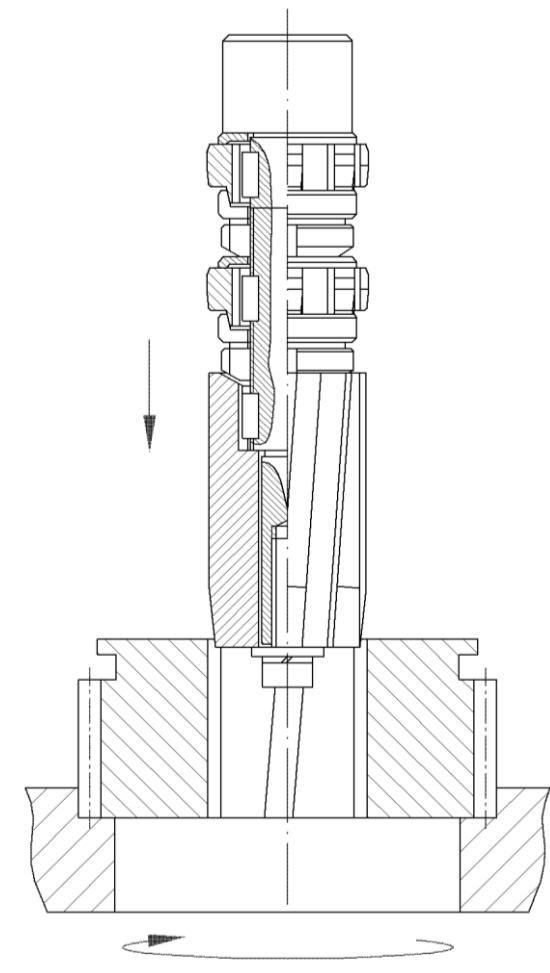


Рис. 2 - Технологічна схема роботи інструменту

Перевагою конструкції такого пристрою над його аналогами є те, що в даній конструкції ріжучі пластини мають достатньо надійне базування у посадочних місцях і ще однією перевагою цього пристрою є значно збільшена міцність його конструкції. Така конструкції не послаблює міцності оправи інструменту, що дозволить їй витримати значно більші навантаження під час роботи. Форма ріжучих пластин та їх геометрія визначається положенням їх в інструменті та формою оброблюваної поверхні.

При проведенні експериментальних досліджень визначали залежність величини залишкової деформації від конструктивних та технологічних параметрів, зокрема від товщини стінок оброблюваної деталі і від величини натягу.

При визначенні впливу товщини стінки га величину залишкової деформації були виготовлені серії втулок з зовнішніми діаметрами шліців змінної товщини стінок. Проведення дослідів показали, що залишкові деформації зростають при зростанні товщини стінок втулки. Подальше збільшення товщини стінок не призводить до суттєвого збільшення величини залишкових деформацій (при незмінному натягу), так як зона пластичної деформації у цьому випадку не охоплює всього об'єму металу.

Зроблені вимірювання розмірів шліцевого отвору до калібрування і після дозволили побудувати графік (рис. 3) залежності величини залишкової деформації по поверхні зовнішнього діаметру шліцевого отвору ($\delta_{\text{зал}}$) від натягу дорнування.

При обробці зразків з сталі 40Х залежність залишкових деформацій має прямолінійний характер з малим кутом нахилу i_{δ} до осі абсцис, що пояснюється тим, що величина пружної деформації значно більша величини залишкової деформації.

При калібруванні зразків з сталі 18ХГТ з малими натягами до 0,15 мм величина залишкових деформацій незначна. Це пояснюється, в основному, деформуванням тільки поверхневих шарів металу, який має велику твердість. При калібруванні з великими натягами величина залишкових деформацій зростала, оскільки при цьому виникає деформування металу, нижче цементованого шару, який має меншу твердість, невелику пластичну деформацію.

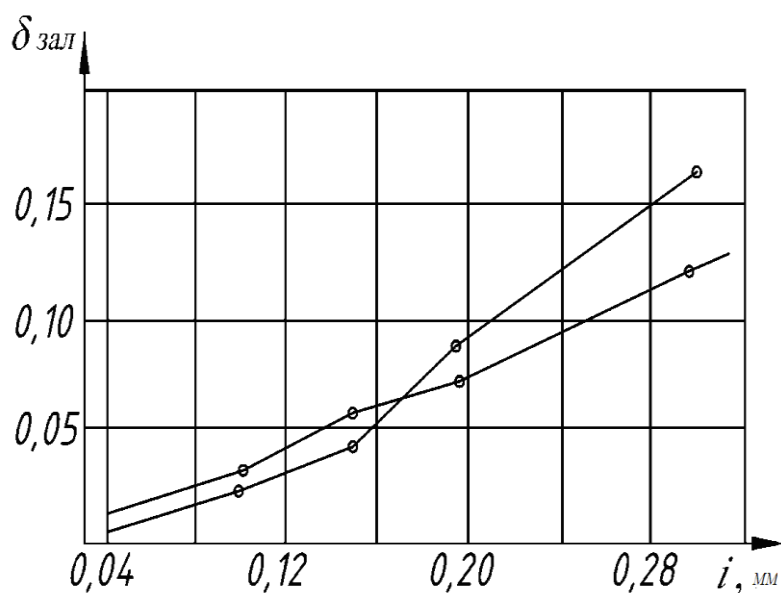


Рис. 3 - Графік залежності величини залишкової деформації ($\delta_{зал}$) від натягу дорнування

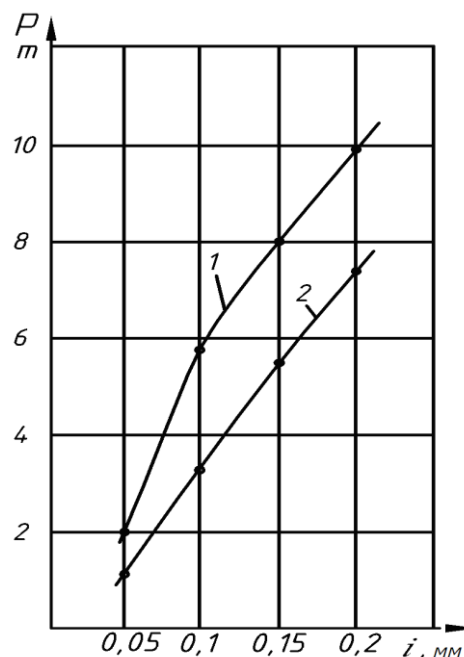


Рис. 4 - Графік залежності зусилля дорнування від натягу при дорнуванні: 1 – без ЗОР, 2 – з сульфозфрезолом марки Р

Дослідження тягового зусилля (рис. 4) полягало у визначенні тягового зусилля при дорнуванні внутрішніх гвинтових шліцьових канавок на універсальній випробувальній машині УММ-50

Дорнування здійснювали без змащування та з змащуванням сульфозфрезолом марки Р. використання мастила забезпечило зменшення тягового зусилля на 20-30%.

Висновки

1. Розроблена конструкція інструменту, працездатна і може бути рекомендована до експлуатації.
2. Проведені досліди показали, що інструмент необхідно забезпечувати пластинами твердого сплаву марок ВК6, ВК8.
3. Дослідження показали, що тягове зусилля в значній мірі залежить від геометрії інструмента, натягу, товщини стінок деталі.

Застосування в якості мастила сульфозфрезолу марки Р дозволило знизити тягове зусилля на 20-30%.

4. Дослідження показали, що при калібруванні шліцьових отворів твердосплавним інструментом виникає значне покращення шорсткості поверхні.

Перелік джерел літератури: 1. Щуров И.А. Накатывание многозаходных винтовых канавок на трубах. "Станки и инструмент", - 1992.- N 5.- С. 27 - 28. 2. Петраков Ю.В., Субин А.А. Моделирование процесса шлифования винтовой канавки гаек пар качения // Технология і автоматизація монтау. Dodatek specjalny do nr 4(26)/1999. – Rzeszow, 1999. – С. 50-52. 3. Коськин Александр Васильевич. Повышение производительности и качества изготовления винтовых канавок с меньшими углами подъема профиля : автореферат дис. ... кандидата технических наук : 05.02.08. – 16 с. ил Москва, 1992 16 с.

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

**РЕЗУЛЬТАТЫ ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫХ ИССЛЕДОВАНИЙ ЧИСТОВОЙ
ОБРАБОТКИ ВНУТРЕННИХ ВИНТОВЫЙ ШЛИЦЕВЫХ КАНАВОК
ТВЕРДОСПЛАВНЫМИ МНОГОЗУБЫМИ ДОРНАМИ**

Шевчук О.С.

Представлены результаты экспериментальных исследований процесса дорнования внутренних винтовых канавок с малыми углами наклона профиля твердосплавными многозубым дорном с использованием специального технологического оборудования, обеспечивающего поворот заготовки на заданный угол.

**РЕЗУЛЬТАТИ ЕКСПЕРИМЕНТАЛЬНИХ ДОСЛІДЖЕНЬ ЧИСТОВОЇ ОБРОБКИ
ВНУТРІШНІХ ГВИНТОВИХ ШЛІЦЬОВИХ КАНАВОК ТВЕРДОСПЛАВНИМИ
БАГАТОЗУБИМИ ДОРНАМИ**

Шевчук О.С.

Наведено результати експериментальних досліджень процесу дорнування внутрішніх гвинтових канавок з малими кутами нахилу профілю твердосплавними багатозубими дорнами з використання спеціального технологічного оснащення, що забезпечує поворот заготовки на заданий кут.

**RESULTS OF EXPERIMENTAL RESEARCHES OF CLEAN TREATMENT OF
INTERNAL SPIRAL CASTLE-TYPE DITCHES BY HARD-ALLOY MULTISHANK CORES**

Shevchuk O.S.

The results of experimental researches of process of mandlening of internal spiral ditches are resulted with the small angles of slope of type by hard-alloy multishank cores from the use of the special technological rigging which provides the turn of purveyance on the set corner.

Ключевые слова: экспериментальные исследования, чистовая обработка, внутренняя шлицевая канавка, твердосплавный многозубый дорн.

Ключові слова: експериментальні дослідження, чистова обробка, внутрішня шліцева канавка, твердосплавний багатозубий дорн.

Key words: experimental studies, machining, internal splined groove, hard-alloy multishank cores.

Дата надходження статті: 7 жовтня 2011

УДК 621.914.22

Солодкий В.І., Яшина Т.В.
НТУУ "КПІ", Київ, Україна

ТОРЦЕВА ФРЕЗА З КОНІЧНОЮ ПЕРЕДНЬОЮ ПОВЕРХНЕЮ

Вступ

При формоутворенні фасонних циліндричних поверхонь з прямолінійною напямною застосовують фасонні торцеві фрези. На відміну від дискових фрез вони мають більшу продуктивність і забезпечують оброблений профіль з малою величиною хвилястості. Дискові фрези утворюють поверхню, як сукупність послідовно розташованих кругових викружок, коли кожного окремих зуб фрези залишає на утвореній поверхні радіусну заглибину.

На відміну від них при роботі торцевої фрези її різальні кромки рухаються у площині розташованій перпендикулярно до осі інструмента. Це значно зменшує нерівності обробленої поверхні.

Стан проблеми

Існуючі конструкції фасонних торцевих фрез, які формоутворюють фасону поверхню деталі своєю торцевою частиною, мають несприятливі умови різання через значну зміну величини кутів різання вздовж різальної кромки. Це виникає через значну ширину профілю деталі, який досягає половини і більше радіусу інструменту.

Для усунення нерівномірності кутів вздовж різальної кромки її розділяють на декілька окремих ділянок. У такому випадку фреза має складну конструкцію, що складається із окремих різальних елементів, кожен з яких закріплено в загальному корпусі під своїми кутами. Така конструкція дозволяє зменшити зміну кутів різання вздовж різальних кромки, але пов'язана із складністю налаштування взаємного розташування різальних елементів.

Мета роботи

Для усунення недоліків торцевих фасонних фрез запропоновано виконувати передню поверхню фрези, як конічну поверхню вісь якої паралельна осі інструменту. У такому випадку, за рахунок зміни положення осі конусної передньої поверхні та положення його вершини, можливо знайти таке її положення при якому зміна кутів різання буде мати мінімальну величину.

Виконаємо аналіз характеру зміни переднього кута торцевої фасонної фрези, що має плоску передню поверхню. Кут γ_T визначимо у торцевій площині, яка орієнтована перпендикулярно до обертання фрези. Кут γ_0 визначимо у площині що проходить через напрям вектору \mathbf{v} швидкості різання та паралельній осі інструменту.

Введемо систему координат XYZ (рис.1). Вісь Z проходить через вісь обертання інструменту. Вісь X орієнтована паралельно напрямку подачі інструмента, а вісь Y утворює праву координатну систему. Координатна площина ZY розташована паралельно торцевому перерізу профілю деталі. Профіль деталі у координатній площині ZY є профілем деталі у її номінальному перерізі.

Положення передньої площини задамо кутом γ що є переднім кутом вимірювання у площині перпендикулярній до передньої поверхні та паралельній осі інструменту. Та базовою точкою B, яка розташована на осі Y на відстані r_b від осі обертання фрези. Слід перетину передньої площини різального елемента із координатною площиною становить кут λ_0 відносно осі X. Отже, положення передньої площини задано точкою B та кутами γ та λ_0 .

Будемо вважати відомими профіль деталі та різальної кромки. Координати точок різальної кромки охарактеризуємо двома параметрами, радіус-вектором ρ та координатою z_d . У сукупності з кутами γ та λ_0 ці параметри визначають положення точки кромки у просторі.

Передній кут γ_T у торцевій площині для довільної точки M різальної кромки положення якої характеризується параметрами ρ та z_d можливо визначити як

$$\sin \gamma_m = \frac{a}{\rho}, \quad a = \left(\frac{z_d \operatorname{tg} \gamma}{\sin \lambda_0} + r_s \right) \sin \lambda_0.$$

Передній кут γ_0 вимірюваний у площині, що паралельна осі фрези можливо визначити як

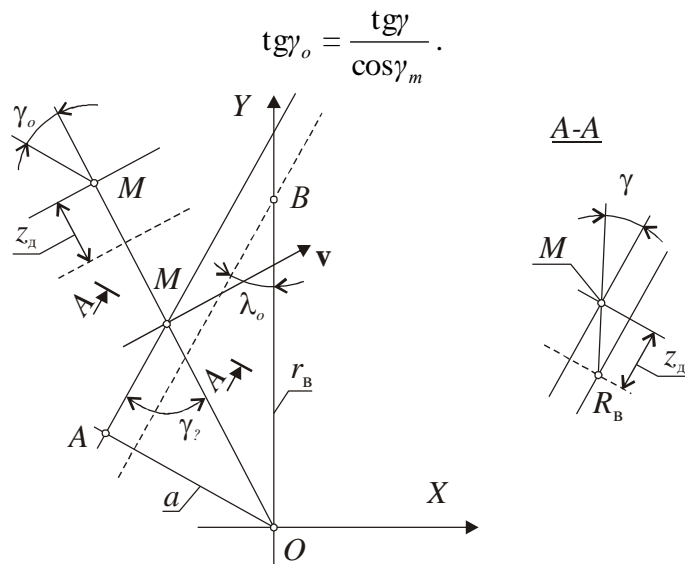


Рис.1 - Геометрія передньої поверхні фрези

Розглянемо торцеву фрезу, що має конічну передню поверхню (рис. 2). Визначимо розмір та положення конусу з умови, що передній кут γ_T виміряний у торцевій площині має бути однаковим для точок A та B різальної кромки. Точки B розташована на зовнішньому кінці кромки. Точки A розташована на найближчому до осі інструменту кінці різальної кромки. Розмір конічної передньої поверхні визначимо радіусом r_K конусу у координатній площині XU , положення його осі точкою O_K . Вісь інструмента позначимо O_Φ .

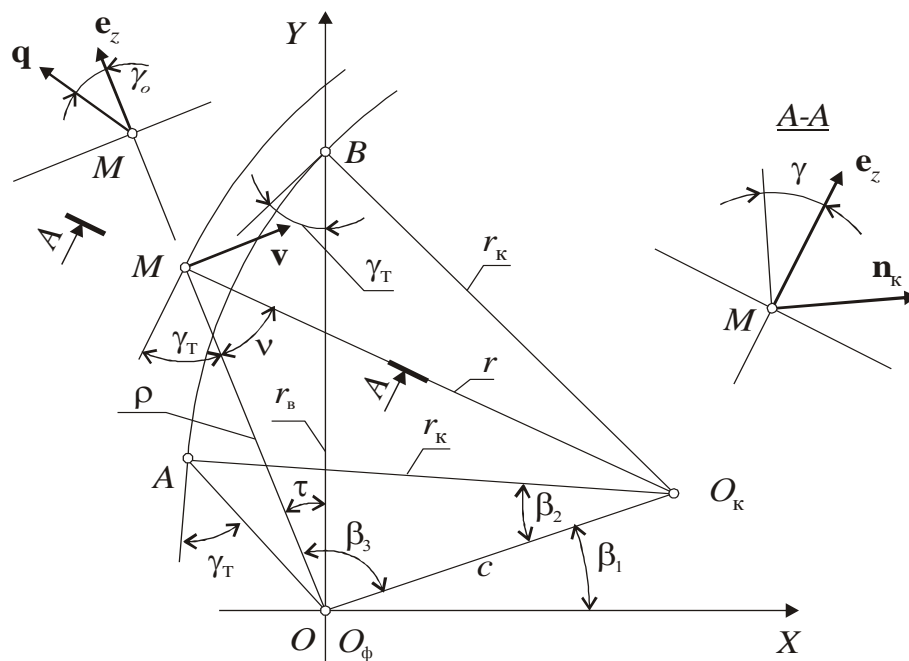


Рис.2 - Конічна передня поверхня

Для трикутника $O_\Phi B O_K$ за теоремою косинусів можна записати

$$\cos\delta = \frac{r_K^2 + r_\theta^2 - c^2}{2r_K r_\theta},$$

звідки сторона c трикутника дорівнює

$$c^2 = -2r_K r_\theta \cos\delta + r_K^2 + r_\theta^2.$$

Одночасно із трикутника $O_\Phi A O_K$ для його сторони c можливо отримати

$$\cos \delta = \frac{r_a^2 + r_g^2 - c^2}{2r_a r_g}, \quad c^2 = -2r_a r_g \cos \delta + r_a^2 + r_g^2.$$

Прирівнявши обидва вирази для сторони c отримуємо рівняння

$$2r_k \cos \delta (r_g - r_a) = r_g^2 - r_a^2.$$

Звідки радіус конічної поверхні у її перерізі координатною площиною XU можна визначити як

$$r_k = \frac{r_g^2 - r_a^2}{2(r_g - r_a) \cos \delta}, \quad \delta = \frac{\pi}{2} - \gamma_m.$$

Кут γ_T має однакове значення для обох точок A та B . Його величину необхідно задати на початку проектування фрези.

Отримане значення радіусу r_k визначає діаметральний розмір конічної поверхні у координатній площині XU . Кут при вершині конусу може бути призначений, як передній кут γ різального елемента у площині, що проходить через вісь конусу.

Положення осі конічної поверхні визначимо вектором c початок якого співпадає з віссю інструмента, а кінець з віссю конусу. Вектор c можливо визначити як $c = r_g - r_k$

$$r_k = \begin{vmatrix} 0 \\ r_k \\ 0 \end{vmatrix}, \quad r_g = \begin{vmatrix} -r_g \sin \delta \\ r_g \cos \delta \\ 0 \end{vmatrix}, \quad c = \begin{vmatrix} r_k \sin \delta \\ r_g - r_k \cos \delta \\ 0 \end{vmatrix}.$$

Отже, координати центру O_k осі конусу у системі координат XYZ пов'язаної з інструментом будуть

$$x_o = r_k \sin \delta, \quad y_o = r_g - r_k \cos \delta.$$

Відстань $c = |c|$ між осями інструмента та конічної передньої поверхні дорівнює

$$c = |c| = \sqrt{x_o^2 + y_o^2} = \sqrt{r_k^2 \cos^2 \delta + r_g^2 + r_k^2 \cos^2 \delta - 2r_g r_k \cos \delta}.$$

Отже, знаючи координати x_o та y_o центру конічної поверхні та її радіус r_k у площині XU можливо відтворити передню поверхню фрези, як конічну поверхню з заданим кутом γ .

Передній кут γ_T у торцевому січенні для довільної точки M різальної кромки конічної передньої поверхні фрези можливо визначити з трикутника $MO_\phi O_k$ як

$$\gamma_m = \frac{\pi}{2} - \nu, \quad \cos \nu = \frac{\rho^2 + r^2 - c^2}{2\rho r}.$$

Параметр ρ це відстань від осі фрези до розрахункової точки M різальної кромки. Параметр r – відстань від точки M до осі конусу. Треба зауважити, що положення розрахункової точки M визначається не тільки радіусом ρ , але і її відстанню z_d від координатної площини XU . Тому параметр дорівнює $r = r_k + z_o \operatorname{tg} \gamma$, тобто різні точки профіль різальної кромки можуть мати однакове значення параметру ρ , але різну висоту z_d . При цьому кут ν буде різним для різних точок.

Визначимо передній кут γ_o в площині, яка співпадає з напрямом вектору швидкості різання та одночасно паралельна осі обертання інструмента. Величину кута γ_o можна визначити, як кут між двома напрямками – напрямком осі інструмента, яки співпадає з координатною віссю Z та слідом перетину двох площин. Площини Σ_p дотичної до передньої конічної поверхні різального елемента та площини Σ_v що співпадає з вектором швидкості і паралельній осі фрези. Тоді математично кут γ_o можна визначити з виразу

$$\cos \gamma_o = \frac{e_z \cdot q}{|e_z| \cdot |q|}.$$

Де, e_z – одиничний вектор напрямку координатної осі Z . Вектор q співпадає із слідом перетину двох площин Σ_p та Σ_v . У свою чергу вектор q можливо визначити, як векторний до-

буток $q = n_k \times n_v$. Вектор n_v це нормаль до площини Σ_v , а вектор n_k – нормаль до площини Σ_p дотичної до передньої поверхні зубу фрези.

Вектор $n_v = -\rho$ має такі компоненти

$$\rho = \begin{vmatrix} -\rho \sin \tau \\ \rho \cos \tau \\ 0 \end{vmatrix}, \quad \tau = (\beta_1 + \beta_3) - \frac{\pi}{2}.$$

Визначимо кути β_1 та β_3

$$\cos \beta_1 = \frac{c \cdot e_x}{|c| \cdot |e_x|}, \quad e_x = \begin{vmatrix} 1 \\ 0 \\ 0 \end{vmatrix}, \quad \cos \beta_1 = \frac{r_k \sin \delta}{|c|} = \frac{r_k \sin \delta}{\sqrt{x_o^2 + y_o^2}},$$

$$\cos \beta_1 = \frac{r_k \sin \delta}{\sqrt{r_e^2 - 2r_e r_k \cos \delta + r_k^2 \cos^2 \delta + r_k^2 \sin^2 \delta}},$$

$$\cos \beta_3 = \frac{\rho^2 + c^2 - (r_k + z_o \operatorname{tg} \gamma)^2}{2\rho c}.$$

Вектор n_k – нормальний до площини Σ_p дотичної до передньої конічної поверхні різального елемента запишемо із такими компонентами

$$n_k = \begin{vmatrix} \cos \gamma \cos(\beta_2 - \beta_1) \\ -\cos \gamma \sin(\beta_2 - \beta_1) \\ \sin \gamma \end{vmatrix}, \quad \cos \beta_2 = \frac{c^2 + (r_k + z_o \operatorname{tg} \gamma)^2 - \rho^2}{2c(r_k + z_o \operatorname{tg} \gamma)}.$$

Отже, вектор $q = n_k \times n_v$ який співпадає з слідом перетину площин Σ_p та Σ_v має такі компоненти

$$q = \begin{vmatrix} \rho \cos \tau \sin \gamma \\ \rho \sin \tau \sin \gamma \\ -\rho \cos(\beta_1 - \beta_2) \cos \gamma \cos \tau - \rho \cos \gamma \sin(\beta_1 - \beta_2) \sin \tau \end{vmatrix}$$

Після виконання математичних перетворень отримаємо вираз для розрахунку переднього кута γ_o в осьовій площині

$$\cos \gamma_o = \frac{\rho \sin \tau \sin \gamma}{\sqrt{\rho^2 (\cos^2 \gamma \cos(\beta_1 - \beta_2 - \tau)^2 + \sin^2 \gamma)}}.$$

Аналіз результатів роботи

Визначимо характер розподілу передніх кутів торцевої фасонної фрези з плоскою передньою поверхнею вздовж різальної кромки для двох точок для $\rho_{95}=95$ та $\rho_{66}=66$ мм мм. За результатами розрахунків передній кут γ_o змінюється від 23 до 31°, а торцевий γ_t від 33,5 до 53°.

У той же час для фрез з конічною передньою поверхнею маємо. Передній кут γ_o змінюється від 23,3 до 23,8°, а торцевий γ_t від 32,3 до 34,3°, тобто майже не змінюється вздовж різальної кромки інструмента.

Висновки

Результати розрахунків показали, що для фрез традиційної конструкції з плоскою передньою поверхнею передній кут γ_t змінюється вздовж різальної кромки у 1,4...1,7 разів зна-

чно збільшуючись при наближенні до осі інструменту. Це призводить до зменшення кута загострення зуба фрези.

У той же час, фрези з передньою конічною поверхню мають однакові передні кути γ_T у торцевій площині практично вздовж всієї різальної кромки. Це дозволяє виготовляти торцеві фасонні фрези з монолітним зубом при обробленні широких фасонних циліндричних профілів та застосовувати сприятливу геометрію різального елемента.

Перелік джерел літератури: 1. Різальний інструмент : підручник / Н.С. Равська [та ін.]. – Житомир: ЖІТІ, 2002. – 298 с. 2. Родин П.Р. Металлорежущие инструменты : учебник / П.Р. Родин. –К.: Вища школа, 1974. – 400 с. 3. Солодкий В.И. Метод подвижной поверхности при профилировании инструмента : статья / В.И. Солодкий ; Вестник НТУУ "КПИ". Машиностроение. – 2004, – Вып. 45. – С. 96-99. 4. Технологія інструментального виробництва : підручник / Н.С. Равська [та ін.]. – Житомир: ЖІТІ, 2001. – 555 с.

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

ТОРЦЕВАЯ ФРЕЗА С КОНИЧЕСКОЙ ПЕРЕДНЕЙ ПОВЕРХНОСТЬЮ

Сладкий В.И., Яшина Т.В.

Разработана методика проектирования торцевых фасонных фрез, которые имеют коническую переднюю поверхность. Выведены зависимости, которые позволяют определить параметры конической поверхности и ее расположения относительно оси инструмента. Показано, что торцевые фрезы с конической передней поверхностью имеют постоянную величину передних углов вдоль режущей кромки инструмента.

ТОРЦЕВА ФРЕЗА З КОНІЧНОЮ ПЕРЕДНЬОЮ ПОВЕРХНЕЮ

Солодкий В.І., Яшина Т.В.

Розроблено методику проектування торцевих фасонних фрез, які мають конічну передню поверхню. Виведено залежності, котрі дозволяють визначити параметри конічної поверхні та її розташування відносно осі інструменту. Показано, що торцеві фрези з конічною передньою поверхнею мають майже постійну величину передніх кутів вздовж різальної кромки інструмента.

BUTT END MILLING CUTTER WITH CONICAL FRONT SURFACE

Yashina T.V., Solodkiy V.I.

A design technique the butt end shaped milling cutters is developed which have a conical front surface. Dependences are shown out which allow to define the parameters of conical surface and its location in relation to the ax of instrument. It is shown that butt end milling cutters with a conical front surface have a permanent size of front corners along the cutting edge of instrument.

Ключевые слова: методика проектирования, торцевая фреза, передняя поверхность, режущий инструмент

Ключові слова: методика проектування, торцева фреза, передня поверхня, ріжучий інструмент

Key words: technique for designing, end milling, the front surface, the cutting tool

Дата надходження статті: 7 жовтня 2011

Казакова Т.В.

ДГМА, г. Краматорск, Украина

ОСОБЕННОСТИ ДИАГНОСТИКИ СОСТОЯНИЯ СОВРЕМЕННОГО СБОРНОГО ИНСТРУМЕНТА В УСЛОВИЯХ АВТОМАТИЗИРОВАННОГО ПРОИЗВОДСТВА

Введение

Повышение эффективности использования современного автоматизированного станочного оборудования, особенно крупноразмерного, в значительной степени зависит от производительности механической обработки и снижения простоев, причиной которых, чаще всего, являются отказы режущих инструментов (РИ). Последнее обуславливает повышение требований к надежности современного сборного инструмента, диагностике его состояния при изготовлении и эксплуатации, повышению требований к ремонтпригодности и сервисному обслуживанию инструмента, а также к соблюдению рациональных регламентов эксплуатации.

Теоретические и экспериментальные методы исследования диагностики состояния (качества) режущих инструментов рассмотрены в работах /1,2,3/. Данные методы рассматривают отдельные частные вопросы диагностики, например, методику определения регламентов обслуживания сборного инструмента с использованием известного в технической диагностике «метода минимального риска» /1/. В работе /2/ исследована зависимость интенсивности отказов от долговечности инструмента и различные варианты его обслуживания. В работе /3/ рассмотрена методика прогнозирования надежности и структуры отказов инструментов в эксплуатации по результатам форсированных испытаний.

Однако в литературе не рассмотрен комплексный подход к исследованию диагностики современного сборного инструмента, учитывающий диагностику исходного состояния инструмента, стратегию его обслуживания, оценку уровня поврежденности и разработку регламентов рациональной эксплуатации как для новых, так и для поврежденных инструментов.

Цель работы и объект исследования

Целью настоящей работы является:

1. Разработка методики раннего выявления дефектов и неисправностей, позволяющей выявить и предотвратить неустраняемые отказы в процессе изготовления инструмента.
2. Исследование зависимости интенсивности неустраняемых отказов от уровня поврежденности инструмента.
3. Выбор стратегии обслуживания сборных (модульных) инструментов, обеспечивающей максимальную производительность механической обработки.

Объектом исследований являлись сборные резцы PTGN R/L с размерами державки 2525M и модульные резцы с рабочей высотой 80 мм. Для разработки методики раннего выявления дефектов и неисправностей были проведены лабораторные исследования качества изготовления резцов путем измерений показателей качества их изготовления. В производственных условиях были оценены показатели восстановления технологической системы (показатели ремонтпригодности). Путем длительных испытаний на долговечность определены виды и структура отказов элементов модуля (сборного резца), среднее число их периодов стойкости и средние периоды стойкости всех элементов модульного резца.

Основная часть

При диагностике режущего инструмента актуальной является задача раннего выявления дефектов и неисправностей. Как показано в работе /1/ целесообразно оценивать отклонения от параллельности базовых поверхностей опорных пластин. Плотность распределения отклонения от параллельности соответствует нормальному закону.

Так как состояние системы характеризуется одним параметром X , то система имеет одно пространство признаков. Принятые обозначения: D_1 - исправное состояние, D_2 - наличие дефекта. Тогда указанное условие решения состоит в следующем:

$$\text{при } X < X_0 \quad X = D_1; \quad \text{при } X > X_0 \quad X = D_2. \quad (1)$$

Обозначим H_{ij} ($i, j = 1, 2$) возможные решения по правилу (первый нижний индекс соответствует индексу принятого диагноза, второй – индексу действительного состояния). Тогда: H_{12} – пропуск дефекта; H_{21} - ложная тревога; H_{11} , H_{22} - правильные решения.

Пользуясь теоретическими положениями работы [1], можно принять следующие решения о состоянии объекта, имеющего данные значения параметра X :

$$X = D_1, \text{ если } \frac{f(X/D_1)}{f(X/D_2)} > \frac{(C_{12} - C_{22})P_2}{(C_{21} - C_{11})P_1}, \quad (2)$$

$$X = D_2, \text{ если } \frac{f(X/D_1)}{f(X/D_2)} < \frac{(C_{12} - C_{22})P_2}{(C_{21} - C_{11})P_1}, \quad (3)$$

где $f(X/D_1)$ – плотность вероятности исправного состояния;

$f(X/D_2)$ – плотность вероятности дефектного состояния;

C_{12} - стоимость пропуска дефекта;

C_{21} - стоимость ложной тревоги;

C_{11}, C_{22} – стоимость правильных решений при диагнозах D_1 и D_2 ;

$P_1 = P(D_1)$ – априорная вероятность диагноза D_1 (считается известной на основании предварительных статистических данных);

$P_2 = P(D_2)$ – априорная вероятность диагноза D_2 (определяется аналогично $P(D_1)$).

Для оценки состояния инструмента целесообразно ввести величину m , представляющую собой пороговое значения для отношения правдоподобия:

$$m = C_{12}P_2 / C_{21}P_1. \quad (4)$$

Экспериментально установлено, что при пропуске дефекта возникает поломка режущей пластины, вызывающая необходимость замены режущей пластины, а в ряде случаев прихвата и крепежного винта. Такая замена может осуществляться как без замены блока, так и с его заменой.

Для расчета величины m использованы следующие показатели: C_{12} (τ_c) – время замены элементов блочного (модульного) резца в результате поломки режущей пластины, C_{21} ($\tau_{сп}$) – время замены режущей пластины, P_1 - вероятность исправного состояния; P_2 - вероятность наличия дефекта. Зависимость величины m и среднего периода стойкости T от вероятности наличия дефекта P_2 для различных значений C_{21} показана на рисунке 1.

Как показывают результаты исследований, интенсивность неустранимых отказов (доля поломок) инструментов увеличивается с увеличением их поврежденности, т. е. числа периодов стойкости (уменьшение толщины пластины, трещины, дефекты заточки и т.д.), а средний период стойкости уменьшается (рис.2).

При механической обработке производительность оценивают объемом снятого материала W за период стойкости T режущего инструмента. С учетом времени восстановления технологической системы τ_c производительность можно рассчитать по зависимости

$$P = W / (1 + \tau_c / T). \quad (5)$$

Время и частота восстановления технологической системы зависят от исходного качества и уровня поврежденности инструмента, количества запасных режущих пластин и корпусов (модулей) на рабочем месте. Это оказывает существенное влияние на производительность обработки, так как с увеличением интенсивности отказов возрастает

частота восстановления технологической системы и снижается производительность обработки. С учетом интенсивности отказов и уровня поврежденности сборных (модульных) инструментов производительность можно рассчитать по следующей зависимости

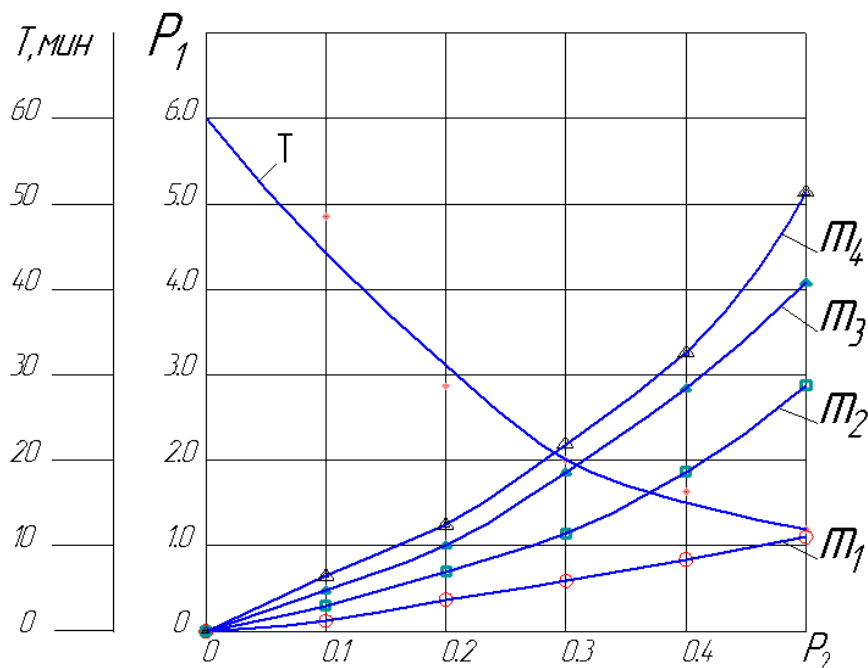


Рис.1- Стоимость пропуска дефекта при различной вероятности его наличия
 m_1 - стоимость пропуска дефекта при замене опорной пластины без замены блока;
 m_2 - стоимость пропуска дефекта при замене опорной пластины с одновременной заменой блока;
 m_3 - стоимость пропуска дефекта при замене опорной пластины, блока и крепежного винта;
 m_4 - стоимость пропуска дефекта при замене опорной пластины, блока и прихвата.

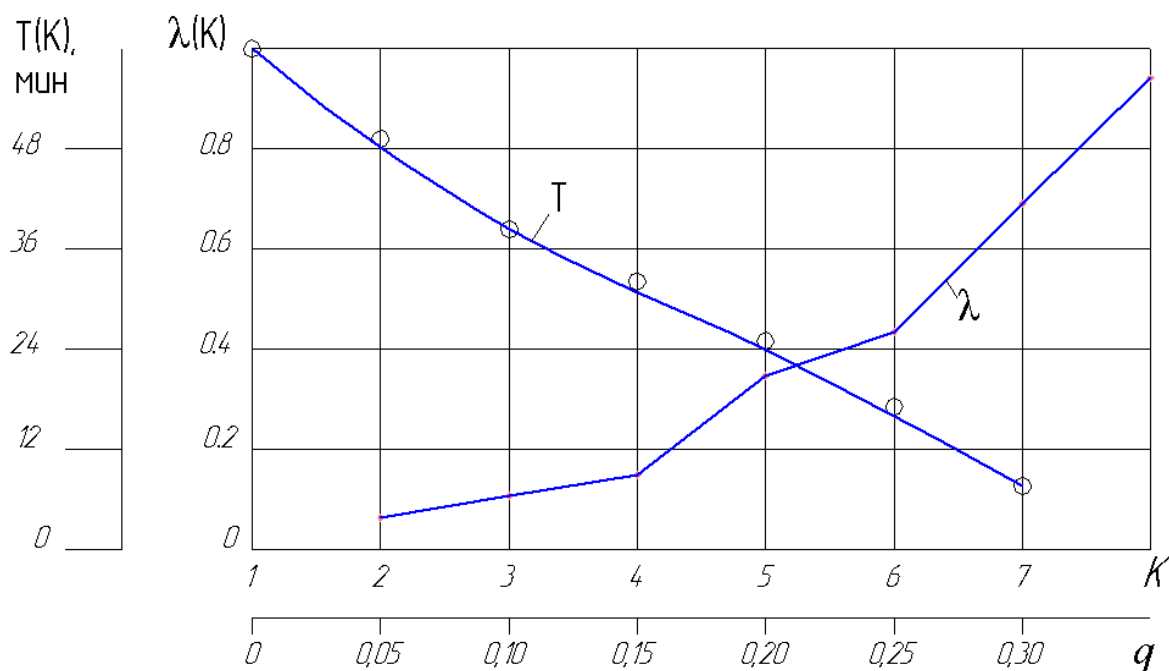


Рис.2- Зависимость интенсивности неустраняемых отказов λ модульных резцов и периода стойкости T от уровня поврежденности

$$\Pi = W / [1 + (\tau_c / T * \lambda_i / \lambda_1)]. \quad (6)$$

где λ_i / λ_1 - увеличение интенсивности отказов на i -м периоде стойкости по сравнению с новым резцом.

Наиболее полным показателем ремонтпригодности (время обслуживания) является среднее время восстановления технологической системы, структура которого получена при испытаниях сборных (модульных) инструментов на надежность

$$\tau_c = \tau_{см} + \tau_{сп} + \tau_o + \tau_{со} + \tau_{сс} + \tau_{ск} + \tau_{выр}, \quad (7)$$

где $\tau_{см}$ - время замены модуля;

$\tau_{сп}$ - время замены режущей пластины;

τ_o - время очистки крепежных элементов от стружки и пыли;

$\tau_{со}$ - время замены опоры;

$\tau_{сс}$ - время замены стружколома-прихвата;

$\tau_{ск}$ - время замены крепежного элемента;

$\tau_{выр}$ - время вырубки частиц твердого сплава, внедрившихся в заготовку.

При расчете τ_c составляющие элементы восстановления умножают на весовые коэффициенты α_i .

На производительность механической обработки существенное влияние оказывает стратегия обслуживания сборного (модульного) инструмента. Рассмотрим особенности обслуживания сборных (модульных) резцов и их влияние на производительность механической обработки с учетом качества (поврежденности) инструмента.

Вариант 1. На рабочем месте имеется два модуля (резца). Время восстановления технологической системы сводится к замене модуля (резца) и вырубке при необходимости частиц твердого сплава из заготовки

$$\tau_c = \tau_{см} + \alpha_{выр} \cdot \tau_{выр}, \quad (8)$$

где $\alpha_{выр}$ - весовой коэффициент, учитывающий частоту вырубки.

Вариант 2. На рабочем месте имеется один модуль (резец) с комплектом твердосплавных пластин. Время восстановления технологической системы будет включать: замену режущей пластины, очистку крепежных элементов от стружки и пыли, и вырубку твердого сплава

$$\tau_c = \tau_{см} + \tau_{сп} + \tau_o + \alpha_{выр} \cdot \tau_{выр}. \quad (9)$$

Вариант 3. На рабочем месте имеется один модуль с режущей пластиной. Время восстановления технологической системы будет включать

$$\tau_c = \tau_{см} + \tau_{сп} + \tau_o + \tau_{зат} + \alpha_{выр} \cdot \tau_{выр}, \quad (10)$$

где $\tau_{зат}$ - время заточки режущей пластины.

Зависимость производительности механической обработки от стратегии обслуживания и уровня поврежденности инструмента приведена на рисунке 3.

Из рисунка видно, что наибольшая производительность при равной интенсивности отказов имеет место при первом варианте обслуживания.

Как показали ранее проведенные исследования, повышение производительности механической обработки возможно путем ступенчатого нагружения инструмента и учета его поврежденности. Поэтому при втором и третьем варианте обслуживания при большом уровне поврежденности целесообразно регулирование режима резания путем ступенчатого нагружения инструмента. Остаточный период стойкости τ_2 можно рассчитать по зависимости

$$\tau_2 = 2,53 \tau_1^{0,66} (S_2/S_1)^{-2,9}, \quad (11)$$

где τ_1 - время работы на первой ступени нагружения;

S_1, S_2 - нагрузка на первой и второй ступени нагружения.

В результате исследований установлено, что при соотношении $S_1/S_2 = 1,2$ производительность повышается в 2,0 раза, при $S_1/S_2 = 1,45$ – в 1,8 раза, при $S_1/S_2 = 1,70$ – в 1,5 раза.

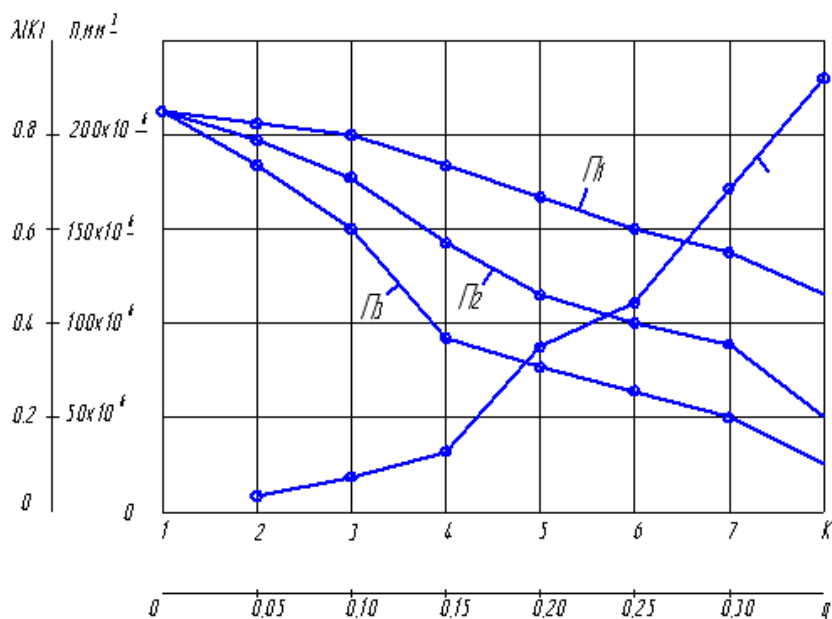


Рис.3- Залежність продуктивності P_i та інтенсивності відмов $\lambda(K)$ від стратегії обслуговування та рівня пошкодженості інструмента

Висновки

Наличие дефекта и увеличение P_2 приводит к существенному повышению стоимости пропуска дефекта и снижению периода стойкости сборного инструмента.

Интенсивность неустраняемых отказов увеличивается, а средний период стойкости инструментов уменьшается с увеличением их поврежденности.

Исследовано влияние различных вариантов обслуживания на производительность механической обработки. Установлено, что производительность существенно снижается с увеличением времени восстановления технологической системы. Наиболее эффективным с точки зрения производительности является первый вариант обслуживания.

Разработана стратегия повышения производительности механической обработки путем ступенчатого нагружения и учета поврежденности. Установлено, что наибольшее повышение производительности наблюдается при минимальном соотношении S_1/S_2 .

Перечень источников литературы: 1. Казакова Т.В., Мироненко Е.В., Марчук Е.В. Определение регламентов обслуживания модульных резцов с учетом качества их изготовления и уровня поврежденности//Наукові праці Донецького національного технічного університету. Серія: Машинобудування і машинознавство. Випуск 71.- Донецьк: ДонНТУ, 2004.- С.97-103. 2. Мироненко Е.В., Казакова Т.В., Колесник В.Ф. Повышение производительности обработки на тяжелых станках с ЧПУ за счет эффективного использования модульных инструментов//Наукові праці Донецького національного технічного університету. Серія: Машинобудування і машинознавство. Випуск 92/Ред.кол.:Башков С.О.(голова) та інш.-Донецьк: ДонНТУ, 2005.- С.163-169. 3. Казакова Т.В. Разработка теоретических основ повышения качества сборного инструмента на этапах проектирования и изготовления// Надежность инструмента и оптимизация технологических систем. Сборник научных трудов.-Краматорск-Киев, вып.№23, 2008.- С.109-114.

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

ОСОБЕННОСТИ ДИАГНОСТИКИ СОСТОЯНИЯ СОВРЕМЕННОГО СБОРНОГО ИНСТРУМЕНТА В УСЛОВИЯХ АВТОМАТИЗИРОВАННОГО ПРОИЗВОДСТВА

Казакова Т.В.

На основе теоретических и экспериментальных исследований разработана методика раннего определения дефектов и неисправностей, позволяющая выявить и предотвратить неустранимые отказы в процессе изготовления инструмента. Исследована зависимость интенсивности неустранимых отказов от уровня поврежденности инструмента. Разработаны стратегии обслуживания и рациональной эксплуатации инструмента, учитывающие уровень его поврежденности и обеспечивающие максимальную производительность механической обработки.

ОСОБЛИВОСТІ ДІАГНОСТИКИ СТАНУ СУЧАСНОГО ЗБІРНОГО ІНСТРУМЕНТУ В УМОВАХ АВТОМАТИЗОВАНОГО ВИРОБНИЦТВА

Казакова Т.В.

На основі теоретичних та експериментальних досліджень розроблена методика раннього визначення дефектів та несправностей, яка дозволяє виявити та запобігти неусуненим відмовам у процесі виготовлення інструменту. Досліджена залежність інтенсивності неусунених відмов від рівня ушкоджень інструменту. Розроблені стратегії обслуговування та раціональної експлуатації інструменту, які враховують рівень його ушкоджень та забезпечують максимальну продуктивність механічної обробки.

FEATURES OF DIAGNOSTICS OF THE STATE OF MODERN COLLAPSIBLE INSTRUMENT IN THE CONDITIONS OF THE AUTOMATED PRODUCTION

Kazakova T. V.

On the basis of theoretical and experimental researches methodology of early determination of defects and disrepairs, allowing to educe and prevent irremovable refuses in the process of making of instrument, is worked out. Dependence of intensity of irremovable refuses is investigational on the level of damaged of instrument. Strategies of service and teaming-up of instrument are worked out, taking into account the level of his damaged, and providing the burst performance of tooling.

Ключевые слова: диагностика состояния, интенсивность неустранимых отказов, уровень поврежденности, стратегия обслуживания, производительность обработки.

Ключові слова: діагностика стану, інтенсивність неусунених відмов, рівень ушкодження, стратегія обслуговування, продуктивність обробки.

Key words: diagnostics of the state, intensity of irremovable refuses, level of damaged, strategy of service, productivity of treatment.

Дата надходження статті: 28 жовтня 2011

УДК 621.95.02

Гриньов Ю.О., Восводіна Т.А., Стрєлков В.Б., Кундеус В.В.
 ДонНТУ, м. Донецьк, ПДТУ, м. Маріуполь, ДДУУ, м. Донецьк, Україна
mc@mech.dgtu.donetsk.ua

ВИЗНАЧЕННЯ КІНЕМАТИЧНИХ ГЕОМЕТРИЧНИХ ПАРАМЕТРІВ ЗБІРНИХ СВЕРДЕЛ

Вступ

В ринкових умовах дуже важливо для забезпечення конкурентоздатності підприємства використовувати раціональні технологічні процеси обробки, обладнання та інструмент. В умовах одного з найкрупніших підприємств України – Азовсталь відбувається обробка отворів збірними свердлами з механічним кріпленням багатогранних непереточуваних пластин (БНП) під елементи скріплення у залізничних рейках під час їх виготовлення. Як показує досвід, застосовувані свердла мають низьку працездатність [1]. Це пов'язано з важкими умовами праці свердел, викликаними особливостями конструкції свердел та процесу обробки [2, 3]. В роботі [3] основною причиною виходу зі строю збірних свердел вважається наявність дисбалансу сил, що виникає при складанні радіальної та тангенціальної складових сили різання від кожної різальної пластини. Для вирішення задачі підвищення працездатності збірних свердел необхідно визначити таке співвідношення конструктивних та геометричних параметрів свердел і режимів обробки, які б забезпечили мінімізацію негативних чинників. Це можливо лише за наявності залежностей, які одночасно враховують вплив зміни окремих конструктивних та геометричних параметрів свердел і елементів режиму обробки на складові сили різання. Кінематичні геометричні параметри визначаються з урахуванням величин швидкості різання та подачі.

Мета роботи

Метою роботи є отримання залежностей для визначення кінематичних параметрів робочої частини збірних свердел з механічним кріпленням багатогранних непереточуваних пластин.

Основна частина

Відмінністю кінематичної системи координат від статичної є врахування величин швидкостей різання та подачі. При обробці за допомогою свердел відбувається зміна положення основної площини за рахунок присутності швидкості подачі (рис. 1).

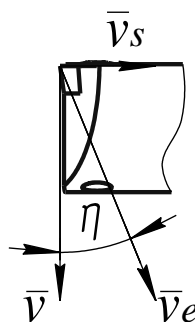


Рис. 1 – Схема до визначення положення основної площини при наявності швидкості подачі

Положення основної площини визначається положенням результуючого вектору швидкості різання, що визначається як сума швидкості головного руху та швидкості руху подачі

$$\bar{v}_e = \bar{v} + \bar{v}_s.$$

Положення кінематичної основної площини відрізняється від положення статичної основної площини кутовим положенням, при цьому кут повороту можна визначити за формулою

$$\operatorname{tg} \eta = \frac{s}{\pi D},$$

де s – подача, мм/об;

D – діаметр, на якому знаходиться поточна розрахункова точка.

Для урахування наявності кута повороту η при розрахунку кінематичних геометричних параметрів зробимо умовний поворот системи координат на цей кут відносно системи координат $X_5Y_5Z_5$ (рис. 2). Після повороту на кут η , система координат $X_5Y_5Z_5$ співпаде з системою координат $X_6Y_6Z_6$.

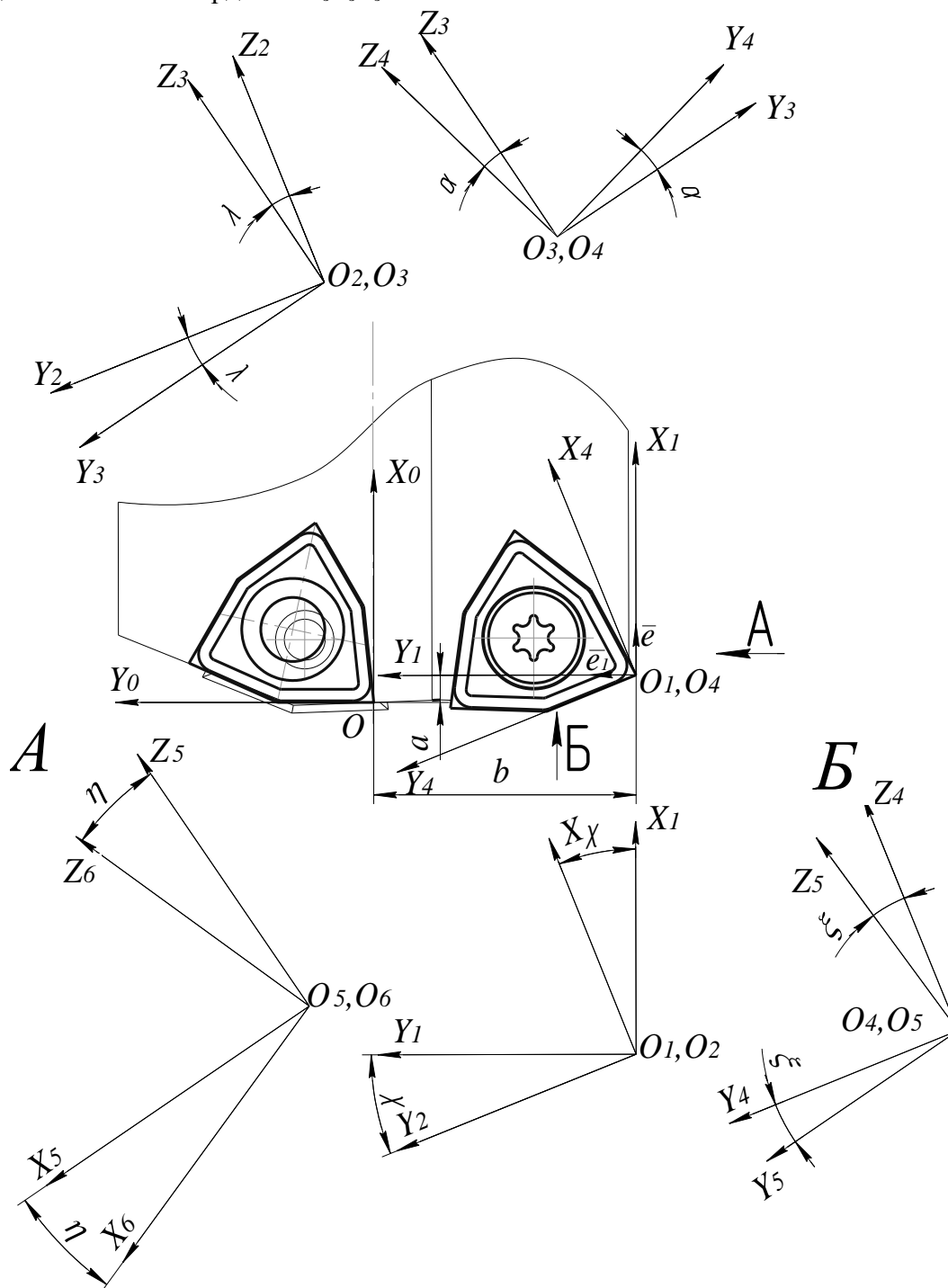


Рис. 2 – Розрахункова схема для визначення положення основної кінематичної площини

Матриця переходу від системи координат $X_6Y_6Z_6$ до системи $X_5Y_5Z_5$ виглядає наступним чином

$$M_{56} = \begin{pmatrix} \cos \eta + c11 \cdot e11 & -e3 \sin \eta + c11 \cdot e21 & e2 \sin \eta + c11 \cdot e31 & 0 \\ e3 \sin \eta + c21 \cdot e11 & \cos \eta + c21 \cdot e21 & -e1 \cdot \sin \eta + c21 \cdot e31 & 0 \\ -e2 \sin \eta + c31 \cdot e11 & e1 \sin \eta + c31 \cdot e21 & \cos \eta + c31 \cdot e31 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{pmatrix},$$

де $c11, c21, c31$ – коефіцієнти;

$e11, e21, e31$ – направляючі косинуси вектора \vec{e}_1 (див. рис. 2).

Направляючі косинуси $e11, e21, e31$ є елементами другої строки матриці переходу від системи $X_5Y_5Z_5$ до системи $X_0Y_0Z_0$, яка має вигляд

$$M_{05} = \begin{pmatrix} m11 & m12 & m13 & a \\ m21 & m22 & m23 & b \\ m31 & m32 & m33 & c \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{pmatrix}.$$

Відповідно до цього направляючі косинуси можна представити в наступному вигляді:

$$\begin{aligned} e11 &= m21; \\ e21 &= m22; \\ e31 &= m23. \end{aligned}$$

Коефіцієнти $c1, c2, c3$ визначаються за формулами:

$$\begin{aligned} c11 &= e11(1 - \cos \eta); \\ c21 &= e21(1 - \cos \eta); \\ c31 &= e31(1 - \cos \eta). \end{aligned}$$

Перехід від системи координат $X_6Y_6Z_6$ до системи $X_0Y_0Z_0$ описується за допомогою виразу $M_{06} = M_{05} \cdot M_{56}$. Відповідно формули переходу від системи координат $X_6Y_6Z_6$ до системи $X_0Y_0Z_0$ визначаються за залежністю $r_0 = M_{06} \cdot r_6$, та мають наступний вигляд:

$$x_0 = \begin{bmatrix} \left(\begin{aligned} &(\cos \chi \cos \alpha + \sin \chi \sin \lambda \sin \alpha)(\cos \zeta + c1 \cdot e1) - \\ &-(\sin \chi \cos \lambda)(e3 \sin \zeta + c2 \cdot e1) + \\ &+(\sin \chi \sin \lambda \cos \alpha - \cos \chi \sin \alpha)(-e2 \sin \zeta + c3 \cdot e1) \end{aligned} \right) \cdot (\cos \eta + c11 \cdot e11) + \\ + \left(\begin{aligned} &(\cos \chi \cos \alpha + \sin \chi \sin \lambda \sin \alpha)(-e3 \sin \zeta + c1 \cdot e2) - \\ &-(\sin \chi \cos \lambda)(\cos \zeta + c2 \cdot e2) + \\ &+(\sin \chi \sin \lambda \cos \alpha - \cos \chi \sin \alpha)(e1 \sin \zeta + c3 \cdot e2) \end{aligned} \right) \cdot (e3 \sin \eta + c21 \cdot e11) + \\ + \left(\begin{aligned} &(\cos \chi \cos \alpha + \sin \chi \sin \lambda \sin \alpha)(e2 \sin \zeta + c1 \cdot e3) - \\ &-(\sin \chi \cos \lambda)(-e1 \sin \zeta + c2 \cdot e3) + \\ &+(\sin \chi \sin \lambda \cos \alpha - \cos \chi \sin \alpha)(\cos \zeta + c3 \cdot e3) \end{aligned} \right) \cdot (-e2 \sin \eta + c31 \cdot e11) \end{bmatrix} \cdot x_6 +$$

$$\begin{aligned}
 & \left[\begin{aligned} & \left((\cos \chi \cos \alpha + \sin \chi \sin \lambda \sin \alpha)(\cos \zeta + c1 \cdot e1) - \right. \\ & \left. - (\sin \chi \cos \lambda)(e3 \sin \zeta + c2 \cdot e1) + \right. \\ & \left. + (\sin \chi \sin \lambda \cos \alpha - \cos \chi \sin \alpha)(-e2 \sin \zeta + c3 \cdot e1) \right) \cdot (-e3 \sin \eta + c11 \cdot e21) + \\ & \left((\cos \chi \cos \alpha + \sin \chi \sin \lambda \sin \alpha)(-e3 \sin \zeta + c1 \cdot e2) - \right. \\ & \left. - (\sin \chi \cos \lambda)(\cos \zeta + c2 \cdot e2) + \right. \\ & \left. + (\sin \chi \sin \lambda \cos \alpha - \cos \chi \sin \alpha)(e1 \sin \zeta + c3 \cdot e2) \right) \cdot (\cos \eta + c21 \cdot e21) + \\ & \left((\cos \chi \cos \alpha + \sin \chi \sin \lambda \sin \alpha)(e2 \sin \zeta + c1 \cdot e3) - \right. \\ & \left. - (\sin \chi \cos \lambda)(-e1 \sin \zeta + c2 \cdot e3) + \right. \\ & \left. + (\sin \chi \sin \lambda \cos \alpha - \cos \chi \sin \alpha)(\cos \zeta + c3 \cdot e3) \right) \cdot (e1 \sin \eta + c31 \cdot e21) \end{aligned} \right] \cdot y_6 + \\
 & \left[\begin{aligned} & \left((\cos \chi \cos \alpha + \sin \chi \sin \lambda \sin \alpha)(\cos \zeta + c1 \cdot e1) - \right. \\ & \left. - (\sin \chi \cos \lambda)(e3 \sin \zeta + c2 \cdot e1) + \right. \\ & \left. + (\sin \chi \sin \lambda \cos \alpha - \cos \chi \sin \alpha)(-e2 \sin \zeta + c3 \cdot e1) \right) \cdot (e2 \sin \eta + c11 \cdot e31) + \\ & \left((\cos \chi \cos \alpha + \sin \chi \sin \lambda \sin \alpha)(-e3 \sin \zeta + c1 \cdot e2) - \right. \\ & \left. - (\sin \chi \cos \lambda)(\cos \zeta + c2 \cdot e2) + \right. \\ & \left. + (\sin \chi \sin \lambda \cos \alpha - \cos \chi \sin \alpha)(e1 \sin \zeta + c3 \cdot e2) \right) \cdot (-e1 \cdot \sin \eta + c21 \cdot e31) + \\ & \left((\cos \chi \cos \alpha + \sin \chi \sin \lambda \sin \alpha)(e2 \sin \zeta + c1 \cdot e3) - \right. \\ & \left. - (\sin \chi \cos \lambda)(-e1 \sin \zeta + c2 \cdot e3) + \right. \\ & \left. + (\sin \chi \sin \lambda \cos \alpha - \cos \chi \sin \alpha)(\cos \zeta + c3 \cdot e3) \right) \cdot (\cos \eta + c31 \cdot e31) \end{aligned} \right] \cdot z_6 + a; \\
 y_0 = & \left[\begin{aligned} & \left((\sin \chi \cos \alpha - \cos \chi \sin \lambda \sin \alpha)(\cos \zeta + c1 \cdot e1) + \right. \\ & \left. + (\cos \chi \cos \lambda)(e3 \sin \zeta + c2 \cdot e1) + \right. \\ & \left. - (\sin \chi \sin \alpha + \cos \chi \sin \lambda \cos \alpha)(-e2 \sin \zeta + c3 \cdot e1) \right) \cdot (\cos \eta + c11 \cdot e11) + \\ & \left((\cos \chi \cos \alpha + \sin \chi \sin \lambda \sin \alpha)(-e3 \sin \zeta + c1 \cdot e2) - \right. \\ & \left. - (\sin \chi \cos \lambda)(\cos \zeta + c2 \cdot e2) + \right. \\ & \left. + (\sin \chi \sin \lambda \cos \alpha - \cos \chi \sin \alpha)(e1 \sin \zeta + c3 \cdot e2) \right) \cdot (e3 \sin \eta + c21 \cdot e11) + \\ & \left((\sin \chi \cos \alpha - \cos \chi \sin \lambda \sin \alpha)(e2 \sin \zeta + c1 \cdot e3) + \right. \\ & \left. + (\cos \chi \cos \lambda)(-e1 \sin \zeta + c2 \cdot e3) + \right. \\ & \left. - (\sin \chi \sin \alpha + \cos \chi \sin \lambda \cos \alpha)(\cos \zeta + c3 \cdot e3) \right) \cdot (-e2 \sin \eta + c31 \cdot e11) \end{aligned} \right] \cdot x_6 + \\
 & \left[\begin{aligned} & \left((\sin \chi \cos \alpha - \cos \chi \sin \lambda \sin \alpha)(\cos \zeta + c1 \cdot e1) + \right. \\ & \left. + (\cos \chi \cos \lambda)(e3 \sin \zeta + c2 \cdot e1) + \right. \\ & \left. - (\sin \chi \sin \alpha + \cos \chi \sin \lambda \cos \alpha)(-e2 \sin \zeta + c3 \cdot e1) \right) \cdot (-e3 \sin \eta + c11 \cdot e21) + \\ & \left((\cos \chi \cos \alpha + \sin \chi \sin \lambda \sin \alpha)(-e3 \sin \zeta + c1 \cdot e2) - \right. \\ & \left. - (\sin \chi \cos \lambda)(\cos \zeta + c2 \cdot e2) + \right. \\ & \left. + (\sin \chi \sin \lambda \cos \alpha - \cos \chi \sin \alpha)(e1 \sin \zeta + c3 \cdot e2) \right) \cdot (\cos \eta + c21 \cdot e21) + \\ & \left((\sin \chi \cos \alpha - \cos \chi \sin \lambda \sin \alpha)(e2 \sin \zeta + c1 \cdot e3) + \right. \\ & \left. + (\cos \chi \cos \lambda)(-e1 \sin \zeta + c2 \cdot e3) + \right. \\ & \left. - (\sin \chi \sin \alpha + \cos \chi \sin \lambda \cos \alpha)(\cos \zeta + c3 \cdot e3) \right) \cdot (e1 \sin \eta + c31 \cdot e21) \end{aligned} \right] \cdot y_6 +
 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
 & \left[\begin{aligned} & \left(\begin{aligned} & (\sin \chi \cos \alpha - \cos \chi \sin \lambda \sin \alpha)(\cos \zeta + c1 \cdot e1) + \\ & + (\cos \chi \cos \lambda)(e3 \sin \zeta + c2 \cdot e1) + \\ & - (\sin \chi \sin \alpha + \cos \chi \sin \lambda \cos \alpha)(-e2 \sin \zeta + c3 \cdot e1) \end{aligned} \right) \cdot (e2 \sin \eta + c11 \cdot e31) + \\ & + \left(\begin{aligned} & (\cos \chi \cos \alpha + \sin \chi \sin \lambda \sin \alpha)(-e3 \sin \zeta + c1 \cdot e2) - \\ & - (\sin \chi \cos \lambda)(\cos \zeta + c2 \cdot e2) + \\ & + (\sin \chi \sin \lambda \cos \alpha - \cos \chi \sin \alpha)(e1 \sin \zeta + c3 \cdot e2) \end{aligned} \right) \cdot (-e1 \cdot \sin \eta + c21 \cdot e31) + \\ & + \left(\begin{aligned} & (\sin \chi \cos \alpha - \cos \chi \sin \lambda \sin \alpha)(e2 \sin \zeta + c1 \cdot e3) + \\ & + (\cos \chi \cos \lambda)(-e1 \sin \zeta + c2 \cdot e3) + \\ & - (\sin \chi \sin \alpha + \cos \chi \sin \lambda \cos \alpha)(\cos \zeta + c3 \cdot e3) \end{aligned} \right) \cdot (\cos \eta + c31 \cdot e31) \end{aligned} \right] \cdot z_6 - b; \\
 z_0 = & \left[\begin{aligned} & \left(\begin{aligned} & (\cos \lambda \sin \alpha)(\cos \zeta + c1 \cdot e1) + \sin \lambda(e3 \sin \zeta + c2 \cdot e1) + \\ & + (\cos \lambda \cos \alpha)(-e2 \sin \zeta + c3 \cdot e1) \end{aligned} \right) \cdot (\cos \eta + c11 \cdot e11) + \\ & + \left(\begin{aligned} & (\cos \lambda \sin \alpha)(-e3 \sin \zeta + c1 \cdot e2) + \sin \lambda(\cos \zeta + c2 \cdot e2) + \\ & + (\cos \lambda \cos \alpha)(e1 \sin \zeta + c3 \cdot e2) \end{aligned} \right) \cdot (e3 \sin \eta + c21 \cdot e11) + \\ & + \left(\begin{aligned} & (\cos \lambda \sin \alpha)(e2 \sin \zeta + c1 \cdot e3) + \sin \lambda(-e1 \sin \zeta + c2 \cdot e3) + \\ & + (\cos \lambda \cos \alpha)(\cos \zeta + c3 \cdot e3) \end{aligned} \right) \cdot (-e2 \sin \eta + c31 \cdot e11) \end{aligned} \right] \cdot x_6 + \\
 & + \left[\begin{aligned} & \left(\begin{aligned} & (\cos \lambda \sin \alpha)(\cos \zeta + c1 \cdot e1) + \sin \lambda(e3 \sin \zeta + c2 \cdot e1) + \\ & + (\cos \lambda \cos \alpha)(-e2 \sin \zeta + c3 \cdot e1) \end{aligned} \right) \cdot (-e3 \sin \eta + c11 \cdot e21) + \\ & + \left(\begin{aligned} & (\cos \lambda \sin \alpha)(-e3 \sin \zeta + c1 \cdot e2) + \sin \lambda(\cos \zeta + c2 \cdot e2) + \\ & + (\cos \lambda \cos \alpha)(e1 \sin \zeta + c3 \cdot e2) \end{aligned} \right) \cdot (\cos \eta + c21 \cdot e21) + \\ & + \left(\begin{aligned} & (\cos \lambda \sin \alpha)(e2 \sin \zeta + c1 \cdot e3) + \sin \lambda(-e1 \sin \zeta + c2 \cdot e3) + \\ & + (\cos \lambda \cos \alpha)(\cos \zeta + c3 \cdot e3) \end{aligned} \right) \cdot (e1 \sin \eta + c31 \cdot e21) \end{aligned} \right] \cdot y_6 + \\
 & + \left[\begin{aligned} & \left(\begin{aligned} & (\cos \lambda \sin \alpha)(\cos \zeta + c1 \cdot e1) + \sin \lambda(e3 \sin \zeta + c2 \cdot e1) + \\ & + (\cos \lambda \cos \alpha)(-e2 \sin \zeta + c3 \cdot e1) \end{aligned} \right) \cdot (e2 \sin \eta + c11 \cdot e31) + \\ & + \left(\begin{aligned} & (\cos \lambda \sin \alpha)(-e3 \sin \zeta + c1 \cdot e2) + \sin \lambda(\cos \zeta + c2 \cdot e2) + \\ & + (\cos \lambda \cos \alpha)(e1 \sin \zeta + c3 \cdot e2) \end{aligned} \right) \cdot (-e1 \cdot \sin \eta + c21 \cdot e31) + \\ & + \left(\begin{aligned} & (\cos \lambda \sin \alpha)(e2 \sin \zeta + c1 \cdot e3) + \sin \lambda(-e1 \sin \zeta + c2 \cdot e3) + \\ & + (\cos \lambda \cos \alpha)(\cos \zeta + c3 \cdot e3) \end{aligned} \right) \cdot (\cos \eta + c31 \cdot e31) \end{aligned} \right] \cdot z_6 + c;
 \end{aligned}$$

Для спрощення та зручності подальшого викладу спростимо вищенаведені формули перетворення. Для цього представимо коефіцієнти перед координатами x_6 , y_6 , z_6 наступним чином:

$$\begin{aligned}
 x_0 &= mk_{11}x_6 + mk_{12}y_6 + mk_{13}z_6 + a; \\
 y_0 &= mk_{21}x_6 + mk_{22}y_6 + mk_{23}z_6 - b; \\
 z_0 &= mk_{31}x_6 + mk_{32}y_6 + mk_{33}z_6 + c.
 \end{aligned} \tag{1}$$

Вектор нормалі до передньої поверхні пластини в кінематичній системі координат $X_6Y_6Z_6$ $\bar{N}_6(0,0,1)$ (рис. 3). Тоді цей вектор в системі координат $X_0Y_0Z_0$ за допомогою формул перетворення координат (1) можна представити в наступному вигляді:

$$\bar{N}_6 = \bar{i}_0 mk_{13} + \bar{j}_0 mk_{23} + \bar{k}_0 mk_{33};$$

де \bar{i}_0 , \bar{j}_0 , \bar{k}_0 – одиничні вектори по осях X_0 , Y_0 , Z_0 відповідно.

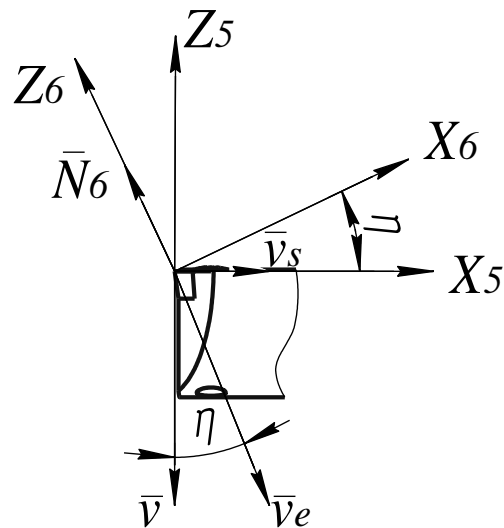


Рис. 3 – Розрахункова схема для визначення нормалі до передньої поверхні в кінематичній системі координат $X_6Y_6Z_6$

Положення головної різальної кромки в системі координат $X_6Y_6Z_6$ (рис. 4) визначає вектор $\bar{P}_6 = \bar{i}_6 \operatorname{tg} \xi + \bar{j}_6$. В системі $X_0Y_0Z_0$ цей вектор можна представити як:

$$\bar{P}_6 = \bar{i}_0 (mk_{11} \operatorname{tg} \xi + mk_{12}) + \bar{j}_0 (mk_{21} \operatorname{tg} \xi + mk_{22}) + \bar{k}_0 (mk_{31} \operatorname{tg} \xi + mk_{32}).$$

Визначимо величину допоміжного кута ν_6 між проекцією головної різальної кромки на площину X_0OY_0 та віссю Y_0 .

$$\operatorname{tg} \nu_6 = \frac{mk_{11} \operatorname{tg} \xi + mk_{12}}{mk_{21} \operatorname{tg} \xi + mk_{22}}.$$

Запишемо координати вектора \bar{P}_6 в системі координат $X_0Y_0Z_0$ за допомогою допоміжного кута ν_6 :

$$\bar{P}_6 (-\sin \nu_6; \cos \nu_6; \operatorname{tg} \lambda_k).$$

Так як вектор \bar{P}_6 перпендикулярний вектору \bar{N}_6 , справедливо рівняння:

$$-mk_{13} \sin \nu_6 + mk_{23} \cos \nu_6 + mk_{33} \operatorname{tg} \lambda_k = 0;$$

звідки кінематичний кут нахилу головної різальної кромки буде:

$$\operatorname{tg} \lambda_k = \frac{mk_{13} \sin \nu_6 - mk_{23} \cos \nu_6}{mk_{33}}. \quad (2)$$

Для визначення кінематичного головного заднього кута проведемо по задній поверхні вектор \bar{Z}_6 . Довжину його проекції на площину $X_0Y_0Z_0$ приймемо рівній одиниці, тоді вектор \bar{Z}_6 в системі координат $X_0Y_0Z_0$ можна представити у вигляді:

$$\bar{Z}_6 (\cos \nu_6; \sin \nu_6; -\operatorname{ctg} \alpha_k).$$

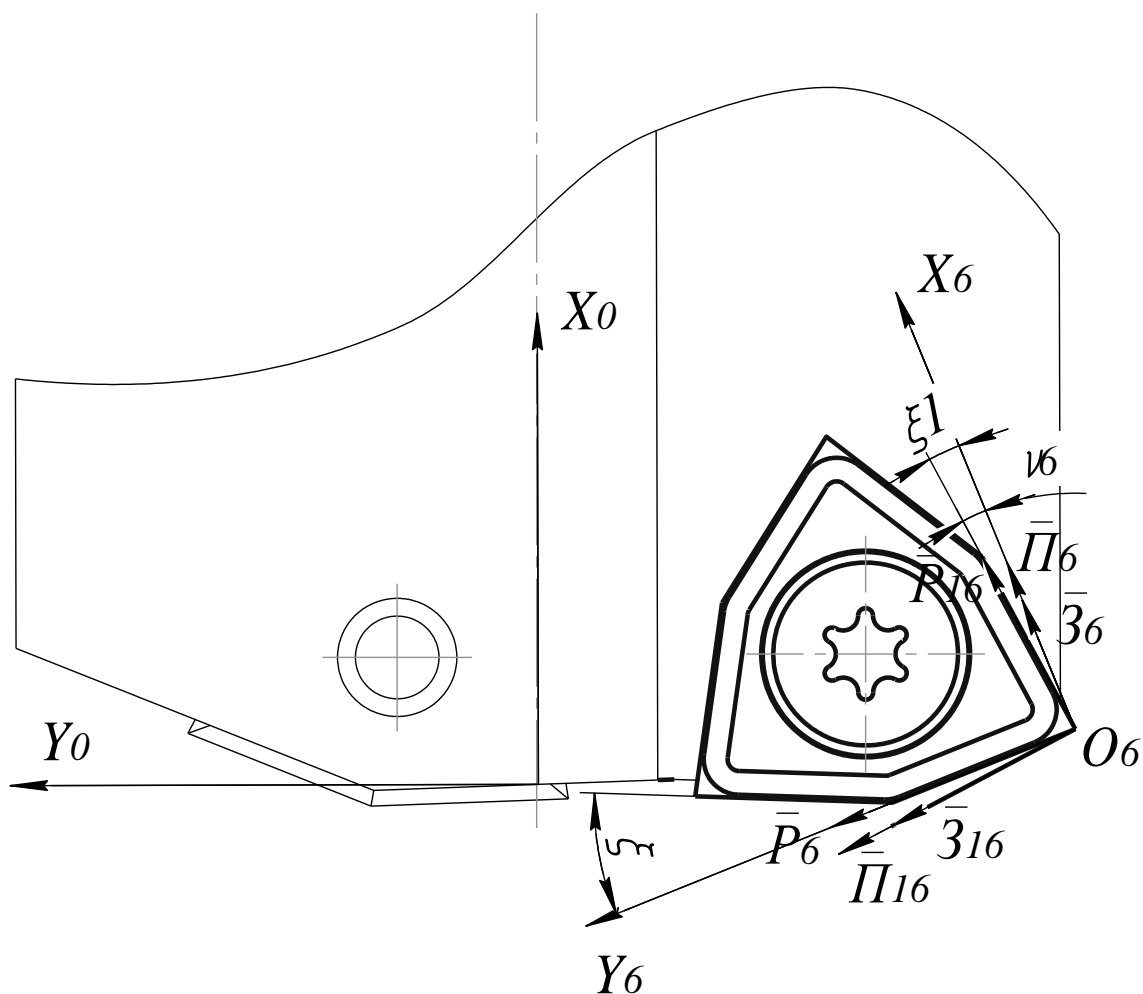


Рис. 4 – Схема до визначення кінематичних геометричних параметрів робочої частини

Виходячи із того, що вектора \vec{P}_6 , \vec{P}_6 та \vec{N}_6 лежать в одній головній задній площині (при встановленні негативної БНП) запишемо їх змішаний добуток рівний нулю:

$$\begin{vmatrix} mk_{13} & mk_{23} & mk_{33} \\ \cos v_6 & \sin v_6 & -ctg \alpha_k \\ -\sin v_6 & \cos v_6 & tg \lambda_k \end{vmatrix} = 0.$$

Розкривши визначник та виразивши статичний головний кут, отримаємо:

$$tg \alpha_k = \frac{mk_{23} \sin v_6 + mk_{13} \cos v_6}{tg \lambda_k (mk_{23} \cos v_6 - mk_{13} \sin v_6) - mk_{33}}. \quad (3)$$

Для визначення кінематичного головного переднього кута проведемо в головній січній площині по передній поверхні вектор \vec{P}_6 . При умові, що його проекція на площину X_0OY_0 дорівнює одиниці, запишемо координати вектора в системі $X_0Y_0Z_0$:

$$\vec{P}_6(\cos v_6; \sin v_6; -tg \gamma_k).$$

Із умови перпендикулярності векторів \vec{P}_6 та \vec{N}_6 отримаємо рівняння:

$$mk_{13} \cos v_6 + mk_{23} \sin v_6 - mk_{33} tg \gamma_k = 0,$$

звідки

$$tg \gamma_k = \frac{mk_{13} \cos v_6 + mk_{23} \sin v_6}{mk_{33}}. \quad (4)$$

Кінематичний головний кут в плані φ_k визначається наступним чином:

$$\varphi_k = 90^\circ + \nu_6. \quad (5)$$

Аналогічно, визначив допоміжний кут ν_{16} між проекцією допоміжної різальної кромки на площину $X_0Y_0Z_0$ та віссю X_0 , знайдемо кінематичні геометричні параметри на допоміжній різальній кромці.

Допоміжний кут ν_{16} визначимо за допомогою координат вектора \bar{P}_{16} в системі $X_0Y_0Z_0$, який співпадає із допоміжною різальною кромкою:

$$\bar{P}_{16} = \bar{i}_0(mk_{11} + mk_{12}tg\xi_1) + \bar{j}_0(mk_{21} + mk_{22}tg\xi_1) + \bar{k}_0(mk_{31} + mk_{32}tg\xi_1);$$

звідки

$$tg \nu_{16} = \frac{mk_{21} + mk_{22}tg\xi_1}{mk_{11} + mk_{12}tg\xi_1}.$$

Виразимо за допомогою допоміжного кута ν_{16} вектори, що йдуть по допоміжній різальній кромці \bar{P}_{16} , допоміжній задній поверхні \bar{Z}_{16} та допоміжною передньою поверхнею $\bar{\Pi}_{16}$:

$$\begin{aligned} \bar{P}_{16} & (\cos \nu_{16}; \sin \nu_{16}; tg \lambda_{1k}); \\ \bar{Z}_{16} & (-\sin \nu_{16}; \cos \nu_{16}; -ctg \alpha_{1k}); \\ \bar{\Pi}_{16} & (-\sin \nu_{16}; \cos \nu_{16}; -tg \gamma_{1k}). \end{aligned}$$

Виходячи із цього представлення, виразимо кінематичні геометричні параметри на допоміжній різальній кромці:

$$tg \lambda_{1k} = -\frac{mk_{13} \cos \nu_{16} + mk_{23} \sin \nu_{16}}{mk_{33}}; \quad (6)$$

$$tg \alpha_{1k} = \frac{mk_{13} \sin \nu_{16} - mk_{23} \cos \nu_{16}}{mk_{33} - tg \lambda_{1k} (mk_{23} \sin \nu_{16} + mk_{13} \cos \nu_{16})}; \quad (7)$$

$$tg \gamma_{1k} = \frac{mk_{13} \sin \nu_{16} - mk_{23} \cos \nu_{16}}{mk_{33}}; \quad (8)$$

$$\varphi_{1k} = \nu_{16}. \quad (9)$$

За допомогою залежностей (2) – (9) були розраховані геометричні параметри вздовж головних та допоміжних різальних кромок периферійної та центральної різальних пластин збірного свердла. Розрахунок проводили при наступних вихідних даних: діаметр отвору, що отримується обробкою $d = 36$ мм; форма пластини – шестигранна з кутом при вершині $\varepsilon = 84^\circ$; довжина різальної кромки пластини $l = 6,62$ мм; встановлювальний кут в плані $\varphi = 102^\circ$; зміщення вершини БНП відносно вісі корпусу свердла по вісі Z_0 $c = 0,25$ мм; кут нахилу головної різальної кромки $\lambda = 0$; нормальний задній кут $\alpha = 0^\circ$; передній кут пластини $\gamma_n = 20^\circ$; задній кут пластини $\alpha_n = 8^\circ$.

Результати розрахунків приведені на рис. 5, 6.

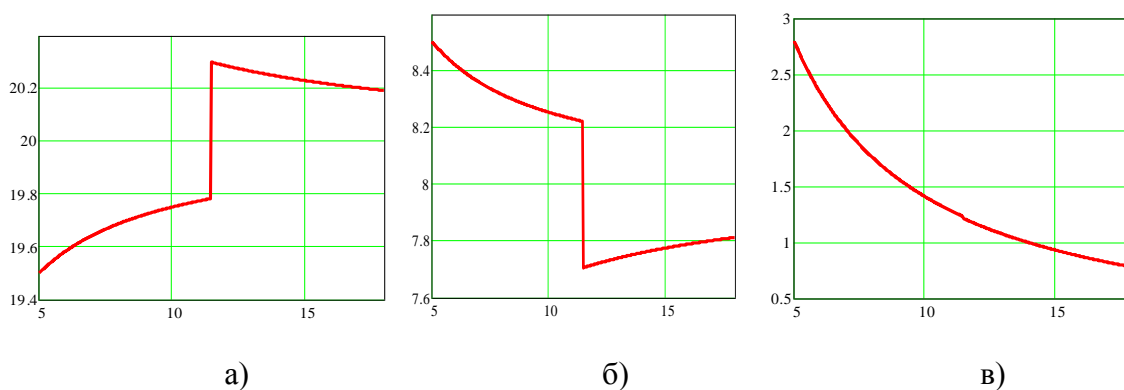


Рис. 5 – Графіки зміни кінематичних кутів а) головного переднього γ_k , б) головного заднього α_k , в) кута нахилу різальної кромки λ_k в залежності від радіусу поточної точки на різальній кромці периферійної пластини

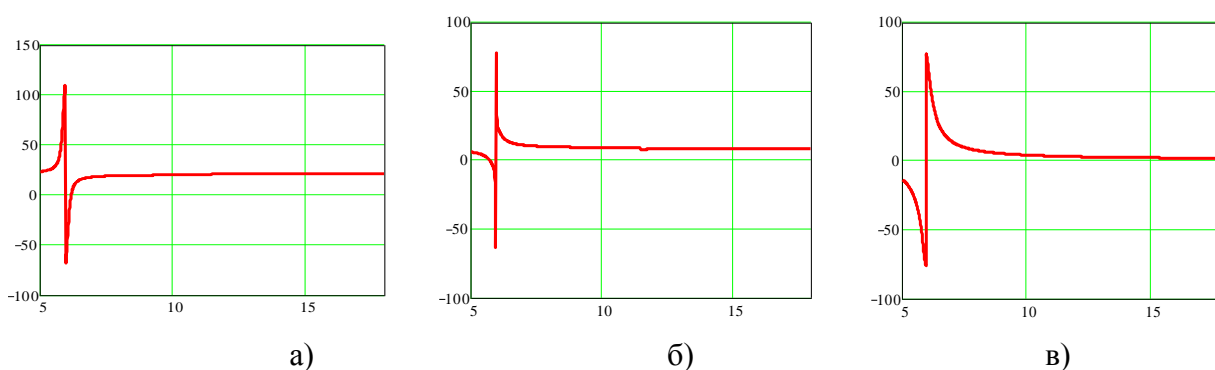


Рис. 6 – Графіки зміни кінематичних кутів а) головного переднього γ_k , б) головного заднього α_k та в) кута нахилу різальної кромки λ_k в залежності від радіусу поточної точки на центральній пластині

Як видно з рисунків 5, 6, вздовж різальних кромок периферійної та центральної пластин відбувається зміна геометричних параметрів, яка викликає відповідну зміну елементарних складових сили різання.

Висновки

В результаті виконаної роботи отримані залежності для визначення кінематичних геометричних параметрів робочої частини збірного свердла. Ці залежності дозволяють аналізувати зміну геометричних параметрів вздовж різальних кромок периферійної та центральної БНП з урахуванням швидкості різання та подачі свердла. В подальшому отримана інформація дозволить провести аналіз розподілення складових сили різання вздовж різальних кромок та визначити сукупність геометричних та кінематичних параметрів, які забезпечують мінімізацію, наприклад, неврівноваженої радіальної складової сили різання.

Перелік джерел літератури: 1. Баканов А.А. Влияние кинематики процесса сверления на значения рабочих углов сверл с СМП / Баканов А.А. // Современные наукоемкие технологии. 2006. - №6 – С. 60. 2. Петрушин С.И. Геометрический и силовой анализ сборных сверл со сменными многогранными пластинами. /С.И. Петрушин, А.А. Баканов, А.В. Махов // Технология машиностроения. 2007. - № 10 – С.27 – 30. 3. Баканов А.А. Определение силы резания при сверлении сверлами с СМП. /А.А. Баканов // Фундаментальные исследования. 2006. - №6 – С. 49.

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

ВИЗНАЧЕННЯ КІНЕМАТИЧНИХ ГЕОМЕТРИЧНИХ ПАРАМЕТРІВ ЗБІРНИХ СВЕРДЕЛ

Гриньов Ю.О., Воеводіна Т.А., Стрелков В.Б., Кундеус В.В.

В роботі отримані залежності для визначення кінематичних геометричних параметрів вздовж різальних кромок центральної та периферійної змінних пластин збірного свердла.

ОПРЕДЕЛЕНИЕ КИНЕМАТИЧЕСКИХ ГЕОМЕТРИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ СБОРНЫХ СВЕРЛ

Гринёв Ю.А., Воеводина Т.А., Стрелков В.Б., Кундеус В.В.

В работе получены зависимости для определения кинематических геометрических параметров вдоль режущих кромок центральной и периферийной сменных пластин сборного сверла.

DETERMINATION OF KINEMATICAL GEOMETRICAL PARAMETERS OF MODULAR DRILLS

Grinyov Y.A., Voevodina T.A., Strelkov V.B., Kundeus V.V.

The dependencies for determination of kinematical geometrical parameters along the cutting edges of the central and peripheral indexable inserts of modular drill were received.

Ключові слова: залежності, кінематичні геометричні параметри, збірні свердла

Ключевые слова: зависимости, кинематические геометрические параметры, сборные сверла

Key words: dependencies, kinematical geometrical parameters, modular drills

Дата надходження статті: 4 листопада 2011

УДК 621.9

Вовк В.В., Золотов О.С.
 НТУУ «КПІ», м.Київ, Україна
010479@ukr.net

ВПЛИВ КУТІВ УСТАНОВКИ ОСІ СФЕРИЧНИХ КІНЦЕВИХ ФРЕЗ НА ЇХ КІНЕМАТИЧНІ ГЕОМЕТРИЧНІ ПАРАМЕТРИ

Вступ

Оброблення фасонних поверхонь сферичними кінцевими фрезами в авіа- і машинобудівній промисловості проводиться на 3-х або 5-ти координатних верстатах з ЧПК. У разі 5-ти координатної обробки можливе надання інструменту кутів випередження і нахилу осі інструменту. Кути нахилу та випередження - це кути між віссю фрези і нормаллю до оброблюваної поверхні N , які визначається відповідно в перпендикулярній вектору швидкості подачі площині та площині, яка проходить через нормаль N і вектор швидкості подачі. Таке розташування призводить до того, що змінюється напрямок вектора подачі відносно осі інструменту, а відповідно і напрямок швидкості результуючого руху різання, відносно якого визначаються кінематичні геометричні параметри, які в найбільш повній мірі визначають протікання процесу різання та явищ, що його супроводжують. Залежності для визначення кінематичних геометричних параметрів з урахуванням кутів випередження та нахилу наведені в [1], але аналіз впливу цих кутів на геометрію не проводився. Крім того, значення кута випередження, з яким працюють на виробництві, знаходиться в межах 10° - 15° і обґрунтування вибору оптимального значення цього кута залежно від умов обробки в літературі не наводиться.

Визначення зміни кутів фрези в процесі різання

Відповідно до наведеної в [1, 2] методики, визначення кінематичних геометричних параметрів при відомих статичних зводиться до розрахунку величини кута τ_N між статичною і кінематичною площинами різання, яка показує наскільки зміняться нормальні кінематичні передній і задній кути в порівнянні з нормальними статичними. Значення цього кута залежить від кута між векторами швидкості головного V та результуючого руху різання V_e та від їх розташування відносно дотичного до різальної кромки вектора P . Для розрахунку ж кінематичних головних передніх та задніх кутів визначається величина кінематичного кута нахилу різальної кромки.

Оскільки поворот осі фрези відбувається в площині, перпендикулярній напрямку вектора подачі (рис 1а), і в результаті цього повороту взаємне розташування векторів P , V та V_s залишається незмінним, то кут нахилу не впливає на величини кутів τ_N та λ_k .

Визначимо, як змінюється величина кута τ_N вздовж різальної кромки в різні моменти контакту із заготовкою в положеннях зуба фрези, яке визначатимемо кутом $t_{об}$ (рис 1б). В загальному випадку при різних кутах випередження та нахилу цей кут може змінюватись в межах від -90° до $+90^\circ$, що відповідає моменту врізання та моменту виходу зуба фрези із зони різання.

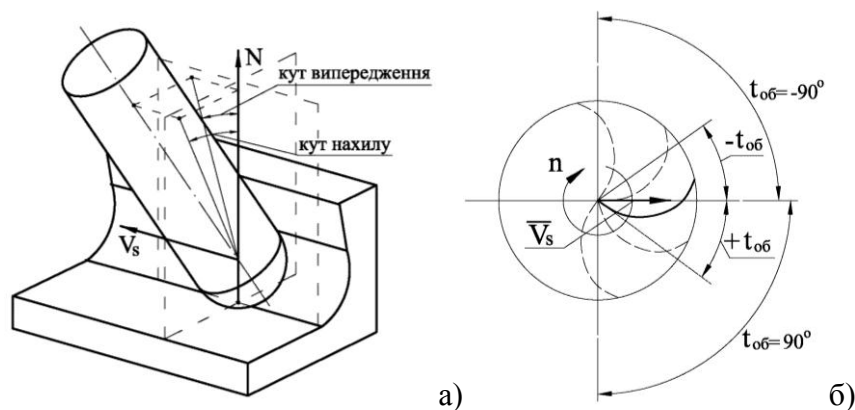


Рис. 1 - Розташування осі фрези при п'ятикоординатній обробці (а), та значення кута $t_{об}$, що визначає розташування зуба фрези в заданий момент часу (б).

Величина кутів τ_N та λ_k залежить від кута випередження $t_{вин}$ та положення різальної кромки сферичної фрези в процесі різання, що визначається кутом $t_{об}$, оскільки при незмінному напрямку вектора швидкості головного руху різання \vec{V}^p відносно дотичного вектора \vec{P}^p , буде змінюватись напрямок вектора \vec{V}^p . Встановлення меж зміни кутів τ_N та λ_k вздовж різальної кромки в процесі різання може бути виконано розрахунками при заданих $t_{вин}$.

Вплив кута випередження на зміну кутів τ_N та λ_k

Отримані розрахунками графіки зміни кутів τ_N та λ_k вздовж різальної кромки при обертанні фрези з кутами $t_{вин} = 0$ і $t_{вин} = 10^\circ$ для фрез різного діаметру показано на рис. 2.

Як показав аналіз даних графіків, в випадку коли кут випередження при фрезеруванні дорівнює нулю (рис. 2а), тобто коли τ_N залежить тільки від положення кромки в процесі різання, кут τ_N в вершинній зоні фрези змінюється від нуля при врізанні зуба до значень близько 180° при виході зуба із зони різання. При цьому спостерігається його зростання від нуля при $t_{об} = -90^\circ$ до максимального, постійного вздовж різальної кромки, значення при $t_{об} = 0^\circ$, коли вектор швидкості головного руху різання \vec{V}^p стає перпендикулярним вектору швидкості руху подачі \vec{V}_s .

В вершинній точці різальної кромки найбільше значення кут τ_N має в положенні зуба фрези, коли вектори швидкості головного руху різання та руху подачі протилежні за напрямком, що відповідає кутовому положенню зуба фрези $t_{об} = 90^\circ$, а на периферії - в положенні $t_{об} = 0$, коли вектор швидкості головного руху різання перпендикулярний вектору подачі, а його величина визначається за залежністю:

$$\operatorname{tg} \tau_N = \frac{S_O \cos t_{вин}}{\pi D},$$

де D – діаметр фрези.

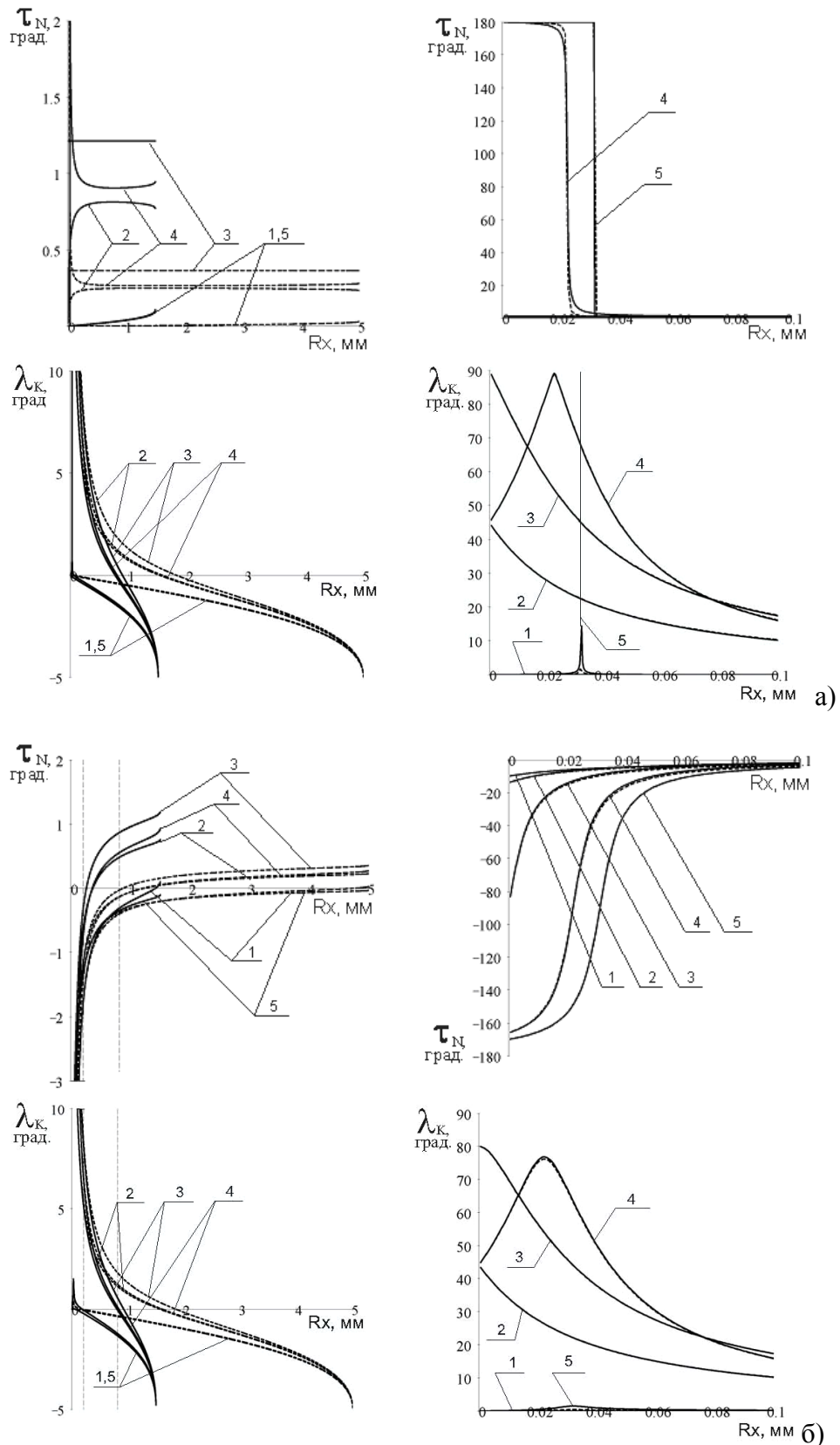


Рис. 2 - Зміна вздовж різальної кромки кутів τ_N та λ_K при різних значеннях кута випередження в різні моменти роботи двозубих фрез $\varnothing 3$ та $\varnothing 10$ мм з плоскою передньою поверхнею ($\gamma_i = 5^\circ$) при $S_Z = 0.1$ мм/зуб:

а) $t_{об} = 0^\circ$; б) $t_{об} = 10^\circ$

1 - $t_{об} = -90^\circ$; 2 - $t_{об} = -45^\circ$; 3 - $t_{об} = 0^\circ$; 4 - $t_{об} = 45^\circ$; 5 - $t_{об} = 90^\circ$

При кутах $t_{об} > 0^\circ$, коли кут між векторами V^p і V_s^p стає більше 90° , спостерігається інтенсивне збільшення кута τ_N до 180° в вершинних точках кромки фрези.

Це пояснюється тим, що при наближенні до осі фрези збільшується кут між вектором швидкості результуючого руху різання V_e^p та векторами V^p та P^p , а відповідно буде збільшуватись і величина λ_k . Точка, в якій спостерігається різке зростання кута τ_N до 180° , буде найбільш віддаленою від осі в положенні зуба фрези, що відповідає куту $t_{об} = 90^\circ$. В цьому положенні вектори швидкості головного руху і руху подачі протилежні по напрямку. В околиці точки, де величини векторів швидкостей V^p та V_s^p будуть однаковими, і буде відбуватися різке зростання кута τ_N та λ_k . При визначенні кінематичних кутів фрези необхідно також враховувати активну довжину різальної кромки, на якій і розглядати зміну цих кутів.

Вплив кутів τ_N та λ_k на зміну кінематичних кутів фрез

Надання осі інструменту кута випередження призводить з однієї сторони до зміни величин τ_N та λ_k , а з іншої сторони до того, що ділянка різальної кромки поблизу вершинної точки фрези не буде приймати участі в різанні. Найменша довжина цієї ділянки кромки буде в випадку, коли напрямок швидкості головного руху різання в цих точках буде перпендикулярним напрямку подачі. Для визначення найбільш близької до осі фрези точки, яка буде приймати участь в різанні зобразимо різальну частину фрези в момент різання з довільним кутом випередження і в наступний момент оброблення, який відповідає величині зміщення фрези в напрямку подачі на величину S_z (рис. 3). Кут ψ буде визначати крайню точку на різальній точці, що зрізає припуск.

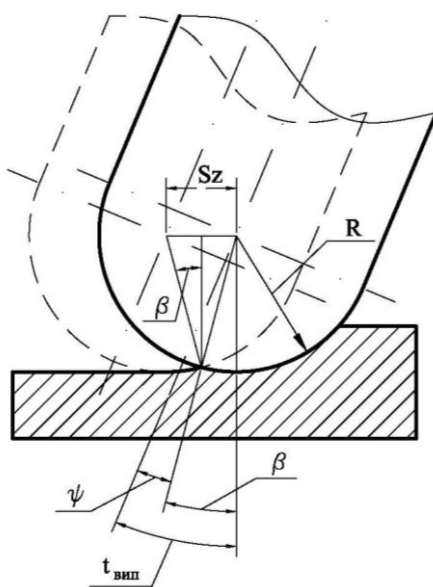


Рис. 3 - Визначення кута ψ для заданої величини $t_{вин}$

Відповідно до графічної побудови, величина кута ψ може бути знайдена через величини $t_{вин}$ і β :

$$\psi = t_{\text{вин}} - \beta = t_{\text{вин}} - \arcsin\left(\frac{S_z}{2 \cdot R}\right)$$

Знаючи кут ψ , можна визначити відстань даної точки до осі при її обертанні:

$$A = R \cdot \sin \psi$$

На рис. 2 через такі точки проведено вертикальні пунктирні лінії, які обмежують ділянки різальної кромки, що не будуть приймати участь в різанні.

Як приклад, на рис. 4 наведені графіки зміни кінематичних головних переднього γ_K та заднього α_K кутів фрези з плоскою передньою поверхнею.

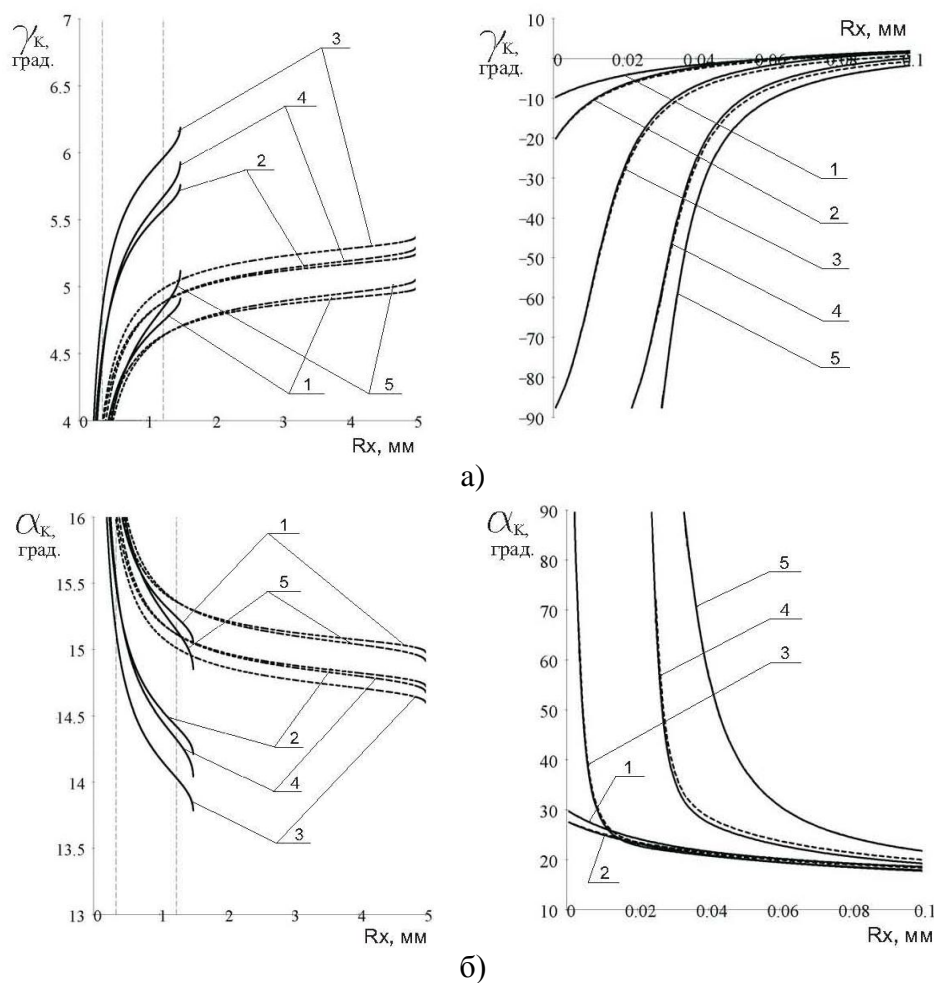


Рис. 4 - Зміна вздовж різальної кромки γ_K (а) та α_K (б) при $t_{\text{вин}} = 15^\circ$ в різні моменти роботи двозубих фрез $\varnothing 3$ та $\varnothing 10$ мм з плоскою передньою поверхнею ($\gamma_i = 5^\circ$,

$\alpha_i = 15^\circ$) при $S_z = 0.1$ мм/зуб:

1 - $t_{об} = -90^\circ$; 2 - $t_{об} = -45^\circ$; 3 - $t_{об} = 0$; 4 - $t_{об} = 45^\circ$; 5 - $t_{об} = 90^\circ$

За рахунок повороту осі фрези на кут випередження нормаль до кінематичної площини різання по відношенню до вектора нормалі статичної площини різання нахилиється в бік передньої поверхні фрези і кінематичні головний передній кут збільшується, а головний задній кут зменшується в порівнянні зі статичними.

В результаті розрахунків величин γ_K та α_K для різних діаметрів фрез, різних форм передніх та задніх поверхонь інструменту та максимальних значень подач, встановлено, що для забезпечення зміни кінематичних геометричних параметрів в межах $\pm 1^\circ$ в порівнянні зі статичними рекомендується вибирати кути випередження не менше: для фрез $\varnothing 1$ мм - 33° , $\varnothing 2$ мм - 18° , $\varnothing 3$ мм - 12° , $\varnothing 4$ мм - 8° , $\varnothing 5-6$ мм - 7° , $\varnothing 7-8$ мм - 6° , $\varnothing 9-10$ мм - 5° .

Надання осі фрези кута випередження дозволяє як уникнути різання вершинною ділянкою різальної кромки з нерациональною геометрією, так і вести обробку ділянками кромки які мають більш високу швидкість різання. Мінімальне значення швидкості різання на активній довжині різальної кромки при куті випередження 5° не перевищує 8% від швидкості самої периферійної точки різальної кромки фрези, в той час як при 15° це значення становить 25%, а при 30° - 50%.

Виходячи з цього, для підвищення швидкості різання величину кута випередження потрібно вибирати максимально допустиму з точки зору можливості обробки заданої поверхні деталі.

Висновки

В результаті проведених в роботі досліджень встановлено, що найбільший вплив на геометричні параметри інструменту в кінематичній системі координат мають величина подачі та кут випередження, в той час як кут нахилу не має такого впливу. Отримані мінімальні рекомендовані значення кутів випередження фрез різного діаметру для стабілізації кінематичних геометричних параметрів вздовж різальної кромки в заданих межах. Для підвищення мінімальної швидкості різання на різальній кромці величину кута випередження потрібно вибирати максимально допустимою з точки зору можливості обробки сферичною кінцевою фрезою заданої поверхні деталі.

Перелік джерел літератури: 1. Вовк В.В., Токунов В.А. Определение кинематических геометрических параметров конических передней и задней поверхностей сферических концевых фрез // Вестник НТУУ "КПИ" Машиностроение. К.: НТУУ «КПИ». - № 59. - 2010. – С. 10-13. 2. Равська Н.С. Основи кінематичної теорії визначення геометричних параметрів різальної частини інструменту // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Зб. наук. праць. – Краматорськ, вип. № 24, 2009. – С.9-18.

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

ВПЛИВ КУТІВ УСТАНОВКИ ОСІ СФЕРИЧНИХ КІНЦЕВИХ ФРЕЗ НА ЇХ КІНЕМАТИЧНІ ГЕОМЕТРИЧНІ ПАРАМЕТРИ

Вовк В.В., Золотов О.С.

У даній статті розглядається вплив кутів нахилу для багатовісній обробки на кінематичні параметри геометрії сферичної кінцевої фрези. Показано, що кут не впливає на ці параметри. Був знайдений мінімальний кут на фрезах різного діаметру, в якому кінематичні параметри будуть найбільш стабільними.

INFLUENCE OF THE AXIS ALIGNMENT OF THE SPHERICAL END MILLS ON THEIR KINEMATIC PARAMETERS

Vovk V., Zolotov O.

This article examines the influence of the advance and inclination angles for multi-axis processing on the kinematic geometry parameters of the spherical end mills. It is shown that the inclination has no effect on these parameters. We find minimum angle of advance for the mills of different diameters in which the kinematic parameters will be more stable.

ВЛИЯНИЕ УГЛОВ УСТАНОВКИ ОСИ СФЕРИЧЕСКИХ КОНЦЕВЫХ ФРЕЗ НА КИНЕМАТИЧЕСКИЕ ГЕОМЕТРИЧЕСКИЕ ПАРАМЕТРЫ

Вовк В.В., Золотов О.С.

В данной статье рассматривается влияние углов наклона для многоосной обработки на кинематические параметры геометрии сферической концевой фрезы. Показано, что угол не влияет на эти параметры. Был найден минимальный угол на фрезах различного диаметра, в котором кинематические параметры будут наиболее стабильными.

Ключевые слова: фреза, угол, параметр, обработка, диаметр, ось.

Ключові слова: фреза, кут, параметр, обробка, діаметр, вісь.

Key words: cutter, angle setting, treatment, diameter, axis

Дата надходження статті: 4 листопада 2011

УДК 621.9.02:621.793

Калиниченко В. В.
ДГМА, г. Краматорск, Украина

ПЕРСПЕКТИВЫ ПОВЫШЕНИЯ СТОЙКОСТИ ИНСТРУМЕНТА ЗА СЧЕТ ВЫБОРА РАЦИОНАЛЬНОГО СОЧЕТАНИЯ ХАРАКТЕРИСТИК ТВЕРДОСТИ И УПРУГОСТИ МАТЕРИАЛОВ СЛОЕВ ИЗНОСОСТОЙКОГО ПОКРЫТИЯ

Постановка проблемы

Внедрение автоматизированных станочных комплексов с ЧПУ в современном производстве сопровождается резким ростом стоимости станко-минуты работы оборудования, ужесточением условий эксплуатации режущего инструмента, увеличением удельной доли суммарных затрат на инструмент, достигающей во многих случаях 10–15 % в общей структуре расходов на механообработку. Указанные обстоятельства требуют обеспечения сочетания высокой производительности обработки и надежности режущего инструмента. Наиболее перспективным направлением повышения работоспособности режущего инструмента при обработке на высоких скоростях резания является нанесение на его рабочие поверхности износостойких покрытий. Вместе с тем, эффект повышения стойкости инструмента с износостойким покрытием в значительной степени обуславливается характеристиками покрытия, варьируясь в зависимости от них в широких пределах. Это обуславливает актуальность задачи выбора рационального сочетания физико-механических характеристик материалов слоев износостойких покрытий. Дополнительные возможности обеспечения высоких характеристик работоспособности режущего инструмента с износостойким покрытием за счет направленного изменения комплекса физико-механических характеристик материалов слоев покрытия предоставляют современные научные достижения в области физического материаловедения.

Работа выполнена в соответствии с тематикой кафедральной госбюджетной НИР кафедры металлорежущих станков и инструментов Донбасской государственной машиностроительной академии «Повышение качества станко-инструментальных систем для автоматизированного производства в условиях тяжелого машиностроения».

Анализ исследований и публикаций по рассматриваемой проблеме

Закономерности процесса резания инструментом с износостойким покрытием и вопросы обеспечения высокой работоспособности такого инструмента рассматривались в работах А. С. Верещаки, В. П. Табакова, Л. Ш. Шустера, М. Ш. Мигранова, Ю. Н. Внукова, В. М. Мацевитого, Г. И. Костюка, В. С. Антонюка и других исследователей [1–9]. Авторы указанных работ рассматривают износостойкое покрытие в качестве уникальной промежуточной технологической среды между инструментальным материалом основы и обрабатываемым материалом, способной повышать сопротивляемость инструмента различным процессам изнашивания при одновременном снижении факторов внешнего воздействия, приводящих к изнашиванию. Эффективное выполнение износостойким покрытием своего функционального предназначения может быть обеспечено только при условии высокой сопротивляемости самого покрытия как процессам изнашивания контактного слоя при резании, так и процессам локального разрушения в результате растрескивания слоев покрытия и (или) их отслаивания от инструментального материала основы и друг от друга под воздействием комплекса термомеханических явлений в зоне резания. Сопротивляемость износостойкого покрытия процессам изнашивания контактного слоя и локального разрушения обуславливается рядом факторов, среди которых важную роль играют механические характеристики материалов слоев покрытия.

Анализ положений работ [1, 2] позволил систематизировать комплекс требований к износостойким покрытиям для режущего инструмента, включающий в себя три группы требований:

- общие эксплуатационные требования (устойчивость против коррозии и окисления, сохранение свойств при высокой температуре и др.);
- требования к обеспечению прочного адгезионного сцепления покрытия с инструментальным материалом основы;
- требования высокой сопротивляемости известным физическим механизмам изнашивания при резании (абразивному, адгезионно-усталостному, диффузионному, химическому изнашиванию).

В соответствии с работой [1], прочность сцепления покрытия с инструментальным материалом основы определяется степенью близости кристаллохимических и теплофизических характеристик контактирующих материалов. Минимальная интенсивность взаимодействия материала контактного (верхнего) слоя покрытия с обрабатываемым материалом обеспечивается при максимальном отличии кристаллохимических характеристик и минимальной склонности к диффузионному растворению контактирующих материалов. Таким образом, большинство факторов, определяющих прочность сцепления покрытия с основой и интенсивность протекания адгезионных, диффузионных процессов и химических реакций на контактных поверхностях инструмента при резании, обуславливаются химическим составом материалов слоев покрытия. В качестве требований к механическим характеристикам материалов слоев покрытия в первую очередь выдвигается требование высокой твердости, значительно превышающей твердость инструментального материала основы и являющейся одним из важнейших условий высокой износостойкости материала. Наиболее актуально это требование для контактного слоя покрытия, непосредственно воспринимающего термомеханические нагрузки при различных процессах изнашивания инструмента в зоне резания. Вместе с тем, комплекс механических свойств материалов слоев износостойких покрытий, помимо твердости, включает значительное число характеристик, влияние которых на сопротивляемость процессам изнашивания в зоне резания и работоспособность инструмента зачастую остается за пределами внимания исследователей. Среди них можно выделить характеристики упругости, определяющие сопротивляемость слоев покрытий деформациям, возникающим при резании и обуславливающим возможность локального разрушения покрытия за счет механизмов растрескивания и отслаивания. В работах [10–12] предлагается в качестве комплексных характеристик механических свойств материалов слоев износостойких покрытий использовать соотношения характеристик твердости и упругости. Такой подход позволяет учитывать общее влияние различных механических свойств материалов слоев покрытий на процессы различной физической природы, обуславливающие изнашивание контактного слоя и локальное разрушение износостойких покрытий.

Обзор нерешенных частей проблемы

Очевидно, что для комплексного исследования влияния механических свойств материалов слоев износостойкого покрытия на работоспособность режущего инструмента явно недостаточно рассматривать влияние одной лишь твердости слоев покрытия, оказывающей преимущественное влияние на износостойкость контактного слоя. Необходимо также учитывать влияние характеристик упругости материалов слоев покрытия, обуславливающих его сопротивляемость процессам локального разрушения вследствие растрескивания и отслаивания слоев. Кроме того, повышенная твердость соединений, используемых в качестве материалов контактных слоев износостойких покрытий для режущего инструмента, зачастую сопровождается высокой хрупкостью и недостаточно высокой усталостной прочностью, что негативно сказывается на сопротивляемости контактного слоя покрытия процессам локального разрушения деформационной и усталостной природы. Важным является также влияние близости механических характеристик (и в первую очередь, характеристик упругости) материала слоя покрытия, контактирующего с основой, и инструментального материала основы на прочность сцепления покрытия и основы. Указанные обстоятельства обуславливают необходимость

использования соотношений характеристик твердости и упругости в качестве комплексных механических характеристик материалов слоев покрытий. Направленное изменение соотношения характеристик твердости и упругости материалов слоев износостойких покрытий создает большие возможности для управления сопротивляемостью покрытий процессам изнашивания контактного слоя и локального разрушения, и, следовательно – работоспособностью инструмента с покрытием. Результаты исследований в области физического материаловедения, позволяющие утверждать о возможности направленного изменения соотношения твердости и упругости материалов слоев износостойких покрытий за счет управления структурными характеристиками материала при варьировании входных параметров технологического процесса нанесения покрытия приведены в работах [10–12].

Целью работы является: формирование системы принципов повышения стойкости режущего инструмента с износостойким покрытием за счет выбора рационального сочетания характеристик твердости и упругости материалов слоев. Достижение поставленной цели предусматривает: систематизацию факторов, влияющих на механические характеристики материалов слоев износостойкого покрытия; анализ особенностей формирования слоев покрытий с определенным соотношением характеристик твердости и упругости материала; обоснование влияния соотношения твердости и упругости материалов слоев покрытия на сопротивляемость покрытия изнашиванию контактного слоя и локальному разрушению, и следовательно – на работоспособность инструмента.

Основная часть

На основании анализа результатов исследований [1–12] была разработана схема основных факторов, влияющих на механические свойства материалов слоев износостойких покрытий для режущего инструмента (рисунок 1). Помимо химического состава, на механические характеристики материала слоя покрытия существенное влияние оказывают архитектура покрытия и размерно-структурные характеристики материала слоя.

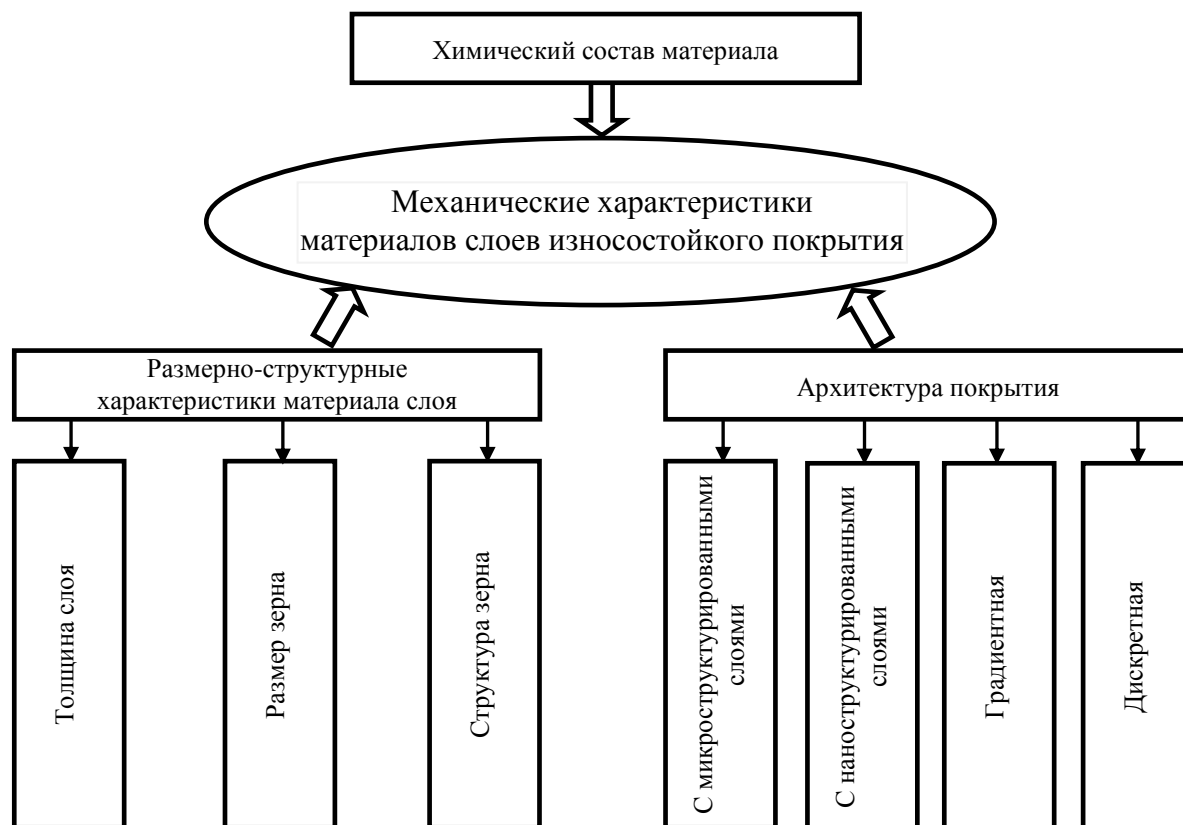


Рис. 1 – Основные факторы, влияющие на механические характеристики материалов слоев износостойкого покрытия

Наиболее широкие возможности совершенствования износостойких покрытий предоставляет разработка новых вариантов архитектуры покрытия. Наряду с традиционными однослойными и многослойно-композиционными покрытиями с микроструктурированными слоями расширяется применение износостойких покрытий с наноразмерными и наноструктурированными слоями [4, 5, 10, 11], градиентных [13] и дискретных [9] покрытий. Наибольшие возможности управления механическими характеристиками материалов слоев покрытий открываются при применении покрытий с наноструктурированными слоями, что обусловлено значительным изменением свойств материалов при переходе от микрокристаллической к нанокристаллической фазе (уменьшении среднего размера зерна d ниже порогового значения 50 нм). Как указано в работе [10], такой переход сопровождается повышением твердости H материала, а также повышением предела текучести, вязкости разрушения и проявлением сверхпластичности при высоких температурах. Теоретические положения и результаты исследований, приведенные в работах [10–12], позволяют утверждать об определяющем влиянии на характеристики твердости и упругости наноструктурных пленок размера d зерна и его структуры, что открывает возможности управления механическими характеристиками материалов слоев износостойких покрытий с помощью изменения величины d и модификации структуры нанокристаллической фазы при варьировании режимных и энергетических параметров процесса нанесения покрытия.

Рассмотрим влияние размера и структуры зерна наноструктурированной пленки на механические характеристики материала. Общий вид зависимости $H = f(d)$, приведенный авторами работы [10], представлен на рисунке 2. Экстремальный характер зависимости с четко выраженным максимумом при критическом значении $d = d_c$ обусловлен различной природой деформационных процессов в покрытии при $d > d_c$ и $d < d_c$. При $d > d_c$ преобладают микроскопические процессы зарождения и движения дислокаций, при $d < d_c$ – межзеренные процессы локального проскальзывания по границам зерен.

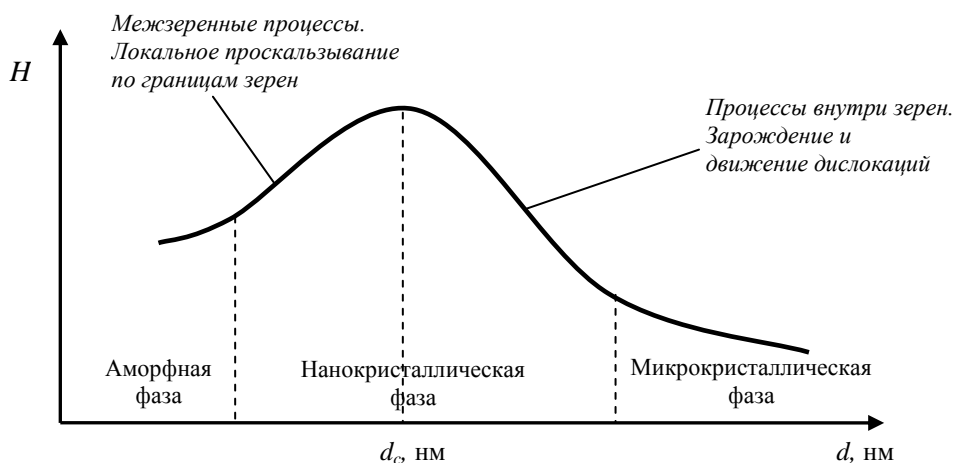


Рис. 2 – Общий вид зависимости твердости H материала слоев покрытий от среднего размера d зерна [10]

Влияние размерно-структурных характеристик материала наноструктурированного слоя покрытия на показатели его упругости является достаточно сложным, что обусловлено уникальными особенностями наноструктурированных слоев, структурными компонентами которых являются наноразмерные зерна (кристаллическая фаза) и межзеренное пространство (аморфная фаза). Наноструктурированные слои отличаются высокой объемной долей границ раздела кристаллической и аморфной фаз и их прочностью, отсутствием дислокаций внутри кристаллита, что способствует сопротивляемости таких слоев к деформациям [10],

причем показатели сопротивляемости могут быть изменены за счет изменения соотношения объемных долей кристаллической и аморфной фазы при варьировании режимных параметров процесса нанесения покрытия. Использование данного обстоятельства позволяет управлять сопротивляемостью покрытия локальному разрушению вследствие растрескивания и отслаивания слоев при обеспечении необходимого высокого уровня твердости H слоя, и следовательно – сопротивляемости его изнашиванию при резании.

Для оценки сопротивляемости материалов наноструктурированных слоев покрытий деформациям, инициирующим локальное разрушение покрытия, в соответствии с рекомендациями [10] будем применять отношения $\frac{H}{E}$ (для оценки сопротивления упругой деформации разрушения) и $\frac{H^3}{E^2}$ (для оценки сопротивления пластической деформации).

Анализ эмпирических зависимостей $H = f(E)$ для пленок оксидов, карбидов и нитридов металлов, полученных магнетронным распылением [10], позволяет судить о возможности опережающего повышения характеристик упругости наноструктурированного слоя покрытия по сравнению с характеристиками его твердости при уменьшении значения d . Это представляется особенно важным для совершенствования комплекса механических характеристик высокотвердых материалов слоев покрытий, работоспособность и область применения которых ограничивается хрупкостью.

Среди перспективных высокотвердых материалов контактных слоев износостойких покрытий для режущего инструмента следует отметить наноструктурированные пленки боридов переходных металлов IV–VI групп Периодической системы химических элементов Д. И. Менделеева (диборид титана TiB_2 , диборид тантала TaB_2 , диборид гафния HfB_2 , диборид ванадия VB_2 и др.), наносимые методом ВЧ-магнетронного распыления. Неоспоримым достоинством боридов переходных металлов является высокая температура плавления, коррозионная стойкость, теплопроводность [12], что отвечает общим эксплуатационным требованиям к материалам износостойких покрытий. Важной особенностью наноструктурированных слоев из боридов переходных металлов, получаемых методом ВЧ-магнетронного распыления, является возможность за счет изменения режимов технологического процесса распыления обеспечить изменение не только размера, но и типа структуры зерна (столбчатая, глобулярная и др. структуры), а также получение химического состава материала пленки, отличного от стехиометрического [12], что в дальнейшем может служить основой для разработки вариантов наноструктурированного слоя покрытия, одновременно характеризующегося высокой твердостью, износостойкостью, сопротивляемостью процессам локального разрушения покрытия при резании и высокой прочностью адгезионного сцепления с инструментальным материалом основы, то есть сочетающих в себе возможность выполнять самые различные функциональные требования к слоям покрытий. Такие наноструктурированные покрытия в перспективе могли бы выступить в качестве возможной замены известных вариантов архитектуры многослойно-композиционных покрытий с функциональными слоями различных составов.

Учитывая высокий уровень соответствия общим эксплуатационным требованиям и твердость наноструктурированных слоев износостойких покрытий из боридов переходных металлов IV–VI групп Периодической системы химических элементов Д. И. Менделеева, основной задачей обеспечения функциональной работоспособности таких покрытий является обеспечение удовлетворительного уровня характеристик упругости. При выборе химического состава слоев покрытия и назначении режимных параметров ВЧ-магнетронного распыления с целью обеспечения требуемого уровня стойкости инструмента с покрытием необходимо обеспечить:

- соответствие общим эксплуатационным требованиям к материалу покрытия;
- твердость контактного слоя покрытия, гарантирующую требуемый уровень сопротивляемости процессам изнашивания при резании;

– характеристики упругости слоя покрытия, гарантирующие требуемый уровень сопротивляемости процессам локального разрушения покрытия при растрескивании и отслаивании слоев покрытия;

– минимальное различие характеристик упругости материала слоя покрытия, непосредственно контактирующего с основой, и инструментального материала основы, гарантирующие требуемый уровень прочности адгезионного сцепления покрытия с основой.

Общая схема физической модели повышения стойкости инструмента с износостойким покрытием с наноструктурированными слоями за счет выбора рациональных значений характеристик твердости и упругости их материалов представлена на рисунке 3.



Рис. 3 – Общая схема физической модели повышения стойкости инструмента с износостойким покрытием с наноструктурированными слоями за счет выбора рационального соотношения характеристик твердости и упругости материалов слоев

Выводы

В статье обоснованы основные принципы повышения стойкости режущего инструмента с износостойким покрытием за счет выбора рационального сочетания характеристик твердости и упругости материалов слоев покрытий. Стойкость инструмента с покрытием в значительной мере определяется сопротивляемостью покрытия процессам изнашивания контактного слоя и локального разрушения, определяющим фактором которой является соотношение характеристик твердости и упругости материалов слоев покрытия.

Серьезную перспективу представляет возможность управления соотношением твердости и упругости материалов наноструктурированных слоев покрытий, осуществляемая за счет изменения размера зерна и соотношения объемных долей кристаллической и аморфной фаз при варьировании режимов нанесения покрытия. Подобный подход предложен для повышения работоспособности покрытий с наноструктурированными слоями из высокотвердых, но хрупких материалов, в частности боридов переходных металлов IV–VI групп Периодической системы химических элементов Д. И. Менделеева.

На основании анализа особенностей формирования наноструктурированных слоев покрытий с определенным соотношением характеристик твердости и упругости материала и обоснования влияния соотношения твердости и упругости материалов слоев покрытия на сопротивляемость покрытия изнашиванию контактного слоя и локальному разрушению была разработана общая схема физической модели повышения стойкости инструмента с износостойким покрытием с наноструктурированными слоями за счет выбора рационального соотношения характеристик твердости и упругости материалов слоев.

Перечень источников литературы: 1. Верещака, А. С. Работоспособность режущего инструмента с износостойкими покрытиями / А. С. Верещака. – М. : Машиностроение, 1993. – 336 с. – ISBN 5-217-01482-2. 2. Табаков, В. П. Формирование износостойких ионно-плазменных покрытий режущего инструмента / В. П. Табаков. – М. : Машиностроение, 2008. – 311 с. 3. Верещака, А. С. Высокоэффективные многослойно-композиционные покрытия с наноразмерными слоями для режущего инструмента / А. С. Верещака, А. А. Верещака, Л. Г. Дюбнер // Резание и инструмент в технологических системах : междунар. науч.-техн. сборник. – Харьков : НТУ «ХПИ», 2005. – Вып. 69. – С. 21–36. 4. Шустер, Л. Ш. Экспериментальное исследование износостойкости фильтрованных наноструктурных покрытий для режущего инструмента / Л. Ш. Шустер, М. Ш. Мигранов // Известия ТулГУ. Сер. Инструментальные и метрологические системы. – Тула : изд-во ТулГУ – 2005. – Вып. 1. Ч. 2. – С. 118–123. 5. Мигранов, М. Ш. Износостойкие покрытия с нанокристаллической структурой для высокоскоростной обработки резанием / М. Ш. Мигранов, Л. Ш. Шустер // СТИН. – 2006. – № 3. – С. 10–13. 6. Внуков, Ю. Н. Нанесение износостойких покрытий на быстрорежущий инструмент / Ю. Н. Внуков [и др.] // Киев : Техника. – 1992. – 144 с. 7. Мацевитый, В. М. Покрытия для режущих инструментов / В. М. Мацевитый. – Х. : Вища шк. Изд-во при Харьк. ун-те, 1987. – 128 с. 8. Костюк, Г. И. Эффективный режущий инструмент с покрытием и упрочненным слоем : справочник. – К. : Антикава, 2003. – 412 с. – ISBN 966-8105-21-4. 9. Антонюк, В. С. Дискретні покриття на різальному інструменті / В. С. Антонюк, О. Б. Сорока, Б. А. Ляшенко, А. В. Рутковський // Проблеми прочності. – 2007. – № 1. – С. 138–143. 10. Погребняк, А. Д. Структура и свойства твердых и сверхтвердых нанокompозитных покрытий / А. Д. Погребняк, А. П. Шпак, Н. А. Азаренков, В. М. Береснев // Успехи физических наук. – 2009. – Том.179, № 1. – С. 35–64. 11. Штанский, Д. В. Особенности структуры и физико-механических свойств наноструктурных тонких пленок / Д. В. Штанский, С. А. Кулинич, Е. А. Левашов, J. J. Moore // Физика твердого тела. – 2003. – Том 45. Вып. 6. – С. 1122–1129. 12. Дуб, С. Н. Механические свойства нанокристаллических твердых пленок HfB_{2,7} / С. Н. Дуб, А. А. Гончаров, С. С. Пономарев, В. Б. Филиппов, Г. Н. Толмачева, А. В. Агулов // Сверхтвердые материалы. – 2011. – № 3. – С. 9–19. 13. Finite element analysis of the initial yielding behavior of a hard coating/substrate systems with functionally graded interface under indentation and friction. Stephens L.S., Liu Yan, Meletis E. I. (Mechanical Engineering Department. Louisiana State University. Baton Rouge. LA 70803). Trans. ASME. J. Tribol. 2000. – 122, № 2. – P. 381–387.

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

ПЕРСПЕКТИВИ ПІДВИЩЕННЯ СТІЙКОСТІ ІНСТРУМЕНТУ ЗА РАХУНОК ВИБОРУ РАЦІОНАЛЬНОГО СПОЛУЧЕННЯ ХАРАКТЕРИСТИК ТВЕРДОСТІ ТА ПРУЖНОСТІ МАТЕРІАЛІВ ШАРІВ ЗНОСОСТІЙКОГО ПОКРИТТЯ

Калініченко В. В.

У даній роботі обґрунтовані принципи підвищення стійкості різального інструменту з покриттям за рахунок вибору раціонального сполучення характеристик твердості та пружності матеріалів шарів покриття. Запропонований підхід до підвищення працездатності покриттів з наноструктурованими шарами за рахунок управління співвідношенням твердості та пружності матеріалів шарів в результаті зміни розміру зерна та співвідношення об'ємних часток кристалічної та аморфної фаз при варіюванні режимів нанесення покриття. Розроблена схема фізичної моделі підвищення стійкості інструменту з покриттям за рахунок вибору раціонального співвідношення твердості та пружності матеріалів шарів.

ПЕРСПЕКТИВЫ ПОВЫШЕНИЯ СТОЙКОСТИ ИНСТРУМЕНТА ЗА СЧЕТ ВЫБОРА РАЦИОНАЛЬНОГО СОЧЕТАНИЯ ХАРАКТЕРИСТИК ТВЕРДОСТИ И УПРУГОСТИ МАТЕРИАЛОВ СЛОЕВ ИЗНОСОСТОЙКОГО ПОКРЫТИЯ

Калиниченко В. В.

В данной работе обоснованы принципы повышения стойкости режущего инструмента с покрытием за счет выбора рационального сочетания характеристик твердости и упругости материалов слоев покрытия. Предложен подход к повышению работоспособности покрытий с наноструктурированными слоями за счет управления соотношением твердости и упругости материалов слоев в результате изменения размера зерна и соотношения объемных долей кристаллической и аморфной фаз при варьировании режимов нанесения покрытия. Разработана схема физической модели повышения стойкости инструмента с покрытием за счет выбора рационального соотношения твердости и упругости материалов слоев.

PROSPECTS FOR AN INCREASE OF RESISTANCE OF THE TOOL THE SELECTION OF RATIONAL COMBINATION OF THE CHARACTERISTICS OF HARDNESS AND ELASTICITY OF THE MATERIAL LAYERS OF WEARPROOF COVERAGE

Kalinichenko V. V.

In this work substantiated the principles of increasing the resistance of the cutting tool with a coverage by the choice of rational combination of the characteristics of hardness and elasticity of the material layers of a coverage. An approach is proposed to improve the performance of coverage with nanostructured layers at the expense of control the ratio of hardness and elasticity of the material layers result in a change of the grain size and the ratio of volumetric proportion of crystalline and amorphous phases in varying modes of coating deposition. We developed a physical model of increasing the resistance of the tool coated by the choice of a rational balance of hardness and elasticity of the material layers.

Ключові слова: Різальний інструмент, стійкість, зносостійке покриття, твердість, пружність, наноструктурований шар.

Ключевые слова: Режущий инструмент, стойкость, износостойкое покрытие, твердость, упругость, наноструктурированный слой.

Key words: Cutting tool, resistance, wearproof coverage, hardness, elasticity, nanostructured layer.

Дата надходження статті: 18 листопада 2011

РОЗДІЛ 2

ЯКІСТЬ ТА НАДІЙНІСТЬ МЕТАЛОРІЗАЛЬНОГО ОБЛАДНАННЯ

УДК 621.9.06

Ковалев В.Д., Агапотова М.В., Пашков Е.В.
ДГМА, г. Краматорск, СевНТУ, г. Севастополь, Україна

ИССЛЕДОВАНИЕ ГИДРОСТАТИЧЕСКИХ НАПРАВЛЯЮЩИХ ТЯЖЕЛЫХ
СТАНКОВ С УЧЕТОМ ДЕФОРМАТИВНОСТИ НЕСУЩИХ СИСТЕМ*Введение*

В опорных узлах жидкостного трения промышленного оборудования (гидростатических, гидростатодинамических, гидродинамических опорах) имеют место сложные рабочие процессы, обусловленные движением жидкости между сопрягаемыми поверхностями опор, деформациями опорных поверхностей и температурными явлениями. Определение эксплуатационных характеристик опорных узлов, прогнозирование их работоспособности с учетом взаимного влияния этих эффектов является актуальной проблемой для машиностроения [1-4]. Особенно это важно для станочного оборудования, так как применение опор такого типа позволяет повысить работоспособность станка по всем основным критериям. При этом учет перекосов и деформаций опорных поверхностей при моделировании станочных опор является обязательным, так как основное требование здесь – это обеспечение точности взаимных перемещений под действием нагрузки, так как от этого зависит точность обработки.

Основная часть

Разработана общая математическая модель работы станочных опор и передач всех применяемых типов и форм, построенная на совместном решении задач гидродинамической теории смазки и теории упругости с учетом температурных явлений.

Интегральные эксплуатационные характеристики опор определяются на основе анализа распределений гидродинамических давлений и скоростей в слое смазочного материала между взаимосопрягаемыми поверхностями опор. Давления описываются дифференциальным уравнением в частных производных второго порядка, которое в безразмерной форме в предположении изотермического и ламинарного течения смазочного материала может быть представлено в ортогональной криволинейной системе координат, как общий случай, в следующем виде:

$$\frac{\partial}{\partial \bar{q}_1} \frac{\bar{H}_1 \bar{H}_3}{\bar{H}_1} \left(\bar{h}^3 \frac{\partial \bar{p}}{\partial \bar{q}_1} \right) + \left(\frac{AC}{BD} \right)^2 \left[\frac{\partial}{\partial \bar{q}_2} \frac{\bar{H}_1 \bar{H}_3}{\bar{H}_2} \left(\bar{h}^3 \frac{\partial \bar{p}}{\partial \bar{q}_2} \right) \right] = -M \bar{H}_1 \bar{H}_2 \bar{H}_3 \frac{\partial \bar{h}}{\partial \bar{q}_1}, \quad (1)$$

где $\bar{q}_1 = q_1 / A$; $\bar{q}_2 = q_2 / B$ - безразмерные переменные, изменяющиеся в направлении координатных осей, совпадающих с поверхностями опоры;

A и B – характерные для принятой системы координат величины, определяющие геометрические параметры рассматриваемой опоры;

\bar{H}_1 ; \bar{H}_2 ; \bar{H}_3 и C; D; E - безразмерные и размерные части коэффициентов Ляме, зависящие от принятой системы координат;

$\bar{h} = h/h_0$ - безразмерная величина, характеризующая величину h слоя смазочного материала, разделяющего сопрягаемые поверхности; h_0 – минимальная толщина слоя;

$$p = p/p^* = p/\{[6\mu(U/\bar{H}_1)AC/h_0^2] + p_c\} -$$

безразмерный параметр, характеризующий величину давления p в рассматриваемой точке;

μ - коэффициент динамической вязкости, принимаемый по средней температуре на входе в опору и выходе из нее, определяемой в процессе решения из условия, что на нагрев расходуется мощность, расходуемая на преодоление сил трения и прокачку смазочного материала;

p_c – давление в системе питания, если такая необходима из условий, предъявляемых к рассматриваемой опоре;

U – скорость взаимных перемещений сопрягаемых поверхностей опоры;

$$M = 6\mu(U/\bar{H}_1)AC/h_0^2 p^* -$$

безразмерный параметр, характеризующий режим эксплуатации исследуемой опоры жидкостного трения (гидростатический, гидродинамический, гидростатодинамический) – обобщающий коэффициент для рассматриваемой задачи ($0 \leq M \leq 1$).

Граничные условия для большинства реально существующих опор жидкостного трения независимо от их типа, полагают, что по контуру исследуемой области (внешним границам Γ_0) давление равно нулю:

$$\bar{p}_{\Gamma_0} = 0, \quad (2)$$

При $0 \leq M < 1$ предполагается наличие источников в рассматриваемой области и граничными условиями, при этом полагают, давление по границам исследуемого j -го источника постоянным (одинаковым) и равным давлению самого источника (в камере):

$$\bar{p}_{\Gamma_{Oj}} = 0. \quad (3)$$

Величины давлений в камерах находятся исходя из условия сплошности потока смазочного материала в системе питания и в исследуемой области: количество смазывающего материала, поступающего в камеру $Q_{\text{всп}}$ равно количеству вытекающего из нее $Q_{\text{кам}}$, в исследуемую область:

При $M=1$ возникает задача расчета чисто гидродинамической опоры, (опоры без источников) либо гидростатодинамической (при $U/\bar{H}_1 = 0$ - гидростатической) опоры, у которой отсутствует давление в системе питания. Начало и конец избыточных давлений в этом случае неизвестны и определяются в процессе численной реализации задачи согласно граничным условиям, полагающим

$$\bar{p}\Big|_{\Gamma_{003}} = 0; \quad \frac{\partial \bar{p}}{\partial q_1}\Big|_{\Gamma_{003}} = 0; \quad \bar{p}\Big|_{\Gamma_{001}} = 0; \quad \frac{\partial \bar{p}}{\partial q_1}\Big|_{\Gamma_{001}} = 0; \quad (4)$$

где Γ_{001} и Γ_{003} – входная и выходная граница зоны избыточных давлений.

Гидродинамическая задача решается численным методом конечных разностей.

При построении вычислительных алгоритмов организуется внешний цикл по определению суммарных деформаций δ опорных поверхностей под действием внешних

нагрузок и давлений в слое смазочного материала. Суммарная деформация δ складывается из деформаций обеих сопрягаемых поверхностей с учетом знака: деформация положительная, если она приводит к увеличению зазора, отрицательная, если приводит к его уменьшению.

Деформация δ также приводится к безразмерному виду:

$$\bar{\delta} = \delta/h_0. \quad (5)$$

Деформация опоры определяется методом конечных элементов путем решения системы линейных уравнений упругой деформации, минимизирующих потенциальную энергию системы:

$$[K]\{\delta\} - \{F\} = 0, \quad (6)$$

где $[K]$ -матрица упругости, $\{F\}$ и $\{\delta\}$ -вектор-столбцы нагрузок и узловых перемещений.

В качестве первого приближения в узлах определяются деформации только от внешних нагрузок $(\bar{\delta}_{i;k})_0$, уточняется толщина слоя смазочного материала $\bar{h}_{i;k}$ в узлах конечноразностной сетки

$$\bar{h}_{i;k} = (\bar{h}_{i;k})_0 + (\bar{\delta}_{i;k})_0, \quad (7)$$

а затем производится определение распределения гидродинамических давлений в опоре $(\bar{h}_{i;k})_0$ - толщина слоя смазочного материала, определенная в предположении недеформируемости сопрягаемых поверхностей опоры при их относительном перекосе).

После этого осуществляется следующая итерация по определению деформаций опорных поверхностей уже под совместным действием внешних сил и гидродинамических давлений, определенных на предыдущей итерации, вновь уточняется толщина слоя смазочного материала $(\bar{h}_{i;k})_j$ и определяется уточненное распределение давлений и т.д.

Итерационный процесс завершается, когда уточнение деформации на итерации j не превышает заданную величину:

$$\frac{(\delta_{i;k})_j - (\delta_{i;k})_{j-1}}{(\delta_{i;k})_j} \leq \varepsilon \cong 10^{-2} \div 10^{-1}. \quad (8)$$

Полученное значение $(\bar{\delta}_{i;k})_j$ суммируется со значением $(\bar{h}_{i;k})_j$ в каждом из узлов конечноразностной сетки для вычисления окончательных значений толщин слоя смазочного материала в каждой точке:

$$\bar{h}_{i;k} = (\bar{h}_{i;k})_j + (\bar{\delta}_{i;k})_j. \quad (9)$$

Если узлы конечноразностной сетки при определении полей давлений не совпадают с узлами конечноэлементной сетки при определении полей деформаций, формируется массив значений деформаций, вычисленных при подстановке координат конечноразностных узлов в функции формы конечноэлементных узлов.

После этого определяются дифференциальные эксплуатационные характеристики опорного узла - поле давлений между взаимосопрягаемыми поверхностями опоры.

На рис. 1 приведена картина распределения давлений на прямоугольной восьмикамерной двухрядной гидростатической направляющей ($L/B=0,25$; $F_{камер}/F_{опоры}=0,2$; $\alpha=1$; $\beta=1$). На рис 2,а показана эпюра давлений в продольном сечении, на рис. 2,б – в поперечных сечениях. Сплошной линией показана эпюра давлений, построенная только с учетом взаимного перекоса поверхностей, штриховой линией – эпюра давлений с учетом перекоса и деформаций и упругая линия деформированной рабочей поверхности опоры. Нелинейность эпюры, особенно существенное падение давлений на перемычках между камерами подвода смазочного материала, говорит о недопустимости спрямления эпюр давления с постоянным максимальным значением на участке камер и перемычек между ними.

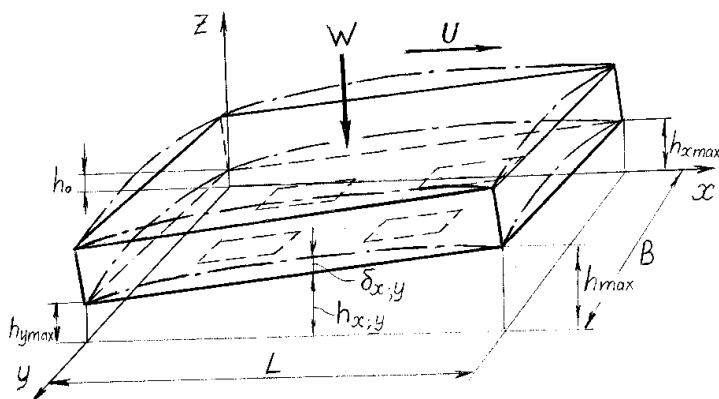


Рис. 1 - Расчетная схема плоской опоры с учетом деформации опорных поверхностей

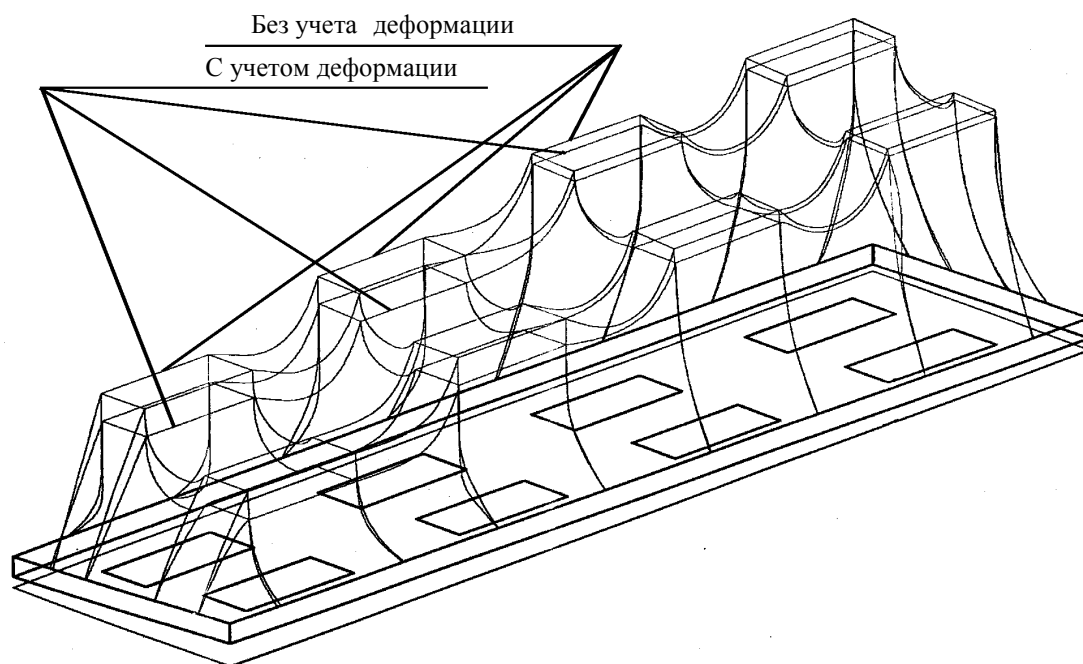


Рис. 2 - Картина распределения нагрузок на восьмикамерной опоре

Сравнительный анализ эпюр показывает, что влияние деформаций, изменяющих форму рабочего зазора между поверхностями, вообще говоря, существенно. Деформации приводят к увеличению величины зазора h в центральной части опоры, и, как следствие, к снижению величины давлений и уменьшению разности между давлениями на разных участках опоры при перекосе. Величина деформаций увеличивается в зоне минимального зазора, приводя к более резкому падению давления у выходной границы опоры. Это снижает несущую способность и жесткость слоя смазочного материала в опоре, существенно уменьшает способность к самоустановке опоры при заданном перекосе, увеличивает расхода смазочного материала и мощность на его прокачку. Так для показанного примера изменение

безразмерных коэффициентов, характеризующих основные эксплуатационные характеристики направляющей, приведены в таблице 1.

Таблица 1

Влияние деформаций опоры на ее эксплуатационные характеристики					
Безразмерные коэффициенты	K_w	K_J	K_M	$K_{Q\Gamma 0}$	K_{Nnp}
без учета деформаций	0,52	1,65	0,0028	3,82	43,2
с учетом деформаций	0,47	1,54	0,0020	4,21	45,9
разница	-9,2%	-6,3%	-28,3%	+10,2%	+6,3%

Как показал численный анализ большого количества рассчитанных вариантов опор, наиболее значительное влияние на эксплуатационные параметры при учете деформаций оказывают не все участки упругой линии рабочей поверхности опоры, а зоны, находящиеся у границы опоры, а именно соотношение результирующих максимальной и минимальной толщин слоя смазки, как в продольном, так и в поперечном направлениях. Искажение формы зазора от деформаций на внутренних участках опоры оказывает менее значительное влияние. Перекосы сопрягаемых поверхностей оказывают большее влияние, чем их деформации.

На рис. 3 приведены зависимости основных эксплуатационных параметров для четырехкамерной опоры с $F_{камеры}/F_{опоры}=0,15$ от параметра α^* , обобщенно характеризующего суммарное влияние перекоса поверхностей опоры и их деформаций:

$$\alpha^* = \frac{h^*_{x_{max}}}{h_0^*} - 1,$$

где $h^*_{x_{max}}$ - максимальное значение толщины слоя смазочного материала на границе опоры при перекосе и деформациях; h_0^* - минимальное значение.

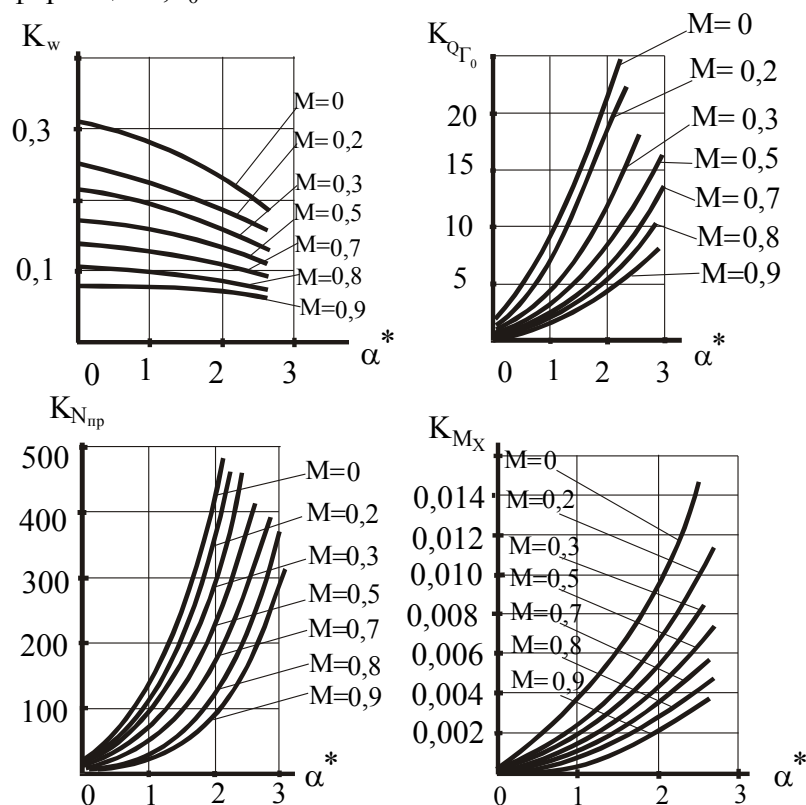


Рис. 3 - Зависимости безразмерных коэффициентов, характеризующих основные эксплуатационные характеристики плоской четырехкамерной опоры ($B/L=0.5$; $K_F=0.15$) от параметра α^* при различных M

Выводы

Деформации и перекосы значительно влияют на эксплуатационные характеристики гидростатических опор. Несущая способность снижается, а расход смазочного материала, мощность на его прокачку и момент самоустановки растут. При этом, при возрастании коэффициента M , характеризующего режим эксплуатации опоры, то есть степень проявления гидродинамического эффекта, влияние перекосов и деформаций несколько снижается.

Перечень источников литературы:1. Максимов В.А., Усков М.К. Гидродинамическая теория смазки. - М.: Наука, 1985. - 144 с. 2. Ковалев В.Д., Бабин О.Ф. Опоры и передачи жидкостного трения станочного оборудования - Краматорск:ДГМА, 2003. –с.43-70, 97-102. 3. Численное решение задач в гидромеханике: Механика. Новое в заруб. науке/Под ред.Р.Рихтмайера. – М.: Мир, 1997 .- Сер.14.- 208с. 4. : 1.Ковалев В.Д. Общий алгоритм расчетов и исследований опор жидкостного трения // Трение и износ.-1997.-Т.18.-№6.-С.750-760.

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

ИССЛЕДОВАНИЕ ГИДРОСТАТИЧЕСКИХ НАПРАВЛЯЮЩИХ ТЯЖЕЛЫХ СТАНКОВ С УЧЕТОМ ДЕФОРМАТИВНОСТИ НЕСУЩИХ СИСТЕМ

Ковалев В.Д., Агапитова М.В., Пашков Е.В.

Рассмотрено моделирование рабочих процессов в опорах жидкостного трения путем совместного решения гидродинамической задачи и задачи теории упругости с учетом тепловых явлений. Исследовано влияние деформаций на эксплуатационные характеристики опор.

ДОСЛІДЖЕННЯ ГІДРОСТАТИЧНИХ НАПРЯМНИХ ВАЖКИХ ВЕРСТАТІВ З УРАХУВАННЯМ ДЕФОРМАТИВНОСТІ НЕСУЧИХ СИСТЕМ

Ковальов В.Д., Агапітова М.В., Пашков Є.В.

Розглянуто моделювання робочих процесів в опорах рідинного тертя шляхом спільного рішення гідродинамічної задачі та задачі теорії пружності з урахуванням теплових явищ. Досліджено вплив деформацій на експлуатаційні характеристики опор.

STUDY OF HYDROSTATIC GUIDEWAYS HEAVY MACHINERY IN VIEW OF BEARING DEFORMABILITY

Kovalov V., Agapitova M., Pashkov E.

Modelling working processes in liquid friction support is considered by the joint decision of a hydrodynamic task and task of the theory of elasticity in view of the thermal phenomena. The influence of deformations on the operational characteristics of support is investigated.

Ключевые слова: Исследование, гидростатика, опора, тяжелый станок, деформирование, несущая система

Ключові слова: Дослідження, гідростатика, опора, важкий верстат, деформування, що несе система

Key words: The study, hydrostatics, bearing, heavy machine, warping, the carrier system

Дата надходження статті: 9 вересня 2011

УДК 621.9.

Васильченко Я.В., Сукова Т.А., Шаповалов М.В.
ДДМА, м. Краматорськ, Україна

ИССЛЕДОВАНИЕ ТЕХНИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ И ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ВОЗМОЖНОСТЕЙ ТЯЖЕЛЫХ ТОКАРНЫХ СТАНКОВ

Введение

В настоящее время производители металлорежущего оборудования не имеют четкой картины о требованиях потребителей к характеристикам станков, а потребители испытывают трудности с выбором рационального металлорежущего оборудования для своих производственных условий.

Современные тенденции развития машиностроения в совокупности с использованием автоматизированных станочных систем предъявляют требования к повышению производительности, точности размеров и качества обрабатываемых поверхностей деталей машин.

Недостаточность информации на этапе проектирования станочного оборудования и научно обоснованных рекомендаций, направленных на решение проблемы сбалансированности характеристик станков и потребностей предприятий приводит к неэкономному расходованию материальных и энергетических ресурсов.

Производители станков, стремясь к максимальной прибыли, рекламируют возможности выпускаемого оборудования по точности и производительности, используя их максимальные показатели, достигаемые в отдельных областях рабочего пространства с наиболее удачными соотношениями характеристик заготовок и режущего инструмента, в то время как потребителя интересует оборудование, обеспечивающее решение всего спектра технологических задач, стоящих перед предприятием.

Исследование технологических параметров и технологических возможностей для тяжелых токарных станков имеют первостепенное значение. Эти станки имеют высокую стоимость и эксплуатируются по 25-30 лет. Поэтому новые станки должны не только соответствовать уровню современного производства, но и учитывать перспективу развития производства.

В литературе, главным образом в иностранной, приводятся некоторые сведения о параметрах станков, их компоновке, технологическом оснащении и т.п.

Роль компоновки в предопределении качества будущего станка очень существенна. Она влияет на такие показатели качества как точность, стабильность точности, вес, габариты, стоимость, удобство обслуживания и ремонта, удобство встраивания в автоматические линии и др. На необходимость учета влияния компоновочного фактора указывалось в работах Аверьянова О.И., Воронова А.Л., Врагова Ю.Д., Каминской В.В., Левиной З.М., Маталина А.А., Портмана В.Т. и Решетова Д.Н., Хомякова В.С. и Давыдова И.И., Сино Х. и Ито И., Шпура Г., Исхакова З.Ф. и др [1].

Ю.Д. Врагов впервые выделил компоновку станка как самостоятельный объект исследования. Разработанные им основы компоновки станка послужили основой для последующих работ в данной области, которые в своем развитии прошли путь от анализа компоновок к синтезу [2].

Давыдов И.И. предлагал на этапе анализа компоновок искусственно синтезировать силовое соотношение, заменяющее усилие резания и наиболее полно раскрывающее свойства компоновки многооперационного станка при различных видах обработки [4]. Но единственность соотношения предлагаемого силового фактора резко сужала область его использования и не позволяла перенести его на всю гамму станков и на перспективные разработки. Этап синтеза представляет специфические требования к систематизации силового фактора. В данном случае в силовом воздействии необходимо выделить такие

признаки, которые позволили бы использовать общие условия работы со станками всех типов и влиять на качество станка уже на этапе синтеза.

Предложенная ранее Враговым Ю.Д. система предварительного формирования множества компоновок методом выбора по обобщенным структурным формулам нашла свое отражение в работах Аверьянова О.И. и Гельштейна Я.М. при пространственном синтезе компоновок из готовых блоков-модулей [3]. Введение ограничений на распределение координатных перемещений и положения основания в структуре компоновки позволило уменьшить число компоновок, но окончательный выбор компоновок все равно производился после вычисления критериев геометрической точности и податливости. Хотя Враговым Ю.Д. уже был сформулирован ряд условий отбора, способствующих выделению перспективных компоновок [2].

В работах Давыдова И.И. и Лехмуса М.Ю. указывалось на возможность использования при синтезе компоновок экспертных систем и экспертных знаний. Это позволило бы еще на этапе синтеза производить направленный отбор компоновок с различными потенциально высокими показателями качества [4]. Разработанная Каминской В.В., Панышевым Н.Н., Гринглазом А.В., Колупаевым А.А. экспертная система для выбора компоновок нуждается в своем смысловом наполнении, определению для каждой новой компоновки своего потенциала качества по выбранному критерию, что все равно приведет к привлечению для этого экспертных знаний по углубленному изучению выбранного критерия в тесной связи с компоновкой [5].

Основная часть

При составлении технического задания на новую гамму станков необходимо изучить фактическое использование действующих станков на разных заводах и проанализировать требования к технологическим возможностям и техническим параметрам, предъявленным к тяжелым токарным станкам различными отраслями производства. Также необходимо выявить слабые конструктивные элементы, сложность разборки и регулировки узлов тяжелых токарных станков.

В соответствии с поставленной в работе целью – получить исходные данные для проектирования новой гаммы тяжелых токарных станков на более высоком техническом уровне решались следующие частные задачи.

- изучить надежность отдельных узлов тяжелых токарных станков и предложения по совершенствованию их конструкции;
- проанализировать уровень использования основных технологических характеристик станков и потребность заводов потребителей этих станков;
- оценить потребность в дополнительном технологическом оснащении и уровень механизации и автоматизации управления станками, в частности применение систем адаптивного управления;
- определить оптимальную структуру новой гаммы тяжелых токарных станков.

Для выполнения перечисленных выше задач необходимо было, в первую очередь, получить сведения об использовании станков на заводах и о потребности заводов, эксплуатирующих эти станки, в изменении параметров станков и их конструкции.

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

В основу методики был положен статистический анализ данных по надежности и условиям эксплуатации станков с охватом около 100 заводов и 439 единиц станков. Сбор материалов для анализа проводился двумя способами.

Первый способ состоял в наблюдениях за работой станков и опросе заводских работников (слесарей, токарей, механиков, мастеров, технологов, главных специалистов). Опрос учитывал сведения об отказах станков, предложения по улучшению конструкции, по дополнительному оснащению и по потребному уровню параметров. Данные по применяемым режимам резания и технологическим переходам регистрировались методом

моментных наблюдений. Сила резания, крутящий момент и мощность резания определялись расчетом по нормативам.

Второй способ сбора сведений заключался в письменных запросах с применением рассылаемых на заводы опросных листов. Запросы были разосланы на 200 заводов. Ответы были получены с 57 заводов. При анализе эти данные были обобщены совместно с зарегистрированными на заводе.

При статистической обработке сведений был дополнен банк данных о работе тяжелых станков. Анализ деталей и рекомендуемые параметры черновых станков который приведен в табл.1.

Таблица 1

Анализ деталей и рекомендуемые параметры черновых станков

D_{max}	Распределение деталей, %								Рекомендуемые параметры	
	Длина деталей, мм				Вес деталей, т					
	До 6000	6000-80000	8000-10000	10000-15000	До 25	25-40	40-63	63-100	L_{max}	Q_{max}
1250	26	1.2	4	-	31	-	-	-	6300-10000	25
1600	24	18.7	6	0.8	19	23	4.5	-	6000	50
									10000	40
2000	8.5	7.5	3.5	0.8	10	4	4	0.5	6000	25
									10000	68
2500	4.2	-	-	-	4	-	-	-	-	-

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

Если $0,2 D_{max}$ используется при обработке только 3% деталей, то $0,2 L_{max}$ - 18%, а $0,2 Q_{max}$ - 43% деталей. Поэтому следует избегать большого запаса грузоподъемности, повышающего вес и стоимость станка

Наиболее вероятные длины деталей лежат в диапазоне от 3 до 9 м, они несколько повышаются при увеличении D_{max} свыше 1250 мм и в дальнейшем остаются постоянными. С ростом D_{max} от 1250 до 5000 мм максимальные длины деталей уменьшаются от 24-27 м до 12-15 м.

Наиболее вероятный вес деталей при изменении D_{max} от 1250 до 3200 мм повышается от 0-10 т до 25-50 тонн и остается при дальнейшем росте D_{max} примерно постоянным. Максимальный вес деталей увеличивается от 50-75 до 200-250 тонн. Так как на станках с $D_{max}=5000-6300$ мм обрабатывается преимущественно сварные детали, рекомендовано предусмотреть их грузоподъемность не более 200 тонн.

Станки с $D_{max}=1250, 1600$ и 2000 мм, имеющие $L_{max}=25$ м, а также $D_{max}=2500$ мм с $L_{max}=20$ м для более полного использования длины станины рекомендуется укомплектовывать двумя передними и двумя задними бабками.

Проведено сравнение отношения наибольшего диаметра точения над суппортом к диаметру точения над станиной для станков КЗТС и станков иностранных фирм. Малая величина этого отношения на станках КЗТС ухудшает использование D_{max} . Увеличение D_{max} может быть достигнуто за счет уменьшения высоты каретки и наличия скосов на задней стороне.

Изучено разделение станков по характеру обработки на черновые, смешанные и чистовые, а также впервые проведен статистический анализ применимости различных

технологических операций. На основании полученных данных, а также анализа использования станков по мощности рекомендованы три группы станков: общего назначения, чистовые и черновые.

Легкие чистовые станки, обеспечивающие точность диаметра не ниже 2 класса и биение не более 0,03 мм требуются для обработки особо точных деталей диаметров до 2000 мм ($D_{\max}=2500$ мм).

Для обработки роторов паровых и газовых турбин целесообразно применение специализированных станков, изготовленных на базе чистовых.

Черновые станки следует изготавливать с $D_{\max}=1250-2000$ мм на базе станков общего назначения для заводов с большим объемом обдирочных работ. Конструктивно эти станки должны быть проще (меньше диапазоны оборотов шпинделя подачи, отсутствие механизмов для нарезания резьбы и обтачивания конусов, отсутствие поворотной части суппорта, меньшая точность изготовления).

На основании статистического анализа применяемости суппортов, установлено, что дополнительные суппорта, особенно задние, используются редко. Наиболее вероятное использование 2-го суппорта на 2-х суппортных станках, 3-х и 4-х суппортных не превышает 10%. Предложенное количество суппортов обеспечивает более полное их использование. Каждый суппорт должен иметь независимую подачу и обеспечивать возможность подвода резца к центру без перемещения верхних салазок. Задние суппорта следует делать конструктивно проще и легче, чем передние.

Установлено, что на станке с $D_{\max}=1250$ мм необходимо иметь винт для нарезания резьбы, а на станках с $D_{\max}=1600-2000$ мм следует предусмотреть возможность установки винта. Кроме этого требуется предусмотреть возможность увеличения шага нарезаемой резьбы (P) за счет установки дополнительной гитары на станке с $D_{\max}=1600$ мм до $P=500$ мм и на станках с $D_{\max}=2000-3200$ мм до $P=200$ мм.

Установлено, что поперечное смещение задней бабки для обработки конусов почти совсем не применяется, а используется только при установке бабки в процессе монтажа и после ремонта.

Для обтачивания длинных конусов желательно иметь возможность для совмещения продольной и поперечной подач.

Получены данные о применяемости обрабатываемых и инструментальных материалов. Свыше 80% всей механической обработки осуществляется твердосплавным инструментом.

Средняя глубина резания при выполнении черновых операций твердосплавными резцами на станках с $D_{\max}=1250-3200$ мм составила 22 мм и на станках с $D_{\max}=4000-5000$ мм – 20 мм. Максимальные глубины резания доходят до 45 мм.

Подача во время черновой обработки твердосплавным инструментом не выходила из пределов 0,6-2,0 мм/об. Средняя величина подачи на станках $D_{\max}=1250-1600$ мм составила 1,1 мм/об, на станках с $D_{\max}=2000-3200$ мм – 1,2 мм/об и на станках с $D_{\max}=4000-5000$ мм – 1,0 мм/об. При чистовых операциях подачи были в пределах от 0,05 мм/об до 40 мм/об. Применяемые сечения среза – ниже допускаемых прочностью твердого сплава. Установлены целесообразные диапазоны подач для различных групп станков.

Средняя скорость резания при черновых операциях составила 54 м/мин (при наиболее вероятной стойкости 50-70 мин). Наибольшие значения скорости резания, как и подачи имеют место на станках с $D_{\max}=2000-3200$ мм. В большинстве зарегистрированных случаев режущие возможности твердого сплава использовались не полностью.

Проведен статистический анализ использования диапазона оборотов шпинделя на разных группах станков. На основании данных этого анализа и расчета рациональных режимов резания с учетом усовершенствования режущего инструмента предложены целесообразные диапазоны оборотов шпинделя.

Проведены исследования сил резания на суппортах тяжелых токарных станков (рис. 1, 2). Установлено, что в подавляющем большинстве случаев вертикальная составляющая силы

резания не превышает 800-900 Н. Наиболее вероятные величины сил составляют около 300 Н. С учетом увеличения сечения среза за счет роста подач в будущем определены расчетные величины сил для станков разных моделей.

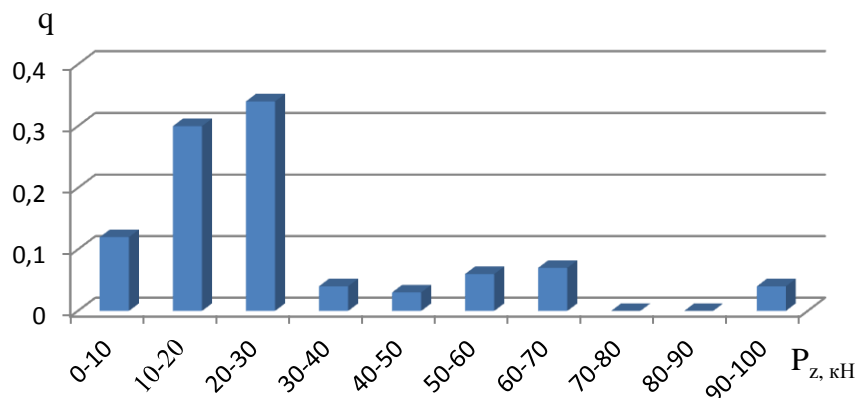


Рис. 1 – Распределение составляющей силы резания P_z на один суппорт на токарных станках с $D_{max}=4000$ мм.

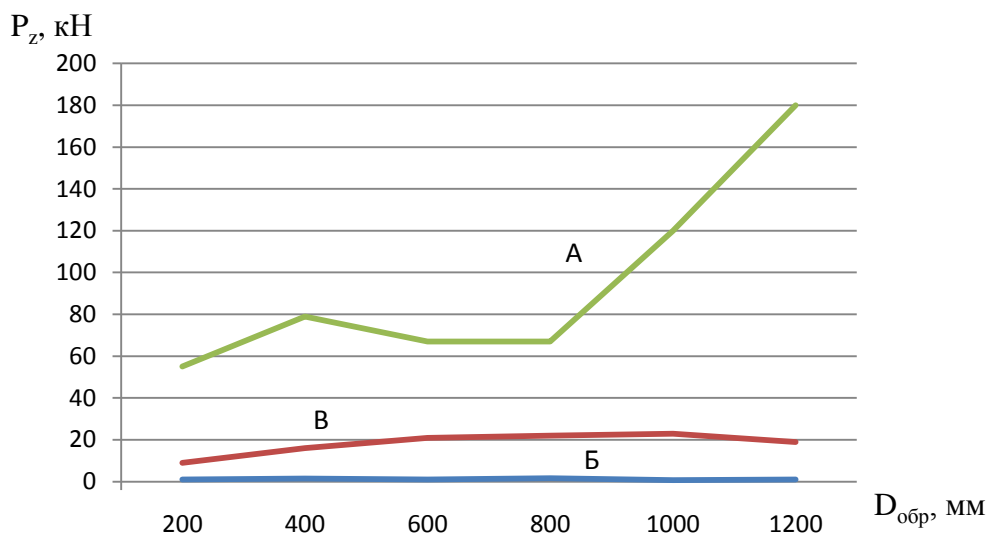


Рис. 2 – Предельные усилия резания P_z (А и Б) и среднее значение P_z (В) на тяжелых токарных станках с $D_{max}=1250-4000$ мм.

Получено, что с ростом D_{max} до 2000 мм наибольшая фактическая величина $M_{кр}$ резко возрастает, но не превышает 700 Нм. Наиболее вероятная величина $M_{кр}$ не выходит за пределы 100 Нм. Станки НКМЗ рассчитаны на чрезмерно большой $M_{кр}$ (в 3-5 раз больше максимально наблюдаемого). В работе выполнен расчет крутящих моментов и определены их величины для гаммы станков.

Средний коэффициент использования станков по мощности с ростом D_{max} от 1250 до 5000 мм уменьшается от 0,8-0,45 до 0,05-0,1, причем меньшие величины относятся в основном к чистовым станкам. Максимальные значения этого коэффициента на большинстве крупных станков не превышают 0,8-0,5, в то же время многие черновые станки с $D_{max}=1250$ мм имеют K_N - более 1,0.

Средняя мощность резания с ростом D_{max} до 2000-2500 мм возрастает для чистовых станков до 12 квт и черновых станков - до 19 квт, а затем уменьшается. По такому же закону изменятся максимальная величина мощности резания. Среднесменная мощность, потребляемая станком, не превышает 90 квт, а максимальная 150 квт. На основании

полученных статистических данных проведен расчет мощности электродвигателей главного привода станков. Предложено несколько уменьшить мощность крупных станков, а также поставлен вопрос о конструктивной проработке и экономическом анализе эффективности установки на крупных станках второго электродвигателя малой мощности (рис 3, 4, 5).

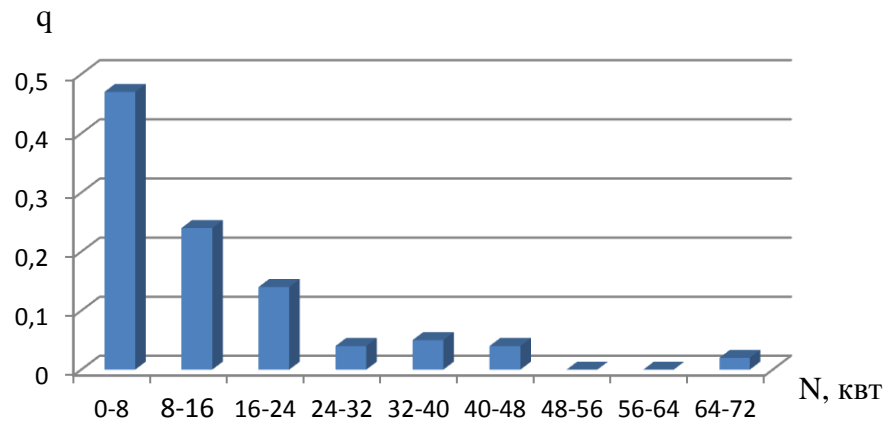


Рис. 4 – Распределение мощности резания на один суппорт на тяжелых токарных станках с $D_{max}=4000$ мм

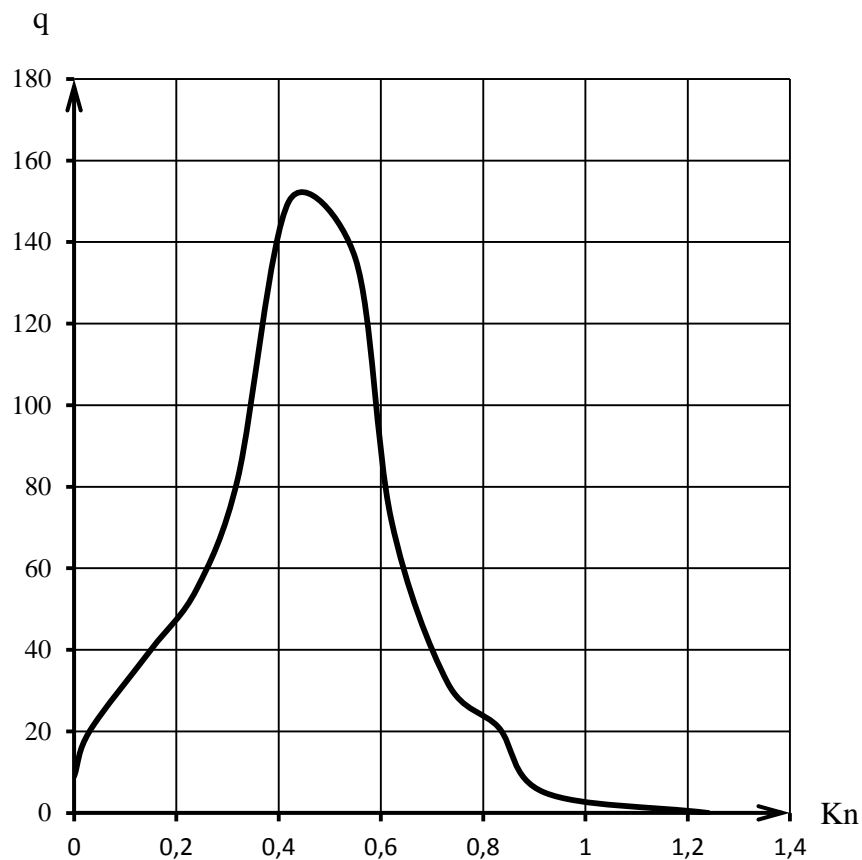


Рис. 4 – Кривая распределения вероятных среднемесячных мощностей, развиваемых электродвигателем чернового токарного станка

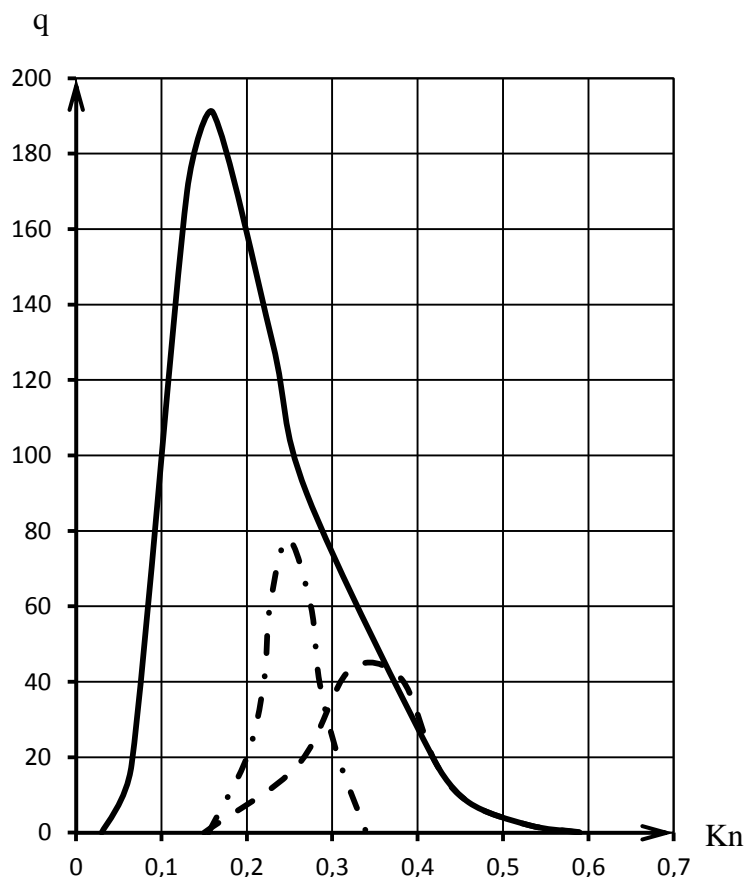


Рис. 5 – Кривая распределения вероятных среднемесячных мощностей, развиваемых электродвигателем чистового токарного станка

На основании математической обработки литературных данных, относящихся к станкам различных фирм, получены степенные зависимости ряда параметров станков (Q_{\max} , n_{\max} , n_{\min} , $M_{кр}$, N и др.) от D которые были использованы при разработке типажа.

Также было проанализировано соотношение времен. Установлено, что машинное время является основным элементом времени и составляет в среднем 62%. Вспомогательное время занимает 23% продолжительности смены. Из-за разного рода простоев теряется 10 % сменного времени. Зависимость приведенного коэффициента машинного времени от D_{\max} имеет максимум при $D_{\max}=2500-3200$ мм. На черновых наиболее часто повторяется K_m в пределах 0,65-0,90, а на чистовых – 0,50-0,70. На установку и крепление детали затрачивается в среднем 36% вспомогательного времени, установку и крепление инструмента - 28%, контроль деталей -27% и управление станком -9%. На чистовых станках больше, чем на черновых, все элементы вспомогательного времени, особенно время на замеры. С увеличением размеров станка наиболее заметно увеличение времени управления станком. Поэтому на тяжелых токарных станках особенно необходимо дистанционное управление. Механизация зажима детали и инструмента является особенно важной, так как позволяет не только повысить производительность на 4-8%, но главное облегчает труд рабочего и делает его более безопасным. Время на установку и закрепление резцов может быть также сокращено благодаря применению резцедержательных головок, а также промежуточных державок для небольших резцов. Целесообразно применение измерения деталей во время обработки, а также использование индикаторных упоров на суппортах

чистовых станков и лимбов или линейек для отсчета продольных перемещений. Линейки бывают нужны и на пиноли задней бабки.

Выводы

Выявлена структура времени простоев. С ожиданием крана связано 40% времени потерь, с организационными неполадками-23% и ремонтом станка -24%. Из-за уборки стружки в среднем теряется до 2% сменного времени. В связи с этим следует считать целесообразным создание механизмов для переработки стружки и её удаления. Простои станка в связи с ожиданием крана для установки инструмента и т.п. на крупных станках доходят до 2% сменного времени. Поэтому крупные станки следует укомплектовать местными подъемниками грузоподъемностью 0,5-1,0 т.

Разработан и проверен метод анализа использования станков во времени на основании данных об их состоянии в каждый момент времени. Этот метод позволяет во много раз уменьшить затраты времени на определение средних данных об использовании оборудования. Проведенное статистическое обследование использования универсального оснащения и анализ обрабатываемых деталей, требующих его применения, показывают, что единые решения по этому поводу не могут быть найдены. Установлено, что вследствие большого многообразия различных факторов, влияющих на целесообразность применения универсального оснащения на тяжелых токарных станках, подавляющее большинство оснащения должно поставляться только по специальному заказу. К таким видам оснащения относятся: открытые, закрытые и полузакрытые люнеты всех размеров, фрезерные, сверлильные, расточные и шлифовальные приспособления.

В новой гамме тяжелых токарных станков должны быть вновь разработаны следующие обязательные виды дополнительного оснащения, расширяющие технологические возможности станков, механизмирующие трудоемкие ручные операции повышающую культуру производства:

- а) стационарное приспособление для фрезерования шпоночных пазов, сверления, растачивания и нарезания поперечных отверстий с осью вращения инструмента перпендикулярно к линии центров станка;
- б) стационарное приспособление для обработки пазов, сверления и нарезания фланцевых отверстий с осью вращения инструмента параллельно линии центров станка;
- в) съемное шлифовальное приспособление для шлифования внутренних поверхностей;
- г) приспособление для обычного и глубокого сверления и растачивания центральных отверстий;
- д) местные подъемные средства;
- е) гидравлические приспособления для закрепления детали, инструмента, пиноли задней бабки, люнетов;
- ж) устройства для активного контроля диаметральных размеров крупно-габаритных деталей;
- з) комплекс агрегатов для дробления и транспортирования стружки от станка;
- и) приспособление для обточки галтелей $R > 30$ мм.

Перечень источников литературы: 1. Использование экспертных знаний при синтезе компоновок несущей системы станка. Исхаков З.Ф. в кн. Технология механообработки: физика процессов и оптимальное управление. Часть 2. Уфа. 1994 51 с. 2. Анализ компоновок металлорежущих станков. Врагов Ю.Д. М.: Машиностроение, 1978. — 208 с. 3. Выбор компоновок агрегатированных многоцелевых станков. Аверьянов О.И., Гельштейн Я.М. Станки и инструмент. - 1987. - N 12. 4. Математическое моделирование процесса компоновок металлообрабатывающих станков. Давыдов И.И., Лехмус М.Ю. В кн.: Программно-методические и программно-технические комплексы САПР и АСТ1Ш: Тезисы докл. н.-т. конф. Ижевск, 1988, с. 117-188. 5. Использование экспертной системы для выбора компоновки станка. Станки и инструмент. Каминская В.В., Панышев Н.Н., Гринглаз А.В., Колупаев А.А. 1984. №4. С. 12-14.

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

ИССЛЕДОВАНИЕ ТЕХНИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ И ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ВОЗМОЖНОСТЕЙ ТЯЖЕЛЫХ ТОКАРНЫХ СТАНКОВ

Васильченко Я.В., Сукова Т.А., Шаповалов М.В.

В работе изучено фактическое использование действующих станков на разных заводах и проанализированы требования к технологическим возможностям и техническим параметрам, предъявленным к тяжелым токарным станкам. Также выявлены слабые конструктивные элементы, сложность разборки и регулировки узлов тяжелых токарных станков. Получены исходные данные для проектирования новой гаммы тяжелых токарных станков на более высоком техническом уровне.

ДОСЛІДЖЕННЯ ТЕХНІЧНИХ ПАРАМЕТРІВ ТА ТЕХНОЛОГІЧНИХ МОЖЛИВОСТЕЙ ВАЖКИХ ТОКАРНИХ ВЕРСТАТІВ

Васильченко Я.В., Сукова Т.О., Шаповалов М.В.

В роботі вивчено фактичне використання діючих верстатів на різних заводах і проаналізовані вимоги до технологічних можливостей і технічним параметрам, пред'явленим до важких токарних верстатів. Також виявлені слабкі конструктивні елементи, складність розбирання і регулювання вузлів важких токарних верстатів. Отримані вихідні дані для проектування нової гами важких токарних верстатів на більш високому технічному рівні.

RESEARCH OF TECHNICAL PARAMETERS AND TECHNOLOGICAL POSSIBILITIES OF HEAVY LATHES

Vasilchenko Y., Sukova T., Shapovalov M.

The actual use of operating machines at different plants is studied in work and requirements to the technological possibilities and the technical parameters shown to heavy lathes are analyzed. Also constructive elements, complexity of dismantling and adjustment of knots of heavy lathes are also revealed. Basic data for design of new scale of heavy lathes at higher technological level are obtained.

Ключевые слова: станок, технологические возможности, технические параметры, конструктивный элемент, точность, компоновка.

Ключові слова: верстат, технологічні можливості, технічні параметри, конструктивний елемент, точність, компоновка.

Key words: machine tool accuracy, arrangement.

Дата надходження статті: 7 жовтня 2011

УДК 621.733

Кроль О.С., Соколов В.И.

СНУ им. В. Даля, г. Луганск, Украина

ИССЛЕДОВАНИЕ ВИБРОСТОЙКОСТИ ШПИНДЕЛЬНОГО УЗЛА И ПОИСК ОПТИМАЛЬНЫХ РЕЖИМОВ РЕЗАНИЯ***Введение***

Совершенствование конструкций металлорежущего оборудования, увеличение диапазона режимов функционирования, усложнение форм заготовок и повышение точностных характеристик, делает актуальным исследования в направлении выбора оптимальных условий формообразования.

Главным направлением поиска является нахождение таких условий работы оборудования, при которых максимизируется производительность и уменьшается машинное время обработки [1]. Существует и подходы к оптимизации режимов резания, когда их величины находятся как компромисс между наибольшей производительностью и надежностью процесса обработки [2]. На базе такого подхода фирмой Sandvic Coromant сформированы массивы табличных данных по выбору оптимальных режимов.

Вместе с тем на высокоскоростных режимах функционирования оборудования на первый план выступает стабильность работы станочной системы, снижение уровня колебаний и отстройка от резонансных частот. Это требует изменение моделей и алгоритмов оптимизации, учет фактора устойчивости процесса формообразования, что особенно актуально для современных многооперационных станков сверлильно – фрезерно - расточного типа.

Постановка задачи

Разработать модель и алгоритм поиска оптимальных режимов резания по критерию виброустойчивости, используя в качестве инструментария метода Д-разбиений [3].

В качестве объекта исследования принят формообразующий узел – шпиндельный блок сверлильно-фрезерно-расточного обрабатывающего центра модели СФ68ВФ4 (рис.1).

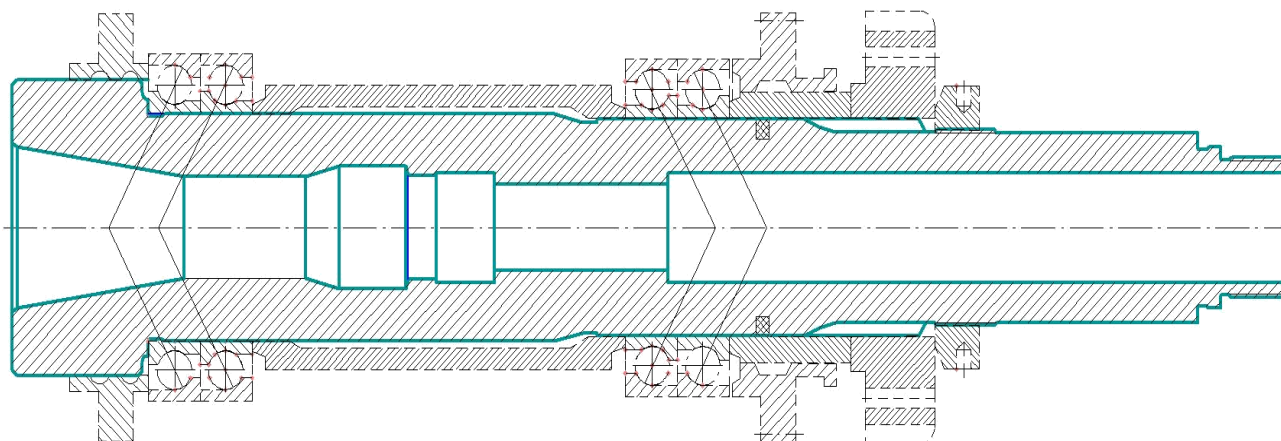


Рис.1 – Конструктивная схема шпиндельного узла станка СФ68ВФ4

В общем случае данную конструктивную схему следует рассматривать как статически неопределимую балку на четырех опорах (подшипник-опора), которые в общем случае обладают линейными A и угловыми a податливостями. Расчетная схема узла представлена на рис. 2). Для уменьшения трудоемкости достаточно корректно заменить вдвоенные подшипники одной опорой, переходя к двухопорной расчетной схеме.

Согласно предложенной расчетной схеме, ШУ представляется как упругая система "шпиндель-консоль" (ШК), податливость которой Δ определяется аналитически, как функция

от длины консоли l_k , с помощью статического формуляра шпинделя станка модели СФ68ВФ4:

$$\Delta = (30,37 + 0,61 l_k + 0,042 l_k^2) \cdot 10^{-8} \quad (1)$$

Конструктору часто требуется быстро произвести статический расчет той или иной наладки. Это можно сделать с помощью номограммы, состоящей из двух частей: статического формуляра Δ , построенного по формуле (1) и графика податливости консоли Δ_1 (инструментального блока), построенного для консолей постоянного сечения и различных значений диаметров. Консоль рассматривается как балка, защемленная в опорном сечении и нагруженная в месте резания единичной силой.

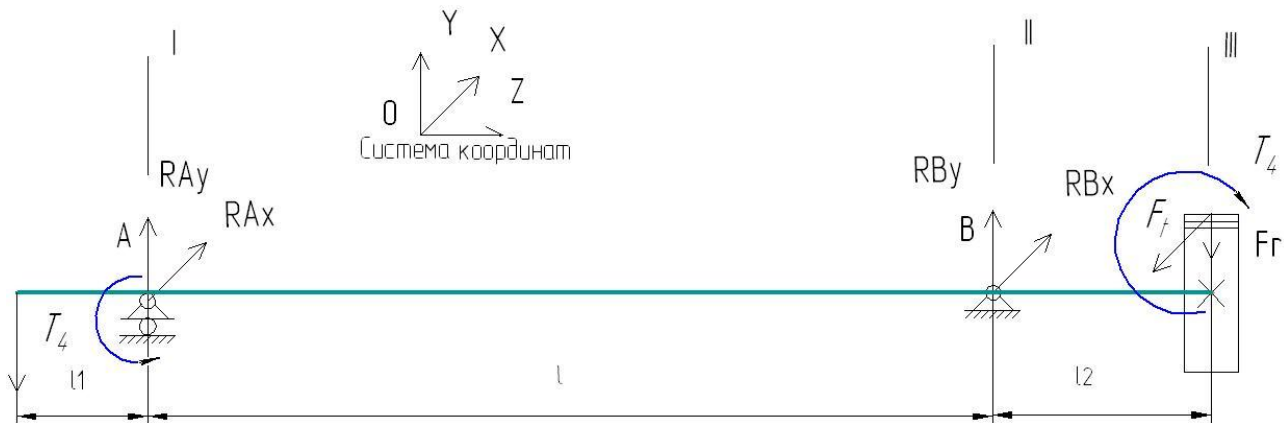


Рис.2 – Расчетная схема двухопорного шпинделя

Для упругой системы ШК достаточно определить несколько первых, а чаще всего одну первую собственную частоту, чтобы знать резонансную частоту и частоту, на которой происходят автоколебания шпинделя. Для составления частотного уравнения воспользуемся методом переходных матриц [1]. Для двухопорного шпинделя (рис.1) построена матричная модель, связывающая геометрические и силовые параметры. Раскрывая определитель из удержанных в матрице Π^* элементов и приравнявая его нулю находим частоту собственных колебаний:

$$g_{31}g_{42} - g_{41}g_{32} = 1,86 \cdot 10^{-43} w^{12} - 1,7 \cdot 10^{-31} w^{10} - 2,72 \cdot 10^{-22} w^8 - 0,6 \cdot 10^{-13} w^6 + 1,7 \cdot 10^{-5} w^4 - 3250 w^2 + 0,245 \cdot 10^{11} + j \cdot (2,3 \cdot 10^{-36} w^{11} - 2,4 \cdot 10^{-26} w^9 - 1,4 \cdot 10^{-17} w^7 - 6 \cdot 10^{-9} w^5 - 0,21 w^3 - 5,9 \cdot 10^6 w) = 0. \quad (2)$$

Из частотного уравнения (2) определим действительные значения круговой частоты: $w_1=2173, 1/c$; $w_2=104930, 1/c$; $w_3=956860, 1/c$, что соответствует собственным частотам $f_1=346$ Гц; $f_2=16709$ Гц; $f_3=152366$ Гц.

Из уравнения метода начальных параметров получим выражение для частотной передаточной функции W_0 по воздействию со стороны процесса резания:

$$W_0 = \frac{L^3}{EI} \left(\frac{k_{1R}k_{2R} + k_{1I}k_{2I}}{k_{2R}^2 + k_{2I}^2} - j \frac{k_{1R}k_{2I} - k_{1I}k_{2R}}{k_{2R}^2 + k_{2I}^2} \right),$$

где $k_{1R}, k_{2R}, k_{1I}, k_{2I}$ - действительные и мнимые слагаемые передаточной функции, являющиеся функциями частоты. Например, вещественное слагаемое k_{2R} принимает вид:

$$k_{2R} = g_{31R}g_{42R} - g_{31I}g_{42I} - g_{41R}g_{32R} + g_{41I}g_{32I},$$

где $g_{ijR(I)}$ - вещественная и мнимая части слагаемого k_{2R} , полученные в результате применения аппарата переходных матриц.

В математической среде Signal Processing построены АФЧХ и частотные характеристики шпиндельного узла (рис.3)

Задачи оценка устойчивости узла ШК входят в состав задачи анализа технологической системы (ТС) фрезерного станка, основной силовой контур которой составляют упругая система ШК с замыканием со стороны процесса резания (ПР) силой P_0 . Передаточная функция $W_{zc}(p)$ для такой замкнутой системы ШК – ПР представляет собой:

$$W_{zc}(p) = \frac{A(p) \cdot (T_p p + 1)}{K_p (A(p) + B(p)) + (T_p p + 1) \cdot A(p) \cdot B(p)}, \quad (3)$$

где $A(p) = m_1 p^2 + h_1 p + c_1$; $B(p) = m_2 p^2 + h_2 p + c_2$; $K_p \approx 1,4 \cdot \zeta \sigma_B b$,

K_p - удельная сила резания, Н/мм; σ_B - временное сопротивление обрабатываемого материала, МПа; b - ширина срезаемого слоя, мм.

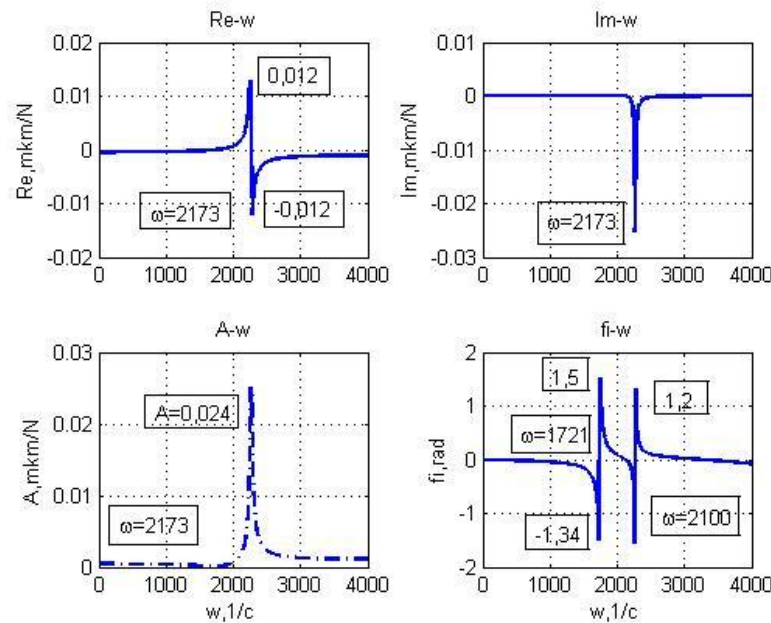


Рис.3 – Частотные характеристики шпиндельного узла

Для оценки устойчивости системы ШК используем метод Д - разбиений [3], заключающийся в анализе числа корней характеристического уравнения (3), лежащих в правой полуплоскости пространства исследуемых параметров. Характеристический полином знаменателя передаточной функции (3), определяющий устойчивость, позволяет найти значения параметров Д - разбиения на плоскости K_p :

$$K_p = - \frac{A(p) \cdot B(p) \cdot (T_p p + 1)}{A(p) + B(p)}. \quad (4)$$

После перехода к преобразованию Фурье $p = j \cdot \omega$ и осуществления разделения на вещественную и мнимую части, разработана программа оценки устойчивости в среде MATLAB. В результате проведения численного анализа исследованы области устойчивости и построены кривые Д - разбиения в плоскости параметра K_p (рис. 4), где штриховкой обозначена область претендента на устойчивость s .

Так как точка (0,0), т.е. $K_p = 0$ принадлежит области устойчивости $D(0)$, то эта область является самой областью устойчивости; при этом интерес будет представлять лишь разбиение действительной оси - действительные значения K_p . Из выражения (4) следует, что граница Д - разбиения соответствует уравнению:

$$1,36 \cdot 10^{-6} p^5 + 6,5 \cdot 10^{-4} p^4 + 1,79 p^3 + (0,057 K_p + 715,8) p^2 + (3,86 K_p + 591205) p + (35540 K_p + 1,9 \cdot 10^8) = 0.$$

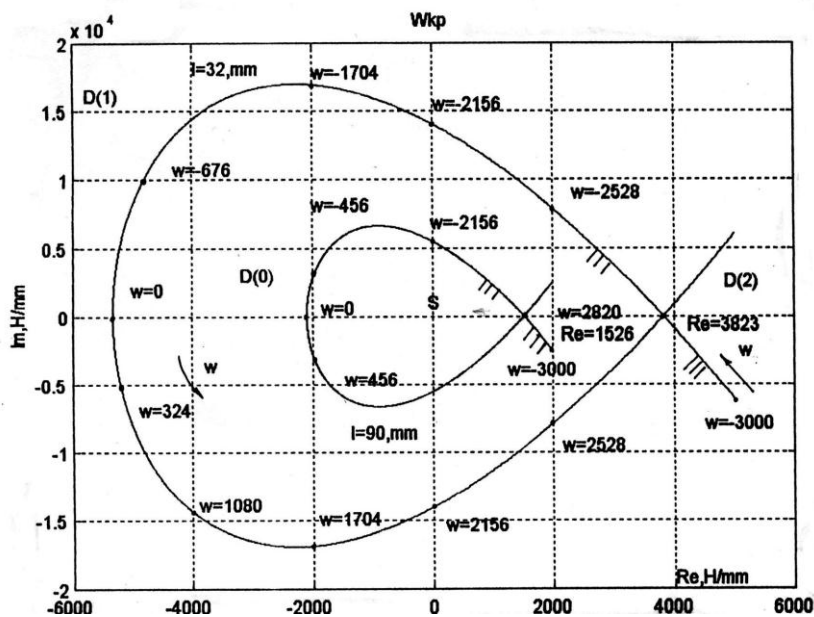


Рис.4 – Однопараметрическое Д-разбиение

Для $K_p = 0$; т. (0,0) полином 5-ой степени превращается в уравнение:

$$1,36 \cdot 10^{-6} p^5 + 6,5 \cdot 10^{-4} p^4 + 1,79 p^3 + 715,8 p^2 + 591205 p + 1,9 \cdot 10^8 = 0,$$

все пять корней которого ($p_{1,2} = -0,9 \pm 8,1j$; $p_{3,4} = -0,59 \pm 7,9j$; $p_5 = -3,45$) лежат в левой полуплоскости корней. Полученные кривые в комплексной плоскости разбивают пространство на три области Д(0), Д(1) и Д(2) и переход через границу Д - разбиения соответствует переходу корней уравнения через мнимую ось.

Анализ области устойчивости в плоскости параметра K_p при фрезеровании концевой фрезой ($d_\phi = 16$ мм; $L_k = 32$ мм) показывает, что область ограничена максимальным значением $K_p = 3823$ Н/мм при $f = 346$ Гц. Соответствующее предельное значение ширины стружки $b_{np} = 1,8$ мм (случай обработки углеродистой конструкционной стали с коэффициентом усадки $\zeta = 2,2$; $\sigma_B = 750$ МПа). С увеличением длины консоли величина K_p резко уменьшается - при $L_k = 90$ мм область устойчивости ограничена $K_p = 1526$ Н/мм, значением частоты $w = 2820$ с⁻¹ и предельной шириной $b_{np} = 0,7$ мм.

Анализ устойчивости динамической системы ШК – ПР позволяет проектантам при анализе процесса резания определять оптимальную оптимальную глубину резания: t_0 . Предельному значению жесткости $K_p^{np} = 3823$ Н/мм будет соответствовать оптимальное значения:

$$t_0 = \frac{K_p^{np}}{1,4 \cdot \zeta \cdot \sigma_B \cdot \sin 60^\circ} = \frac{3823}{1,4 \cdot 2,2 \cdot 750 \cdot 0,866} = 1,91 \text{ мм.}$$

Влияние двух параметров $K_p(t)$ и $T_p(s)$ на устойчивость системы ШК-ПР эффективно решается в случае, если эти параметры линейно входят в характеристическое уравнение

$$K_p \cdot M(p) + T_p \cdot Q(p) + R(p) = 0,$$

где $M(p) = A(p) + B(p)$; $Q(p) = p \cdot A(p) \cdot B(p)$; $R(p) = A(p) \cdot B(p)$.

Граница Д – разбиения в плоскости K_p и T_p определяется системой (5)

$$K_p \cdot M_1(\omega) + T_p \cdot Q_1(\omega) + R_1(\omega) = 0$$

$$K_p \cdot M_2(\omega) + T_p \cdot Q_2(\omega) + R_2(\omega) = 0 \quad (5)$$

Решая систему уравнений (5) относительно K_p T_p можно для каждого значения ω определить их значения и в плоскости « $K_p - T_p$ » построить границу Д – разбиения. Пример построения двухпараметрического Д - разбиения в задаче анализа устойчивости станка СФ68ВФ4 и поиска оптимальных режимов резания при растачивании $\{t_0 ; s_0\}$ представлен на рисунке 5.

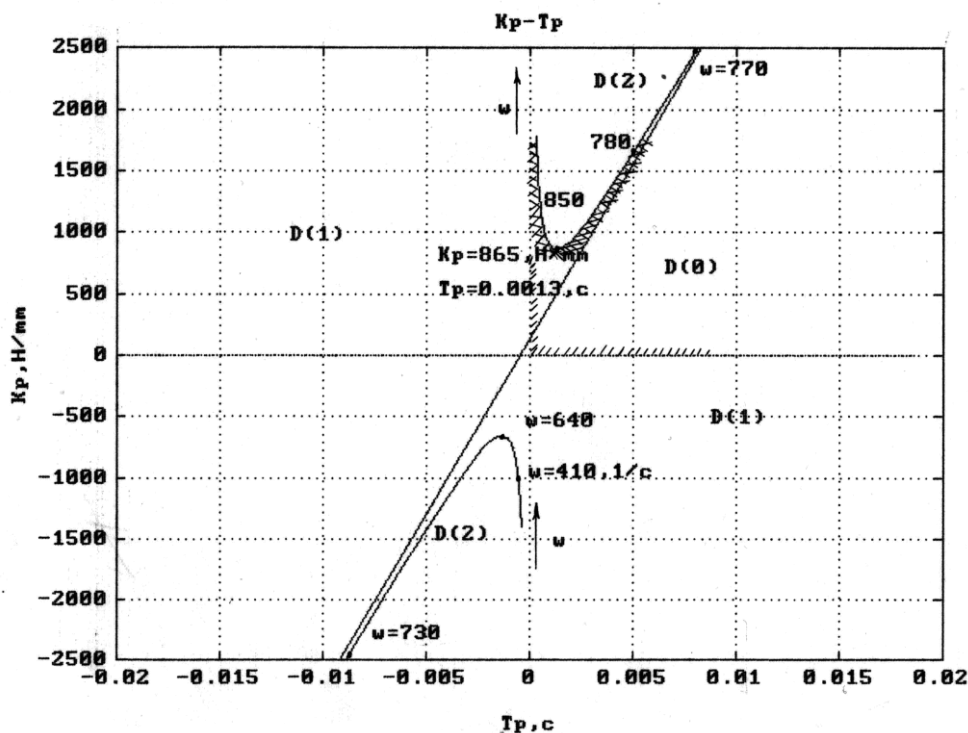


Рис. 5 – Двухпараметрическое Д – разбиение в плоскости « $K_p - T_p$ »

Так как граница Д – разбиения для положительных и отрицательных значений ω совпадает (величины $K_p - T_p$ четные функции ω), то они штрихуются дважды с одной и той же стороны. Область устойчивости образуется положительной частью особой прямой и кривой Д – распределения. Точка экстремума границы Д – разбиения: $K_p = 865$ Н/мм; $T_p = 0,0013$, с может ассоциироваться с парой оптимальных режимов резания $\{t_0 ; s_0\}$ по критерию устойчивости в соответствии с зависимостями динамики процесса резания:

$$t_0 = \frac{K_p^{np}}{1,4 \cdot \zeta \cdot \sigma_B \cdot \sin 60^\circ} = 0,43 \text{ мм}; \quad s_0 = \frac{T_p^{np} \cdot V}{4 \cdot 60 \cdot \zeta \cdot \sigma_B \cdot \sin 60^\circ} = 0,21 \text{ мм/об.}$$

Выводы

Разработаны модели и процедуры исследования динамики замкнутой упругой системы «ШК-ПР». В среде MatLab построены частотные характеристики и АФЧХ исследуемой системы. Предложен новый подход к поиску оптимальных режимов резания по критерию виброустойчивости, основанный на одно- и двухпараметрических Д - разбиениях.

Перечень источников литературы: 1. Проектирование металлорежущих станков и станочных систем. Справ очник-учебник в 3-х т. Т.2. Ч.1. Расчет и конструирование узлов и элементов станков/А.С. Проников и др.- М: Изд-во МГТУ, 1995.- 371с. 2. Высокопроизводительная обработка металлов резанием.- М.: Изд-во Полиграфия, 2003. – 301с. 3. Теория автоматического регулирования . Ч. 1. Под ред. А. В. Нетушила.- М.: Высшая школа, 1967. - 424 с.

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

ИССЛЕДОВАНИЕ ВИБРОСТОЙКОСТИ ШПИНДЕЛЬНОГО УЗЛА И ПОИСК ОПТИМАЛЬНЫХ РЕЖИМОВ РЕЗАНИЯ

Кроль О.С., Соколов В.И.

В статье рассматриваются вопросы разработки модели и алгоритма поиска оптимальных режимов резания по критерию виброустойчивости, используя в качестве инструментария метода Д-разбиений.

ДОСЛІДЖЕННЯ ВІБРОСТІЙКОСТІ ШПИНДЕЛЬНОГО ВУЗЛА І ПОШУК ОПТИМАЛЬНИХ РЕЖИМІВ РІЗАННЯ

Кроль О.С., Соколов В.І.

У статті розглядається питання розробки моделі та алгоритму пошуку оптимальних режимів різання за критерієм вібростійкості, використовуючи як інструментрія методу Д-розбиття

VIBRATION STUDY OF SPINDLE ASSEMBLY AND THE SEARCH FOR OPTIMUM CUTTING

Kroll O.S., Sokolov V.I.

This article discusses issues of model and algorithm for searching optimal cutting conditions by vibration resistance, using the tools of the method D-partitions.

Ключові слова: дослідження, вібростійкість, шпиндельний вузол, пошук, оптимізація, режимів різання

Ключевые слова: дослідження, вібростійкість, шпиндельний вузол, пошук, оптимізація, режимів різання

Key words: research, vibration, spindle assembly, search, optimization, cutting

Дата надходження статті: 4 листопада 2011

УДК 621.941

Якимчук Г.К., Пливак А.А.

Национальный технический университет Украины „КПИ”, г.Киев, Украина

ДИНАМИКА УЗЛА ПЛАНШАЙБА-ОСНОВАНИЕ ТЯЖЕЛЫХ КАРУСЕЛЬНЫХ СТАНКОВ ПРИ ВОЗДЕЙСТВИИ ИМПУЛЬСНЫМ МЕТОДОМ

Введение

При обработке на тяжелых токарно-карусельных, зуборезных и других станках часто встречаются детали и поверхности, имеющие пазы, выступы, шлицы и т.п. При этом режимы обработки имеют прерывистый характер. Аналогичные режимы возникают при обработке чугунных деталей с отбеленным слоем, там, где образуется стружка скалывания и надлома. При этом инструмент входит в металл со своеобразным ударом, воздействие которого следует оценить.

Экспериментальное определение динамических характеристик узлов тяжелых токарно-карусельных и зуборезных станков, особенно при разработке гаммы диаметров от 4000 до 8000мм. является трудоемкой операцией. Существует три вида переменного воздействия силы: синусоидально-вибрационные; ступенчатые (силовые); импульсные (ударные) [1], из которых применялись последние.

Основная часть

В исследовании на планшайбе $\varnothing 4000$ мм., как модели для всего ряда станков диаметром от 4000 до 8000мм. применялось только импульсное воздействие т.к. синусоидальное воздействие в тяжелых станках пока неприемлемо из-за отсутствия специальных вибраторов, а также их большой стоимости.

Импульсное воздействие осуществлялось путем нанесения нормированных ударов по планшайбе и основанию в направлении оси Z (в центре планшайбы и на краю).

Удар по планшайбе нормировался как полусинусоидальный импульс определенной длительности при помощи демпфирующих прокладок под падающий груз (типа боек копра). Импульсные удары формировались демпфирующими прокладками по методу, используемому при испытаниях спецтехники [2].

Удар – это передача кинетической энергии испытуемой системе, происходящая в относительно короткое время по сравнению с собственным периодом колебаний этой системы. В большинстве случаев форма импульса не является конечной целью, а скорее способом предварительной оценки эффекта, вызванного ударом в исследуемой системе [3], см. рис.1.

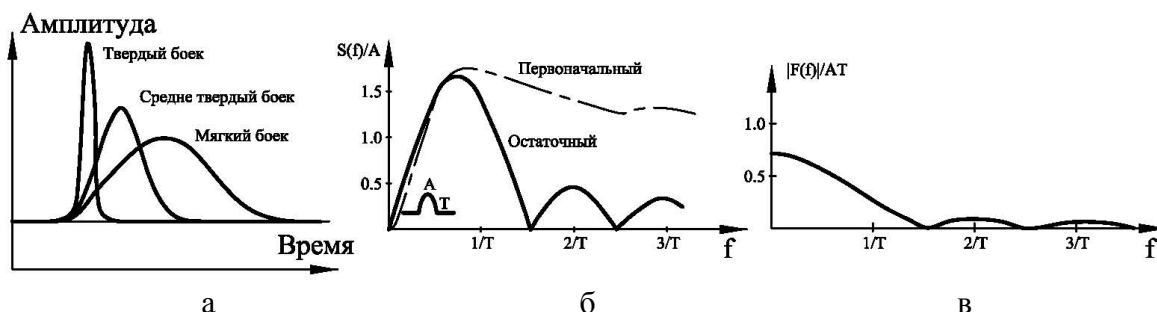


Рис.1 - Форма волны механических ударов, создаваемых молотком с различной жесткостью сменных бойков (а), ударные спектры полусинусоидального ударного импульса (б), преобразование (спектр) Фурье полусинусоидального ударного импульса (в).

В работе [3] преобразование Фурье ударной временной функции дается в виде:

$$F(f) = \int_{-\infty}^{\infty} F(t)e^{-j\omega t} dt \quad (1)$$

Ударная временная функция полусинусоидального импульса выражается зависимостью:

$$F(f) = \frac{2AT}{\pi} \left| \frac{\cos \pi f T}{1 - 4f^2 T^2} \right| \quad (2)$$

где A – амплитуда импульса; T – (время) длительность импульса (сек); f – частота, Гц.

Из этого выражения видно, что ударный импульс содержит энергию, распределенную по всем частотам от 0 до ∞ , и что спектры непрерывны, без дискретных частот соответствующих гармоник.

Максимальный отклик система даст при длительности ударного импульса T_0 , равной или большей половине периода частоты собственных колебаний f_0 :

$$\tau \geq \frac{1}{2} T_0 = \frac{1}{2f_0} \quad (3)$$

Демпфирующие прокладки обеспечивали это соотношение $f = \frac{1}{2\tau}$ при полусинусоидальной форме импульса, максимальная энергия которого сосредоточена в низкочастотной части спектра Фурье; эта энергия и вызывает низшую собственную частоту колебаний системы с распределенными параметрами.

Амплитуда и форма полусинусоидального импульса определялась толщиной и типом демпфера, высотой падения груза h и его массой. Однако, для большей достоверности измерений проводилась запись импульса на ПК, регистрирующий импульс и процесс отклика системы при помощи акселерометра (датчика), закрепленного на верхнем конце падающего груза типа копра.

Применялось два расчетных груза, создававших полусинусоидальные импульсы: груз массой 40кг (стержень жесткий) при перегрузке $n=10-12g$ создавая силу $P_{Z1}=400-500$ даН; груз массой 6кг (молоток специальный ручной) при перегрузке $n=10-12g$ создавая силу $P_{Z2}=60-72$ даН.

Для «растяжки» длительности импульса [2] применялись три вида прокладок: двухслойная ($\delta=20$ мм.) и однослойная мягкая мягкая резина (пористая) толщиной $\delta=10$ мм., а также брус древесины (сосна) размером 60х60х200мм. Для сравнения наносились «жесткие» удары специальным молотком без прокладок - металла по металлу. В дальнейших экспериментах от этих ударов отказались в связи с тем, что при таких ударах возбуждались высокочастотные формы колебаний с весьма малой амплитудой (частоты свыше 300Гц, амплитудой меньше 1мм.). Прототипом служил ударный молоток типа 8202, снабженный бойком из пластмассы и сменными бойками из пластмассы, стали и резины и с дополнительной массой фирмы «Брюль и Кьер».

Для проведения исследований была использована многоканальная измерительная аппаратура с применением вибропреобразователей Д-14 (ГОСТ5.1615-72) и Д-13 (ГОСТ5.1616-72), которые обладают широким частотным диапазоном (10-10000Гц), линейностью АЧХ не хуже $\pm 15\%$ и могут работать с любым усилителем с высокоомным входным сопротивлением.

Достаточный диапазон усиления позволяет производить измерение ускорений от $0,1\text{м}/\text{с}^2$ до $500\text{м}/\text{с}^2$ в зависимости от чувствительности акселерометров. Схема размещения и крепления аппаратуры показана на рис.2.

Испытания проводились при всплытии планшайбы на величину зазора в стыке $h \approx 100$ мм. и без всплытия, т.е. при неподвижной и вращающейся планшайбе соответственно.

При неподвижной планшайбе удар грузом массой $Q_1=40$ кг в центре планшайбы через дерево и резину $\delta=20$ мм. формировал импульс по длительности $\tau=12-18$ мс, $n=8-12g$. При этом возбуждались осесимметричные колебания на частоте 166Гц с амплитудой $A=1-6$ мм, и

несимметричные колебания на частотах 75-80Гц с амплитудами 12-17мкм. Над направляющей, колебания соответствуют форме верных с одним узловым диаметром.

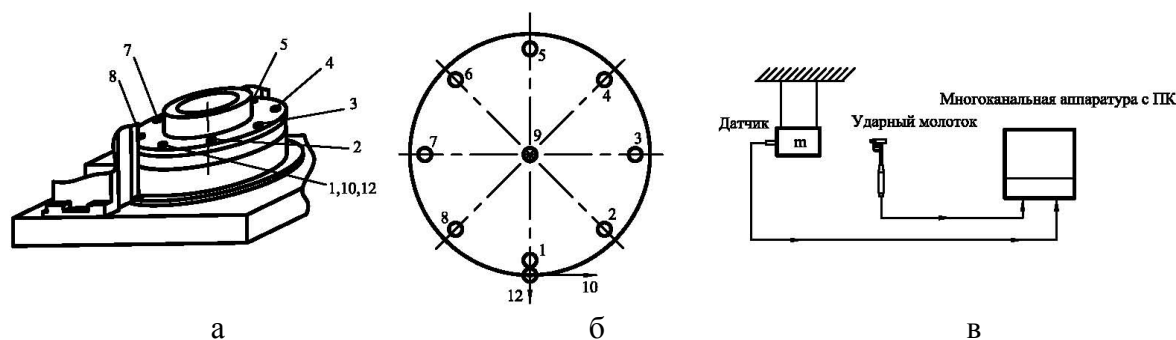


Рис.2 - Расположение датчиков на узле планшайба-основание карусельного станка (а, б), калибровка ударного молотка 8202 при помощи баллистического маятника «копра» (в).

При неподвижной планшайбе прекращение подачи масла под давлением в направляющие при нанесении ударов не изменяло форм и частот собственных колебаний. В этом случае не обнаружено заметной разницы.

При вращении планшайбы на малых оборотах от 1,0 до 10об/мин удары наносились в зоне направляющей через резиновый демпфер толщиной $\delta=20$ мм. ручным ударником массой бкг с высоты h примерно 400мм. При этом акселерометр, установленный на обратной стороне ударника, измерял параметры удара: длительность $\tau=16-18$ мс, перегрузкой $n=8-10g$. Результаты обработки приведены в таблице 1. При вращении со скоростью свыше 10об/мин появляется шумовой спектр вибраций с широким диапазоном $f=250-1000$ Гц. Интенсивность этих колебаний практического интереса не представляют. Пример осциллограммы приведен на рис.3, где каналы 1-10, 12 расположены на узле планшайба-основание (рис.2.б), а 11 – на ударном молотке (рис.2.в).

Таблица 1.

№ п/п	Параметры удара и место его приложения	Частоты колебаний / амплитуда при формах колебаний, Гц/мкм	
		Веерная I	Веерная II
1	Q=40кг.; n=10-12g; $\tau=10-12$ мс. в центре	75-80/2-7	125/10
2	Q=40кг.; n=10-12g; $\tau=16-20$ мс. направляющая	70-80/24-35	110-125/12-14
3	Q=6кг.; n=8-10g; $\tau=16-20$ мс. направляющая	75-80/10-12	125/10-12
4	Q=40кг.; n=10-12g; $\tau=10-20$ мс. основание	75-80/10-12	125/12-14

Оценивались и другие характеристики узла планшайба-основание и других узлов (здесь не приведены) – портал, суппорт, например, передача колебаний на узлы станка масляным слоем гидростатических направляющих на основание станка в направлении оси Z в месте выхода приводного вала коробки скоростей привода главного движения [4]. Удар имел такие же параметры как и при воздействии на планшайбу; наблюдались вибрации планшайбы на частотах 80Гц и 125Гц с амплитудой 10-12 и 4-10мкм соответственно. Передача происходит через направляющие – импульс неизменно передается масляным слоем, который является достаточно жестким, чтобы передать силу удара. В радиальном и тангенциальном направлениях колебания имеют малую интенсивность, хотя и возбуждаются на тех же частотах.

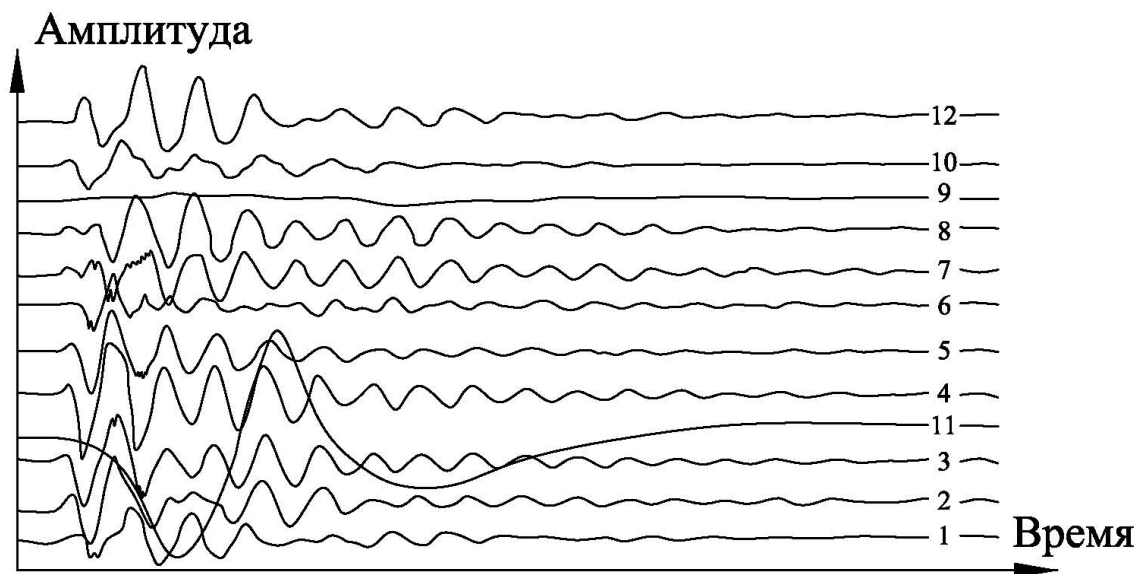


Рис.3 - Осциллограмма.

Колебания в радиальном и касательном направлениях наблюдаются на частоте 7-8Гц в момент пуска и реверса планшайбы. Амплитуда радиальных колебаний составляет около 10-12мкм, обусловлены жесткостью радиального подшипника качения. Колебания в касательном направлении (по оси Y), амплитуда их на этой частоте составляет 800-1000мкм, являются по форме – крутильными, обусловленными жесткостью привода главного движения. Они модулированы высокочастотными колебаниями, имеющими такой же спектр как и колебания в вертикальном направлении, но менее интенсивным ($A \leq 0,6-0,8$ мкм.).

Выводы

Исследованиями установлено, что моделированием процесса резания импульсным воздействием могут быть оценены динамические АЧХ всех узлов, в т.ч. планшайбы-основания карусельного станка с гидростатическими направляющими. Выявлены формы колебаний, собственные частоты, амплитуды и их затухание - демпфирование колебаний планшайбы как сложной системы с распределенными параметрами на упругой кольцевой опоре, хорошо согласующейся с результатами, полученными физическим моделированием узла планшайбы [5]. Выявленные частоты на собственных формах снизятся и могут быть перенесены на всю гамму карусельных станков и их узлы через масштабные коэффициенты.

Перечень источников литературы: 1. Кудинов В.А. Динамика станков. - М.: Машиностроение. 1967. 2. Карпушин В.Б. Вибрации и удары в радиоаппаратуре. М.: Советское радио, 1971, стр. 344. 3. Применение измерительных систем фирмы «Брюль и Къер» для измерения механических колебаний и ударов. Профессор Энс Трампе Брок. Дипломированный инженер Швейцарского высшего технического училища 1973г. 4. Бушуев В.В. Гидростатическая смазка в тяжелых станках. - М.: Машиностроение. 1979. – 88с. 5. Якимчук Г.К. Исследование колебаний столов и планшайб металлорежущих станков на моделях. // Сб. Металлорежущие станки. Киев. Техника. 1974.

Рецензент: Ковалев В.Д., д.т.н., проф. ДГМА

ДИНАМІКА ВУЗЛА ПЛАНШАЙБА-СТАНИНА ВАЖКИХ КАРУСЕЛЬНИХ ВЕРСТАТІВ ПРИ ВПЛИВІ ІМПУЛЬСНИМ МЕТОДОМ.

Якимчук Г.К., Пливак О.А.

Експериментальне визначення динамічних характеристик вузлів важких токарно-карусельних та зуборізних верстатів, особливо при розробці гама діаметрів від 4000 до 8000мм. є складною операцією. Існує три види перемінного впливу системи: синусоподібний; ступінчатий; імпульсний.

ДИНАМИКА УЗЛА ПЛАНШАЙБА-ОСНОВАНИЕ ТЯЖЕЛЫХ КАРУСЕЛЬНЫХ СТАНКОВ ПРИ ВОЗДЕЙСТВИИ ИМПУЛЬСНЫМ МЕТОДОМ.

Якимчук Г.К., Пливак А.А.

Экспериментальное определение динамических характеристик узлов тяжелых токарно-карусельных и зуборезных станков, особенно при разработке гаммы диаметров от 4000 до 8000мм. является трудоемкой операцией. Существует три вида переменного воздействия силы: синусоидально-вибрационные; ступенчатые (силовые); импульсные (ударные).

THE DYNAMICS OF HOST FACEPLATE - THE BASE OF HEAVY LATHE WHEN EXPOSED TO A PULSE METHOD.

G.Iakymchuk, A.Plivak

Experimental determination of dynamic characteristics of the sites of heavy lathe -boring and gear cutting machines, especially in the formulation range in diameter from 4000 to 8000 mm. Is time-consuming operation. There are three types of variable affecting of force: sinusoidal vibration, step (power), pulse (drums).

Ключевые слова: динамика, планшайба, станина, тяжелый карусельный станок, импульсный метод

Ключові слова: динаміка, планшайба, станина, важкий карусельний верстат, імпульсний метод

Key words: dynamics, faceplate, the base, heavy lathe, pulse method

Дата надходження статті: 18 листопада 2011

УДК 621.733

Корчак Е.С., Скрипник А.С.
ДГМА, г. Краматорск, Украина
helen_korchak@ukr.net

СОЗДАНИЕ СИСТЕМ УПРАВЛЕНИЯ ИНСТРУМЕНТАЛЬНЫМИ МАНИПУЛЯТОРАМИ С УСКОРЕННОЙ ПОДАЧЕЙ ИНСТРУМЕНТА В РАБОЧУЮ ЗОНУ ПРЕССА

Инструментальные манипуляторы (ИМ) относятся к вспомогательному оборудованию кузнечно-прессовых цехов машиностроительных предприятий и используются для подачи инструмента в рабочую зону пресса [1]. С помощью ИМ осуществляют: захват, наложение и удержание накладных инструментов во время выполнения технологического процесса; клеймение заготовок; прикладывание мерных линеек и шаблонов; манипулирование резаком при горячей газовой резке. Конструкция ИМ во многом зависит от компоновки основного оборудования (например, от наличия поперечного инструментального стола, средств автоматизации и механизации) и планировки технологического участка [2,3].

Как показывает опыт промышленной эксплуатации, несмотря на широкое разнообразие конструкций ИМ их основным недостатком является наличие ударных явлений и отсутствие плавности работы вследствие несовершенства гидравлических систем управления.

Целью работы является разработка систем управления инструментальными манипуляторами, обеспечивающими ускоренную подачу инструмента в рабочую зону пресса без гидроударных и колебательных явлений. Это даст возможность значительно повысить надежность и эффективность работы как самого ИМ, так и связанного с ним основного оборудования.

В кузнечно-прессовых цехах машиностроительных предприятий ИМ размещают на фундаменте рядом с основным оборудованием с возможностью их перемещения (приближения или удаления) в ходе выполнения технологического процесса. Это перемещение осуществляется с помощью гидроцилиндра перемещения стола [4]. На столе установлены гидроцилиндр подъема инструмента и обойма с инструментальными штангами. Управление указанными гидравлическими цилиндрами осуществляется от гидравлической системы управления основным оборудованием посредством двухклапанных распределителей, рабочая жидкость (водная эмульсия под рабочим давлением 32 МПа) к которым подводится от насосно-аккумуляторной станции (НАС).

Однако при закрытии впускных клапанов цилиндров перемещения стола и подъема инструмента подвижные части не останавливаются, а продолжают свое движение по инерции до полной остановки, т.е. имеет место их выбег после закрытия регулирующего клапана. Во время этого выбега давление в подводящих трубопроводах цилиндров резко падает, в результате чего возникает гидроудар. Однако стоит заметить, что после монтажа нового или капитального ремонта существующего ИМ таких проблем не наблюдалось. Это было связано, прежде всего, с тем, что значительным было трение в новых уплотнениях указанных цилиндров. После того, как уплотнения прирабатывались и изнашивались начинались колебательные явления в системе управления ИМ. В случае управления работой цилиндров двухклапанным распределителем с распределительными валами точность остановки подвижных частей достаточно низкая, а работа всех клапанов является взаимозависимой.

На рисунке 1 представлена схема новой системы управления ИМ 1, которая выполнена в виде двух двухклапанных распределителей 4 и 5, обеспечивающих заданные режимы работы цилиндров перемещения стола 2 и подъема инструмента 3. Каждый напорный и сливной клапаны распределителей 4 и 5 установлены в отдельных корпусах и снабжены средствами управления и контроля. В качестве средств управления клапанами используются индивидуальные следящие сервоприводы, работающие на масле (рабочее давление 20 МПа), а в качестве средств контроля – бесконтактные датчики линейных перемещений, показывающие текущую высоту подъема соответствующих клапанов.

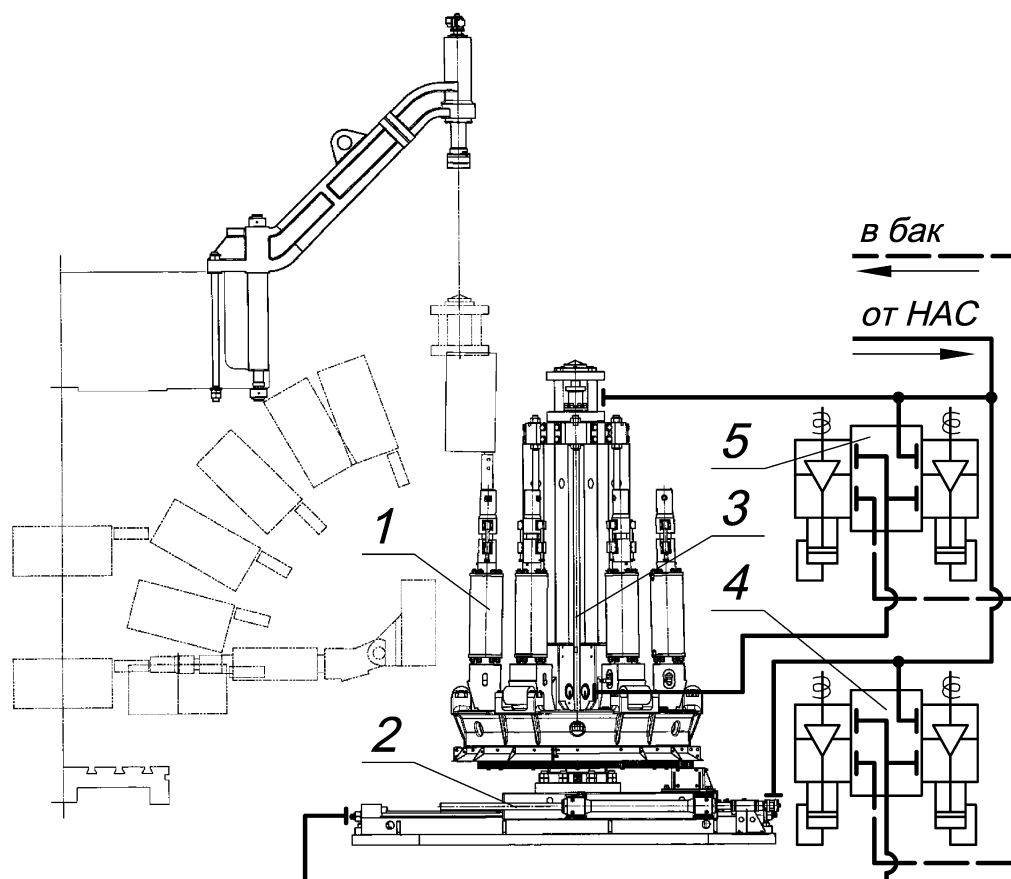


Рис. 1 – Инструментальный манипулятор с гидравлической системой управления

Средства управления и контроля клапанов программно соединены между собой, а также с соответствующими устройствами системы управления основным оборудованием.

Усовершенствованная система управления ИМ обеспечивает отсутствие взаимозависимости работы клапанов, повышение ремонтпригодности клапанных распределителей (при износе одного клапана замене подлежит только непосредственно его корпус, а не весь массивный распределитель) и качества управления ИМ. При этом основные параметры регулирующих клапанов распределителей 4 и 5 (рис. 1) определяются следующим образом (рассмотрим методику применительно к цилиндру перемещения стола).

Сначала определяют приведенный к плунжеру цилиндра стола коэффициент гидравлического сопротивления магистрали «НАС – гидроцилиндр» без учета дроссельного регулирующего клапана по формуле

$$\xi'_m = F_{nl}^2 \cdot \left(\lambda \frac{l_{cm}}{d_{mp}} \cdot \frac{1}{f_{mp}^2} + \sum \zeta_i \frac{1}{f_{mp}^2} \right),$$

где l_{cm} – длина напорной магистрали стола, м;

$\sum \zeta_i$ – суммарный коэффициент местных сопротивлений напорной магистрали стола;

f_{mp} , d_{mp} – площадь и внутренний диаметр подводящего трубопровода, м², м;

F_{nl} – активная площадь гидроцилиндра стола, м²;

λ – коэффициент потерь на трение на прямых участках трубопроводов.

Затем определяют перепад давлений в магистрали «НАС – гидроцилиндр» при движении стола с наибольшей скоростью

$$\Delta p_m = p_a - p_{\text{ц}},$$

где p_a , $p_{\text{ц}}$ – давление жидкости в НАС и цилиндре стола, МПа.

Определяют полный приведенный коэффициент гидравлического сопротивления магистрали «НАС – гидроцилиндр», необходимый для обеспечения максимальной скорости движения стола

$$\xi_M = \frac{\Delta p_M}{0.5 \cdot \rho \cdot V_{cm}^2},$$

где V_{cm} – максимальная скорость движения стола, м/с;

ρ – плотность рабочей жидкости, кг/м³.

Определяют необходимый приведенный к плунжеру гидравлического цилиндра стола коэффициент сопротивления полностью открытого регулирующего клапана

$$\xi_{кл} = \xi_M - \xi_M'.$$

Приведем коэффициент сопротивления регулирующего клапана к диаметру подводящей трубы по формуле

$$\zeta_{кл} = \xi_{кл} \frac{f_{mp}^2}{F_{nl}^2}.$$

Величина критического проходного сечения полностью открытого клапана составляет

$$f_{kp} = \frac{f_{mp}}{\sqrt{\zeta_{кл} + 1}}.$$

В соответствии с определенными параметрами проектируют клапана распределителя управления гидроцилиндром перемещения стола с выбором необходимой проточной части.

Кинематические и динамические параметры хода стола определяют в соответствии с расчетной схемой, представленной на рисунке 2.

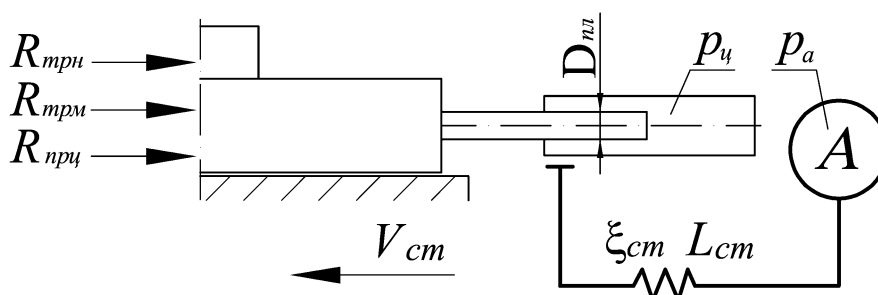


Рис. 2 – Расчетная схема для определения кинематических и динамических параметров хода стола перемещения инструментального манипулятора

Наибольшая установившаяся скорость стола составляет

$$V_{cm} = \sqrt{\frac{c_{cm}}{b_{cm}}},$$

где c_{cm} – активная движущая сила стола, Н;

b_{cm} – приведенный коэффициент гидравлического сопротивления магистрали «НАС – гидроцилиндр» стола, кг/м.

Согласно приведенной расчетной схеме (рис. 2) коэффициенты c_{cm} и b_{cm} составляют

$$c_{cm} = F_{nl} \cdot p_a - R_{тпрм} - R_{тпрн} - R_{тпрц}; \quad b_{cm} = 0.5 \cdot \rho \cdot \xi_M \cdot F_{nl},$$

где $R_{тпрн}$, $R_{тпрм}$, $R_{тпрц}$ – сила трения в направляющих стола, в манжетах узла уплотнения плунжера цилиндра и сопротивление со стороны штоковой полости цилиндра, кН.

Время разгона стола до наибольшей установившейся скорости вычисляют по формуле

$$t_p = 1.83 \frac{a_{cm}}{\sqrt{c_{cm} \cdot b_{cm}}},$$

где a_{cm} – приведенная масса движущихся частей металла и жидкости в системе управления столом, кг.

$$a_{cm} = M_{cm} + \rho \cdot L_M \cdot F_{nl},$$

где L_M – приведенная к плунжеру стола длина магистрали «НАС – гидроцилиндр» ($L_M = F_{nl} \cdot l_{cm} / f_{mp}$), м.

Время разгона стола t_p не должно превышать 0.05...0.15 с.

Анализ динамики движения стола осуществляется на базе уравнения Рикатти с использованием коэффициентов a_{cm} , b_{cm} и c_{cm} . Это дает возможность получить алгебраические выражения, описывающие изменение пути S_{cm} , скорости V_{cm} и ускорения J_{cm} движения стола в функции времени t после открытия впускного клапана распределителя 4 (рис. 1)

$$S_{cm} = \frac{a_{cm}}{b_{cm}} \cdot \ln \left(\operatorname{ch} \left(\frac{\sqrt{c_{cm} \cdot b_{cm}} \cdot t}{a_{cm}} \right) \right); \quad V_{cm} = \sqrt{\frac{c_{cm}}{b_{cm}}} \cdot \operatorname{th} \left(\frac{\sqrt{c_{cm} \cdot b_{cm}} \cdot t}{a_{cm}} \right);$$

$$J_{cm} = \frac{c_{cm}}{a_{cm}} \cdot \left[1 - \operatorname{th}^2 \left(\frac{\sqrt{c_{cm} \cdot b_{cm}} \cdot t}{a_{cm}} \right) \right].$$

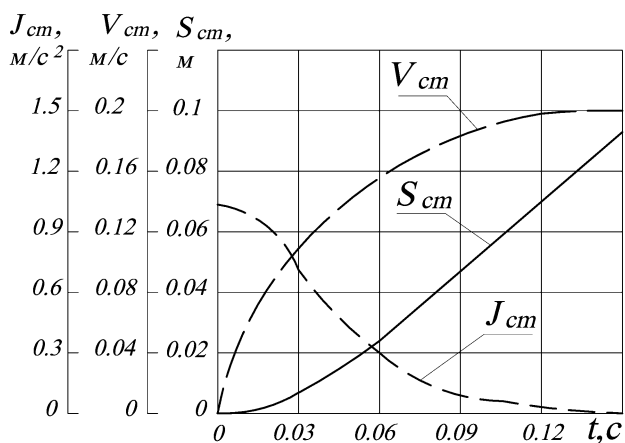


Рис. 3 – Кривые изменения пути, скорости и ускорения перемещения стола ИМ

На рисунке 3 представлены кривые изменения пути, скорости и ускорения перемещения стола ИМ, работающего в комплексе с ковочным гидравлическим прессом усилием 100 МН. Из графиков видно, что разгон стола осуществляется на ходе 100 мм за 0.13 с до максимальной скорости 200 мм/с. При этом не возникает гидравлического удара, о чем свидетельствует максимальное значение ускорения 1.0 м/с². При этом необходимо так проектировать гидравлическую систему управления ИМ, чтобы НАС находилась как можно ближе к ИМ, а магистраль «НАС – гидроцилиндр» следует максимально разгрузить от излишней арматуры и других местных сопротивлений. Это резко

снизит приведенные массы жидкости и, соответственно, динамическую составляющую работы ИМ. В результате повышается надежность, долговечность и качество управления ИМ.

Выводы

Приведенная методика позволяет на этапе проектирования системы управления ИМ подобрать оптимальные величины ее основных параметров и режимов работы. Предложенные технические решения направлены на повышение надежности, долговечности и эффективности эксплуатации ИМ, а также на обеспечение ускоренной подачи инструмента в рабочую зону прессы.

Перечень источников литературы: 1. Челищев Б.А., Павлова Е.А. Ковочные манипуляторы. Кинематика, конструктивные особенности и технические характеристики. М.: НИИмаш. – 1980. – 54 с. 2. Петров Б.А. Манипуляторы. Л.: Машиностроение. Ленинградское отделение. – 1984. – 238 с. 3. Андреенко С.Н., Ворошилов М.С., Петров Б.А. Проектирование приводов манипуляторов. Л.: Машиностроение. Ленинградское отделение. – 1975. – 312 с. 4. Патент 43879 України, МПК В21 J13/00. Инструментальний маніпулятор/ О.І. Волошин, В.О. Держинський, К.Е. Залевський, Д.В. Маринов, С.О. Удовенко. – Заява №u200901533. Заявл. 23.02.2009. Опубл. 10.09.2009, Бюл.№17.

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

СТВОРЕННЯ СИСТЕМ КЕРУВАННЯ ІНСТРУМЕНТАЛЬНИМИ МАНІПУЛЯТОРАМИ З ПРИСКОРЕНОЮ ПОДАЧЕЮ ІНСТРУМЕНТА ДО РОБОЧОЇ ЗОНИ ПРЕСА

Корчак О.С., Скрипник А.С.

Проаналізовано особливості експлуатації та умови роботи інструментальних маніпуляторів ковальських виробництв. Виявлено основні недоліки їх конструкцій та режимів роботи. Розроблено методику, що дозволяє на етапі проектування системи керування інструментальним маніпулятором підібрати оптимальні величини її основних параметрів та режимів роботи. Запропоновано технічні рішення, спрямовані на забезпечення прискореної подачі інструмента до робочої зони преса, а також підвищення надійності, довговічності та ефективності експлуатації інструментальних маніпуляторів.

СОЗДАНИЕ СИСТЕМ УПРАВЛЕНИЯ ИНСТРУМЕНТАЛЬНЫМИ МАНИПУЛЯТОРАМИ С УСКОРЕННОЙ ПОДАЧЕЙ ИНСТРУМЕНТА В РАБОЧУЮ ЗОНУ ПРЕССА

Корчак Е.С., Скрипник А.С.

Проанализированы особенности эксплуатации и условия работы инструментальных манипуляторов кузнечных производств. Выявлены основные недостатки их конструкций и режимов работы. Разработана методика, позволяющая на этапе проектирования системы управления инструментальным манипулятором подобрать оптимальные величины ее основных параметров и режимов работы. Предложены технические решения, направленные на обеспечение ускоренной подачи инструмента в рабочую зону пресса, а также повышение надежности, долговечности и эффективности эксплуатации инструментальных манипуляторов.

DESIGNING CONTROL SYSTEMS OF INSTRUMENTAL MANIPULATORS WITH ACCELERATED INSTRUMENT SUPPLY INTO PRESS WORK AREA

Korchak E.S., Skripnik A.S.

Maintenance peculiarities and work conditions of instrumental manipulators of forging productions are analyzed. The main disadvantages of its constructions and operating conditions are revealed. The methodic providing during projecting of instrumental manipulator control system to choose optimum values of its main parameters and working rates is developed. Technical decisions directed on providing accelerated instrument supply into press work area as well as increasing reliability, durability and effectiveness of instrumental manipulators maintenance are proposed.

Ключові слова: Інструментальний маніпулятор, клапан, гідравлічний циліндр, система керування, прес

Ключевые слова: Инструментальный манипулятор, клапан, гидравлический цилиндр, система управления, пресс

Key words: Instrumental manipulator, valve, hydraulic cylinder, control system, press

Дата надходження статті: 18 листопада 2011

УДК 621.9

Дячун А.Є., Ляшук О.Л., Пік А.І., Скиба О.П.
ТНТУ імені Івана Пулюя, Тернопіль, Україна
kaf_tm@tu.edu.te.ua

ДОСЛІДЖЕННЯ ЖОРСТКОСТІ СИСТЕМИ ЗАТИСКНИЙ ГВИНТОВИЙ ПРИСТРІЙ-ДЕТАЛЬ

Постановка питання

Для затиску тонкостінних та інших деталей по внутрішньому і зовнішньому діаметрі заготовок використовують різного типу оправки, патрони та пристрої. Серед них слід виділити гвинтові затискні пристрої з пружними елементами. Проте їх розробці і дослідженню приділено мало уваги, що потребує подальших теоретичних і експериментальних досліджень.

Мета роботи

Тому метою роботи є розроблення конструкцій затискного патрона промислового робота для подачі заготовок в зону різання, дослідження його жорсткості.

Робота виконується згідно Постанови Кабінету Міністрів України “Високоєфективні технології в машинобудуванні, енергетиці та агропромисловому комплексі на 2010-2015 рр.”

Аналіз останніх досліджень і публікацій

Питаннями затиску заготовок, як по зовнішньому так і по внутрішньому діаметрах присвячені праці Корсакова В.С. [1], Горошкіна А.К. [2], Кузнецова Ю.М. [3], Гевка Б.М. [4], та інших. Ряд питань, як теоретичного так і практичного значення потребують свого вирішення.

Реалізація роботи

Для затиску заготовок по внутрішньому діаметру розроблена конструкція захоплюючого патрона промислового робота [5], зображена на рис. 1. Гвинтовий захоплюючий патрон промислового робота виконано у вигляді вертикального пустотілого корпуса 1, в середині якого жорстко встановлено привід 2 з пультом керування 3. Привід жорстко приєднаний до рухомого елемента 4, який здійснює осьове і кругове повертання і який безпосередньо шарнірно з'єднаний з кронштейном 5 з можливістю осьового переміщення, на кінці якого встановлено вертикально пневмоциліндр 6, який системою каналів з'єднаний з пристроями подачі стиснутого повітря і резервуаром (на кресленні не показано).

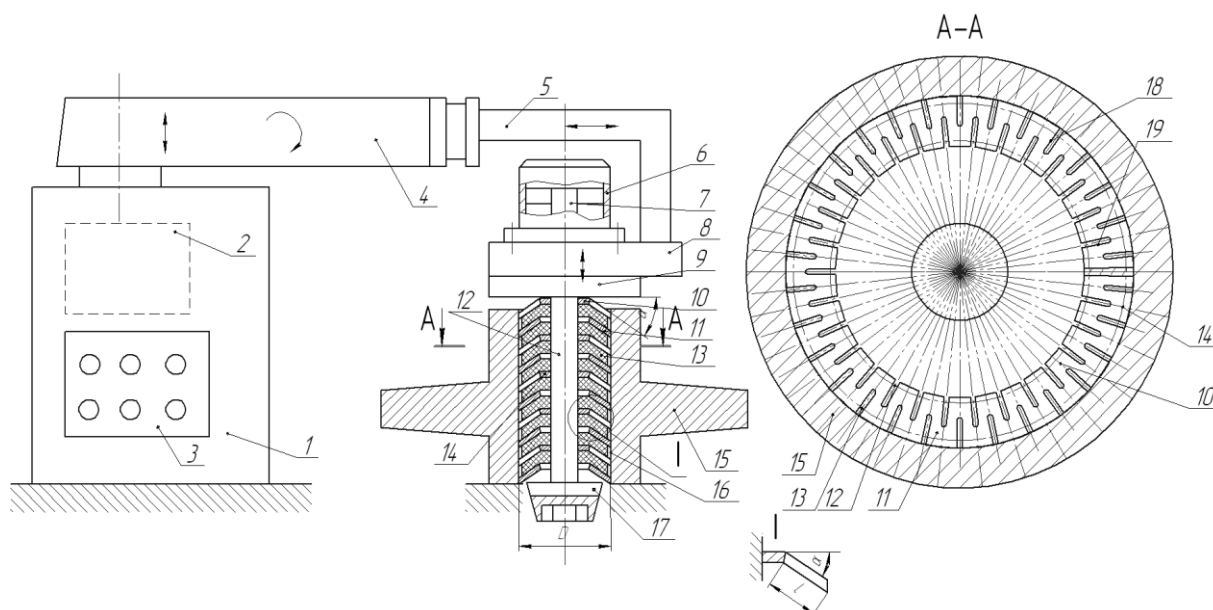


Рис. 1 - Гвинтовий захоплюючий патрон промислового робота

В середині пневмоциліндра 6 встановлена тяга 7, яка жорстко з'єднана з штоком 12 циліндричної форми, по зовнішній поверхні якого встановлено пружний гвинтовий затискний елемент 14, який нижнім кінцем жорстко закріплений до штока, а верхній його кінець є вільним і є у взаємодії з поворотним диском 9, який жорстко закріплений до корпусу 8 пневмоциліндра 6, нижня площина якого є перпендикулярною до осі штока 8 циліндричної форми. Причому гвинтовий пружний затискний елемент 14, які при стискуванні збільшуються по зовнішньому діаметру.

Гвинтовий пружний затискний елемент виконаний у вигляді гвинта з горизонтальною ребровою частиною 10, яка по зовнішньому діаметру сформована у нахилену спіраль 11 з кутом нахилу α до ребрової горизонтальної частини. Рівномірно по колу зовнішнього діаметру D нахиленої спіралі виконані наскрізні пази 18, довжиною рівною ширині нахиленої частини, і шириною більшою товщини заготовки спіралі.

Крім того аналогічні наскрізні пази 19 виконані на внутрішній гвинтовій горизонтальній ребровій частині гвинтового пружного затискного елемента 14, які розміщені теж рівномірно по колу між зовнішніми наскрізними пазами 18. Довжина пазів 19 рівна ширині гвинтової ребрової частини, а їх ширина більша товщини заготовки.

Причому торцеві площини кінців гвинтового пружного затискного елемента паралельні між собою і перпендикулярні до її осі, а між витками гвинтового пружного затискного елемента 14 встановлено еластичний гвинтовий елемент 13, який є у взаємодії з зовнішнім діаметром гвинтового пружного затискного елемента 14, який є меншим від останнього на величину його деформування.

До штока 12 знизу жорстко закріплено конічний базуючий елемент 17, який періодично є у взаємодії з гвинтовим пружним затискним елементом 14 знизу і при його деформуванні є у взаємодії з отвором 16 заготовки 15, яку він закріплює.

Величина збільшення діаметра гвинтового пружного затискного елемента 14 при його деформуванні у вертикальне положення за допомогою сили Q через конічний базуючий елемент 17 визначається з залежності: $\Delta = l \sin^2 \alpha$, де l – ширина нахиленої частини спіралі, α - кут нахилу нахиленої частини спіралі.

Для збільшення площі контакту гвинтового пружного затискного елемента 14 з заготовкою 15, яку необхідно затиснути доцільно використовувати гофровану нахилену спіраль.

Робота гвинтового захоплюючого патрона промислового робота здійснюється наступним чином. З пульта керування 3 робота рухома рука 4 з кістю 5 виставляється в положення захоплення заготовок 15. Гвинтовий пружний затискний елемент 14 є у вільному розтягнутому стані і він підводиться до заготовки напроти отвору 16. Після циклу підготовчих операцій з пульта керування поступає команда і гвинтовий пружний затискний елемент з кістю руки опускається в отвір, за допомогою штока 12 гвинтовий пружний затискний елемент 14 стискується і збільшується по зовнішньому діаметру, яким він і захоплює і затискує заготовку 15. Після цього за допомогою кісті 5 руки 4 піднімає і переміщує деталь на необхідну позицію, де відбуваються відповідні операції, а після них переміщує в тару (на кресленні не показано). При цьому з пульта керування 3 поступає команда на пневмоциліндр 6 і пружний гвинтовий елемент 14 розтягується, зменшується в діаметрі і піднімається вгору і за допомогою руки і кісті переміщується у вихідне положення продовжити роботу.

До переваг гвинтового захоплюючого патрона промислового робота відноситься підвищення його навантажувальної здатності і підвищення експлуатаційної надійності і довговічності.

Для забезпечення надійного затиску заготовок затискними пристроями необхідно провести конструкторські розрахунки. Для визначення фрикційного надійного з'єднання робочої поверхні гвинтового елемента і поверхні заготовки необхідно забезпечити цю умову

через визначення товщини гвинтового елемента і кількості витків, які є у взаємодії з заготовкою.

Кількість витків гвинтового елемента, які є у взаємодії з поверхнею заготовки, вибирають в залежності від довжини останньої і величини сили затиску в межах 3..12.

Згідно [3] для визначення жорсткості затискного пристрою при консольному закріпленні заготовки і дії сил різання можна привести до єдиної моделі – балки із закріпленням у вигляді пружно-фрикційного шарніру, що характеризується трьома складовими жорсткості (радіальної C_p , поворотної C_n і осьової C_o) та моментом тертя в шарнір M_m .

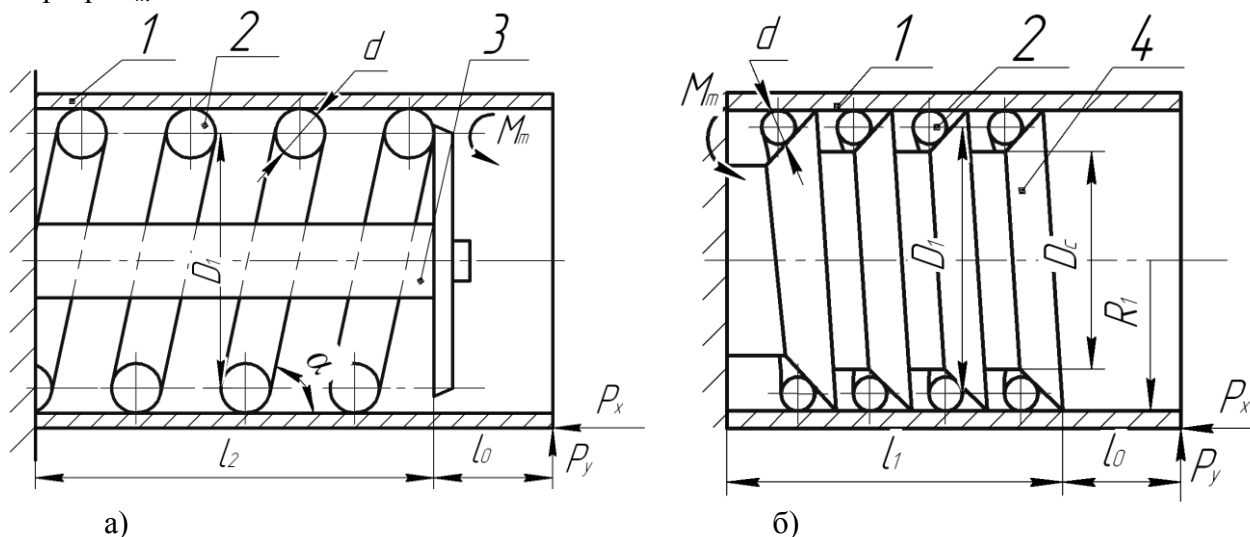


Рис. 2 - Розрахункові схеми затискних пристроїв:

а) без кінчної опори; б) з кінчною опорою

1 – заготовка; 2 – гвинтовий затискний елемент; 3 – тяга; 4 – кінчна опора

Тому сумарний прогин заготовки в поперечному перерізі можна представити за формулою:

$$y_{\Sigma} = y_p + y_k + y_n, \quad (1)$$

де y_p – прогин від деформації елементів патрона, мм;

y_k – прогин від повороту елементів патрона, мм;

y_n – власне прогин патрона, як консольно закріпленої балки, мм.

Складова y_p залежить від конструкції затискного пристрою. На розрахунковій схемі рис. 2 показано два варіанти використання затискних пристроїв: а) – без кінчної опори і б) – з кінчною опорою.

Для випадку на рис. 2 а прогин від деформації елементів патрона можна визначити за формулою:

$$y_{p1} = \left\{ \frac{1}{P_x} \left[\frac{2}{x} \operatorname{tg} \left(\frac{x \cdot l_2}{2} \right) - l_2 \right] + \frac{l_2}{C_1} \right\} \cdot P_y; \quad (2)$$

$$\text{де } x = \sqrt{\frac{P_x}{EI \left(1 - \frac{P_x}{C_1} \right)}}; \quad C_1 = \frac{8 \cdot EI \cdot \operatorname{tg} \alpha}{D_1^2}; \quad \lambda = \frac{2 + \mu \cdot \cos^2 \alpha}{2 \cdot \sin^2 \alpha},$$

де P_x – осьова сила різання, Н;

P_y – радіальна сила різання, Н;

l_2 - довжина гвинтового затискного елемента, мм;

E – модуль пружності I роду матеріалу гвинтового затискного елемента (ГЗЕ), Мпа;

I – момент інерції поперечного сечення матеріалу ГЗЕ, мм⁴;

α – кут нахилу витків, град;

D_1 – середній діаметр ГЗЕ, мм;

μ – коефіцієнт Пуассона матеріалу ГЗЕ.

Якщо під час затиску деталь торцем дотикається до корпусу патрона, то формула (2) приймає наступний вигляд:

$$y_{p1} = \frac{l_2 \cdot D_1^2}{8EI \cdot \operatorname{tg} \alpha} \cdot P_y; \quad I = \frac{\pi d^4}{64} \quad (3)$$

Якщо розглянути розрахункову схему, зображену на рис. 2 б), то величину деформації затискного пристрою можна представити за формулою:

$$y_{p2} = \frac{P_y}{k_p} + \frac{P_y \cdot l_1^3}{3E_2 I_2}, \quad (4)$$

де k_p – контактна жорсткість між ГЗЕ і конусним елементом затискного пристрою, Па/мм;

l_1 – довжина конічної опори, мм;

E_2 – модуль пружності I роду матеріалу конусної опори, Мпа;

I_2 – момент інерції поперечного січення конусної опори, мм⁴;

Значення контактної жорсткості вибирають емпірично або по літературі, наприклад при $R_a=0,04..1,25$ мкм, $k_p=0,75..2$ Па/мкм.

Прогин від повороту елементів патрона визначають із залежності:

$$y_k = \frac{P_z \cdot R - M_m}{C_k}, \quad (5)$$

де P_z – складова сили різання, Н;

M_m – момент тертя між ГЗЕ і заготовкою, Н·мм;

C_k – поворотна жорсткість ГЗЕ, Н·мм/рад;

R – радіус обробки заготовки, мм.

Момент тертя визначаємо із виразу:

$$M_m = P_r \cdot R_1 \cdot f \cdot K_1, \quad (6)$$

де P_r – радіальна сила затиску заготовки, Н;

f – коефіцієнт тертя між заготовкою і ГЗЕ;

K_1 – коефіцієнт, що визначає напрям обертання заготовки і визначається експериментально.

Якщо напрям навивання витків ГЗЕ під час затиску заготовок по внутрішньому діаметру співпадає із напрямком обертання заготовки, то $K_1 < 1$.

Якщо напрям навивання витків ГЗЕ під час затиску заготовок по внутрішньому діаметру протилежний напрямку обертання заготовки, то $K_1 > 1$.

Поворотну жорсткість ГЗЕ можна визначити за формулою:

$$C_k = \frac{\cos \alpha}{\pi \cdot D_1 \cdot i \left(\frac{\sin^2 \alpha}{E \cdot \frac{\pi d^4}{64}} + \frac{\cos^2 \alpha}{G \cdot \frac{\pi d^4}{32}} \right)} \quad (7)$$

Власне прогин деталі, як консольно закріпленої балки, визначають за формулою:

$$y_n = \frac{P_y \cdot l_0^3}{3E_3 \cdot I_3}, \quad (8)$$

де l_0 – довжина частини деталі, що виступає за межі затискного пристрою;

E_3 – модуль пружності I роду матеріалу заготовки, Мпа;

I_3 – осьовий момент інерції поперечного січення заготовки, мм⁴.

На рис 3 представлені графічні залежності сумарної величини прогину затискного пристрою від діаметра закріпленої деталі.

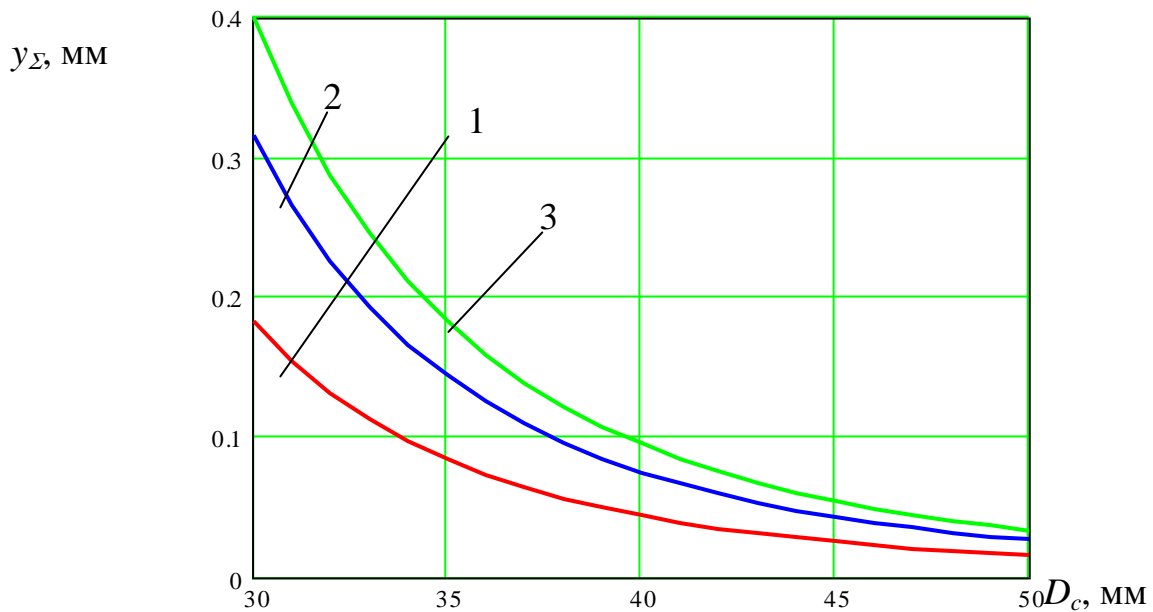


Рис. 3 - Графік залежності сумарної величини прогину затискного пристрою з кінцевою опорою від діаметра закріпленої деталі при навантаженні $P_y=1500$ Н: 1 – $l_1=100$ мм; 2 – $l_1=120$ мм; 3 – $l_1=130$ мм

Висновки

Розроблена конструкція гвинтового захоплюючого патрона промислового робота для подачі заготовок в зону різання.

Виведені аналітичні залежності для визначення жорсткості системи гвинтовий затискний пристрій – заготовка.

Перелік джерел літератури: 1. Корсаков В.С. Основы конструирования приспособлений в машиностроении. М.: Машиностроение, 1987. – 258 с. 2. Горошкин А.К. Приспособления для металлорежущих станков. 3. Кузнэцов Ю.М., Волошин В.Н., и другие. Зажимные механизмы для высокоскоростной и прецизионной обработки резанием. – К.: ООО “ЗМОК” 2010. -466 с. 4. Гевко Б.М. та інші. Технологія сільськогосподарського машинобудування. – К. : Кондор, 2006, 490 с. 5. Патент №50936 Україна. Гвинтовий захоплюючий патрон промислового робота. Бюл №2 2010.

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

INVESTIGATING THE HARDNESS OF A SYSTEM CLAMPING SCREW DEVICE-DETAIL

Dyachun A.Y., Lyashuk O.L., Pik A.I., Skyba O.P.

The construction of a clamping device of industrial robot for feeding the workpieces into a cutting zone is presented. The analytical dependences for determining the hardness of a system clamping screw device-detail are developed.

ДОСЛІДЖЕННЯ ЖОРСТКОСТІ СИСТЕМИ ЗАТИСКНИЙ ГВИНТОВИЙ ПРИСТРІЙ-ДЕТАЛЬ

Дячун А.Є., Ляшук О.Л., Пік А.І., Скиба О.П.

Приведена конструкція затискного патрона промислового робота для подачі заготовок в зону різання у важкому машинобудуванні. Виведені аналітичні залежності для визначення жорсткості системи гвинтовий затискний пристрій – деталь.

ИССЛЕДОВАНИЕ ЖЕСТКОСТИ СИСТЕМЫ ЗАЖИМНОГО ВИНТОВОГО УСТРОЙСТВА -ДЕТАЛЬ

Дячун А.Е., Ляшук О.Л., Пик А.И., Скиба О.П.

Приведенная конструкция зажимного патрона промышленного робота для подачи заготовок в зону резания в тяжелом машиностроении. Выведены аналитические зависимости для определения жесткости системы винтовой зажимное устройство - деталь.

Ключевые слова: резание, устройство, патрон, робот, заготовка, жесткость.

Ключові слова: різання, пристрій, патрон, робот, заготівля, жорсткість.

Key words: cutting, device holder, the robot, the workpiece, the stiffness.

Дата надходження статті: 18 листопада 2011

РОЗДІЛ 3

ТЕХНОЛОГІЯ МАШИНОБУДУВАННЯ

УДК 621.05.00

Саленко А.Ф., Мана А.Н., Петропольский В.С., Старикова М.В., Андреев А. В.
Кременчугский национальный университет им.М.Остроградского г.Кременчуг, Украина
ГП «Антонов» г.Киев, Украина

О ВОЗМОЖНОСТИ ГИДРОАБРАЗИВНОЙ ПРОШИВКИ ОТВЕРСТИЙ В ЗАГОТОВКАХ ИЗ ФУНКЦИОНАЛЬНЫХ МАТЕРИАЛОВ

Введение

Гидроабразивная струя, истекающая из сопла малого диаметра, в настоящее время успешно применяется для резки широкой номенклатуры материалов, в том числе, и функционально ориентированных (композитных), обеспечивая сравнительно высокое качество обработки, производительность процесса, его низкую себестоимость. Зачастую гидроабразивная резка вне конкуренции там, где методы механического или теплового воздействия малоэффективны или приводят к появлению деструктивного слоя значительной толщины, о чем было показано в [1].

Основная часть

Не смотря на то, что в настоящее время существует значительное количество работ, направленных на повышение качества обработки и обеспечения стабильности процесса (например, [2], [3], [4]), остаются открытыми вопросы, связанные с получением в заготовках данным методом элементов малого размера – сопоставимого с размером самой струи. Особенно остро проблема проявляется при обработке неоднородных материалов, склонных к расслоению, вспучиванию и повреждению своей структуры. Так, результаты [5] показывают, что прошивка отверстий и получение исходной лунки – это одна из наиболее сложных и наименее изученных фаз процесса. Зачастую получение начального отверстия в листовой заготовке ведут механической обработкой – сверлением специальным сверлом с помощью установленного на гидроструйном устройстве вспомогательного шпинделя (рис. 1). Такая комбинация методов дает положительный результат в большинстве случаев, однако при обработке армированных угле- или стекловолокном полимерных композиционных материалов (ПКМ) достичь высокого качества не удастся (рис. 2,а): полученное отверстие частично перекрыто остатками не срезанных волокон, в нижней части наблюдаются сколы. Если в последующем линия реза будет проходить по начальному отверстию, дефект частично будет устранен.



Рис.1 - Гидроабразивная головка имеет дополнительный шпиндель для механической обработки начального отверстия

Не позволяет достичь высокого качества и лазерная резка (рис. 2,б). Появляющееся оплавление иногда настолько разрушает поверхностный слой, что физико-механические свойства детали существенно изменяются.

Прошивка отверстий гидроабразивной струей эффективна для однородных материалов, а в случае обработки ПКМ картины дефектов могут быть различными (рис. 2,в,г). На рис.2,в четко видно вспучивание материала (обработке подвергали материал СВА толщиной 10 мм, прошивка произошла за 0,9 с, а на рис. 2,г – отслоение волокон на нижней кромке. Понятно, что если требуется выполнить определенный массив элементов, требующих прошивки, накопленные разрушения могут слиться и привести к полной поломке обрабатываемой заготовки.

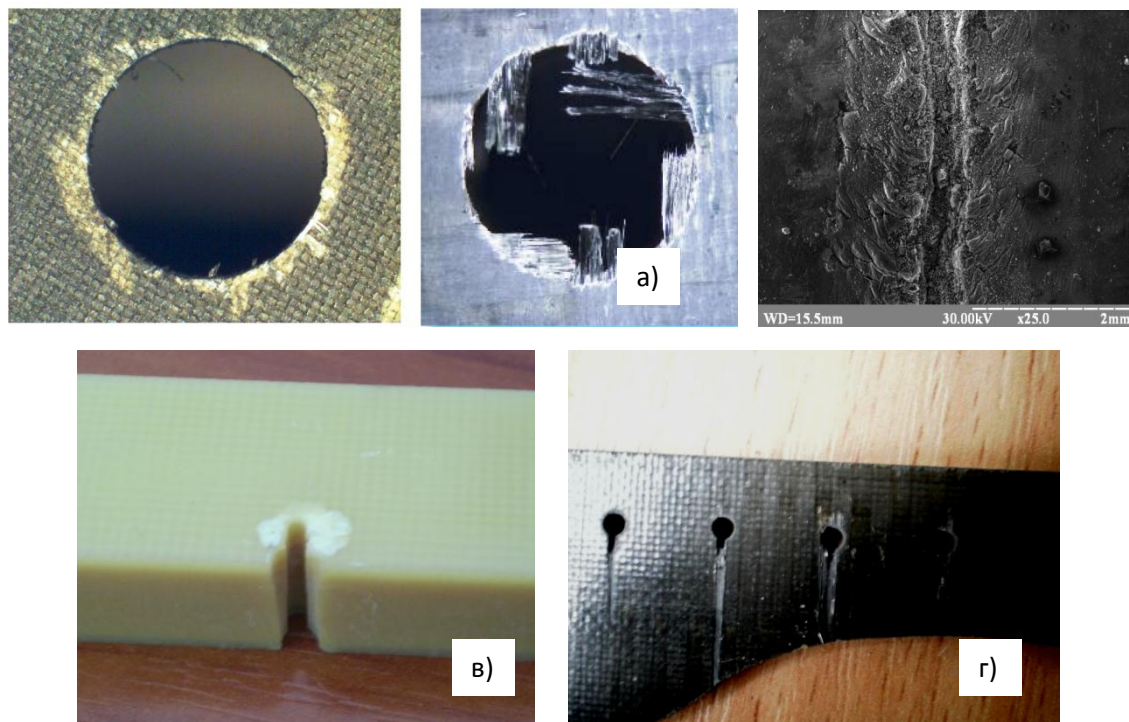


Рис. 2 - Примеры разрушений обрабатываемого материала, полученных:
 а) при механической обработке (сверлением, по материалам Delkam inc.);
 б) лазерная резка; в), г) при гидро-абразивном резании

При проведении данных исследований была предпринята попытка оценить возможность стабильного получения массива отверстий малого диаметра в заготовках из листовых ПКМ (армированных угле- или стекловолокнами), в том числе, представляющих собой трех- и пятислойные слоистые конструкции, методами струйного воздействия. Поскольку при гидроабразивной резке профиль калибрующей трубки может быть выполнен в четком соответствии с профилем получаемого отверстия, а сам метод обладает наибольшей производительностью в сравнении с другими физико-техническими и механическими методами, была очевидной перспективность использования такой прошивки для выполнения перфорации листа, особенно для случая, когда диаметр отверстия не превышает 2,0 мм, а допуск на выполняемый размер грубее 12 квалитета.

Необходимость получения подобных отверстий обусловлена тем, что их наличие в слоистых конструкциях позволяет значительно улучшить их звукоизолирующие свойства.

Дополнительно задачу усложнили тем, что получать отверстия нужно было только в отдельных обшивках слоистых конструкций, например, в двух верхних или одной нижней; при этом последующие обшивки должны оставаться неповрежденными.

С этой целью нами были отобраны элементы изделий в виде панелей размерами от 100x100 до 250x250 мм из угле- и стеклопластиков, как новых, так и снятых с узлов,

отслуживших свой срок. Заготовка представляла собой как отдельный лист, так и слоистую конструкцию, с толщиной до 25 мм. При этом толщина обшивок панелей (стекло- или углепластиковых) составляла 2,5-3,5 мм. Для исследований использовали отечественный лазерно-струйный комплекс ЛСК-400-5 пр-ва НПФ «РОДЕНЬ» (г.Черкассы). Особенностью этого комплекса (о нем мы давали информацию в [7] является то, что он позволяет выполнять операции раскроя струей высокого давления, гидроабразивной струей, лазерным лучом мощностью до 500 Вт, а также сочетанием струи и луча лазера. Предварительно были выполнены несложные прорезания элементов и получены простые геометрические фигуры, которые доказали хорошую обрабатываемость материалов и возможность обеспечения перемычек между двумя отверстиями размером в 0,1 мм (рис. 3).

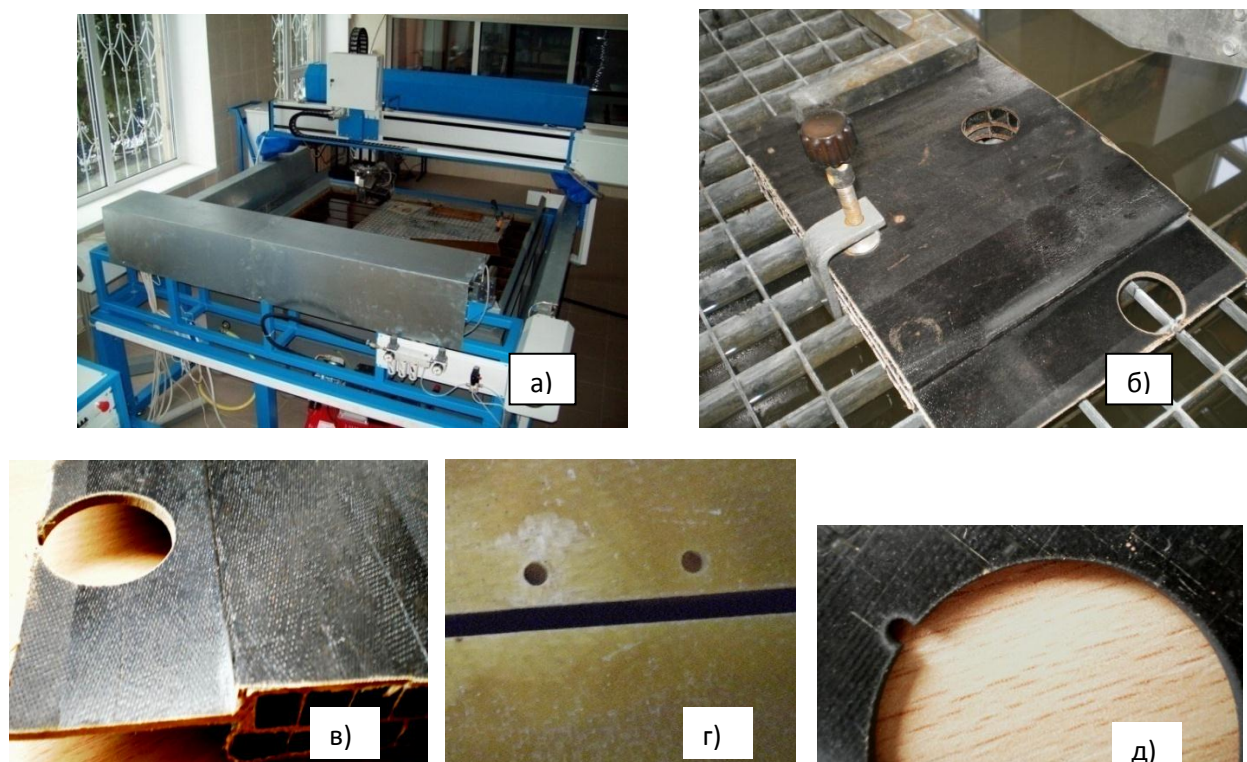


Рис. 3 - Лазерно-струйный комплекс ЛСК-5-400 (а), схема крепления заготовки (б) и образцы резов заготовок из стеклопластика (в, г) и углепластика (д). На в) круг вырезан гидроабразивным способом, а торцевой рез – алмазным инструментом. Очевидны преимущества струйного резания ($p=300$ МПа, $D_k=0,78$ мм, скорость контурной подачи $s=600$ мм/мин; г) и д) показывают высокую точность и качество, получаемую на скорости $s=900-1200$ мм/мин

Микроскопическое исследование полученных кромок показало, что наилучшее качество обработки было достигнуто на пластинках из углепластика: деструктивный слой (то есть слой, в котором произошли изменения структуры или адгезии) на них практически отсутствовал. Также он практически отсутствовал и на пластинках из стеклопластика, за исключением пластинки, отработавшей свой эксплуатационный срок. Сравнение усредненной по 10 измерениям величины нарушения целостности материала, представляющего собой деструктивный слой, показало практически полное совпадение с его величиной, составляющей 0,1...0,15 мм и теоретически определенной по формуле

$$h_d = \frac{D_0 - D_a}{2} + \frac{a_0}{\sqrt[n/2-1]{1 - \frac{2.182C_p C \sqrt{D_0^2/2 - D_a^2/2}}{s_r K \left(\frac{\rho}{p_b}\right)^{0.5}}}} - x_c \quad (1)$$

где x_c – толщина слоя наполнителя; N - количество циклов нагружения, определяемое массовым расходом абразивных зерен через сечение калибрующей трубки; a_0 – начальная длина микродефекта; a_c – текущий размер трещины (критический до момента потери адгезионного сцепления); ρ – плотность материала; n, c – константы; σ - микронапряжения в вершине трещины, определяемые гидродинамическим давлением; D_a - диаметр активной части струи; D_0 - диаметр среза сопла.

Несколько худшие результаты были получены нами на образцах из эксплуатировавшегося стеклопластика: его расслоение было значительно большим и после обработки вырезанный фрагмент легко разделялся на составляющие (рис. 4).

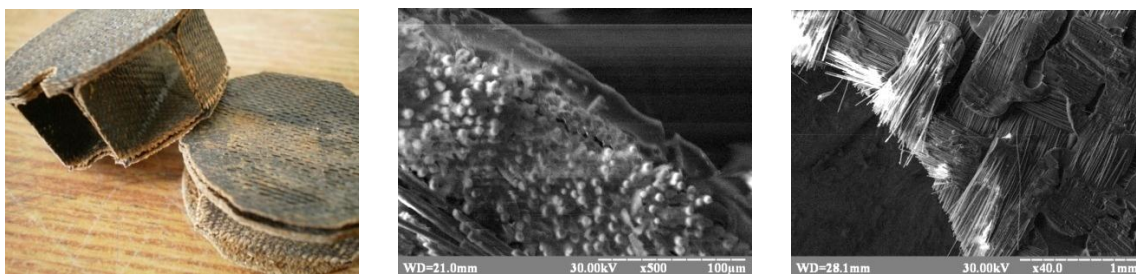


Рис.4 - Расслоение материала (а), возникшее после вырезки фрагмента из заготовки рис.3,б, а также его микроскопическое исследование (б,в): на б) представлено появление микротрещины на границе пропитки стекловолокон эпоксидным связующим, на в) четко видно островки связки и ее неравномерное нанесение на поверхности, также видно кромку реза по жгутам волокон

Последующие попытки получить качественные отверстия желаемого результата не дали (рис. 5): варьирование давлением рабочей жидкости в пределах 250-350 МПа, временем воздействия (от 0,25 до 1,5 с), расходом абразива позволил получить ряд отверстий с существенными дефектами – сколами, вспучиванием, деструкцией. Если дефекты на нижней стороне панели были связаны преимущественно с тем, что струя натекала на ребро опорной сетки (рис.3,б), и для исключения этого дефекта достаточно было обеспечить свободное стекание отработанной жидкости, то расслоение по сечению – дефект, связанный с гидродинамическими явлениями в местах неоднородной пропитки полимерным связующим жгутов армирующих волокон.

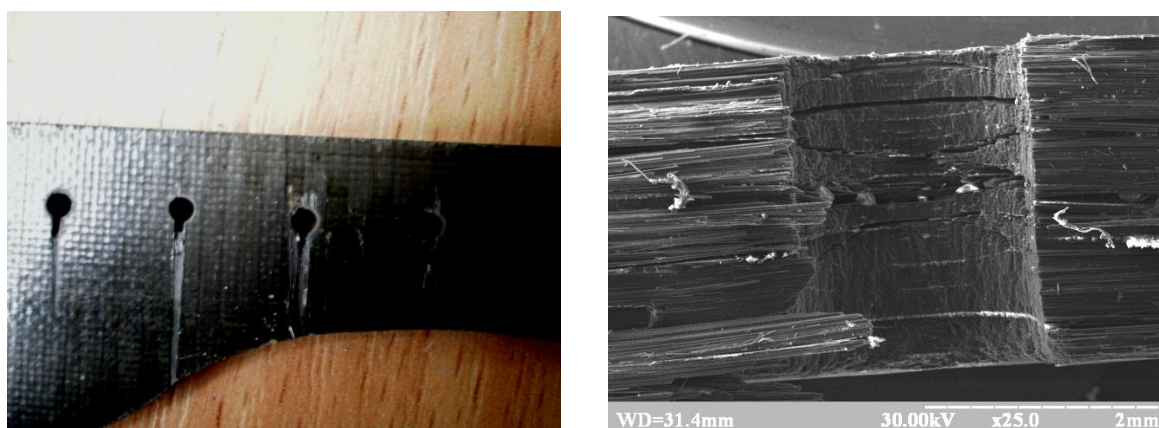


Рис. 5 - Получаемые прошивкой отверстия в панели из углепластика и дефекты со стороны выхода струи (а), расслоение материала по сечению (б)

В самом деле, в момент натекания на преграду (заготовку) нагрузка на обрабатываемой поверхности будет определяться по [] как

$$F_g = \rho A_1 V_1^2 - C_f \rho z V_1^2 \sqrt{A_c} , \quad (2)$$

где ρ - плотность; A_l - объем жидкости между срезом сопла и обрабатываемой поверхностью; V_l - начальная скорость струи; z - глубина образовавшегося уступа; A_c - площадь выреза; C_f - коэффициент суммарного сопротивления трения на поверхности и для случая $A_c=0$ при начальной скорости истечения 250...300 м/с не превышает 18-22 Н. С учетом условий контакта на поверхности вызываемые струей напряжения могут достигать 20-30 МПа, что сопоставимо с пределом прочности наполнителя, поэтому очевидным становится появление разрушений поверхности со значительной деструкцией поверхностного слоя, без удаления армирующих волокон. В этом случае вопрос о прошивке отверстий снимается. Заметим, что резание чистой струей жидкости возможно и эффективно лишь в случае, когда скорость истечения превышает скорость звука (например, 400-500 м/с), а диаметр струйного сопла составляет 0,1-0,2 мм.

В то же время в момент удара струи о поверхность в последней возникают волновые явления, о которых сообщалось в [1], и растекающаяся волна будет нагружать боковые поверхности лунки спустя время $t_d = \frac{2r_c K v_c}{C^2}$ следующим образом:

$$p = 0.5 \rho u_r^2 + \rho Q u_t \quad (3)$$

где u_r - скорость истечения жидкости из сопла диаметром $d=2r_c$, $u_t = \sqrt{\frac{2p_c}{K_c \rho}}$ -

скорость поперечного растекания, K - поправочный коэффициент, определяемый формой струи, $K=1...4$, C - скорость распространения ударной волны в жидкости, примерно равна скорости звука в жидкости, K_c - коэффициент сжатия; ρ - плотность жидкости, Q - расход. В этом случае адгезионная прочность, определяемая сцеплением волокон с полимером будет значительно ниже, а возникающие при прежних условиях напряжения - выше. Таким образом, вероятность расслоения становится очевидной. Заметим, что снижение гидродинамического нагружения боковых стенок можно достичь уменьшением скорости потока, что для гидроабразивного потока связано с насыщением потока абразивными частицами, поскольку в этом случае скорость движения потока будет составлять

$$v = \frac{2p_b f_b}{f_b \sqrt{2p_b / \rho} + M_a}, \text{ где } M_a - \text{массовый расход абразивных зерен, } p_b - \text{давление в}$$

предсопловой камере.

Однако изменение напряженного состояния заготовки в месте воздействия может существенно изменить и условия распространения деструкции. Кроме того, поскольку время прошивки составляет доли секунды, на процесс оказывает существенное влияние и переходные процессы в засопловом пространстве, т. е. в смесительной камере и калибрующей трубке. Так как большинство существующих систем подачи абразива работают по принципу эжекции абразива из бункера, то, рассматривая движение абразива в трубке подачи под действием потока воздуха, возникающего вследствие падения давления в смесительной камере, импульс внешних сил определится как $[F \cdot (p - \Delta p) - F_p] \cdot \Delta t = \Delta p \cdot F \cdot \Delta t$, где F - площадь поперечного сечения трубки подачи абразива, а изменение количества движения массы двухфазного потока на некотором участке Δl выразится следующим соотношением $[\varepsilon \cdot \rho_T + (1 - \varepsilon) \cdot \rho_B] \cdot [F \cdot v_{\text{нн}} \cdot u_{\text{дд}} \cdot \Delta t + F \cdot v_{\text{нн}}^2 \cdot \Delta t]$, где ρ_T , ρ_B - плотность твердых (абразивных) частиц и воздуха соответственно; ε - объемная масса твердых частиц в аэросмеси; $1 - \varepsilon$ - объемная часть воздуха в смеси; $\varepsilon \cdot \rho_T + (1 - \varepsilon) \cdot \rho_B = \rho$ - плотность двухфазного потока; $u_{\text{дд}}$ - скорость распространения удара в двухфазном потоке.

Если учесть, что в момент открытия клапана-отсекателя подачи жидкости высокого давления нарастание скорости истечения жидкости происходит не мгновенно, а в течение некоторого времени, становится очевидным, что и изменение количества движения двухфазного потока будет нарастать еще медленнее (рис.6). Тогда можно предположить, что

процесс резания происходит в несколько этапов, отличных от описанных исследователями ранее: в начальный момент времени обрабатываемый материал испытывает практически максимальное гидродинамическое нагружение, и после достижения критических напряжений формируется начальная лунка; в дальнейшем начинают активно проявляться явления расслоения, обусловленные растекающейся волной (по (3)); далее количества абразивных частиц становится достаточно для выполнения деформационного или износного разрушения, и происходит дальнейшее формирование лунки с образованием канала оттока отработанной жидкости.

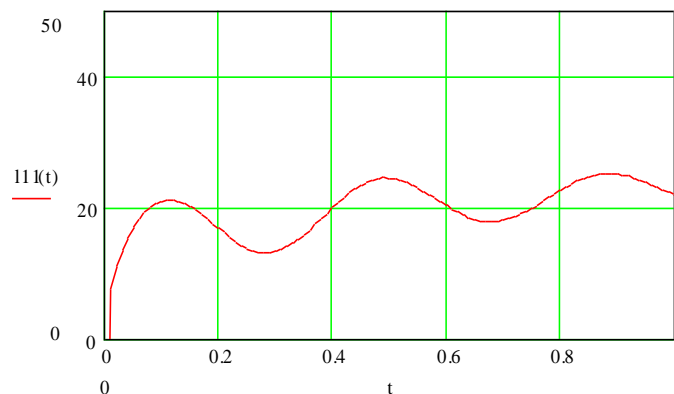


Рис.6 - Переходной процесс наполнения струи частицами абразива в момент открытия клапана-отсекателя (по оси ординат – массовый расход абразива, г/с; время – 1 с)

Таким образом, улучшение качества получаемых отверстий возможно 1) за счет изменения условий формирования гидроабразивного потока, т.е. обеспечения наполнения потока абразивом в начальный момент времени, до момента натекания на преграду, (это весьма затруднительно для систем, работающих на основе эжекции абразивных частиц потоком жидкости в смесительной камере); 2) за счет создания такого напряженного состояния заготовки в месте воздействия, при котором возникающие напряжения не будут превышать пределов прочности, в первую очередь, адгезионной; 3) за счет обеспечения оптимальных условий стекания отработанного потока жидкости. Именно в начальный момент времени важно активное разрушение материала, препятствующее распространению деструкции на значительное расстояние от центра приложения нагрузки, а обеспечение канала отвода отработанного потока будет препятствовать образованию закрытых полостей, воспринимающих гидродинамическое нагружение и снижающих интенсивность абразивного износа там, где это необходимо – в центре струйного воздействия. Следует заметить, что при прошивке канал формируется, как правило, в виде обратного, соосного струе конуса, и четко виден на электронных микрофотографиях обрабатываемых образцов (рис.7).

Наиболее просто обеспечить требуемое напряженное состояние материала путем его предварительного сжатия вдоль оси действия потока, о чем мы сообщали в [1].

Для анализа поведения материала с предварительным поджатием в момент нагружения последнего струйно-абразивным потоком была рассмотрена задача поведения многослойной пластинки, покоящейся на плоском основании. Это допущение было весьма условным, однако для случая, когда нагрузка сосредотачивалась в пределах 1...2 мм, не превышала 20..30 Н, жесткости заготовки размерами 10x50 мм было вполне достаточно, чтобы считать нижний слой опертым на основание. Слои имеют порядок $s = \overline{1, N}$ (сверху вниз). Граничные поверхности слоев плоские и параллельные между собой. Толщина слоев произвольная и равна h_s .

Слои представляли в виде сжимаемых или несжимаемых предварительно напряженных изотропных материалов, сцепленных между собой с произвольной формой упругого потенциала. Для ортотропного тела принимали допущение, что упруго-эквивалентные направления совпадают с направлениями осей выбранной системы координат.

Считали, что начальное напряженно-деформированное состояние пластины является однородным:

$$\lambda_1^{(s)} = \lambda_2^{(s)} \neq \lambda_3^{(s)}; \quad S_0^{(s)11} = S_0^{(s)22} \neq S_0^{(s)33}. \quad (4)$$

Пластина отнесена к декартовой системе координат ξ_i ($i=1,2,3$), соответствующей начальному деформированному состоянию. Координатная ось ξ_3 направлена перпендикулярно поверхностям слоев к основанию.

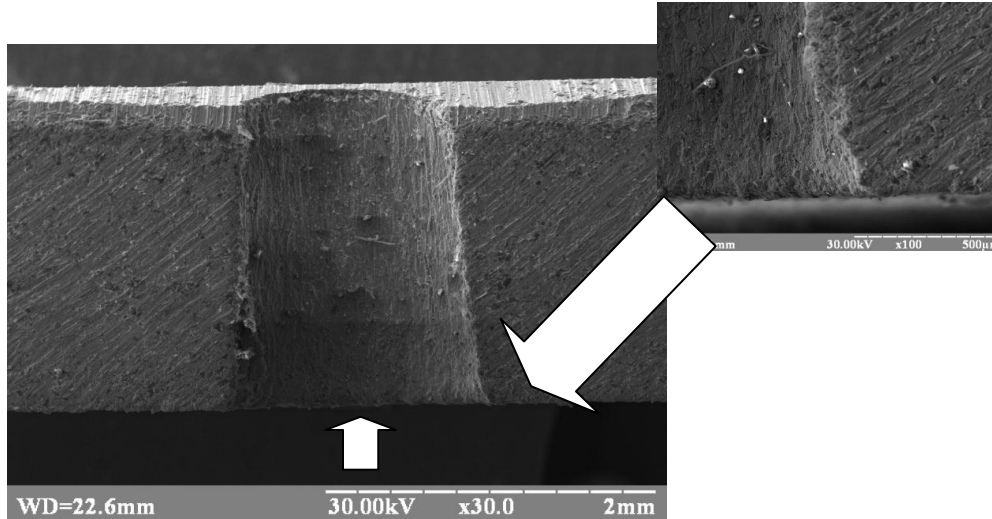


Рис.7 - Формирование канала стекания отработанной жидкости в виде обратного конуса. На фото четко видны границы изменения углов конуса, связанные с изменением условий стекания (натекающие снизу)

Гидродинамическое воздействие моделировали приложением к свободной границе первого слоя нагрузки, движущаяся с постоянной скоростью v в течение большого промежутка времени и не зависящая от координаты ξ_3 , определяющейся (4). Относительно системы координат, связанной с этой нагрузкой, существует установившееся деформированное состояние. Если предположить, что нагрузка движется по прямой, расположенной под углом φ к оси ξ_1 , то координаты подвижной системы координат определяются соотношениями

$$y_1 = \xi_1 - v \cos \varphi \cdot t; \quad y_2 = \xi_2 - v \sin \varphi \cdot t; \quad y_3 = \xi_3. \quad (5)$$

Применив линеаризированную теорию упругости для описания дополнительного напряженного состояния, вызванного действием нагрузки, с учетом (4) в координатах подвижной системы координат (5) уравнения движения и компоненты напряженно-деформированного состояния многослойной пластины были записаны в общем виде следующим образом:

уравнения движения

$$\left(\sum_{i,j,k=0}^{i+j+k=3} A_{i,j,k}^{(s)} \frac{\partial^6}{\partial y_1^{2i} \partial y_2^{2j} \partial y_3^{2k}} \right) \Phi^{(s)(n)} = 0; \quad n = \overline{1,3}; \quad (6)$$

перемещения

$$u_1^{(s)} = \frac{\partial \Psi^{(s)}}{\partial y_2} - \frac{\partial^2 \chi^{(s)}}{\partial y_1 \partial y_3}; \quad u_2^{(s)} = -\frac{\partial \Psi^{(s)}}{\partial y_1} - \frac{\partial^2 \chi^{(s)}}{\partial y_2 \partial y_3}; \quad (7)$$

$$u_3^{(s)} = \left(\beta_1^{(s)} \frac{\partial^2}{\partial y_1^2} + \beta_2^{(s)} \frac{\partial^2}{\partial y_2^2} + \beta_3^{(s)} \frac{\partial^2}{\partial y_3^2} \right) \chi^{(s)};$$

напряжения

$$\sigma_{ii}^{(s)} = \beta_{ii}^{(s)(1)} \frac{\partial^2 \Psi^{(s)}}{\partial y_1 \partial y_2} + \left(\beta_{ii}^{(s)(1)} \frac{\partial^2}{\partial y_1^2} + \beta_{ii}^{(s)(2)} \frac{\partial^2}{\partial y_2^2} + \beta_{ii}^{(s)(3)} \frac{\partial^2}{\partial y_3^2} \right) \frac{\partial \chi^{(s)}}{\partial y_3}; \quad i = \overline{1,3};$$

$$\mathcal{D}_{ij}^{(s)} = \left(a_{ij}^{(s)(1)} \frac{\partial^2}{\partial y_1^2} + a_{ij}^{(s)(2)} \frac{\partial^2}{\partial y_2^2} \right) \Psi^{(s)} - \mathcal{B}_{ij}^{(s)(1)} \frac{\partial^3 \chi^{(s)}}{\partial y_1 \partial y_2 \partial y_3}; \quad i, j = 1, 2; \quad (8)$$

где коэффициенты $\mathcal{A}_{i,j,k}^{(s)}$, $\mathcal{B}_{i,j,k}^{(s)(\alpha\beta\gamma)}$, $\mathcal{E}_{i,j,k}^{(s)(\alpha\beta\gamma)}$ в выражениях (6)-(8) являются функциями параметров v , φ , характеризующих нагрузку, и параметров, характеризующих материал элементов слоистой среды: $\mathcal{D}^{(s)}$ - в случае сжимаемого материала и $\mathcal{D}^{(s)}$ в случае несжимаемого материала.

Для решения задачи воспользовались двойным преобразованием Фурье по координатам y_1 и y_2 . Решение преобразованных уравнений с учетом затухания на бесконечности определили так:

$$\begin{aligned} \Psi^{(s)F} &= C_1^{(s)} e^{\gamma_1^{(s)}(y_3+h_{s-1})} + C_2^{(s)} e^{-\gamma_1^{(s)}(y_3+h_{s-1})}; \\ \chi^{(s)F} &= C_3^{(s)} e^{\gamma_2^{(s)}(y_3+h_{s-1})} + C_4^{(s)} e^{-\gamma_2^{(s)}(y_3+h_{s-1})} + \\ &+ \left[1 - \delta_{\mu_2\mu_3} + \delta_{\mu_2\mu_3} (y_3 + h_{s-1}) \right] \left[C_5^{(s)} e^{\gamma_3^{(s)}(y_3+h_{s-1})} + C_6^{(s)} e^{-\gamma_3^{(s)}(y_3+h_{s-1})} \right]. \end{aligned} \quad (9)$$

Здесь $\delta_{\mu_2\mu_3}^{(s)} = \begin{cases} 1, & \mu_2^{(s)2} = \mu_3^{(s)2} \\ 0, & \mu_2^{(s)2} \neq \mu_3^{(s)2} \end{cases}; \gamma_j^{(s)} = \sigma_j^{(s)} \mu_j^{(s)}; \sigma_j^{(s)} \equiv \sigma \begin{cases} \pm 1 \\ \mp 1 \end{cases} \mu_j^{(s)}$, если $\mu_j^{(s)2} > 0$, $\sigma_j^{(s)} = i$,

если $\mu_j^{(s)2} < 0$ и $\gamma_j^{(s)} = \sigma^{(s)} \operatorname{Re} \mu_j^{(s)} - (-1)^j i \operatorname{Im} \mu_j^{(s)}$, если $\mu_j^{(s)2}$ принимает комплексные значения.

После выполнения соответствующих подстановок и преобразований, была получена система алгебраических уравнений с неизвестными $C_j^{(s)}$ в левой части, что позволило решение поставленной задачи свести к решению этой системы относительно $C_j^{(s)}$. Таким образом, было получено распределение напряжений в области поджатия материала и его нарастание с течением времени. Его анализ показал, что в случае использования для предварительного сжатия устройства [] при скорости перемещения нагрузки до 0,1 м/с позволяет в течение времени 0,2 – 0,4 с создать напряжения в точке натекания струи на уровне 0,3...0,4 [σ], что в общем, при оценке напряженно-деформированного состояния зоны резания, позволит исключить расслоения на сжатых поверхностях. Таким образом, задача гидроабразивной прошивки отверстий может быть успешно решена для листовых заготовок, покоящихся на столе. К сожалению, получить качественные отверстия в сотовых панелях таким образом нельзя.

Проблема прошивки отверстий в обшивках слоистых панелях заключается в том, что разрушение стеклопластиковых (да и углепластиковых) образцов происходит быстро, за время, сопоставимое с временем переходного процесса наполнения струи абразивными зернами – 0,3-0,5 с. При этом уменьшение расхода абразива ведет к ухудшению качества прошивки, также, как и снижение давления в засопловом пространстве. Инерционность клапана-отсекателя приводит к тому, что стекающий поток размывает и ниже расположенные панели (рис. 8).

Таким образом, снижение повреждения нижней обшивки возможно в случае, когда отсечение струи будет происходить за максимально короткий промежуток времени. Анализ работы системы высокого давления и струеформирующего элемента показал, что наиболее просто проблема обеспечения четкого и быстрого отсекающего потока может быть решена применением механического отсекающего – прерывателя струи, установленного в засопловом пространстве. Кроме того, такой отсекающий элемент может выполнять и роль начального отсекающего потока, а синхронизация его работы со штатным устройством позволяет начинать процесс спустя некоторое время, (например, 0,25 с), когда струя уже достаточно будет насыщена абразивными зернами.

Если подобный отсекающий элемент выполнить в виде вращающегося с определенной скоростью диска из сверхтвердого материала (рис. 9), в котором имеется цилиндрическое отверстие, обеспечивающее истечение жидкости в течение определенного времени, то изменение скорости вращения будет обеспечивать требуемое время «экспозиции» - времени,

которое было необходимо для формирования отверстия полного профиля обрабатываемой заготовке. В моменты экранирования струи привод подачи может перемещать обрабатываемую заготовку на требуемое расстояние для повторения процесса.

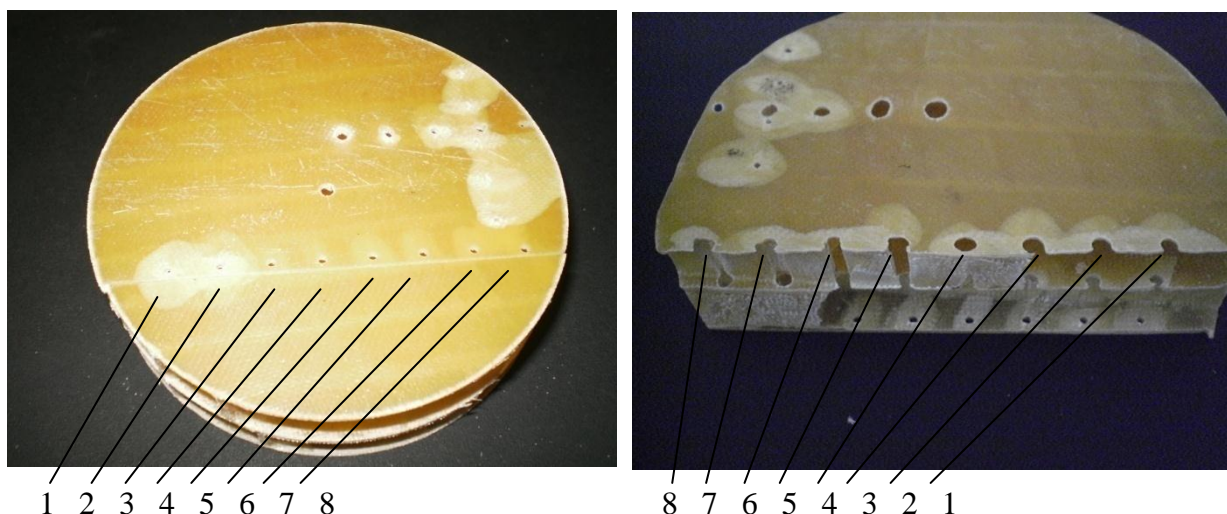


Рис. 8 - Прошивка отверстий и повреждение нижней обшивке слоистого элемента вследствие инерционности клапана-отсекателя (отверстия выполнялись слева направо с такой длительностью: 1 – 0,25 с; 2 – 0,5 с; 3 – 1 с; 4 – 1,25 с; 5 – 1,5 с; 6 – 2 с; 7 – 2,5 с; 8 – 3 с)

Для проверки такой идеи было спроектировано устройство отсекающего потока и проведено его модельное исследование, некоторые результаты которого мы приводим ниже.

Предполагалось, что диаметр потока составляет 1,2 мм, отверстие в пластине из сверхтвёрдого материала имеет диаметр 5,0 мм, пластина равномерно вращается, т. е ее угловая скорость остается постоянной, время экспозиции – 0,25 с, а с момента контакта торца пластины до полного отсекающего потока проходит 0,08 с. В дальнейшем эти условия изменили, применив мальтийский механизм прерывистого поворота, который позволил значительно уменьшить время полного открытия и перекрытия струи.

Результаты моделирования показали (рис. 10), что подобное отсекающее на некоторое время (около 0,03-0,04 с) изменяет центр максимального гидроструйного воздействия, т.е. вместо правильной цилиндрической формы со стороны натекания струи отверстие будет иметь некоторый заборный конус. Можно ожидать, что он значительно улучшит стекание потока отработанной жидкости, особенно в начальный момент времени, что и будет препятствовать возникновению условия для расслоения обрабатываемого материала.

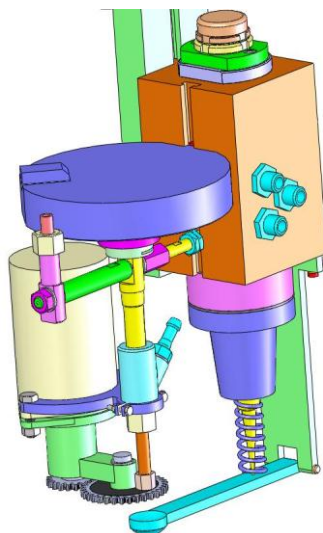


Рис. 9 - Механический отсекатель с приводом, установленный на струйном устройстве

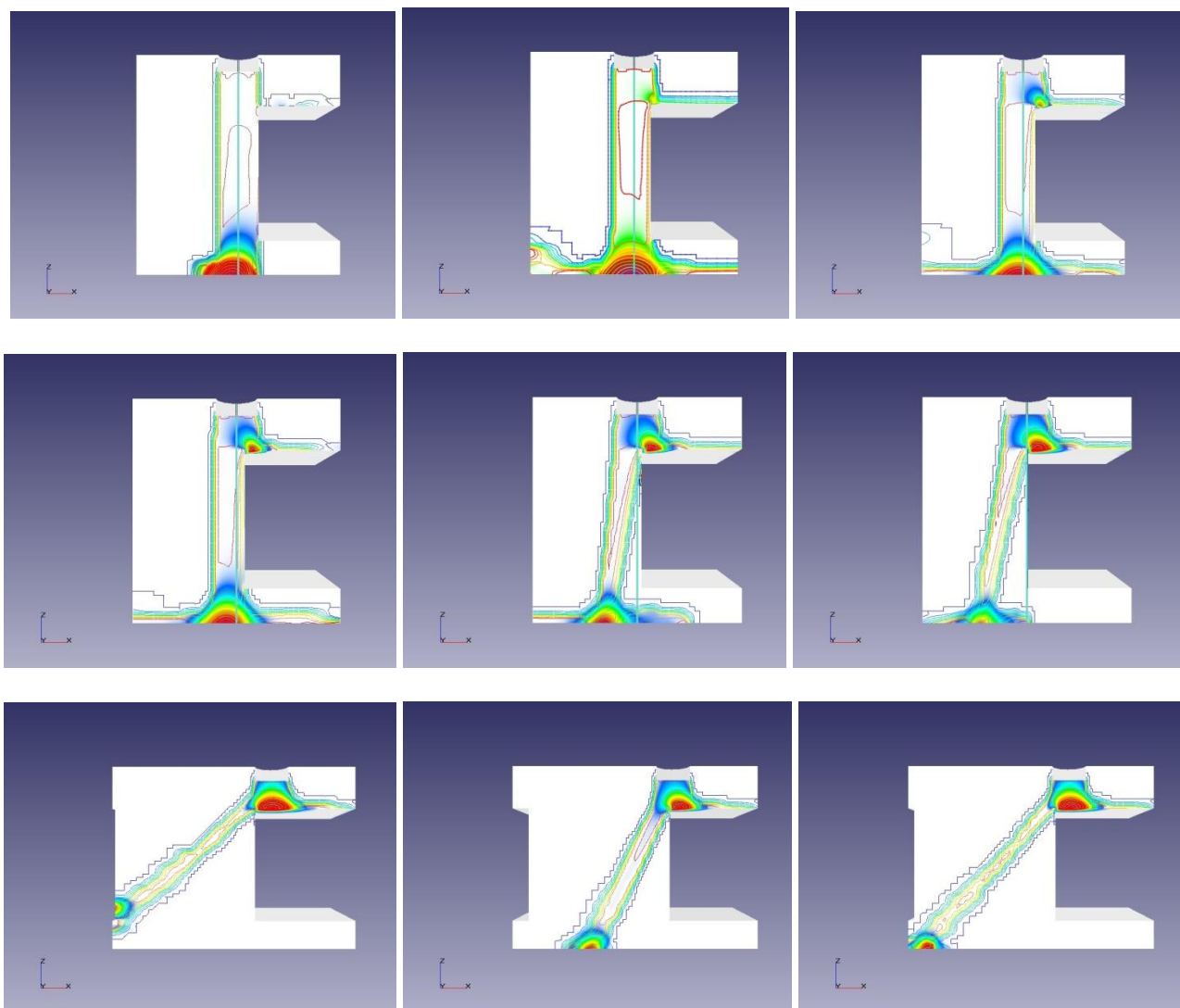


Рис.10 - Результаты моделирования прерывания струи с помощью механического отсекателя (время срабатывания задается ско-ростью перемещения шторки, в данном случае $t=0,08$ с).

Принято допущение, что время срабатывания пневматического отсекателя потока в магистрали высокого давления больше и падения скорости истечения не происходит

После получения результатов моделирования перешли к экспериментальной проверке возможностей качественной прошивки отверстий. Поскольку изготовить довольно сложное устройство затруднительно, отсекаль упростили, и, применив пневматический привод, провели несколько тестовых прошивок. Поначалу, поскольку не удавалось достичь нужного времени отсекания и оптимизировать расстояние между срезом сопла и поверхностью обработки, достичь требуемого качества не удавалось. Однако, установив зазор в 1 мм, получили хороший результат, представленный на рис. 11. Таким образом, применение устройства для отсекания струи позволило существенно повысить качество получения отверстий и избежать расслоения материала. Как визуальный, так и инструментальный (микроэлектронный) контроль не выявил существенных дефектов обработки, а получаемые отверстия были практически одного диаметра, с допуском по 11 качеству точности. Превышение указанного допуска произошло после продолжительной работы устройства, и явилось следствием явлений износа проточной части калибрующей трубки.

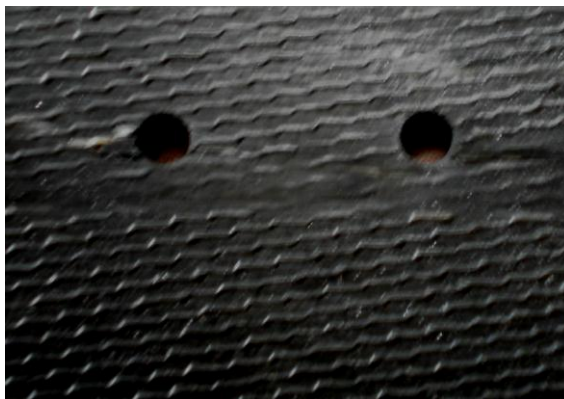


Рис.11 - Отверстия, полученные с применением механического отсекаателя потока (на фото видно, что отверстие попало на зону поверхности с измененной структурой, однако вспучивания материала не произошло)

Выводы

Таким образом, представленные результаты являются лишь началом комплексной работы по созданию высокоэффективной оснастки для гидроабразивной прошивки отверстий в конструкциях из функционально ориентированных ПКМ. Полученныерезы и отверстия в натуральных образцах свидетельствуют о широких возможностях метода и о перспективах его применения в авиационной промышленности, где доля используемых ПКМ постоянно возрастает. Дальнейшие исследования будут направлены на обеспечение стабильности и воспроизводимости обработки, на получение требуемых отверстий в сотовых элементах.

Перечень источников литературы: 1. Konig W. Wulf Ch. Machine of fibre Reinforced Plastics // Annals of CIRP. – 1985. – vol.34/2. – p. 537-548. 2. Степанов А.А. Обработка резанием высокопрочных композитных полимерных материалов. – Л.: Машиностроение, 1987. – 176 с. 3. Вerezуб Н.В., Тарасюк А.П., Хавин Г.Л., Гетманов А.А. Механическая обработка волокнистых полимерных композитов. – Харьков, из-во ХНАДУ (ХАДИ). –2001.– 180 с. 4. Оценка распространения деструкции в композитах после механической обработки, Саленко А.Ф. и др. – Вестник КНУ, №6., т2. – 2008. – стр. 53-71. 5. Саленко А.Ф., Струтинский В.Б., Загирняк М.В. Эффективное гидрорезание: моно-графия. – К.: ВИПОЛ, 2005. – 488 с. 6. Михайлов А.Н. Основы синтеза функционально-ориентированных технологий машиностроения. – Донецк: ДонНТУ, 2009. – 346 с.

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

О ВОЗМОЖНОСТИ ГИДРОАБРАЗИВНОЙ ПРОШИВКИ ОТВЕРСТИЙ В ЗАГОТОВКАХ ИЗ ФУНКЦИОНАЛЬНЫХ МАТЕРИАЛОВ

Саленко А.Ф., д.т.н., проф., Мана А.Н.,

Петропольский В.С., к.т.н., Старикова М.В., Андреев А. В.

Рассмотрены особенности получения отверстий малого диаметра в сотовых трехслойных панелях из стеклопластика гидроабразивной прошивкой. Показано, что для эффективного ведения данной операции и предотвращения расслоения материала зона прошивки должна находиться в напряженном состоянии, струя должна быть предварительно наполнена абразивными зернами. Получаемое отверстие (1,2-2,0 мм) соответствует диаметру калибрующей трубки и имеет правильную геометрическую форму. В то же время получение отверстия только в одном листе панели возможно лишь с применением устройств автоматического прерывания потока механическим способом. Приведены результаты моделирования течения двухфазного потока жидкости при взаимодействии с

обрабатываемым материалом в момент срабатывания отсекающего. Показаны результаты получения отверстий в панели без образования значительной деструкции.

ПРО МОЖЛИВОСТІ ГІДРОАБРАЗИВНОГО ПРОШИВАННЯ ОТВОРІВ В ЗАГОТОВКАХ ІЗ ФУНКЦІОНАЛЬНИХ МАТЕРІАЛІВ.

Саленко О.Ф., д.т.н., проф., Мана О.М.,

Петропольський В.С., к.т.н., Старикова М.В., Андреев А.В.

Розглянуті особливості одержання отворів малого діаметра в стільникових тришарових панелях зі склопластику гідроабразивним прошиванням. Показано, що для ефективного ведення даної операції та запобігання розшарування матеріалу зона прошивання повинна перебувати в напруженому стані, струмінь повинний бути попередньо наповнений абразивними зернами. Одержуваний отвір (1,2-2,0 мм) відповідає діаметру трубки, що калібрує, і має правильну геометричну форму. У той же час одержання отвору тільки в одному аркуші панелі можливо лише із застосуванням пристроїв автоматичного переривання потоку механічним способом. Наведені результати моделювання плинку двофазного потоку рідини при взаємодії з оброблюваним матеріалом у момент спрацьовування відсікача. Показані результати одержання отворів у панелі без утворення значної деструкції.

ABOUT POSSIBILITY OF A HYDROABRASIVE INSERTION OF APERTURES IN PREPARATIONS FROM FUNCTIONAL MATERIALS.

Salenko A.F., d.t.s., prof., Mana A.N., Petropolsky V.S., c.t.s., Starikova M. V, Andreev A.V.

Features of reception of apertures of small diameter in cellular three-layer panels from fibreglass are considered by a hydroabrasive insertion. It is shown, that for effective conducting the given operation and prevention of stratification of a material the insertion zone should be in an intense condition, the stream should be preliminary filled by abrasive grains. The received aperture (1,2-2,0 mm) corresponds to diameter of a calibrating tube and has the correct geometrical form. At the same time aperture reception only in one sheet of the panel is possible only with application of devices of automatic interruption of a stream mechanically. Results of modelling of a current of a diphasic stream of a liquid are resulted at interaction with a processed material at the moment of operation harrow. Results of reception of apertures in the panel without formation considerable destruction are shown.

Ключевые слова: гидроабразивная обработка, отверстие, моделирование, поток, жидкость, функциональный материал.

Ключові слова: гідроабразивна обробка, отвір, моделювання, потік, рідина, функціональний матеріал

Key words: waterjet machining, a hole, modeling, flow, liquid, functional materials

Дата надходження статті: 9 вересня 2011

УДК621.9

Сорока О.Б.¹, Ковальов В.Д.², Васильченко Я.В.²

¹ ІПМіц ім. Г. С. Писаренка НАН України, м. Київ, Україна

² ДДМА, м.Краматорськ, Україна

ЗАБЕЗПЕЧЕННЯ МІЦНОСТІ ВИРОБІВ З PVD-ПОКРИТТЯМИ З УРАХУВАННЯМ МЕХАНІЗМІВ РУЙНУВАННЯ В СИСТЕМІ «ОСНОВА-ПОКРИТТЯ»

Вступ

У розв'язанні проблеми підвищення довговічності та подовження ресурсу інструменту та деталей пар тертя центральне місце займає питання зміцнення робочих поверхонь. Аналіз відмов деталей пар тертя та інструменту з важконавантаженими контактними поверхнями показує, що ці відмови визначаються властивостями відносно тонкого поверхневого шару, модифікація якого може забезпечити достатній рівень функціональних характеристик в необхідному масштабі шляхом об'єднання властивостей двох і більше матеріалів з отриманням композицій з характеристиками, які не можуть бути досягнуті при застосуванні одного матеріалу, навіть з покращеним комплексом фізико-механічних властивостей.

На практиці застосування покриттів стикається з проблемою їх передчасного руйнування в результаті **адгезійного відшарування** та **когезійного розтріскування**. Це пояснює дані ряду досліджень, які свідчать про те, що традиційні покриття в умовах екстремального навантаження та інтенсивних режимів можуть призводити до зниження роботоздатності і погіршення експлуатаційних характеристик у порівнянні з інструментом без покриття.

Як показують дослідження, шляхи розв'язання задачі подовження захисних функцій покриттів за рахунок підвищення їх стійкості до руйнування пролягають в області створення на етапах проектування та нанесення нових конструктивних схем покриттів, які б враховували механізми руйнування в системі основа-покриття.

Серед сучасних тенденцій покращення експлуатаційних характеристик деталей та інструменту з покриттями за рахунок створення нових схем покриттів яскраво вирізняється напрямком створення покриттів дискретного типу [1, 2]. Проте, бурхливий технологічний та практичний розвиток поверхневого зміцнення набагато випереджає накопичення інформації про властивості покриттів і розвиток теоретичних уявлень, вимагає підходів до розрахунку оптимальних параметрів дискретних структур. Подальший розвиток концепції покриттів дискретного типу полягає в виборі їх геометричних та фізико-механічних параметрів, які будуть відповідати раціональному напружено-деформованому стану системи основа-покриття та поліпшеним експлуатаційним властивостям. Важливо, що такі покриття мають набагато більшу кількість геометричних параметрів, які є предметом вибору, і таким чином, відкривають більш широкі можливості впливу на експлуатаційні характеристики виробів з покриттями.

Різновид методу фізичного осадження покриття (PVD) - метод конденсації речовини з плазмової фази в вакуумі з попереднім іонним бомбардуванням (метод КІБ) дозволяє на етапі проектування виробу з покриттям, підготовки поверхні під його нанесення та формування покриття створювати конструктивні схеми із заздалегідь заданими геометричними параметрами, такими як: товщина, кількість шарів, розміри, форма та відстань між окремими ділянками покриття. Цей метод розроблено в Україні, і розповсюдженість устаткування типу «Булат» обумовлює його доступність. Технологія КІБ реалізується за допомогою прискорювачів плазми, які використовують вакуумну дугу – сильноточний низьковольтний розряд, який реалізується в глибокому вакуумі і розвивається в парах матеріалу катода. Іони металу генеруються у вигляді високошвидкісних катодних струменів в результаті ерозії матеріалу катода. Іони речовини, що випаровується, вступають в плазмохімічну взаємодію з реакційним газом, що дозволяє формувати покриття з оксидів,

карбідів, нітридів, карбонітридів та інших сполук. Ефективність методу КІБ обумовлена його унікальними особливостями: широким діапазоном питомих потужностей впливу на поверхню (від 0,1 до 10^{16} Вт/см²), високою керованістю, малою інерційністю процесу, швидкістю перебудови. Висока щільність енергії в катодній плямі дозволяє випаровувати і наносити будь-які тугоплавкі струмопровідні матеріали. Технологічною перевагою при нанесенні покриття є очистка поверхні від оксидних та адсорбованих плівок іонним бомбардуванням. Плазмовий стан речовини дозволяє легко регулювати процес і створювати оптимальні умови формування покриття з необхідними властивостями. PVD-покриття формують на деталях та інструменті з таких різних матеріалів як сталі, тверді сплави, різальна кераміка, полікристалічні надтверді матеріали.

Таким чином, **метою** дослідження є вибір параметрів PVD-покриттів, які забезпечать міцність поверхневих шарів виробів.

Результати досліджень

Аналіз руйнування в системі основа-покриття показав, що порушення адгезійної міцності може відбуватися за тими ж механізмами:

- відшарування покриття випинанням під дією залишкових напружень стиску;
- порушення адгезійного контакту внаслідок зсуву по поверхні адгезійного контакту «основа-покриття».

Отримано, що обмеження довжини ділянки покриття дозволяє уникнути адгезійного руйнування в системі «основа-покриття» шляхом випинання в результаті втрати стійкості при повздовжньому гнутті з подальшим розтріскуванням, яке відбувається за умови локального порушення адгезії, коли напруження стиску в покритті сягають критичної величини $\sigma_{кр}^{зал}$.

З урахуванням того, що форма, яку набуває покриття в результаті втрати стійкості, відповідає формі стиснутого стрижня, закріпленого двома кінцями, максимально припустиму довжину ділянки D обирали, виходячи з недопущення випинання при дії залишкових напружень стиску в покритті

$$D = l \leq \pi h_n \sqrt{\frac{E_n}{3\sigma_{кр}^{зал}}}, \quad (1)$$

де E_n , h_n – модуль пружності та товщина покриття.

В якості прикладу розглядали покриття (Ti,Al)N, яким притаманна підвищена теплостійкість, стійкість до окиснення та висока твердості. Значення $\sigma_{кр}^{зал}$ в покритті (Ti,Al)N на основі зі сталі отримані за методикою гнучкого зразка, а на твердих сплавах ТН-20 та ВК8; різальної кераміки - силініту-Р та полікристалічних надтвердих матеріалів (ПНТМ на основі сBN) - за методикою [4], яка базується на уявленнях про структурну та температурну складові залишкових напружень.

Після підстановки $\sigma_{кр}^{зал}$ в залежність (3), знайшли максимально припустиму довжину ділянки D на основах з різних матеріалів (рис. 1).

Аналіз отриманих результатів показав, що гранична довжина стійкої

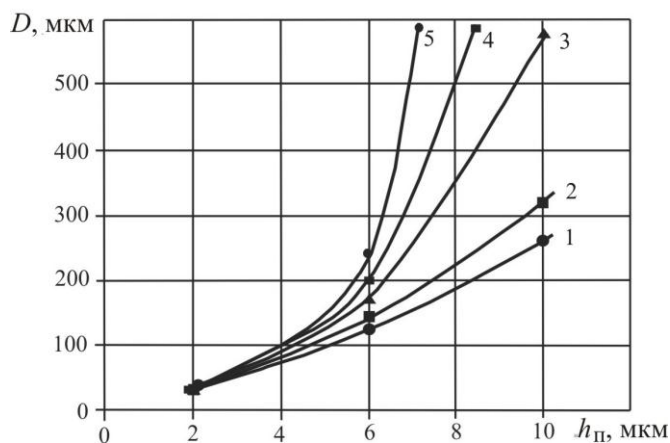


Рис.1 - Залежність граничної довжини дискретної ділянки D покриття (Ti,Al)N від товщини для основ з: 1 – Р6М5; 2 – ТН-20; 3 – ВК8; 4 – Силініт-Р; 5 – ПНТМ на основі сBN

до випинання ділянки покриттів однакового складу зростає із зменшенням залишкових напружень стиску і збільшенням товщини покриття. Стійкість ділянок покриттів, що мають однаковий склад та товщину залежить від матеріалу основи і зростає із збільшенням відношення α_n/α_o : коефіцієнту температурного розширення матеріалу покриття α_n до коефіцієнту температурного розширення матеріалу основи α_o . Для основ з ПНТМ на основі cBN, різальної кераміки та вольфрамокобальтових твердих сплавів сумарні залишкові напруження в відносно товстих покриттях (більше 10 мкм) є напруженнями розтягу, і питання про руйнування покриття шляхом втрати стійкості відпадає. Для таких покриттів розглядається задача про когезійне розтріскування [5].

Аналіз дотичних напружень на поверхні адгезійного контакту основа-покриття, які відповідають за порушення адгезійної міцності внаслідок зсуву, проводили при розрахунку методом скінчених елементів напружено-деформованого стану (НДС) композиції „основа-вакуум-плазмові покриття” при навантаженні розподіленим нормальним навантаженням q ділянки покриття дискретного типу з товщиною h , яка варіювалась в межах 2...16 мкм .

Отримано, що максимальні дотичні напруження на поверхні адгезійного контакту з високомодульною основою (BK8) менше, ніж з низькомодульною (P6M5) (рис.2).

Для обох типів основ із збільшенням товщини покриття до 6 мкм дотичні напруження на поверхні контакту стрімко зростають, після чого в покритті на основі з твердого сплаву спостерігається незначне зменшення напруження, а в покритті на сталевій основі дотичні напруження із зростанням товщини залишаються майже на тому ж рівні.

Аналіз отриманих результатів дозволяє стверджувати, що, за інших рівних умов, відшарування покриття від основи в результаті дії дотичних напружень, є більш імовірним на основі з меншим модулем пружності. Залежність дотичних напружень в покритті на інтерфейсі має локальний екстремум для будь-якої основи. Цей екстремум спостерігається для товщини 6...7 мкм. Збільшення товщини покриття розвантажує основу, але, як показують розрахунки [6], призводить до утворення максимуму напружень всередині самого покриття, що ініціює когезійне руйнування останнього. При товщинах менше 3 мкм функція покриття приймає на себе навантаження зменшується, і в основі спостерігаються значні дотичні напруження.

Крім того, аналіз результатів чисельного моделювання НДС в системі „основа BK8-PVD покриття дискретного типу” в умовах розподіленого контактного навантаження інтенсивністю q з тертям, показав, що на НДС поверхні адгезійного контакту „основа-покриття” впливає розмір ділянки D та величина коефіцієнту тертя μ . Збільшення μ призводить до перерозподілу дотичних напружень: із зростанням сили тертя максимальні дотичні напруження переміщуються із глибини матеріалу основи до поверхні адгезійного контакту, переходячи в покриття, а максимум дотичних напружень зміщується в напрямку дії сили тертя. Відносні значення дотичних напружень на поверхні адгезійного контакту τ/q зменшуються із зменшенням розміру ділянки і для ділянок розміром до 40 мкм майже не залежать від μ .

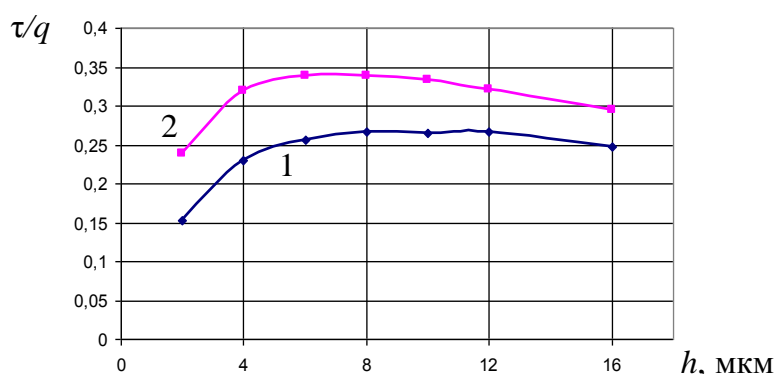


Рис. 2 - Залежність дотичних напружень в покритті на інтерфейсі від товщини покриття для основи:
1 – BK8 ; 2 – сталь

Отримані результати дозволяють стверджувати, що, з точки зору збереження адгезійної міцності в системі вольфрамокобальтовий твердий сплав - PVD-покриття при обох механізмах руйнування, перевагу слід надавати покриттям товщиною 4...5 мкм з розміром ділянок до 40 мкм.

Виробничі випробування

Випробування різців, оздоблених змінними багатограними непереточуваними різальними пластинами SNMN 190912T при обробці вальцювальних валків з сталей 60X2СМФ, 75X2МФ, 80X5МФ, 90ХФ (твердість бочки 320 НВ, твердість шийки 30-55 HRC) на важких токарних верстатах КЖ16274Ф3, КЖ16275Ф3 проведено в умовах ЗАТ «Ново-Краматорський машинобудівний завод». Випробовувались пластини з сплаву Т15К6 без покриття, з суцільним TiN покриттям товщиною 4мкм з розміром ділянок 40 мкм, що визначені з умови збереження адгезійної міцності в системі «основа-покриття».

Режими обробки та результати випробувань наведено в табл. 1.

Таблиця 1

Режими різання та результати випробувань інструменту з Т15К6

Інструмент	Режими різання			Стійкість інструменту T, хв
	v, м/хв	S, мм/об	t, мм	
без покриття	40	1,5	5,0	25±11
з суцільним покриттям				63±9
з покриттям дискретного типу				92±8

При обробці вальцювальних валків зі сталей 60X2СМФ, 75X2МФ, 80X5МФ, 90ХФ отримано, що стійкість інструменту з суцільним покриттям зростає в 2,5 рази порівняно з інструментом без покриття, а стійкість інструменту з покриттям дискретного типу збільшується в 3,7 рази та в 1,45 рази порівняно з інструментом без покриття та з суцільним покриттям відповідно.

Висновки

Показано, що створювати стійкі до руйнування робочі поверхні з PVD-покриттями можна шляхом керування напружено-деформованим станом їх поверхневих шарів за рахунок вибору фізико-механічних характеристик системи та геометричних параметрів конструктивних схем покриттів.

Встановлено, що для заданої комбінації матеріалів основи та PVD-покриття дискретного типу існують: граничні співвідношення ділянок покриття за умовою відсутності випинання та відсутності зсуву по поверхні адгезійного контакту.

Перелік джерел використаної літератури: 1. Ляшенко Б.А. Упрочняющие покрытия дискретной структуры / Б.А.Ляшенко, А.Я.Мовшович, А.И.Долматов // Технологические системы. – 2001. – № 4 (10).–С.17-25. 2. Сорока Е.Б. Пути повышения самоорганизации системы основа-покрытие. Прочность материалов и элементов конструкций / Е.Б.Сорока // Труды международной научно-технической конференции, посвященной 100-летию со дня рождения академика НАН Украины Г.С. Писаренко, Киев, 28-30 сентября 2010 г. Киев 2011.–С.561-573. 3. Хасуй А. Техника напыления / А.Хасуй. – М. : Машиностроение, 1975. – 288 с. 4. Сорока О.Б. Оцінка залишкових напружень в PVD-покриттях: частина II / О.Б.Сорока, С.А.Клименко, М.Ю.Копейкина // Проблемы прочности. – 2010. - №4 – С.118-129. 5. Сорока Е.Б. Обеспечение адгезионной и когезионной прочности вакуумно-плазменных покрытий из (Ti,Al)N и TiN / Е.Б.Сорока, С.А.Клименко, М.Ю. Копейкина // Деформация и разрушение материалов. – 2010. – № 5.– С. 6. Сорока Е.Б. Влияние

параметров системы «основа-покрытие» на напряженно–деформированное состояние рабочих поверхностей инструментальных материалов/ Е.Б.Сорока // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем : зб. наук. праць. – Краматорськ : ДДМА, 2008. – Вип. 23. – С. 102–108.

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

ОБЕСПЕЧЕНИЕ ПРОЧНОСТИ ИЗДЕЛИЙ С PVD-ПОКРЫТИЯМИ НА ОСНОВЕ МЕХАНИЗМОВ РАЗРУШЕНИЯ В СИСТЕМЕ «ОСНОВА-ПОКРЫТИЕ»

Сорока Е.Б., Ковалев В.Д., Васильченко Я.В.

Показано, что создавать устойчивые к разрушению рабочие поверхности с PVD-покрытиями можно путем управления напряженно-деформированным состоянием их поверхностных слоев за счет выбора физико-механических характеристик системы и геометрических параметров конструктивных схем покрытий.

ЗАБЕЗПЕЧЕННЯ МІЦНОСТІ ВИРОБІВ З PVD-ПОКРИТТЯМИ З УРАХУВАННЯМ МЕХАНІЗМІВ РУЙНУВАННЯ В СИСТЕМІ «ОСНОВА-ПОКРИТТЯ»

Сорока О.Б., Ковальов В.Д., Васильченко Я.В.

Показано, що створювати стійкі до руйнування робочі поверхні з PVD-покриттями можна шляхом керування напружено-деформованим станом їх поверхневих шарів за рахунок вибору фізико-механічних характеристик системи та геометричних параметрів конструктивних схем покриттів.

PROVIDING PRODUCTS WITH THE STRENGTH OF PVD-COATINGS ON THE BASIS OF FRACTURE MECHANISMS IN THE "BASE-COAT"

E.B. Soroka, V.D. Kovalev, Y.V. Vasilchenko

It is shown that the destruction to create a stable working surface with a PVD-coatings can be achieved by control of the stress-strained state of the surface layers due to the choice of physical and mechanical characteristics of the system and geometric parameters of the design schemes of coverings.

Ключевые слова: прочность, PVD-покрытие, разрушение, система «основа-покрытие», физико-механические характеристики, физико-механические характеристики.

Ключові слова: міцність, PVD-покриття, руйнування, система «основа-покриття», фізико-механічні характеристики, фізико-механічні характеристики.

Key words: strength, PVD-coated, the destruction of the system "the basis of a covering," Physical and mechanical properties, physical and mechanical properties.

Дата надходження статті: 9 вересня 2011

УДК 621.923

**Тимофеев Ю.В., Мироненко Е.В., Шаповалов В.Ф.,
Печеный В.И., Клочко А.А.**

ХТУ «ХПИ» г.Харьков; ДГМА; ОАО «НИИПТМаш» г.Краматорск Украина

ТЕХНОЛОГИЯ ЗУБООБРАБОТКИ КРУПНОГАБАРИТНЫХ ЗУБЧАТЫХ ВЕНЦОВ ПОВЕРХНОСТНО-ПЛАСТИЧЕСКИМ ДЕФОРМИРОВАНИЕМ

Введение

Повышенный абразивный износ крупных открытых зубчатых передач потребовал проведения работ по разработке методов улучшения характеристик поверхностного слоя зубьев.

Для крупномодульных ($m = 20 \dots 36$ мм) и крупногабаритных ($\varnothing 000 \dots 12\,500$ мм) зубчатых венцов, используемых в угле- и рудоразмельных мельницах, экскаваторах и т. п., в качестве финишной обработки зубьев после зубофрезерования целесообразно применить поверхностное пластическое деформирование (ППД).

С этой целью созданы различные конструкции червячных накатников, которые работают методом «обкатки» и устанавливаются на тяжелых зубофрезерных станках аналогично червячным фрезам.

Основная часть

На рис. 1 показан общий вид червячного накатника и схема взаимодействия накатного элемента инструмента с боковой поверхностью зуба обрабатываемого колеса. Червячный накатник (рис. 1, а) состоит из левого 1 и правого 2 корпусов, имеющих винтовые конические выступы *A* и *B* одного направления. Корпуса 1 и 2 установлены на оправке 3 с возможностью возвратно-поступательного перемещения вдоль шпонок 4 и 5. Накатные элементы 6, например шарикоподшипники, оси вращения которых перпендикулярны конической образующей винтовых выступов *A* и *B*, закреплены на периферийной части выступов винтами 7 и защищены от возможного засорения прокладками 8 и 9. На оправке 3 установлены силовые пружины 10 и 11 и нажимной диск 12. Необходимое расстояние между корпусами обеспечивается прокладкой 13. Обработка зубчатого колеса 14 производится на зубофрезерном станке после операции чистового зубонарезания следующим образом: перед обкаткой поджимают пружины 10 и 11, обеспечивая необходимое усилие накатывания; при этом корпуса 1 и 2 плотно прижаты к прокладке 13; инструмент радиально вводят в зацепление с колесом 14 до появления контакта накатных элементов 6 с зубьями колеса 14; пружины 10 и 11 сжимаются, и между прокладкой 13 и корпусами 1 и 2 появляется зазор, необходимый для возвратно-поступательных перемещений корпусов 1 и 2 по шпонкам 4 и 5.

В процессе накатки (рис. 1, б) накатные элементы 6 последовательно, один за другим контактируют с боковыми поверхностями зубьев колеса 14 по линиям зацепления BE и B_1E_1 , обеспечивая полную обработку эвольвентного профиля с каждой стороны зуба.

Червячный накатник может быть выполнен в виде двух цилиндрических корпусов. Они несут накатные элементы в виде конических роликов, расположенных по винтовой линии (рис. 2)

Такая конструкция более технологична при изготовлении корпусов инструмента и позволяет увеличить количество накатных элементов – роликов.

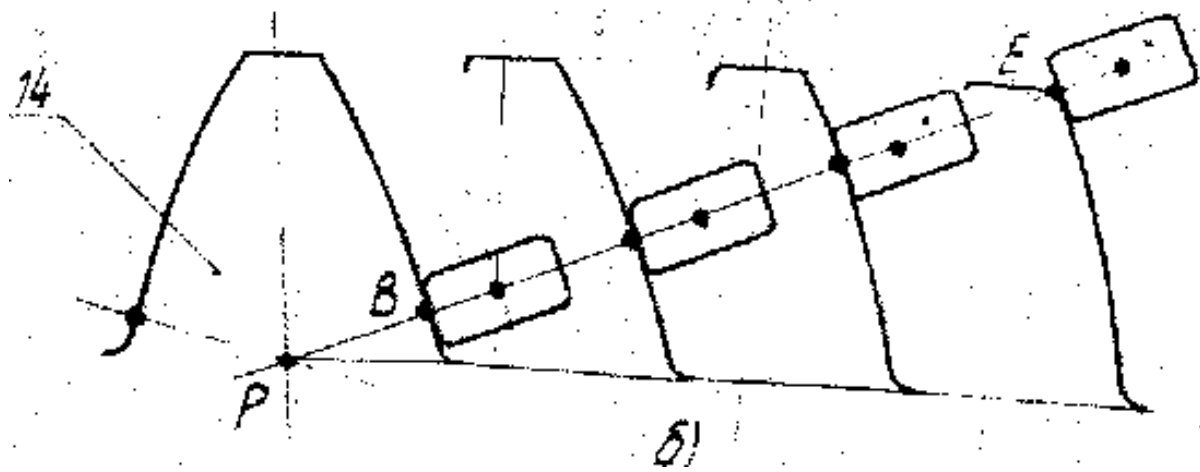
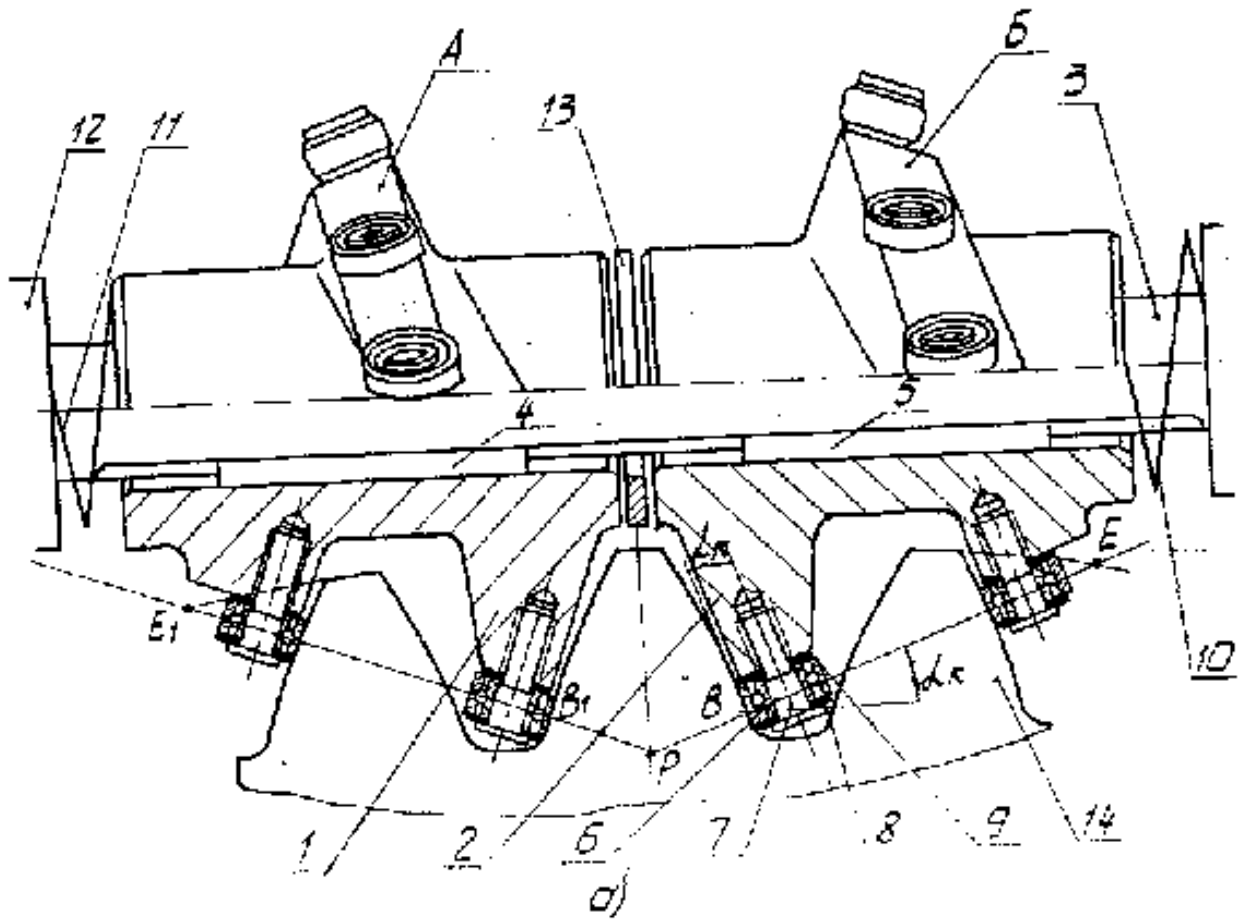


Рис. 1 - Червячный накатник для отделочно-упрочняющей обработки зубчатых колес ППД: а – общий вид инструмента; б – схема взаимодействия накатного элемента с боковой поверхностью зуба колеса

Радиус кривизны эвольвенты по высоте зуба непостоянен и изменяется от максимального на вершине до минимального у основания.

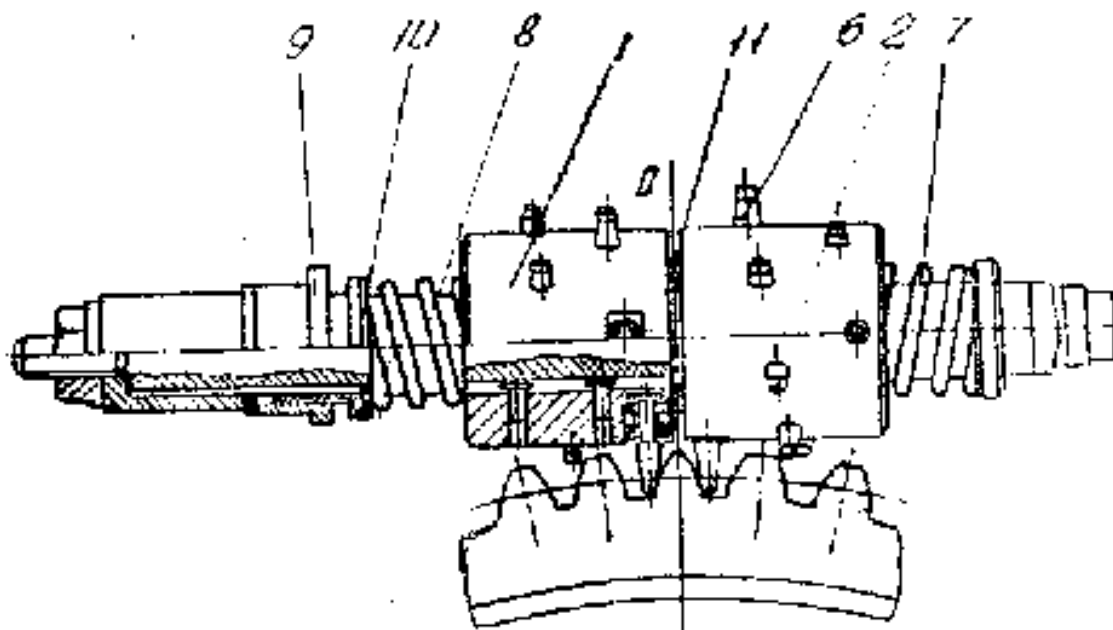


Рис. 2 - Червячный накатник с коническими накатными роликами

В случае обработки зубьев накатными элементами постоянной кривизны получаем неодинаковые удельные контактные давления по всему профилю зубьев, т. е. одни участки зуба получают избыточную деформацию, а другие – недостаточную. С целью выравнивания удельных контактных давлений предложена конструкция червячного накатника, у которого накатные элементы выполнены с различными радиусами кривизны и установлены вдоль винтовых поверхностей так, что накатные элементы с большими значениями радиусов расположены на больших диаметрах конусных поверхностей корпусов, а радиусы кривизны элементов определены по формуле

$$\frac{1}{\rho} = \left(\frac{\pi\sigma}{Pr} \right)^{\frac{3}{2}} \frac{\eta}{(1,5\rho)^{\frac{1}{2}}} - \frac{1}{\rho_{\varepsilon}}, \quad (1)$$

где ρ – радиус кривизны рабочих поверхностей накатных элементов;

σ – контактные давления;

P – усилие, действующее на накатный инструмент;

η – упругая постоянная материала ролика и колеса;

ρ_{ε} – радиус кривизны эвольвенты зуба в зоне контакта;

Pr – табличная функция, зависящая от соотношения ρ и ρ_{ε} .

Обработка таким накатником повышает качество колеса за счет выравнивания удельных контактных давлений по всему профилю зубьев и получения однородной поверхности.

В рассмотренных выше конструкциях червячных накатников профильный угол накатных элементов α_n зависит от числа зубьев обрабатываемого зубчатого колеса, т. е. инструмент имеет ограниченную применяемость по числу обрабатываемых зубьев:

$$\alpha_n = \alpha_B - \sigma_B, \quad (2)$$

где α_B – угол давления эвольвенты крайней нижней точке;

σ_B – половина угловой толщины зуба колеса в крайней нижней точке эвольвенты.

Диапазоны использования таких накатников, а также технологические

конструктивные приемы, расширяющие их применение, описаны в работе [1] и аналогичны использованию специальных червячных фрез.

Конструктивно червячный накатник может быть выполнен и для обработки зубчатых колес по универсальной схеме. В этом случае это будет универсальный инструмент, накатные элементы которого имеют профильный угол $\alpha_H = 20^\circ$, и он будет пригоден для обработки колес с любым числом зубьев [1]. Причем, для последовательной обработки правой и левой боковых поверхностей зубьев колеса достаточно одного корпуса червячного накатника.

Промышленное внедрение технологии зубообработки ППД зубчатых венцов осуществлялось в производственных условиях ОАО «Сызранский турбостроительный завод» (г. Сызрань), ОАО «Ижорский» (г. Колпино) и др. На ОАО СТЗ (г. Сызрань) производственные испытания проводились при обработке зубчатого венца (рис. 3): $m = 20$ мм, $z = 244$, $\beta = 5^\circ 38' 02''$, $b = 500$ мм – из стали 35ХМЛ, твердость рабочих поверхностей зубьев НВ 160...220.

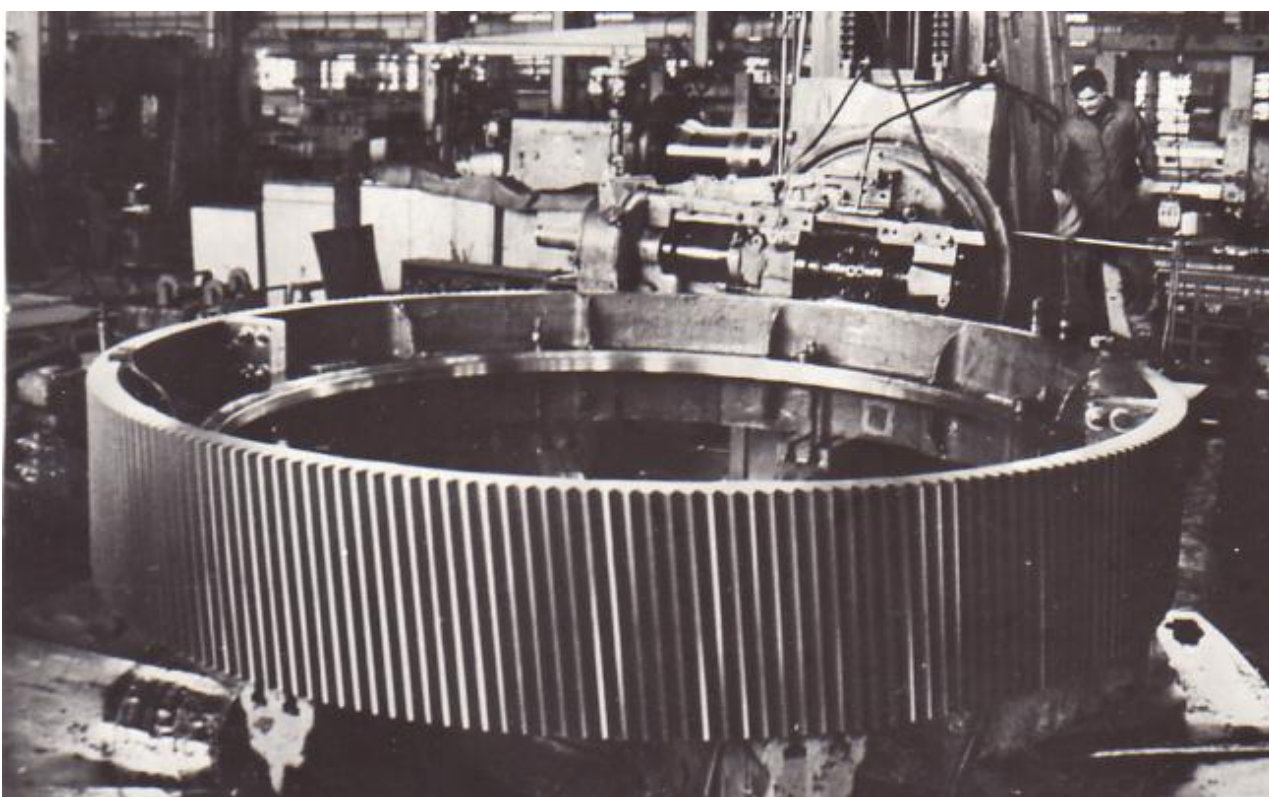


Рис. 3 - Обработка ППД зубчатого венца $m = 20$ мм, $z = 244$, $\beta = 5^\circ 38' 02''$, $b = 500$ мм на ОАО СТЗ (г. Сызрань)

Зубья предварительно нарезались на вертикальном зубофрезерном станке мод. 5355С ОАО КЗТС (г. Коломна). Обработка червячным накатником (рис. 4) велась при различных условиях и режимах с тем, чтобы определить оптимальные значения скорости, подачи и усилия обкатки из условий снижения шероховатости.

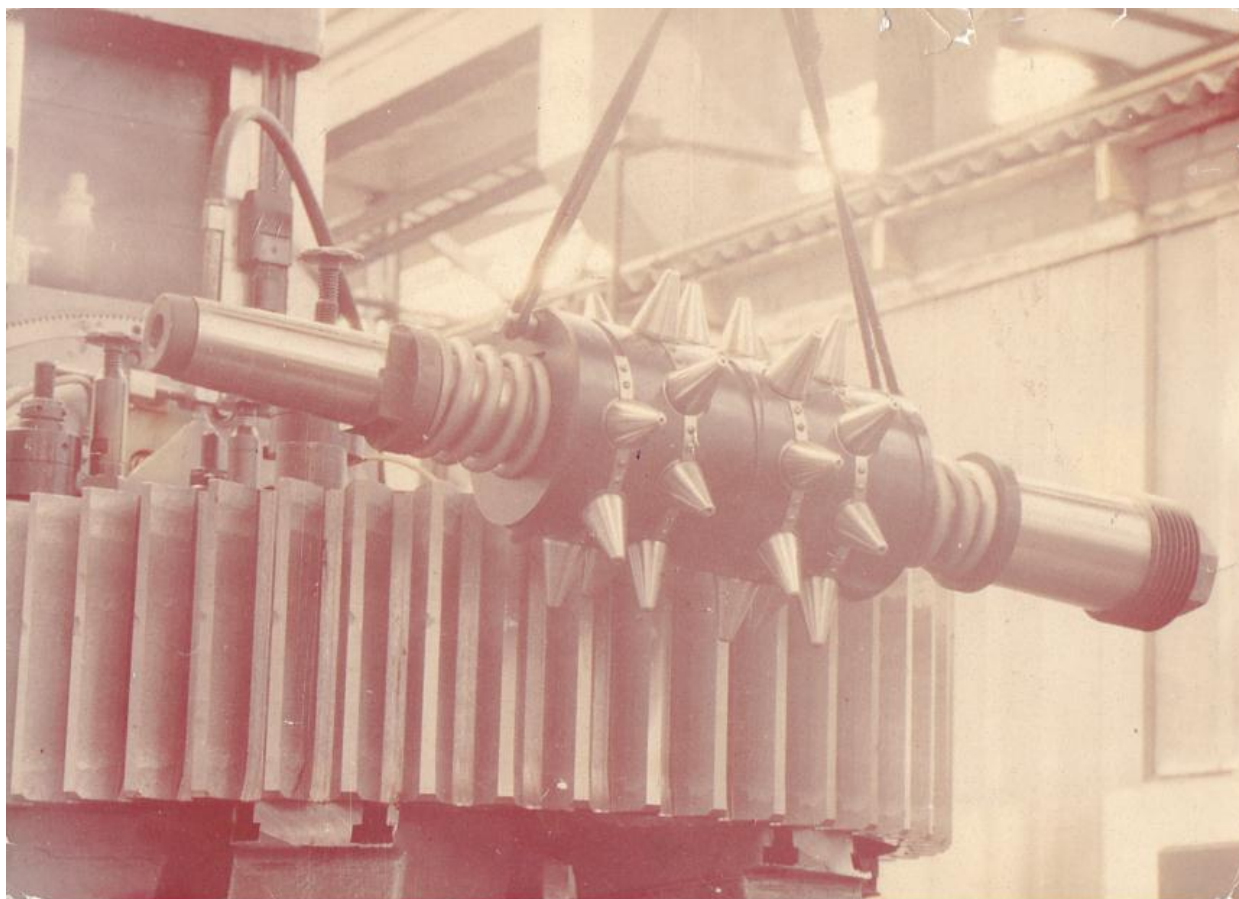


Рис. 4 - Установка червячного накатника $m = 20$ мм с коническими накатными роликами для накатки зубьев цилиндрического зубчатого колеса

Характеристика испытаний приведена в таблице 1.

Таблица 1

Результаты производственных испытаний червячных накатников

Номер опыта	Режим обработки			
	n , об/мин.	V , м/мин.	S , мм/об.ст.	P , Н
1	14	17,1	2,54	1 650
2	28	34,2	12	1 650
3	28	34,2	6	1 650
4	28	34,2	7,5	1 650
5	28	34,2	7,5	1 300
6	28	34,2	7,5	1 000
7	21	24	7,72	800

Потребляемая станком мощность, судя по показаниям амперметра, практически не отличалась от мощности, потребляемой станком на холостом ходу. Для снижения динамических нагрузок, появляющихся при входе роликов в зацепление между корпусами накатника, было вставлено мерное кольцо. Процесс обкатки на всех режимах происходил плавно, без вибраций и ударов. В качестве смазочно-охлаждающей жидкости использовалось масло «Индустриальное-20».

На первом этапе исследований были назначены экстремальные значения режимов обкатки: $V = 17,1$ м/мин., $V = 34,2$ м/мин., $S = 2,54$ мм/об., $S = 12$ мм/об. и усилие

$P = 1\ 650\ Н$. Это позволило ускоренно определить диапазон их варьирования.

Визуальный анализ качества поверхностного слоя по показателям шероховатости, наличия следов обработки, образования завалов на торцевых и вершинных участках зубьев показал, что в опыте 1 шероховатость обкатанной поверхности резко снижалась по сравнению с шероховатостью зубьев, полученной в результате чистого зубофрезерования. Наблюдалось образование незначительных наплывов на вершинных участках зубьев (в пределах $0,3...0,4\ мм$), были заметны блики от оставляемых роликами следов на обработанных поверхностях зубьев.

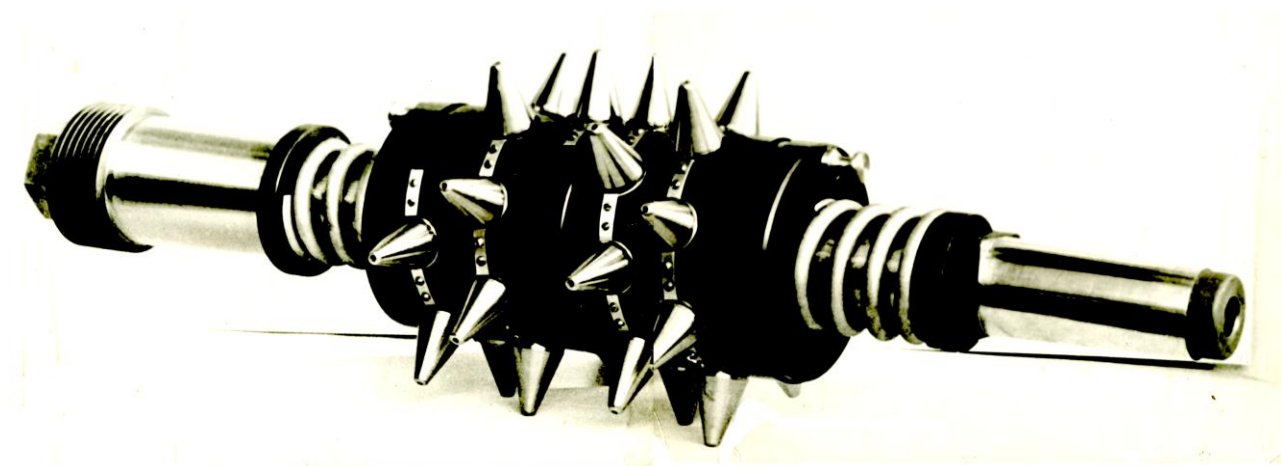


Рис. 5 - Червячный накатник $m = 20\ мм$ с коническими накатными роликами

В настоящее время как отечественная, так и зарубежная промышленность не располагает приборами для комплексного контроля сверхкрупных зубчатых колес. В связи с отсутствием специальных электронных приборов изменение размеров зубьев после обкатки определялось путем измерения штангензубомером толщины зубьев на различных высотах. Наибольшее отклонение в сторону уменьшения не превышало $0,05\ мм$ и не выходило за пределы допуска на толщину зуба.

Шероховатость зубьев определялась на двойном микроскопе Линника по методу слепков. В качестве материала для приготовления слепков использовалась гуттаперчевая масса.

Исходная шероховатость зубьев после операции чистового зубофрезерования червячной фрезой доходила до $R_z = 35\ мкм$, а после обкатки не превышала $R_z = 6,3\ мкм$.

В последующих экспериментах (опыты 3...6) изменялись подача и усилие обкатки. Снижение подачи до $7,5\ мм/об.$ стола и усилия обкатки до $1\ 000\ Н$ не снизило качества поверхности зубьев. Учитывая, что техническое состояние станка находится не достаточно высоком уровне для производственного применения, рекомендованы режимы обработки по пункту 7 таблицы 1.

Выводы

Применение червячных накатников позволяет за счет поверхностно-пластического деформирования металла снизить шероховатость боковых поверхностей зубьев до $R_z = 6...8\ мкм$, а также повысить их поверхностную твердость на $20...30\ \%$, что благоприятно отражается на эксплуатационных показателях зубчатых передач.

Перечень источников литературы: 1. Специальные технологии зубообработки крупномодульных закаленных колес : монография / Ю. В. Тимофеев, В. Ф. Шаповалов, А. А. Ключко [и др.]. – Краматорск : ДГМА, 2011. – 128 с. ISBN 978-966-379-524-9.

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

ТЕХНОЛОГИЯ ЗУБООБРАБОТКИ КРУПНОГАБАРИТНЫХ ЗУБЧАТЫХ ВЕНЦОВ
ПОВЕРХНОСТНО-ПЛАСТИЧЕСКИМ ДЕФОРМИРОВАНИЕМ

Тимофеев Ю.В., Мироненко Е.В., Шаповалов В.Ф.,
Печеный В.И., Клочко А.А.

В статье предложен способ повышения улучшения характеристик поверхностного слоя зубьев крупномодульных зубчатых венцов, используемых в угле- и рудоразмельных мельницах, экскаваторах в качестве финишной обработки зубьев после зубофрезерования поверхностно - пластическое деформирование (ППД). Созданы различные конструкции червячных накатников, которые работают методом «обкатки» и устанавливаются на тяжелых зубофрезерных станках аналогично червячным фрезам.

ТЕХНОЛОГІЯ ЗУБООБРОБКИ ВЕЛИКОГАБАРИТНИХ ЗУБЧАСТИХ ВІНЦІВ
ПОВЕРХНЕВО-ПЛАСТИЧНИМ ДЕФОРМУВАННЯМ

Тимофєєв Ю.В., Мироненко Є.В., Шаповалов В.Ф.,
Печена В.І., Клочко О.О.

У статті запропонований спосіб підвищення поліпшення характеристик поверхневого шару зубів крупномодульних зубчастих вінців, використовуваних в угле- і рудоразмельних млинах, экскаваторах як фінішна обробка зубів після зубофрезерування поверхнево - пластична деформація (ППД). Створені різні конструкції черв'ячних накатників, які працюють методом «обкатки» і встановлюються на важких зубофрезерних верстатах аналогічно черв'ячним фрезам.

TECHNOLOGY FOR LARGE TREATMENT RING GEAR SURFACE PLASTIC
DEFORMATION

Y. Timofeyev, EV Mironenko, VF Shapovalov,
Baked VI, Klochko AA

The method of increase of improvement of descriptions of superficial layer of points of krupnomodul'nykh of toothed crowns, in-use in ugle- and rudorazmol'nykh mills is offered in the article, power-shovels as finish treatment of points after zubofrezerovaniya superficially is a flowage (PPD). The different constructions of worm nakatnikov which work as the method of «rolling» and set on heavy zubofrezernykh machine-tools like worm milling cutters are created.

Ключевые слова: технология, финишная обработка, зубчатое колесо, зубчатый венец, пластическое деформирование.

Ключові слова: технологія, фінішна обробка, зубчасте колесо, зубчастий вінець, пластичне деформування.

Key words: technology, finishing, gear, ring gear, plastic deformation.

Дата надходження статті: 23 вересня 2011

УДК 621. 9

**Волкогон В.М.¹, Антонюк В.С.², Аврамчук С.К.¹, Котляр Д.А.¹,
Федоран Ю.А.¹**

¹Институт проблем материаловедения НАН Украины;

²Национальный технический университет Украины «КПИ», г. Киев, Украина

ШЛИФОВАНИЕ ИНСТРУМЕНТАЛЬНЫХ СТАЛЕЙ АБРАЗИВНЫМ ИНСТРУМЕНТОМ НА ОСНОВЕ ГЕКСАНИТА – А

Вступление

Как известно, большая часть работы, затрачиваемой в процессе шлифования, преобразуется в тепло, которое, распространяясь в глубь обрабатываемой детали, создает значительный термоградиент по ее объему. При этом на поверхности качественных марок конструкционных и инструментальных сталей, особенно чувствительных к термическим нагрузкам, возникают напряжения растяжения и даже прижоги, т.е. дефекты, способствующие разрушению объектов обработки. В этой связи проведены исследования тепловых явлений, имеющих место в процессе шлифования ряда инструментальных сталей кругами на основе гексанита-А, что позволяет оценить его эксплуатационные свойства [1].

Методика исследований

Для решения большинства теплофизических задач, возникающих при резании и шлифовании металлов можно воспользоваться методом суммирования множества единичных источников тепла, приняв ряд допущений [2]:

- выделившееся тепло распределяется между контактирующими телами согласно отношению их теплофизических параметров, которые принимаются не зависящими от температуры;

- деталь представляется полубесконечным телом со свойствами, не зависящими от температуры;

- боковые поверхности детали, являясь адиабатическими поверхностями, не обмениваются теплом с окружающей средой;

- интенсивность теплового потока равномерно распределена по прямоугольной площади контакта.

В предложенной расчетной схеме с учетом сделанных допущений контакт взаимодействующих тел при плоском шлифовании определяли по формуле:

$$l = \left(1 + \frac{V_d}{60V_{кр}}\right) \sqrt{Dt} \quad (1)$$

где l - длина контакта, м; V_d - скорость подачи детали, м/мин; $V_{кр}$ - скорость вращения абразивного круга, м/мин; D - диаметр инструмента, м; t - глубина шлифования, м.

Ввиду малой, для рассматриваемого процесса, величины отношения $(V_d/60V_{кр})$ можно принять $l = \sqrt{Dt}$, тем более, что диаметр круга (200мм) значительно больше длины обрабатываемой детали – пластины и вносимая при таком упрощении формулы (1) погрешность не превышает 1%.

Зона контакта представляет собой суммарную площадь пятен фактического контакта, т.е. является дискретной. Отдельные контактирующие частицы поверхности круга и обрабатываемой поверхности (зерна гексанита-А, связка, неровности) вступают во взаимодействие друг с другом с мгновенными значениями силы резания. Произведение последней на путь, пройденный контактирующей частицей, определяет работу, большая часть которой переходит в тепло.

Поскольку мы фиксируем усредненные интегральные значения этих сил, а температура в зоне контакта является их функцией, то не внося большой погрешности, можно в нашем расчете заменить множество истинных источников тепла с их температурой

в каждой точке контакта некоторой усредненной температурой, величина которой постоянна на поверхности контакта.

Таким образом, проведенное сопоставление и анализ расчетной схемы и реального процесса плоского шлифования не выявили существенных расхождений между ними, что гарантирует достоверность результатов проводимого расчета.

Для расчета температурного поля детали принимаем тепловую схему поверхностно-полосового источника [1]. В этом случае тепловое поле описывается уравнением:

$$T = \frac{q^i}{2\pi\lambda\tau} \exp\left[-\frac{(x-x')^2 + (z-z')^2}{4a\tau}\right] \quad (2)$$

где q^i - плотность теплового потока,

$$q^i = q dz' d\tau \quad (3)$$

здесь q - линейная плотность источника.

Температурное поле в рассматриваемый момент времени определится суммированием количества тепла, выделяемого мгновенными линейными источниками на прямых, параллельных оси z с координатами $z - V\tau$.

$$T = \frac{q}{2\pi\lambda} \int_0^{2h} dz' \int_0^\infty \frac{d\tau}{\tau} \exp\left[-\frac{(z-z'+V\tau)^2 + x^2}{4a\tau}\right] \quad (4)$$

Введем безразмерные координаты:

$$Z = \frac{V_{uz\partial}}{2a} z; X = \frac{V_{uz\partial}}{2a} x; H = \frac{V_{uz\partial}}{2a} h$$

Тогда формула (4) будет иметь вид:

$$T = \frac{2qa}{\pi\lambda V_{uz\partial}} \int_{Z-H}^{Z+H} e^{-\xi} K_0(X^2 + \xi^2)^{1/2} d\xi \quad (5)$$

где ξ -переменная интегрирования, K_0 - модифицированная функция Бесселя второго рода нулевого порядка.

Вводя обозначение:

$$\theta = \int_{Z-H}^{Z+H} e^{-\xi} K_0(X^2 + \xi^2)^{1/2} d\xi = I(Z+H) - I(Z-H)$$

где θ -безразмерная температура, I - значения определенного интеграла по верхнему и нижнему пределам - механический эквивалент работы; значения этой функции для рассматриваемого случая протабулированы с достаточной степенью точности в работе [1].

Можно формулу (5) представить в виде:

$$T = \frac{2qa}{\pi\lambda V_0} \theta \quad (6)$$

Средняя интенсивность теплового потока q с учетом формулы (5), определяется по формуле:

$$q = \frac{Q}{S} \psi = \frac{P_z V_{kp} 1000}{SI} \psi \quad (7)$$

где Q - общий тепловой поток; S - площадь пятна контакта; ψ - коэффициент, определяющий часть работы, переходящей в теплоту, по данным [1], $\psi \sim 0,8$.

Величина P_z определялась на основании измерений эффективной мощности шлифования:

$$P_z = \frac{N_{\text{эф}} 102}{V_{kp}} \quad (8)$$

Площадь пятна контакта при плоском шлифовании периферией круга шириной B и поперечной подачей S_n определяется формулой:

$$S = \sqrt{Dt} \left(\frac{B + S_n}{2} \right) \quad (9)$$

Исходя из того, что тепловой поток при шлифовании распределяется между кругом, деталью и стружкой, в формулу (5) следует ввести коэффициент (ω_d), характеризующий долю тепла, поглощаемого деталью. По данным [1], для кругов на органической связке $\omega_d \sim 0,8$.

С учетом зависимостей (7–9) и некоторых преобразований формула (5) будет иметь вид:

$$T = \frac{408a\omega_d N_{эф}\psi}{\pi\lambda V_\delta \sqrt{Dt} I (B + S_n)} \theta \quad (10)$$

Таким образом, получена пространственно-временная функциональная зависимость, описывающая температурное поле обрабатываемой детали посредством ряда размерных параметров абразивного круга и технологических параметров самого процесса шлифования.

Экспериментальная часть

Исходные параметры для расчетной зависимости (10) определяли в процессе экспериментальных исследований по шлифованию пластин из инструментальной стали Р6М5 (HRC 61-63), кругами на основе гексанита-А (12А2 200х10х5х32, ГА 315/250, 100%).

При этом последовательно варьировались: связка кругов; зернистость абразива режимы шлифования. Скорость вращения круга $V_{кр}$ вариировали от 18 до 36 м/сек, глубину резания t от 0,01 до 0,07 мм, при этом продольная подача $S_{пр}$ составляла 10 м/мин, а поперечная – $S_{поп} = 5$ мм/ход.

В таблице 1 приведены экспериментальные данные эффективной мощности шлифования и максимальной температуры в зоне контакта в зависимости от марки связки кругов.

Таблица 1

Влияние марки связки кругов на эффективную мощность шлифования и максимальную температуру в зоне контакта.

Характеристика круга	Обрабатываемый материал	Режим шлифования				$N_{эф}$, Вт	T^0C
		$V_{кр}$, м/с	V_δ , м/мин	$S_{поп}$, мм/с	t , мм		
ГА-315/250 Б156-100	Сталь Р6М5	18	10	0,5	0,05	310	780
ГА-315/250 Б1-100	«	«	«	«	«	210	700
ГА-315/250 01-100	«	«	«	«	«	200	470
ГА-315/250 БСТ-100	«	«	«	«	«	170	380

Как показали экспериментальные исследования круги на стандартных связках значительно уступают по эксплуатационным показателям кругам на специально разработанных, с учетом специфических свойств гексанита-А, связках 01 и БСТ.

Снижение эффективной мощности шлифования и максимальной температуры в зоне контакта можно объяснить введением в состав связки поверхностно-активных веществ и антифрикционных присадок, которые значительно снижают трение, а следовательно, и выделение тепла в зоне шлифования.

В таблице 2 приведены экспериментальные данные влияния кругов с различной зернистостью на эффективную мощность шлифования и максимальную температуру в зоне контакта.

Как свидетельствуют экспериментальные данные круги из гексанита-А на связке БСТ показали лучшие результаты.

Результаты экспериментальных исследований влияния глубины шлифования стали Р6М5 кругами 12А2 200х10х5х32, ГА-315/250 БСТ-100 на эффективную мощность шлифования при различной зернистости гексанита-А представлены на рис. 1, а на рис.2 –

максимальная температура в зоне контакта. Режимы обработки: глубина резания t варьировалась от 0,01 до 0,07 мм при скорости вращения круга $V_{кр} = 18$ м/сек, продольной подаче $S_{пр} = 10$ м/мин, а поперечной – $S_{поп} = 5$ мм/ход. Обработка велась без СОТС.

Таблица 2

Влияние зернистости круга на эффективную мощность шлифования и максимальную температуру в зоне контакта при обработке стали Р6М5.

Характеристика круга	Режим шлифования				$N_{эф.}$ Вт	T^0C
	$V_{кр}$ мм/с	V_{∂} м/мин	$S_{поп}$ мм/ход	t мм		
ГА-125/100 БСТ-100	36	10	0,5	0,05	325	230
ГА-160/125 БСТ-100	«	«	«	«	260	180
ГА-200/160 БСТ-100	«	«	«	«	213	150
ГА-250/200 БСТ-100	«	«	«	«	180	148
ГА-315/250 БСТ 100	«	«	«	«	170	120
ГА-400/315 БСТ-100	«	«	«	«	160	115
ГА-500/400 БСТ-100	«	«	«	«	160	113

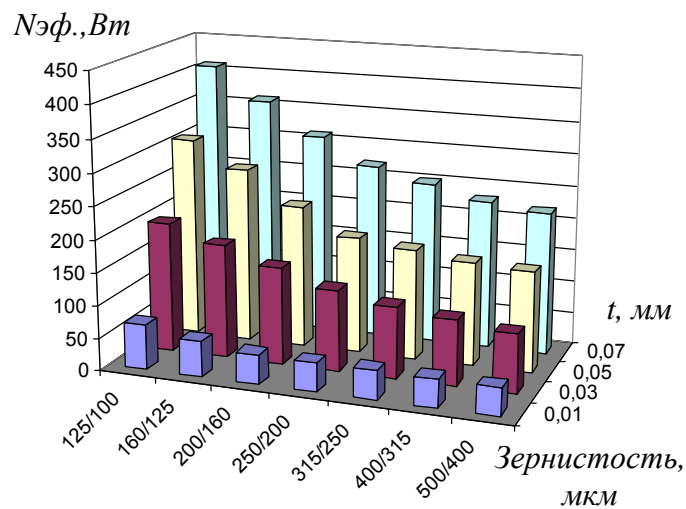


Рис. 1 - Влияние глубины шлифования на эффективную мощность шлифования при различной зернистости гексанита-А.

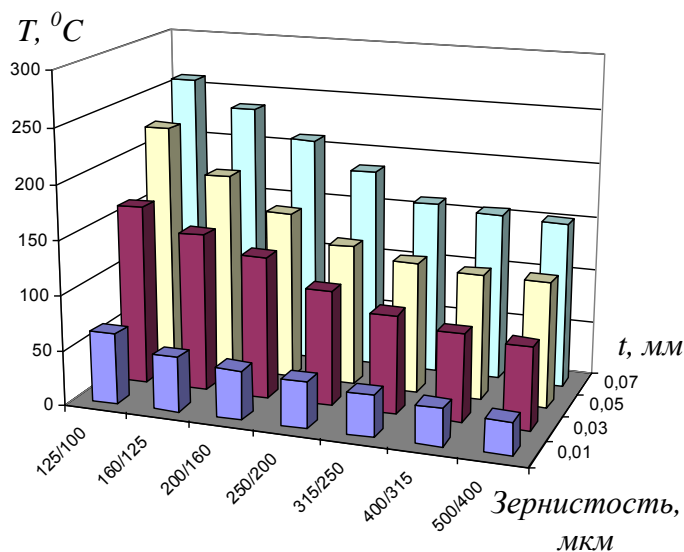


Рис. 2 - Влияние глубины шлифования на максимальную температуру в зоне контакта при различной зернистости гексанита-А.

Исследования свидетельствуют о существенном влиянии зернистости гексанита-А на работоспособность кругов. Можно предположить, что на основные параметры – эффективную мощность и температуру шлифования в зависимости от зернистости абразива действуют два взаимно противоположных фактора. С одной стороны, с возрастанием зернистости абразива увеличиваются радиусы закругления режущих кромок зерен, а также углы их заострения, в результате чего мощность и температура шлифования должны возрастать. С другой стороны, при работе мелкозернистыми кругами каждое зерно является мгновенным источником тепла, а поскольку число рабочих зерен велико, то их суммарное тепловыделение выше и, следовательно, выше будет температура шлифования и мощность. В то же время с ростом зернистости и уменьшением числа рабочих зерен увеличивается доля трения связки и ее фрикционные свойства оказывают существенное влияние на работоспособность инструмента. Именно преобладающим влиянием последнего фактора на процесс шлифования можно объяснить наблюдаемое снижение мощности и контактной температуры при увеличении зернистости гексанита-А кругов на связке БСТ, в состав которой введены антифрикционные присадки (рис. 2).

Результаты исследований влияния зернистости гексанита-А на эффективную мощность в зависимости от глубины шлифования представлены на рис. 3. Режимы обработки: $V_{кр} = 18$ м/сек, $S_{пр} = 10$ м/мин, $S_{нон} = 5$ мм/ход, $t = 0,05$ мм, без СОТС). С увеличением глубины шлифования мощность возрастает пропорционально для всех исследованных зернистостей абразива. Можно отметить, что с увеличением размера зерен гексанита-А в инструменте наблюдается некоторое снижение величин исследуемых параметров процесса, что свидетельствует о принципиальной возможности существенного повышения производительности обработки за счет увеличения глубины резания при условии использования абразивных зерен гексанита-А больших размеров.

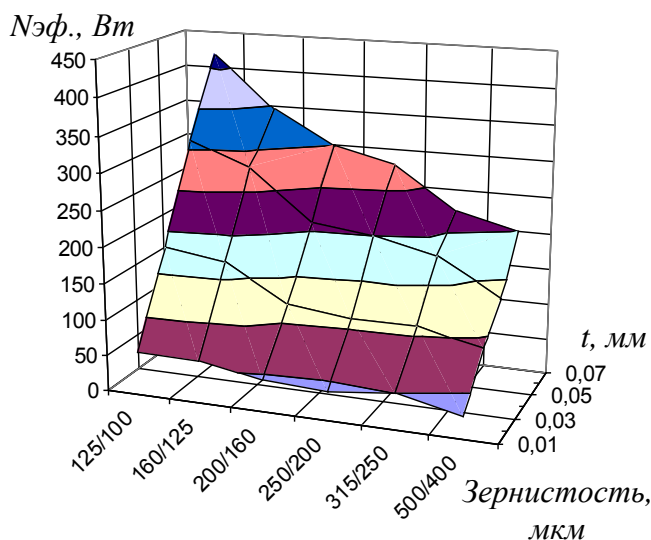


Рис. 3 - Влияние зернистости гексанита-А на эффективную мощность шлифования – $N_{эф}$ при различной глубине шлифования – t .

Расчетные кривые распределения температуры по объему пластины из стали Р6М5 в процессе шлифования ее гексанитовым кругом ГА 250/200 БСТ-1-100 диаметром 200 мм представлены на рис.4.

Распределение температуры дано в продольной нормально секущей плоскости, проходящей через середину детали. Кривые изменения температур в объеме детали можно условно разбить на три характерные зоны:

- а) незначительное повышение температуры перед приближающимся источником тепла - кругом;
- б) интенсивного роста температуры под источником;
- в) резкого снижения температуры после прохождения источника.

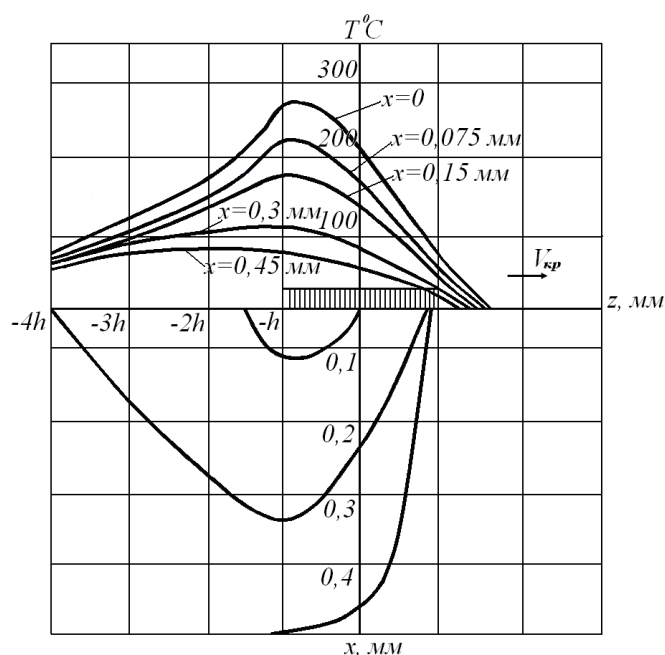


Рис. 4 - Расчетные кривые распределения температуры по объему пластины из стали X12M при шлифовании гексанитовым кругом 12A2 200x10x5x32, ГА 250/200 БСТ-1, 100%.

Поверхностный слой металла нагрет наиболее неравномерно: наибольшая температура возникает в зоне контакта с кругом ближе к заднему срезу; по мере удаления от поверхности в глубь детали зона максимальной температуры все более смещается к заднему срезу источника и на некоторой глубине может выходить за пределы проекции площади контакта.

Кривые, характеризующие более глубокие слои металла, более пологи, что свидетельствует об уменьшении скорости и неравномерности нагрева и охлаждения глубинных слоев обрабатываемой детали.

Выводы

В результате исследований процесса шлифования абразивными кругами из гексанита-А 12A2 200x10x5x32 стали Р6М5 получена пространственно-временная функциональная зависимость, описывающая температурное поле детали посредством ряда различных параметров круга и параметров самого процесса шлифования. Установлено, что круги на специальных связках 01 и БСТ имеют значительно более высокие эксплуатационные характеристики при этом снижение мощности шлифования и контактной температуры происходит, как за счет увеличения размера абразивного зерна, так и за счет наличия в связках антифрикционных присадок. Шлифование такими кругами обеспечивает снижение уровня термических напряжений и дает возможность расширить области бездефектного шлифования для различных сталей в сторону увеличения скоростей обработки и существенно повысить производительность за счет увеличения глубины резания.

Перечень источников литературы: 1. Сипайлов В.А. Тепловые процессы при шлифовании и управлении качеством поверхности. - М.: Машиностроение. 1978. - 168с. 2. Карелю К., Егер Д. Теплопроводность твердых тел.- М.: Наука, 1964.- 487с.

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

ШЛИФОВАНИЕ ИНСТРУМЕНТАЛЬНЫХ СТАЛЕЙ АБРАЗИВНЫМ
ИНСТРУМЕНТОМ НА ОСНОВЕ ГЕКСАНИТА – А

Волкогон В.М., Антонюк В.С., Аврамчук С.К., Котляр Д.А., Федоран Ю.А.

Представлены результаты исследований процесса шлифования инструментальных сталей инструментом на основе гексанита-А. Рассмотрено влияния зернистости абразива и связки круга на эффективную мощность шлифования и максимальную температуру в зоне контакта при обработке инструментальной стали Р6М5.

ШЛІФУВАННЯ ІНСТРУМЕНТАЛЬНИХ СТАЛЕЙ АБРАЗИВНИМ ІНСТРУМЕНТОМ НА
ОСНОВІ ГЕКСАНИТА – А

Волкогон В.М., Антонюк В.С., Аврамчук С.К., Котляр Д.А., Федоран Ю.А.

Представлені результати досліджень процесу шліфування інструментальних сталей інструментом на основі гексаніта-А. Розглянуто впливу зернистості абразиву і зв'язки кола на ефективну потужність шліфування і максимальну температуру в зоні контакту при обробці інструментальної сталі Р6М5.

GRINDING TOOL STEEL ABRASIVE TOOL BASED ON GEKSANITA – A

Volkogon V.M., Antoniuk V.S., Avramchuk S.K., Kotlyar, D.A., Fedoran Y.A.

The results of the research process of grinding tool steels based tool geksanita-A. The effect of abrasive grit and ligaments in the range of effective power sanding and maximum temperature in the contact zone in the processing of tool steel Р6М5.

Ключевые слова: Шлифование, инструментальная сталь, абразивный инструмент, гексанит-А.

Ключові слова: Шліфування, інструментальна сталь, абразивний інструмент, гексаніт-А

Key words: Grinding, tool steel, abrasive tools, hexane-A

Дата надходження статті: 23 вересня 2011

УДК.621.923.77

Кривий П.Д., Кашуба Н.П., Сенік А.А., Кривінський П.П.

ТНТУ ім. Івана Пулюя, м. Тернопіль, Україна

Kashuba_N.P@mail.ru

ФОРМУВАННЯ НА ПЛОСКИХ ПОВЕРХНЯХ ВІБРООБКОЧУВАННЯМ РЕГУЛЯРНОГО МІКРОРЕЛЬЄФА З ПІДВИЩЕНИМ СТУПЕНЕМ ПЕРЕКРИТТЯ

Постановка проблеми, аналіз останніх досліджень і публікацій, актуальність

Одним із методів підвищення експлуатаційних властивостей деталей, якості їх контактуючих поверхонь і маслостійкості, шорсткості, твердості, зносостійкості є створення віброобкочуванням на цих поверхнях тертя регулярного мікрорельєфа [3, 5].

Так стендові і експлуатаційні випробування двигунів внутрішнього згорання автомобілів ЗИЛ-130 (Росія), в яких робочі поверхні гільз мали відповідний регулярний мікрорельєф показали підвищення їх зносостійкості в 1,4 – 1,6 разів, а поршневих кілець – до двох разів [5]. Впровадження віброобкочування замість розвертування внутрішньої поверхні підшипника-втулки токарно-револьверного автомата моделі 15136 на Хабаровському верстатобудівному заводі (Росія) дало можливість підвищити зносостійкість робочої поверхні підшипника на 60-80%, виключивши при цьому утворення натирів і задирів [3].

Серед найголовніших критеріїв регулярного мікрорельєфу, який забезпечує підвищення зносостійкості контактуючої поверхні є ступінь перекриття, що визначається відносною площею віброобкочування, яка рівна частці від відношення віброобкоченої площі робочої поверхні до загальної [3].

Відомі технології і пристрої [1, 2, 4, 6] формування регулярних мікрорельєфів на плоских поверхнях. Найбільш ефективним технологічним засобом для створення регулярних мікрорельєфів різних видів [5] на плоских поверхнях є відомий пристрій для обробки віброобкочуванням плоских поверхонь [2]. Проте цей пристрій має суттєвий недолік. Суть його полягає в тому, що через нестабільність в часі характеристик пружин стиску практично неможливо забезпечити однакові зусилля віброобкочування на кожному віброобкатнику, що може призвести до утворення так званого квазірегулярного мікрорельєфу і різної по всій робочій поверхні зносостійкості.

Окрім цього в літературі відсутні дослідження формування регулярних мікрорельєфів із підвищеним ступенем перекриття, коли відносна площа віброобкочування $S_{г.в.} > 80\%$

Тому створення технологічного спорядження для формування на плоских поверхнях регулярного мікрорельєфа з підвищеним ступенем перекриття і дослідження впливу елементів режиму віброобкочування на цей параметр віброобкоченої поверхні є актуальною задачею.

Мета роботи

Створити технологічне спорядження для формування віброобкочуванням на плоских поверхнях регулярного мікрорельєфу із підвищеним ступенем перекриття і дослідити вплив елементів режиму віброобкочування на ступінь перекриття.

Викладення основного матеріалу

Конструктивна принципіальна схема пристрою (технологічного спорядження) для формування віброобкочуванням на плоских поверхнях регулярного мікрорельєфа з підвищеним ступенем перекриття, подано на рис. 1.

На пінолі 19 широко-універсального фрезерного верстата закріплений пристрій, який складається з корпусу 1, в якому, з можливістю здійснення прямолінійного зворотно-поступального руху встановлена каретка 2. В каретці є поздовжній паз, в якому монтуються, з можливістю забезпечення взаємного розміщення в поздовжньому і поперечному напрямках, робочі гідравлічні циліндри 4, 6, 12 на кінцях штоків яких є деформуючі елементи – віброобкатники 16, 17, 18. Порожнини цих циліндрів 4, 6, 12 з'єднані із центральним циліндром 7, у

верхній частині якого встановлена пружина 8, що одним кінцем контактує із верхнім торцем поршня 10, а іншим - з регулювальним гвинтом 9. Каретка через ролик 21, який контактує з кулачком 20, профіль якого виконаний за Архімедовою спіраллю. Необхідне зусилля деформування створюється загвинчуванням регулювального гвинта 9 і стисненням пружини 8, яка діючи на поршень 10 центрального циліндра, створює необхідний тиск у гідросистемі.

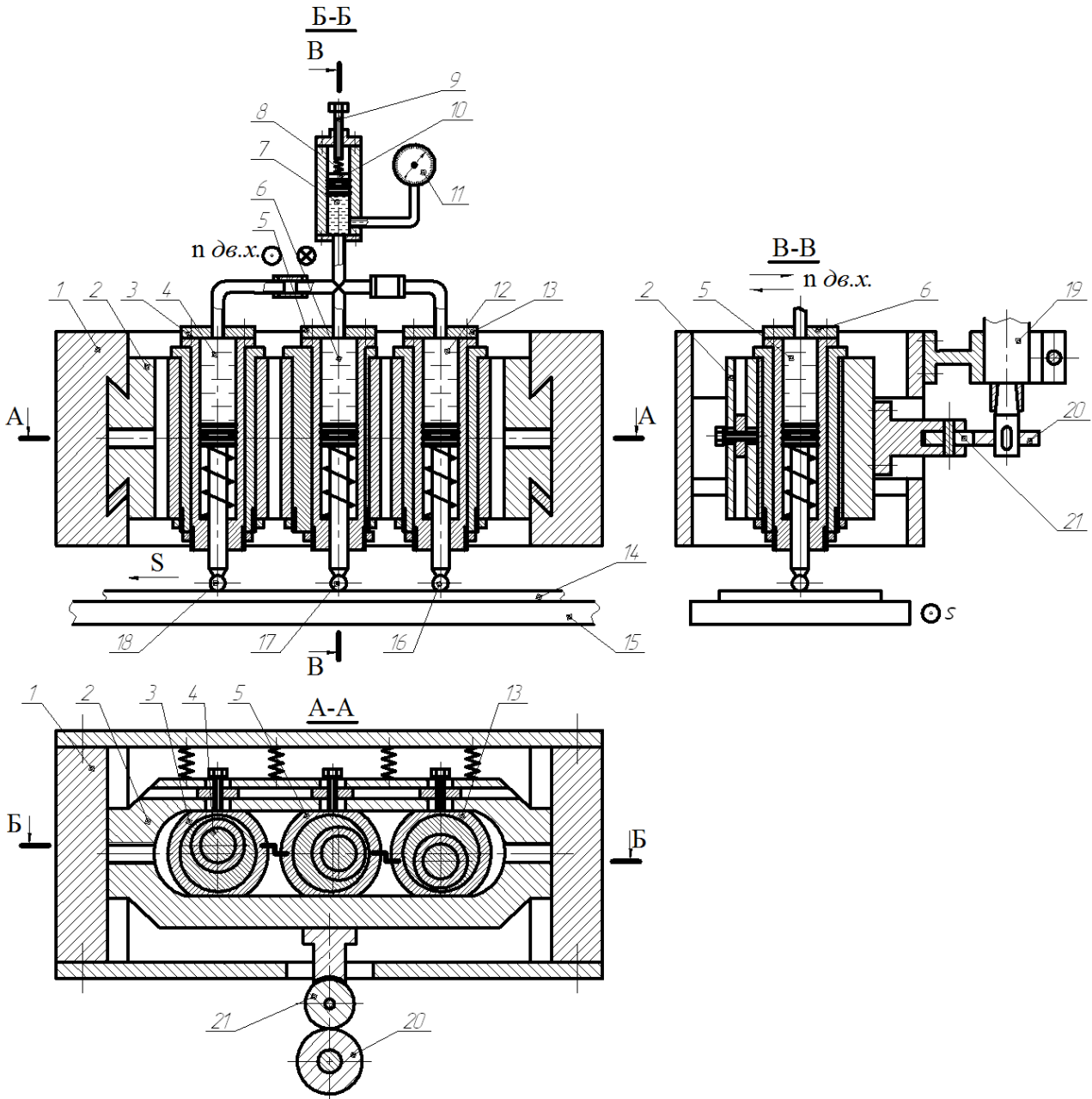


Рис. 1 – Конструктивна принципіальна схема пристрою (технологічне спорядження) для формування віброобробкуванням регулярного мікрорельєфу на плоских поверхнях.

Формування регулярного мікрорельєфу забезпечується наступним чином. Заготовку, наприклад, стрічку 14 встановлюють на столі верстата 15. Здійснивши наладку пристрою, тобто забезпечивши певні положення віброобробкатників шляхом відповідного їх розміщення, як у поздовжньому так і у поперечному напрямках і встановивши поздовжню подачу S_n і частоту осциляцій n включають обертання шпинделя і поздовжню подачу стола. Віброобробкатники 16, 17, 18, контактуючи із обробленою поверхнею, внаслідок здійснення двох взаємно перпендикулярних рухів її деформують і формують, в залежності від вибраних елементів режиму віброобробкування певний вид регулярного мікрорельєфу.

Підвищений ступінь перекриття може бути забезпечений при умові, коли крок віброобкоченої канавки t_k буде менше ширини канавки ρ , утвореної віброобкатником, тобто $t_k < \rho$.

Ступінь перекриття, будемо подавати в процентному відношенні відносною площею віброобкочування, як частку від ділення віброобкоченої площі до загальної на певному відрізьку заданої довжини, наприклад, довжині рівній t_k .

В загальному геометричні моделі віброобкоченої поверхні створеної одним віброобкатником можуть бути, в залежності від кількості n осциляцій (0,5; 1; 2; ...), або кроків на довжині розглядуваної поверхні, і при певному співвідношенні кроку – t_k і ширини ρ канавки та дотриманні певних умов – трьох типів: перший – при $0 < \frac{t_k}{\rho} < 0,5$; другий – при

$\frac{t_k}{\rho} = 0,5$ і третій, коли $0,5 < \frac{t_k}{\rho} \leq 1,0$.

У випадку, коли ширина стрічки на якій формується регулярний мікрорельєф $H = 2 \cdot e_{кр} + \rho$, $S_n = 0$ і $e_{кр} = 0$, максимальна відносна площа віброобкочування дорівнює

$$S_{в.в. \max} = \frac{\pi}{4} \cdot 100\% = 78,5\% .$$

Якщо $S_n = 0$, а $e_{кр} \neq 0$, то відносна площа віброобкочування у відсотках визначиться із формули:

$$S_{в.в.} = \frac{\pi \cdot \rho + 8e_{кр}}{4\rho + 8e_{кр}} \cdot 100\% \quad (1)$$

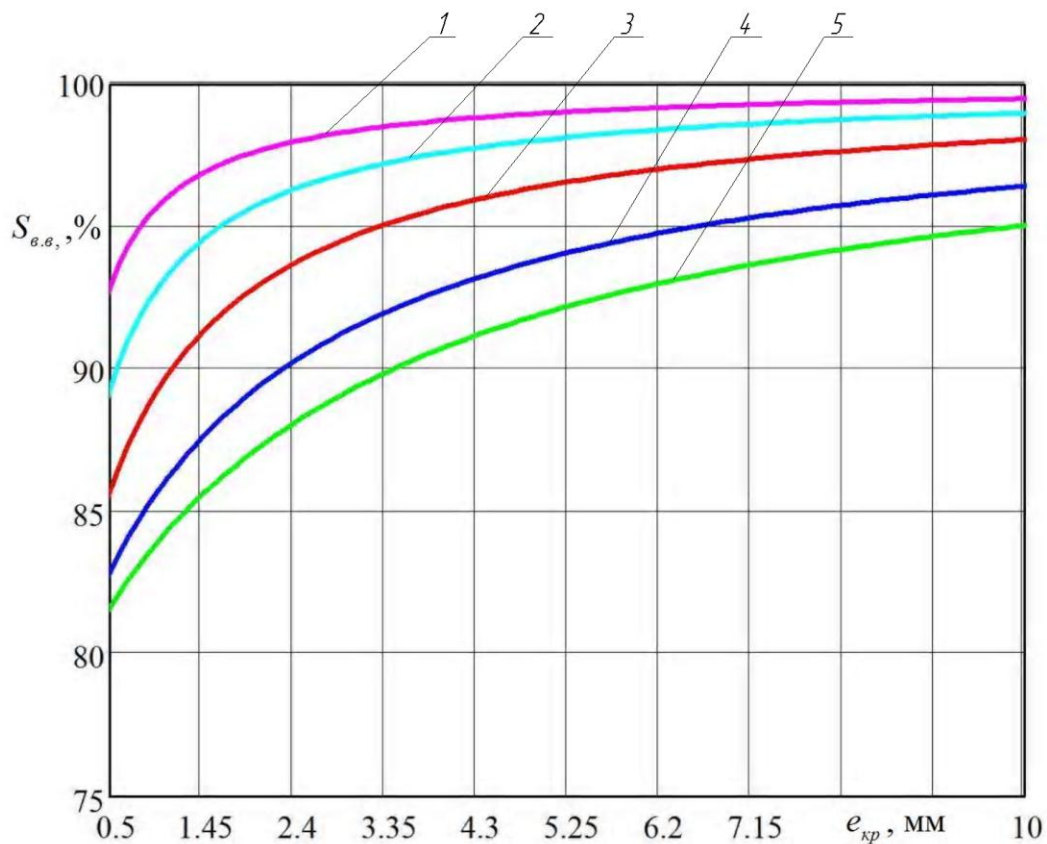


Рис. 2 – Графік залежності відносної площі віброобкочування регулярного мікрорельєфу $S_{в.в.}$ в % від величини амплітуди $e_{кр}$ в мм при відповідних значеннях ширини канавки: 1 – $\rho = 0,5$ мм, 2 – $\rho = 1$ мм, 3 – $\rho = 2$ мм, 4 – $\rho = 4$ мм, 5 – $\rho = 6$ мм.

Аналіз формули (1) і графіків подана на рис.2 показує, що із збільшенням $e_{кр}$ величина $S_{e.e.}$ збільшується і при $e_{кр} \rightarrow \infty S_e \rightarrow 100\%$.

В даній роботі розглядається другий тип регулярного мікрорельєфу при умові, що $S_n \neq 0, H = 2 \cdot e_{кр} + \rho$ і $\frac{t_k}{\rho} = 0,5$.

Геометрична модель цього типу регулярного мікрорельєфу при $n = 1$ подана на рис.3.

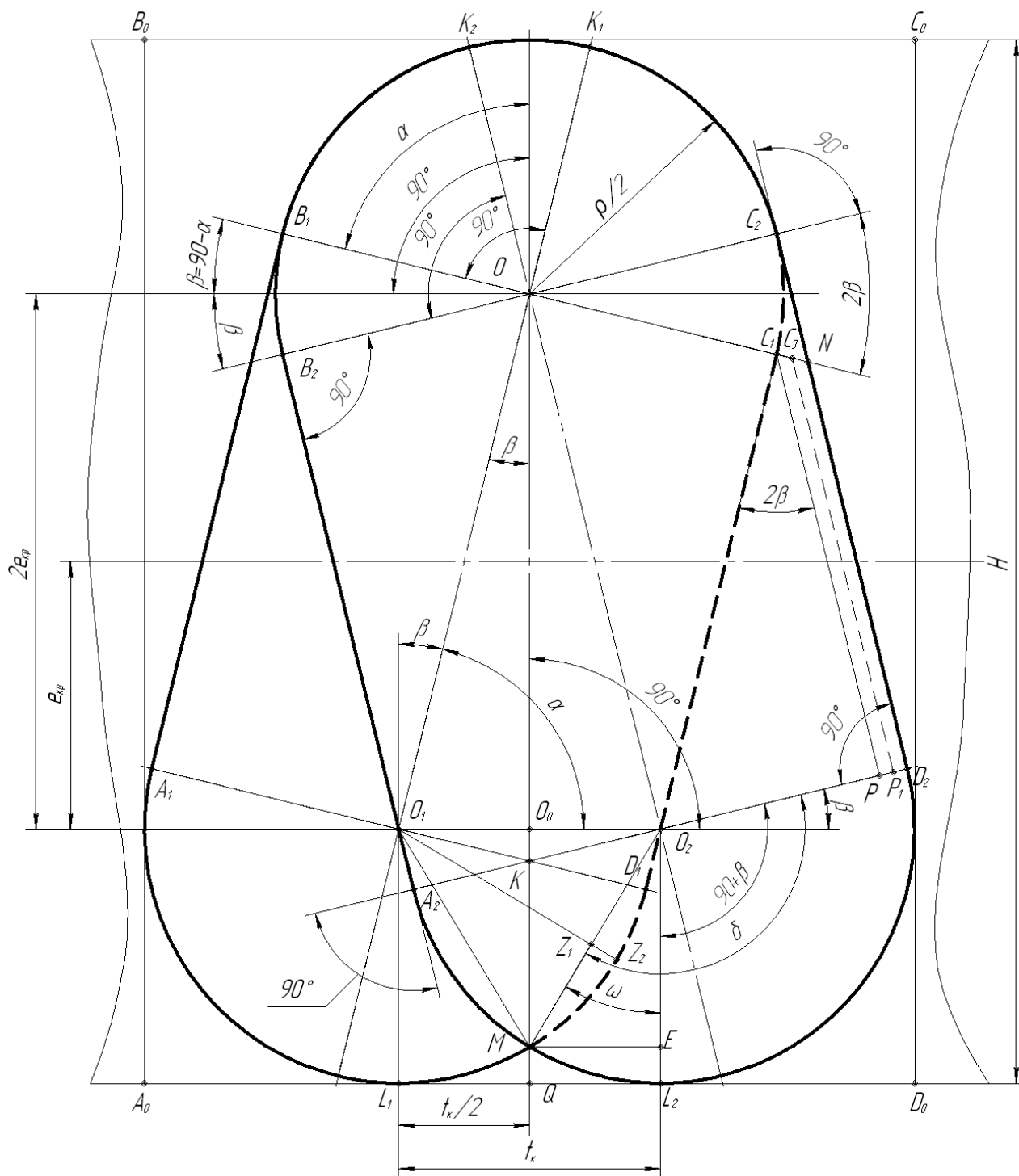


Рис. 2 – Геометрична модель та розрахункова схема рельєфу для визначення відносної площі віброобточування за один подвійний хід віброобкатника.

Площа S_g , яка утворилась внаслідок деформації оброблюваної поверхні при здійсненні одного подвійного ходу віброобкатника і поздовжній подачі стрічки S_n , величині різниці максимального і мінімального радіусів кулачка з профілем, виконаним за Архімедовою спіраллю, яка дорівнює $2e_{kp} = R_{k_{max}} - R_{k_{min}}$, та ширині канавки ρ і кроку $t_k = \rho/2$, схематично зображена на рис. 3 фігурою $A_1B_1K_2K_1C_2ND_2L_2ML_1$.

В загальному площа віброобкоченої поверхні, утвореної при вищезазначених умовах може бути подана рівнянням такого виду:

$$S_g = \sum_{i=1}^n S_{z\bar{b}_i} - \sum_{j=1}^m S_{z\bar{b}_j}, \quad (2)$$

де $S_{z\bar{b}}$ та $S_{z\bar{m}}$ - відповідно складові площі віброобкоченої поверхні, які збільшують та зменшують величину S_g .

Скориставшись запропонованою геометричною моделлю і розрахунковою схемою величину S_g виразимо наступним чином:

$$\begin{aligned} S_g &= S_{z\bar{b}_1} = S_{A_1B_1C_1D_1} + S_{z\bar{b}_2} = 2 \cdot S_{B_1K_2K_1C_1} + S_{z\bar{b}_3} = S_{C_1C_2N} + S_{z\bar{b}_4} = S_{O_2C_1ND_2} + S_{z\bar{b}_5} = \\ &= S_{O_2P_2L_2M} - S_{z\bar{m}_1} = S_{ML_1O_2L_2} \end{aligned}$$

Величина $S_{z\bar{b}_1}$ дорівнює площі прямокутного чотирикутника із сторонами, які дорівнюють $\frac{2e_{kp}}{\sin \alpha}$ і ρ .

$$S_{z\bar{b}_1} = \frac{2\rho \cdot e_{kp}}{\sin \alpha}. \quad (3)$$

З ΔO_0O_1O , взявши до уваги, що $O_0O_1 = t_k/2$, а $O_0O = 2e_{kp}$, отримаємо:

$$\alpha = \arctg\left(\frac{4e_{kp}}{t_k}\right). \quad (4)$$

Виразивши t_k через елементи режиму віброобкочування, тобто $t_k = \frac{S_n}{n}$, будемо мати:

$$\alpha = \arctg\left(\frac{4e_{kp} \cdot n}{S_n}\right). \quad (5)$$

Врахувавши, що $\arctg(x) = \arcsin \frac{x}{\sqrt{1+x^2}}$, а $\sin(\arcsin(x)) = x$ в кінцевому результаті отримаємо:

$$\sin \alpha = \frac{4e_{kp} \cdot n}{\sqrt{S_n^2 + 16e_{kp}^2 \cdot n^2}}. \quad (6)$$

І тоді $S_{z\bar{b}_1}$ виразиться формулою:

$$S_{z\bar{b}_1} = \rho \frac{\sqrt{S_n^2 + 16e_{kp}^2 \cdot n^2}}{2n}. \quad (7)$$

Величина $S_{z\bar{b}_2}$ - дорівнює площі круга з радіусом $\rho/2$.

$$S_{z\bar{b}_2} = \pi\rho^2/4. \quad (8)$$

Величина третьої складової площі $S_{зб_3}$ буде дорівнювати площі криволінійного трикутника C_1C_2N і виражається різницею площ прямокутного трикутника OC_2N і сектора OC_1C_2 . З врахуванням того, що $2\beta = 180^\circ - 2\alpha$ (рис.3), то використавши для тригонометричних функцій формули приведення і подвійного кута, після спрощень отримаємо:

$$S_{зб_3} = \frac{1}{2} \cdot \frac{\rho}{2} \cdot \frac{8e_{кр} \cdot n \cdot S_n}{16e_{кр}^2 \cdot n^2 - S_n^2} \times \left(\frac{\rho}{2} - \sqrt{S_n^2 + 16e_{кр}^2 \cdot n^2} \cdot \frac{4e_{кр} \cdot n}{\sqrt{S_n^2 + 16e_{кр}^2 \cdot n^2}} \cdot \sqrt{1 - \frac{16e_{кр}^2 \cdot n^2}{S_n^2 + 16e_{кр}^2 \cdot n^2}} \right) \quad (9)$$

Четверту складову площу $S_{зб_4}$, яка збільшує площу віброобробкування знайдемо, як суму площ ΔO_2C_1P і трапеції $C_1ND_2O_2$.

Визначивши сторону O_2C_1 ΔO_2C_1P , як $O_2C_1 = \frac{2e_{кр}}{\sin \alpha}$, врахувавши (6) і подавши $2\beta = 180^\circ - 2\alpha$ знайшли довжини сторін O_2P і C_1P і площу трикутника $S_{\Delta O_2C_1P}$.

Розглянувши ΔOC_2N і взявши до уваги, що $OC_2 = \frac{\rho}{2}$ і $\angle C_2ON = 2\beta = 180^\circ - 2\alpha$, визначили довжину сторони C_2N і відповідно другу сторону NP_2 трапеції NP_2PC_1 . Висота PP_2 трапеції визначається, як різниця $\frac{\rho}{2} - O_2P$, а середня лінія буде дорівнювати CP_1 .

Врахувавши вище подане і спростивши отримаємо:

$$S_{зб_4} = 0,5 \cdot \frac{\sqrt{S_n^2 + 16e_{кр}^2 \cdot n^2} \cdot \frac{4e_{кр} \cdot n}{\sqrt{S_n^2 + 16e_{кр}^2 \cdot n^2}} \cdot \sqrt{1 - \frac{16e_{кр}^2 \cdot n^2}{S_n^2 + 16e_{кр}^2 \cdot n^2}}}{2 \cdot n} \times \left(\frac{\sqrt{S_n^2 + 16e_{кр}^2 \cdot n^2} \cdot \left(\frac{32e_{кр}^2 \cdot n^2}{S_n^2 + 16e_{кр}^2 \cdot n^2} - 1 \right)}{4 \cdot n} + \frac{\sqrt{S_n^2 + 16e_{кр}^2 \cdot n^2} \cdot \left(\frac{32e_{кр}^2 \cdot n^2}{S_n^2 + 16e_{кр}^2 \cdot n^2} - 1 \right) + \sqrt{S_n^2 + 16e_{кр}^2 \cdot n^2} - 0,5 \cdot n \cdot \rho}{4 \cdot n} \right) \times \frac{0,5 \cdot n \cdot \rho - \sqrt{S_n^2 + 16e_{кр}^2 \cdot n^2} \cdot \frac{4e_{кр} \cdot n}{\sqrt{S_n^2 + 16e_{кр}^2 \cdot n^2}} \cdot \sqrt{1 - \frac{16e_{кр}^2 \cdot n^2}{S_n^2 + 16e_{кр}^2 \cdot n^2}}}{n} \quad (10)$$

Складову площу $S_{зб_5}$ визначимо, як площу сектора $O_2D_2L_2M$. Врахувавши позначення на розрахунковій схемі, та врахувавши, що $t_k = \frac{S_n}{n}$ після спрощення отримаємо:

$$S_{зб_5} = \left(1 - \frac{3 \cdot \arctg \frac{4e_{кр} \cdot n}{S_n} \cdot \pi}{2\pi^2} \right) \cdot \pi \cdot \frac{\rho^2}{4}. \quad (11)$$

Прийнявши, що прямолінійний відрізок D_1M відділяє собою частину кола з центром в точці O_1 визначимо площу сегмента $MZ_1D_1Z_2$ скориставшись формулою:

$$S_{з_м} = S_c = 0,02258 \cdot \rho^2 \quad (12)$$

Тоді відносна площа віброобробчування $S_{в.в.}$ виразиться залежністю:

$$S_{в.в.} = \frac{S_{в.}}{S} \cdot 100\%, \quad (13)$$

де

$$S = (2e_{кр} + \rho) \cdot \frac{3}{2} \rho. \quad (14)$$

Використавши (13) отримали графіки залежності відносної площі віброобробчування $S_{в.в.}$ в % від ширини канавки ρ в мм при відповідних значеннях ширини стрічки H в мм.

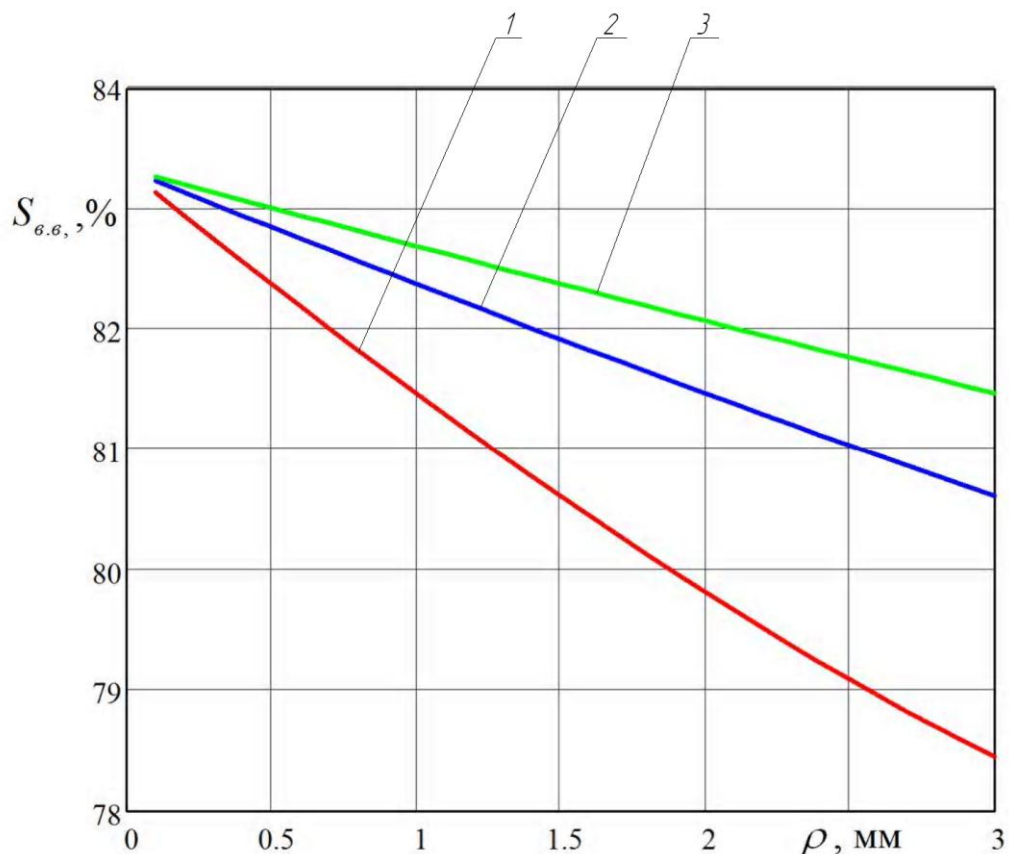


Рис. 3 – Графік залежності відносної площі віброобробчування регулярного мікрорельєфу $S_{в.в.}$ в % від ширини канавки ρ в мм при відповідних значеннях ширини стрічки: 1 – $H = 10$ мм, 2 – $H = 20$ мм, 3 – $H = 30$ мм,.

Висновки

Для зигзагоподібного регулярного мікрорельєфу створеного одним віброобкатником визначені три умови: $0 < \frac{t_k}{\rho} < 0,5$; $\frac{t_k}{\rho} = 0,5$ і $0,5 < \frac{t_k}{\rho} \leq 1,0$, при яких забезпечуються різні геометричні моделі віброобкоченої поверхні.

Отримана при умові $\frac{t_k}{\rho} = 0,5$ залежність для визначення відносної площі віброобкочування, величина якої залежить від ширини канавки поздовжньої подачі, частоти та амплітуди осциляцій.

Запропонована нова конструкція пристрою для формування регулярних мікрорельєфів на плоских поверхнях.

Побудовані графіки залежності відносної площі віброобкочування від ширини канавки, при умові, що $H = 2e_{кр} + \rho$, $t_k = \frac{S_n}{n} = \frac{\rho}{2}$. З графіків видно, що із збільшенням ρ – величина відносної площі віброобкочування $S_{в.в.}$ зменшується, а із збільшенням $e_{кр}$ – величина $S_{в.в.}$ – збільшується.

В перспективі. На основі запропонованої методики буде досліджено вплив елементів віброобкочування на відносну площу віброобкоченої поверхні для двох інших типів зигзагоподібного регулярного мікрорельєфу при $n \neq 1$.

Перелік джерел літератури: **1.** А. с. 589484 СССР, МКИ³ F16 G 13/08. Способ изготовления свертной втулки из ленты / С.А. Дубиняк, П.Д. Кривый, Н.И. Кузьмин, А.В. Куцевич. (СССР). – №2364943/25-27; заявл. 24.05.76; опубл. 25.01.78, Бюл. №3. **2.** А. с. 659370 СССР, МКИ³ B24 B 39/00. Устройство для обработки виброобкатыванием плоских поверхностей / П.Д. Кривый. (СССР). – №2486606/25-27; заявл. 12.05.77; опубл. 30.04.79, Бюл. №16. **3.** Богоявленский К.Н. Изготовление деталей пластическим деформированием. / К.Н. Богоявленский, П.В. Кашнев – Л.: Машиностроение, 1975. – 386с. **4.** Дубиняк С.А. Новая технология изготовления свертных втулок и сборки приводных цепей / С.А. Дубиняк, П.Д. Кривый, А.В. Куцевич // Материалы 7-й н.т.к. молодых ученых “Теоретические и экспериментальные исследования в области с/х машиностроения”, ВИСХОМ, М. – 1979. – с.91-94. **5.** Кашуба Н.П. Математичні моделі частково регулярних зигзагоподібних мікрорельєфів на плоских поверхнях / Н.П. Кашуба., А.А. Сенік, В.В. Шпитко // Десятий міжнародний симпозіум українських інженерів-механіків у Львові (Україна, м. Львів 25-27 травня 2011р.). – Львів: КІНПАТРИ ЛТД.– 2011. –С.228-230. **6.** Шнейдер Ю.Г. Эксплуатационные свойства деталей с регулярным микрорельефом (2-е изд. перераб. и доп.) / Шнейдер Ю.Г. – Л.: Машиностроение, Ленинградское отделение, 1982. – 248с.

Рецензент: **Луців І.В.**, д.т.н., проф. ТНТУ

ФОРМУВАННЯ НА ПЛОСКИХ ПОВЕРХНЯХ ВІБРООБКОЧУВАННЯМ РЕГУЛЯРНОГО МІКРОРЕЛЬЄФА З ПІДВИЩЕНИМ СТУПЕНЕМ ПЕРЕКРИТТЯ

Кривий П.Д., Кашуба Н.П., Сенік А.А., Кривінський П.П.

У статті запропонована нова конструкція пристрою і технологія формування регулярних мікрорельєфів з підвищеним ступенем перекриття. Отримана формула для визначення відносної площі віброобкочування в залежності від елементів режиму віброобкочування, а саме: частоти осциляцій n , поздовжньої хвилинної подачі S_n , величини амплітуди $e_{кр}$, ширини ρ і кроку $t_k = S_n/n$ канавки. Побудовані графіки залежності відносної площі віброобкочування в залежності від ширини канавки ρ і величини амплітуди $e_{кр}$.

ФОРМИРОВАНИЕ НА ПЛОСКИХ ПОВЕРХНОСТЯХ ВИБРООБКАЧИВАНИЕМ РЕГУЛЯРНОГО МИКРОРЕЛЬЭФА С ПОВЫШЕННОЙ СТЕПЕНЬЮ ПЕРЕКРЫТИЯ

Кривый П.Д., Кашуба Н.П., Сеник А.А., Кривинський П.П.

В статье предложена новая конструкция устройства и технология формирования регулярных микрорельефов с повышенной степенью перекрытия. Получена формула для определения относительной площади виброобкачивания в зависимости от элементов режима виброобкачивания, а именно: частоты осцилляций n , продольной минутной подачи S_n , величины амплитуды $e_{кр}$, ширины ρ и шага $t_k = S_n/n$ канавки. Построены графики зависимости относительной площади виброобкачивания в зависимости от ширины канавки ρ и величины амплитуды $e_{кр}$.

HIGHER OVERLAPPING REGULAR MICRORELIEF FORMATION ON FLAT SURFACES BY VIBRATION ROLLING

Kryvyy P.D., Kashuba N.P., Senyk A.A., Kryvinskyi P.P.

The paper deals with the new accessories design and formation technology of higher overlapping regular microrelief. The formula of determination of a relative vibration rolling area as a function of vibration rolling conditions such as oscillation frequency n , longitudinal minute feed S_n , amplitude value $e_{кр}$, the groove width ρ and the groove spacing $t_k = S_n/n$ is founded. Schedules of dependence of the relative area vibration rolling depending on the width of the grooves ρ and the

Ключові слова: віброобкочування, регулярний мікрорельєф, відносна площа, крок канавки, амплітуда, частота осциляцій.

Ключевые слова: виброобкачивания, регулярный микрорельеф, относительная площадь, шаг канавки, амплитуда, частота осцилляций.

Key words: vibration rolling, regular microrelief, relative area, groove spacing, amplitude value, oscillation frequency.

Дата надходження статті: 7 жовтня 2011

УДК 621.9.048

Мицьк А.В., Федорович В.А.
ВНУ ім. В. Даля, г. Луганск, Україна
НТУ «ХПІ», г. Харьков, Україна

ЭФФЕКТИВНОСТЬ НОВЫХ РАЗНОВИДНОСТЕЙ СПОСОБА ВИБРАЦИОННОЙ ОБРАБОТКИ ДЕТАЛЕЙ

Введение

Теоретическими и экспериментальными исследованиями в области металлообработки, проводимыми отечественными и зарубежными авторами, установлено, что определяющую роль в обеспечении эксплуатационных характеристик играет состояние поверхностного слоя, который окончательно формируется при отделочно-зачистных операциях. Микрогеометрия поверхностей деталей является одним из основных эксплуатационных параметров, определяющих надежность и долговечность изделий [1, 2].

Промышленный опыт показывает, что количество деталей машин, подвергаемых отделочно-зачистным операциям, составляет 85...95 % от их общего количества. В связи с возрастающими требованиями к качеству выпускаемых изделий есть основание полагать, что указанный процент деталей будет еще более высоким. Кроме того, операции, связанные с удалением заусенцев, скруглением острых кромок, уменьшением шероховатости поверхности на 60 % и более выполняются с применением маломеханизированного труда, что делает проблему эффективности отделочно-зачистной обработки весьма своевременной для технического перевооружения действующих металлообрабатывающих производств [3].

На сегодняшний день промышленно распространенным способом выполнения отделочно-зачистных операций является вибрационная обработка свободной абразивной средой, помещенной с обрабатываемыми деталями в колеблющийся резервуар, где при общем циркуляционном движении за счет особенностей кинематики и динамики гранул среды и обрабатываемых деталей происходят процессы микрорезания и упругопластического деформирования, обеспечивающие удаление дефектного слоя металла и уменьшение шероховатости поверхности [4, 5].

Несмотря на широкое промышленное внедрение и тенденции к его расширению способ вибрационной обработки в своем классическом понимании, то есть существующие технологии и оборудование для их реализации, уже не всегда отвечают технологическим и экономическим требованиям развивающегося производства, действующего по рыночным законам и сориентированного на интенсивный выпуск конкурентоспособной продукции при постоянном снижении ее трудоемкости и себестоимости. Одной из причин такого положения является отсутствие, как на Украине, так и в странах ближнего зарубежья, заводов, выпускающих современное оборудование и оснастку для абразивной обработки, что несомненно подтверждает бытующее мнение об особенностях станкостроительного производства, связанных с низкой рентабельностью и малой привлекательностью для инвестиций [6].

При общей оценке вибрационная обработка представляет собой сложный комплекс механо-физико-химических явлений, оказывающих существенное влияние на состояние поверхности обрабатываемых деталей, а при определенных условиях и рабочей среды. Физическая сущность процессов микрорезания и упругопластического деформирования, сопровождающих вибрационную обработку, характеризуется комплексным воздействием на обрабатываемые детали ряда факторов, вызванных колебательным движением и наличием рабочей среды определенной характеристики.

По мнению авторов настоящей статьи, расширение технологических возможностей вибрационной отделочно-зачистной обработки может быть направлено по пути создания ее новых разновидностей, что реализуется при дальнейшем использовании физических

эффектов, полученных при комбинировании различных схем энергетического воздействия на рабочую среду и детали.

Априорное изучение технологических особенностей способа вибрационной обработки, показывает, что он может служить основой для разработки и модификации целого ряда его разновидностей с новыми возможностями, полученными за счет комбинирования различных схем энергетических воздействий. Новые разновидности способа являются сочетанием различных технологий, в каждой, из которой сделана попытка использования и усиления положительных качеств, необходимых для технологического процесса вибрационной обработки. При различном сочетании энергетических воздействий на рабочую среду и детали уже сейчас создана гамма разновидностей рассматриваемого способа [5, 7].

Основная часть

НИЛ «Обработка свободными абразивами» ВНУ им. В. Даля уже более 30-ти лет находится на рынке новых технологий и оборудования для отделочно-зачистной обработки деталей. Среди ее последних научных предложений обращают на себя внимание новые разновидности способа вибрационной обработки, физическая сущность которых состоит в том, что обработку, состоящую в удалении дефектного слоя металла и уменьшение шероховатости поверхности, проводят при одновременном использовании энергии центробежных и вибрационных сил, воздействующих на рабочую среду, формообразующие свойства которой проявляются при создаваемом в данном случае равномерном и стабильном контакте с обрабатываемой поверхностью любой сложности.

Можно предположить, что существующие варианты комбинирования схем энергетических воздействий на рабочую среду и обрабатываемые детали обладают широкими технологическими возможностями для достижения требуемого результата обработки. Также вполне понятно, что успешному решению каждой новой разновидности вибрационной обработки должна предшествовать всесторонняя технологическая и конструкторская проработка. Однако, уже на лабораторном уровне можно судить о перспективности предлагаемых в статье вариантов, эффективное использование которых возможно на отделочно-зачистных операциях группы деталей, ранее принятых нетехнологичными для процессов классической виброобработки. К таким деталям в полной мере следует отнести мелко-, средне- и крупногабаритные корпусные с проблемной для отделочно-зачистной обработки поверхностью, образованной сочетанием цилиндрических, конусных и других криволинейных поверхностей, имеющих ниши, карманы, уступы, глухие и сквозные отверстия различного диаметра. Из группы корпусных деталей для новых разновидностей виброобработки в большей степени приемлемы те, которые имеют центральные сквозные отверстия, применимые для установки в специальных приспособлениях вибростанков. Следует также обратить внимание на детали типа тел вращения, а именно втулки, катушки, зубчатые колеса и другие.

Нетехнологичность выделенной группы деталей для операций виброобработки состоит в том, что традиционно используемые в существующих технологиях гранулы рабочих сред, имеющие размеры 5...30 мм не обеспечивают удаление дефектов в местах сложнопрофильных конструкций деталей, в большинстве случаев имеющих малые радиусы сопряжения, недоступные для гранул среды. Для устранения такого недостатка технологии и расширения ее возможностей согласно проектной логике было бы целесообразно уменьшить размер гранул среды и использовать при этом различные шлифпорошки и шлифзерно. Однако такая корректировка процесса обработки становится нереализуемой на промышленных вибростанках, работающих в интервале амплитуд 0,5...9,0 мм и оснащенных резервуарами, объем которых превышает 20 дм³ [8]. Основной причиной тому являются высокие демпфирующие свойства мелкодисперсных рабочих сред, которые препятствуют стабильности их циркуляционного движения, обеспечивающего микрорезание и упругопластическое деформирование в процессе обработки.

В сложившейся ситуации напрашивается вывод, что кинематическая активность мелкодисперсной рабочей среды в ее циркуляции явно недостаточна и требует дополнительного осциллирующего движения, формируемого при воздействии комбинированной схемы энергетических воздействий не только вибрационных, но и центробежных сил, влияющих на мелкодисперсную рабочую среду, формообразующие свойства которой в полной мере будут проявляться при равномерном и стабильном контакте со всей обрабатываемой поверхностью любой сложности.

На рис. 1, 2 представлены принципиальные схемы экспериментальных стендовых устройств, реализующих некоторые из множества вариантов новых разновидностей способа отделочно-зачистной виброобработки.

В предлагаемом аппаратном оформлении разновидностей способа используются, как единые, универсальные технические решения, так и конструктивно различные, усиливающие ту или иную составляющую при комбинировании схем энергетических воздействий на рабочую среду и обрабатываемые детали.

Единые технические решения состоят в том, что обработку проводят в упруго смонтированном на жесткой опоре резервуаре, имеющем форму совмещенных по условной плоскости оснований полых фигур цилиндра и усеченного конуса с большей вертикальной осью. Вращающийся импеллер в виде усеченного конуса с гофрированной поверхностью, установленный большим основанием к днищу резервуара, через вал импеллера жестко связан с инерционным вибровозбудителем, а затем последовательно через гибкую муфту с валом конического редуктора и с помощью клиноременной передачи с электродвигателем. Обрабатываемые детали поотдельности или пакетами устанавливают на расположенных по концентрическим окружностям установочных пальцах многоместного приспособления.

Конструктивно различные технические решения представленных разновидностей способа вибрационной отделочно-зачистной обработки, состоят в том, что в одной из них (рис. 1) усилено воздействие энергии вибрационных сил и погружаемое в резервуар приспособление с деталями, упруго смонтировано на жесткой опоре и связано с инерционным вибровозбудителем, сообщаящим как приспособлению, так и деталям независимые колебательные движения.

Во второй разновидности способа вибрационной обработки (рис. 2) многоместное приспособление для установки обрабатываемых деталей связано с вертикальным шпиндельным устройством вибростанка передачей двухпарного зацепления цилиндрических зубчатых колес, что дает возможность усилить энергию воздействия центробежных сил. При этом вращательное движение шпиндельного устройства происходит со скоростью 31,5...1400 об/мин.

Обобщенно оценивая две, рассмотренные выше, новые разновидности способа вибрационной отделочно-зачистной обработки, можно констатировать, что их реализация сопровождается одновременным воздействием на рабочую среду и обрабатываемые детали энергии вибрационных и центробежных сил. При этом в резервуаре вибростанка формируется общий циркуляционный и осциллирующий характер движения рабочей среды, свободно проникающий ко всем труднодоступным поверхностям деталей, что приводит к высокой интенсивности их обработки, управление которой осуществляют при выборе рациональных значений амплитудно-частотных параметров колебательного движения резервуара и многоместного приспособления с обрабатываемыми деталями, а также скоростей вращательного движения импеллера и шпинделя вибростанка.

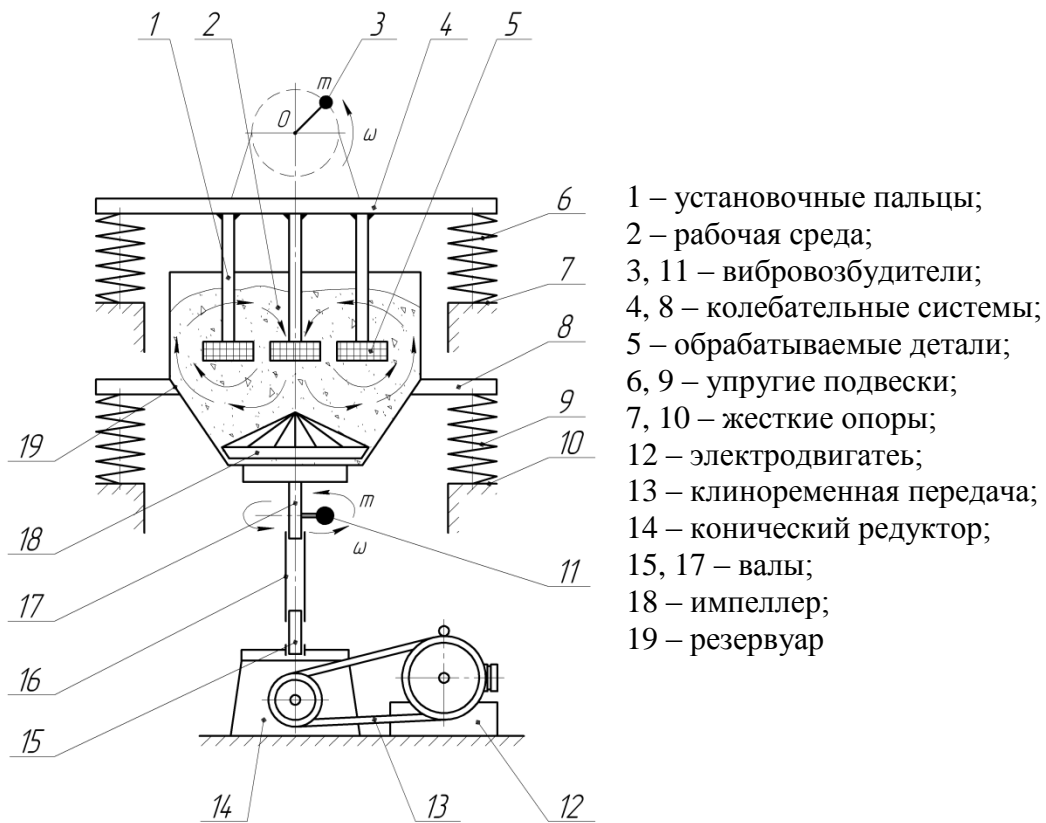


Рис. 1 – Схема разновидности способа вибрационной обработки с усилением энергии воздействия вибрационных сил

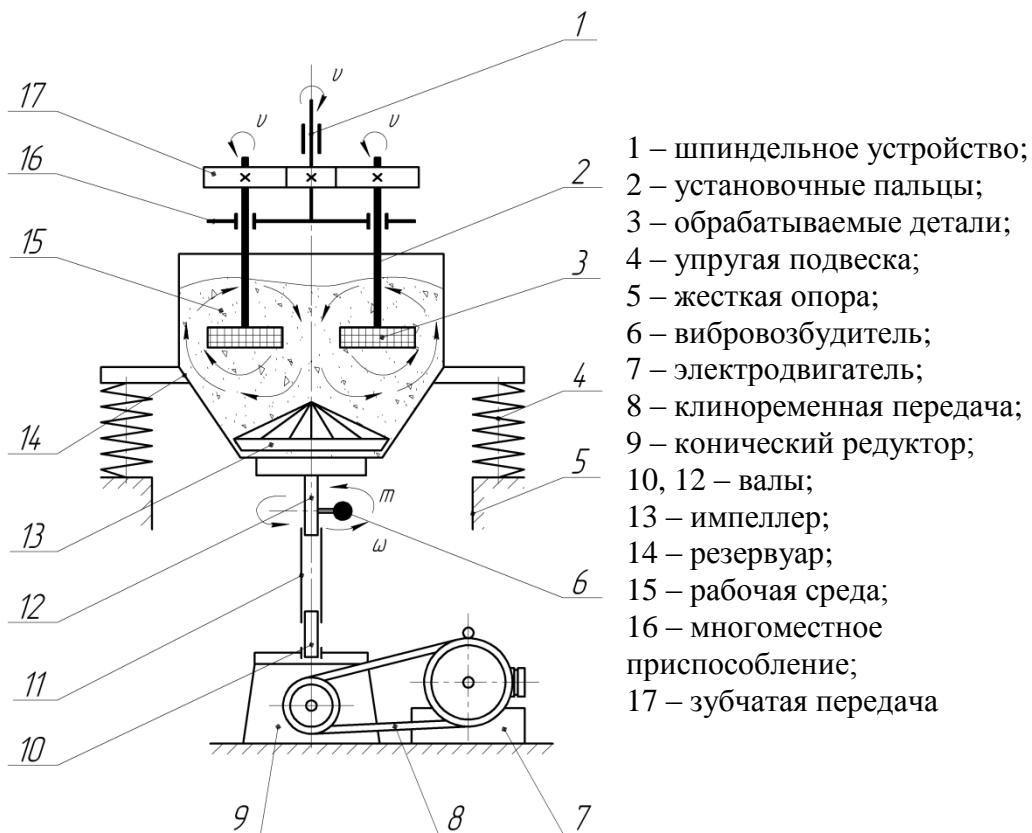


Рис. 2 – Схема разновидности способа вибрационной обработки с усилением энергии воздействия центробежных сил

Экспериментальные исследования, проведенные для получения количественной и качественной оценки новых разновидностей способа вибрационной обработки позволили установить общие условия, сопровождающие эффективное протекание процесса обработки, которые состоят в том, что наименьшее расстояние L между рабочей поверхностью резервуара и импеллера, а также поверхностью обрабатываемых деталей, для обеспечения неразрывного вращательного и колебательного движения среды, выбирается из условия $L \geq b$, где b – наибольший габаритный размер обрабатываемой детали, высота H резервуара из условия обеспечения равномерности давления среды во всех его зонах примерно равна $3R + h$, то есть $H \approx 3R + h$, радиус R цилиндрической части резервуара принимается равным $(1,5...1,6)r$, то есть $R \approx (1,5...1,6)r$, где r – радиус основания резервуара, высота h импеллера с целью регулирования силы взаимодействия рабочей среды и обрабатываемых деталей принимается равной $(0,1...0,2)H$, то есть $h = (0,1...0,2)H$.

Возвращаясь к оценке эффективности новых разновидностей способа вибрационной обработки, полученных комбинированием схем энергетического воздействия, можно отметить, что при экспериментальном шлифовании образцов – деталей (табл. 1) позволили установить, что интенсивность по удельному съему металла для разновидности способа с усиленным влиянием энергии вибрационных сил, при прочих равных условиях опыта, в 1,2...1,3 раза превышает интенсивность шлифования для разновидности способа, в котором преобладает влияние энергии центробежных сил. Такие результаты позволяют считать данный процесс более приемлемым для черновых операций вибрационной обработки, связанных с повышенным съемом металла и сравнительно большой шероховатостью поверхности.

Качественная оценка разновидностей способа показывает, что усиление влияния энергии центробежных сил обеспечивает сравнительно малую шероховатость поверхности и несколько пониженный съем металла, в сравнении с рассмотренной выше разновидностью способа, что целесообразно для чистовых операций вибрационной обработки.

Таблица 1

Результаты экспериментального шлифования образцов – деталей

Материал	Классическая технология виброобработки		Технология с усилением вибрационной составляющей		Технология с усилением центробежной составляющей	
	$Q_{\dot{n}\delta}$, мг/ч·см ²	R_a , мкм	$Q_{\dot{n}\delta}$, мг/ч·см ²	R_a , мкм	$Q_{\dot{n}\delta}$, мг/ч·см ²	R_a , мкм
Сталь 45 ГОСТ 1050-88	1,3276	2,5...1,25	3,0535	1,25...0,63	2,5235	0,63...0,32
АЛ 9 ГОСТ 1583-93	2,3632		4,9586		4,1321	
ЛС 59 ГОСТ 2060-90	6,4112		13,4635		10,7708	

Касаясь физической сущности новых разновидностей способа вибрационной обработки можно отметить, что основные затраты энергии в рассматриваемых технологиях приходятся на работу пластической деформации. Однако при больших значениях коэффициента трения, возникающих в движении содержимого резервуара при высокой режущей способности гранул рабочей среды, работа сил трения соизмерима с работой пластической деформации. Из этого следует, что съем металла в рассматриваемых разновидностях способа виброобработки осуществляется как за счет процесса микрорезания,

так и за счет усталостного разрушения вследствие пластического передеформирования металла обрабатываемых деталей. Долевое участие каждого из процессов в съеме металла и формировании поверхностного слоя зависит от материала детали, режущих свойств материала гранул среды, а также параметров вибрационного и центробежного воздействия на рабочую среду и обрабатываемые детали.

Выводы

Таким образом, в настоящей статье изложен новый подход к повышению эффективности, как черновых операций вибрационной обработки, лимитированных производительностью, так и чистовых операций, лимитированных качеством обработки поверхности. Результаты достигнуты по сути за счет создания новых способов вибрационной обработки, полученных комбинированием схем энергетических воздействий на рабочую среду и обрабатываемые детали.

Для дальнейших исследований, связанных с интенсификацией процесса вибрационной обработки и создания ее новых разновидностей, представляет интерес рассмотрение кинематики и динамики рабочих сред под влиянием комбинированного воздействия низкочастотных колебаний с повышенной принакающей способностью в рабочие среды с различными физико-механическими свойствами, а также ультразвуковых колебаний, отличающихся высокой интенсивностью в резервуарах с различными объемами. Технологический эффект комбинированного воздействия колебаний с различными характеристиками может быть использован при создании новых процессов отделочно-зачистной обработки и вибростанков нового поколения.

Перечень источников литературы: 1. Мельникова Е.П. Обеспечение заданного качества поверхности при финишных методах обработки / Е.П. Мельникова // Вестник ДГТУ. – 2002. – Т. 2, № 4 (14). – С. 370 – 376. 2. Gillespie, LaRoux, Deburring and Edge Finishing Handbook, SME, Dearborn, MI, 1999. 3. Мицык А.В. Повышение эффективности обработки крупногабаритных плоскостных изделий активизацией движения рабочей среды в колеблющихся «U» – образных контейнерах: дис. ... канд. техн. наук: 05.03.01 / Мицык Андрей Владимирович. – Харьков, 2008. – 331 с. 4. Обработка деталей свободными абразивами в вибрирующих резервуарах / [Карташов И.Н., Шаинский М.Е., Власов В.А. и др.]; под ред. И.Н. Карташова. – К.: Вища школа, 1975. – 188 с. 5. Применение вибрационных технологий на операциях отделочно-зачистной обработки деталей (очистка, мойка, удаление облоя и заусенцев, обработка кромок) / [Бабичев А.П., Мотренко П.Д., Гиллеспи Л. и др.]; под ред. А.П. Бабичева. – Ростов н/Д: Издательский центр ДГТУ, 2010. – 289 с. 6. Зубарев Ю.М. Современное оборудование, инструмент и технологии абразивной обработки заготовок / Ю.М. Зубарев, З.И. Кремень // Инструмент и технологии. – 2011. – № 3 (33). – С. 15 – 21. 7. Смоленцев Е.В. Классификация комбинированных методов обработки / Е.В. Смоленцев // Вестник ДГТУ. – 2010. – Т. 10, № 1 (44). – С. 76 – 79. 8. Наладка и эксплуатация станков для вибрационной обработки / [Бабичев А.П., Рысева Т.Н., Самадуров В.А. и др.]; под ред. А.П. Бабичева. – М.: Машиностроение, 1988. – 64 с.

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

ЭФФЕКТИВНОСТЬ НОВЫХ РАЗНОВИДНОСТЕЙ СПОСОБА ВИБРАЦИОННОЙ ОБРАБОТКИ ДЕТАЛЕЙ

Мицьк А.В., Федорович В.А.

В статье изложен новый подход к повышению эффективности, как черновых операций вибрационной обработки, лимитированных производительностью, так и чистовых операций, лимитированных качеством обработки поверхности. Результаты достигнуты по сути за счет создания новых способов вибрационной обработки, полученных комбинированием схем энергетических воздействий на рабочую среду и обрабатываемые детали.

ЕФЕКТИВНІСТЬ НОВИХ РІЗНОВИДІВ СПОСОБУ ВІБРАЦІЙНОЇ ОБРОБКИ ДЕТАЛЕЙ

Міцьк А.В., Федорович В.А.

У статті викладено новий підхід до підвищення ефективності, як чорнових операцій вібраційної обробки, лімітованих продуктивністю, так і чистових операцій, лімітованих якістю обробки поверхні. Результати досягнуті по суті за рахунок створення нових способів вібраційної обробки, отриманих комбінуванням схем енергетичних впливів на робоче середовище і оброблювані деталі.

THE EFFECTIVENESS AND TECHNOLOGICAL OPPORTUNITIES OF NEW VARIETIES OF THE METHOD OF VIBRATION DETAILS

Mitsyk A.V, Fedorovich V.A.

The effectiveness and technological opportunities of new varieties of the method of vibration finishing-grinding treatment at combining of various circuits of energetic actions on the working medium and processed parts are presented. The principal schemes of stand devices are show and quantitative and qualitative estimation of varieties of the method is given.

Ключевые слова: эффективность, вибрации, обработка, чистовые операции, энергетическое воздействие.

Ключові слова: ефективність, вібрації, обробка, чистові операції, енергетичний вплив.

Key words: efficiency, vibration, handling, finishing operations, the impact of energy.

Дата надходження статті: 28 жовтня 2011

УДК 621.923

Венжега В.И.

Чернігівський державний технологічний університет, м. Чернігів, Україна

**ПОВЫШЕНИЕ ТОЧНОСТИ ОБРАБОТКИ НА ДВУСТОРОННИХ
ТОРЦЕШЛИФОВАЛЬНЫХ СТАНКАХ**

Обработка деталей, имеющих две параллельные друг другу наружные плоскости на двусторонних торцешлифовальных станках, характеризуется рядом особенностей, обуславливающих ее преимущество по сравнению с обработкой одним торцом инструмента. По [1] эти особенности делятся на две группы.

Первая группа связана с абразивным инструментом. Большое количество абразивных зерен, одновременно участвующих в работе, обеспечивает медленный размерный износ и высокую стабильность формы шлифовального инструмента при весьма значительных скоростях подачи обрабатываемых деталей, т. е. возможность создания высокопроизводительного непрерывного процесса. Основной съем материала происходит в зоне периферии на высоких скоростях резания, а формирование точности (выхаживание) – в средней зоне при меньших окружных скоростях. Такая «специализация» зон шлифовального инструмента создает, во-первых, возможность работы в режиме самозатачивания, во-вторых, получение высокой точности обработки при значительных съемах материала за один проход.

Вторая группа особенностей процесса связана с базированием обрабатываемых деталей. Особенностью формообразования при двустороннем плоском шлифовании является то, что сами шлифуемые торцы деталей являются установочной базой для обработки, следовательно, неточность базирования сведена к нулю.

Точность процесса торцевого шлифования во многом определяется статической настройкой станка, которая включает установку шлифовальных кругов под некоторым углом к плоскости подачи изделий.

Торцы шлифовальных кругов, установленные под некоторым углом к плоскости подачи, образуют рабочую зону, форма которой определяет условия съема припуска.

Встречающиеся рекомендации по выбору оптимальных настроечных параметров рабочей зоны разнообразны и порой противоречивы. В большинстве работ авторы рассматривают торцевое шлифование плоскими кругами с параллельными осями детали и инструмента [2]. При этом большая часть припуска срезается торцевым участком круга, который находится ближе к периферии, круг неравномерно изнашивается и формообразующий участок все время смещается к центру.

Для повышения эффективности шлифования торцов ориентированным инструментом необходима профильная правка круга, которая обеспечивает линейный контакт его и детали в процессе формообразования. В работе [3] предлагается способ шлифования ориентированным абразивным кругом торцов цилиндрических деталей, который требует специального профилирования шлифовальных кругов.

К недостаткам этого способа шлифования следует отнести следующее:

- срезание основного припуска происходит лишь на сравнительно небольшом участке торцевой поверхности круга;
- формообразование поверхности детали осуществляется с момента входа заготовки в зону обработки и до центра круга, а вторая часть круга практически не принимает участия в процессе резания;
- калибрующий участок круга принимает участие в съеме припуска, не имеет фиксированного положения и все время смещается к центру круга за счет износа.

Наиболее рациональным с точки зрения достижения наибольшей производительности обработки и стойкости круга является предлагаемый комбинированный способ правки, представленный на рисунке 1.

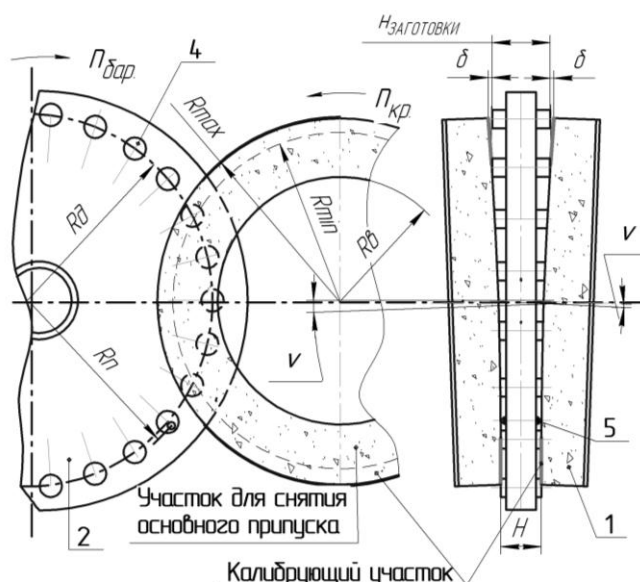


Рис. 1 – Комбинированный способ правки

Круги 1, ориентируют в горизонтальной плоскости на угол γ и в вертикальной – на угол ν с целью снятия припуска за один проход. Вначале вся торцевая поверхность круга правится в плоскости, перпендикулярной оси вращения круга. После этого, алмазными карандашами 5, закрепленными на барабане подачи 2, правят участки, прилегающие к наружным диаметрам кругов. При этом величина радиуса правки R_n , по которому перемещается вершина алмазного карандаша при правке, выбирается в зависимости от формы обрабатываемой детали 4 и ее ориентации в процессе шлифования. На развертке дуги L (рисунок 2) показан участок 1 который находится выше линии δ снимаемого припуска. Затем в рабочем цикле принимает участие плоский торец круга 2, где и снимается черновой припуск. Замыкающим является формообразующий участок 3, где скалярное произведение векторов относительной скорости и единичного вектора нормали к поверхности инструмента равно нулю $\vec{V}_{in} \cdot \vec{n}_{in} = 0$.

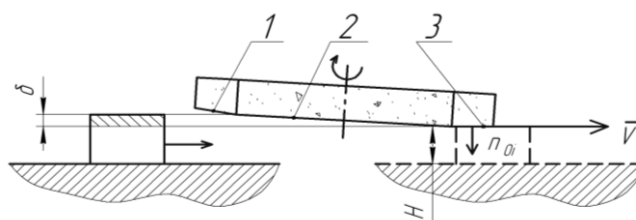


Рис. 2- Развертка дуги контакта

В рабочем цикле шлифования комбинированная правка дает возможность распределить снимаемый припуск δ между черновым и чистовым участками и увеличить рабочую длину L дуги контакта деталей с кругом., что повышает производительность обработки. Высокая точность формы торца детали обеспечивается на формообразующем участке 3, прилегающему к наружному диаметру круга, при выходе из зоны обработки. При этом формообразующий участок 1 не принимает участие в съеме припуска при входе в зону шлифования и имеет высокую стойкость.

Проведем исследования точности формообразования деталей при предложенном способе шлифования с калибрующим участком.

Радиус-вектор \vec{R}_i точек калибрующего участка торцевой поверхности шлифовального круга определяется траекторией движения алмазного карандаша:

$$\begin{aligned} \vec{R}_i(\theta_B, \theta) = & A^6(\theta) \cdot A^1(-X_c) \cdot A^5(\nu) \cdot A^4(\gamma) \cdot A^2(Y_c) \cdot \\ & A^1(X_c) \cdot A^3(Z_c) \cdot A^6(-\theta_B) \cdot A^1(R_B) \cdot e^4, \end{aligned} \quad (1)$$

где A^1, \dots, A^6 – матрицы превращения систем координат, которые моделируют сдвиги и повороты вдоль и вокруг координатных осей;

θ, θ_B – параметры поверхности режущего инструмента, которые отвечают за угловое и радиальное положение точки рабочей поверхности круга;

X_c, Y_c, Z_c – размеры, определяющие положение центра сферического пальца относительно барабана подачи и рабочей плоскости круга,

γ, ν – углы ориентации шлифовальной бабки в горизонтальной и вертикальной плоскостях;

R_B – радиальный размер расположения осей заготовок в барабане подачи;

$e^4 = (0, 0, 0, 1)^T$ – радиус-вектор вершины алмазного карандаша, совпадающий с началом координат.

Уравнение (1) описывает калибрующий участок торца инструмента при его профилировании на станке, который приведен на рисунке 3.

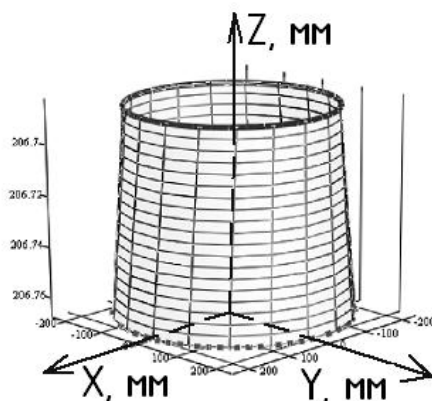


Рис. 3 - Формообразующий участок круга при увеличении размеров вдоль оси Z в 1000 раз

Формообразующая модель станка описывает семейство инструментальных поверхностей в системе координат детали

$$\begin{aligned} \vec{R}_o(\theta_o, \theta_B, \theta) = & A^1(-R_B) \cdot A^6(\theta_o) \cdot A^3(-Z_c) \cdot A^1(-X_c) \cdot A^2(-Y_c) \cdot A^4(-\gamma) \cdot \\ & \cdot A^5(-\nu) \cdot A^1(X_c) \cdot \vec{R}_i(\theta_B, \theta), \end{aligned} \quad (2)$$

где θ_o – угловая координата положения центра заготовки относительно системы координат круга.

При комбинированном способе правки в формообразовании торца заготовки принимает участие вся поверхность калибрующего участка, но окончательная точность может формироваться окружностью наименьшего радиуса R_{\min} , наибольшего радиуса R_{\max} или линией контакта заготовки с кругом (характеристикой).

Радиус-вектор характеристики на формообразующем участке торцевой поверхности круга определяется из уравнения (2), учитывая уравнение связи для однопараметрического огибания

$$\frac{\partial \vec{R}_o(\theta_o, \theta_B, \theta)}{\partial \theta_o} \cdot \frac{\partial \vec{R}_o(\theta_o, \theta_B, \theta)}{\partial \theta_B} \times \frac{\partial \vec{R}_o(\theta_o, \theta_B, \theta)}{\partial \theta} = 0.$$

Уравнение поверхности, которая образуется при движении максимальной окружности, может быть получено из уравнения (2) при подстановке в него вместо радиус-вектора поверхности координат точек окружности.

$$\vec{R}_o(\theta_o, \theta) = A^6(k \cdot \theta_o) \cdot A^1(-R_b) \cdot A^6(\theta_o) \cdot A^3(-Z_c) \cdot A^1(-X_c) \cdot A^2(-Y_c) \cdot A^4(-\gamma) \cdot A^5(-\nu) \cdot A^1(X_c) \cdot A^6(\theta) \cdot A^1(R_{max}) \cdot A^3(Z_{max}) \cdot e^{-4}$$

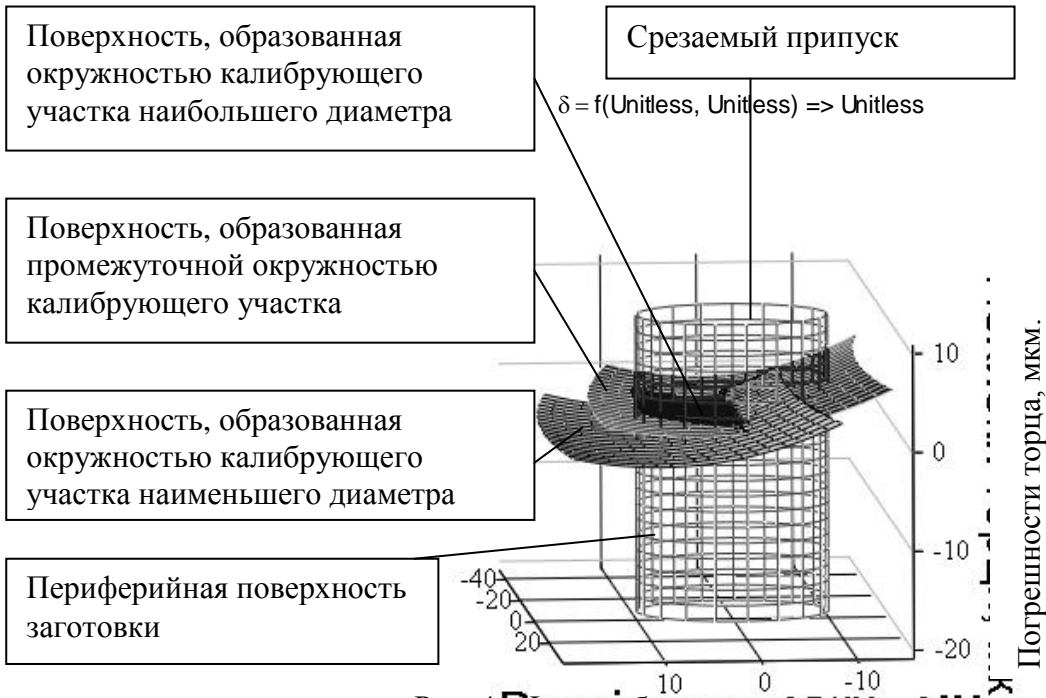


Рис. 4 Формирование торца при шлифовании

Проведенные экспериментальные исследования влияния длины калибрующего участка, вращения заготовок, углов ориентации кругов на точность обработки показали следующие результаты:

1. Длина калибрующего участка должна быть не меньше диаметра обрабатываемой детали, но делать ее слишком большой нецелесообразно, поскольку точность при этом фактически не увеличивается, а длина линии контакта детали с кругом уменьшается.
2. Для повышения точности обработки необходимо, чтобы обрабатываемая заготовка обернулась на калибрующем участке не меньше одного раза.
3. Наилучшие по точности результаты получены при соотношении углов ориентации в вертикальной ν и горизонтальной γ плоскостях $\gamma = 1,57 \cdot \nu$. Чем больше отличается это соотношение, тем ниже точность.

Экспериментальные значения отклонений, замерянные прибором „TALYROUND”, при обработке цилиндрических роликов $\varnothing 20\text{мм}$ на двустороннем торцешлифовальном станке 3342АДО кругами I-450×305×63-25A40СТ1Б8 с длиной калибрующего участка 20мм, соотношением углов ориентации $\gamma = 1,57 \cdot \nu$, вращением заготовок, снимаемым припуском 0.5мм приведены на осцилограмме (рисунок 5).

В работе предложена методика для определения отклонения от перпендикулярности торца относительно оси и отклонения от плоскостности торца.

Получены координаты N точек $M_1, M_2, M_3, \dots, M_N$ обработанной поверхности по профилограмме или иным способом. Данные точки, как правило, расположены на окружности, радиусом r равным траектории движения измерительного наконечника. Тогда координаты произвольной точки траектории

$$x_u = r \cdot \cos \varphi; \quad y_u = r \cdot \sin \varphi; \quad z_u = 1,$$

где φ – угол, измеряемый от условного направления;

u – индекс точки торца с комбинацией координат x_u, y_u .

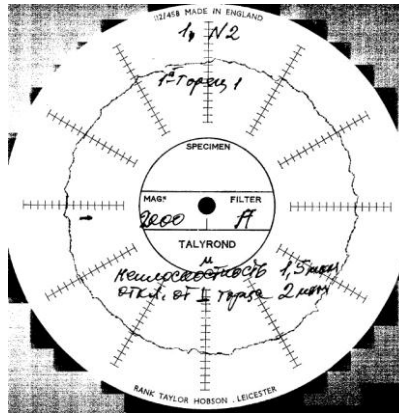


Рис. 5 – Осциллограмма отклонения от перпендикулярности и плоскостности торцевой поверхности

Функциональная зависимость, описывающая положение средне-квадратичной плоскости торца для проведенных измерений, имеет вид

$$z(x, y) = a \cdot x + b \cdot y + d,$$

где a, b, d – искомые параметры уравнения регрессии плоскости.

Поскольку результаты опытов содержат случайные погрешности, то для повышения точности и надежности определения оценок параметров заданной кривой, следует выполнить количество измерений N , которое бы превышало количество искомых параметров, то есть $N > 3$.

В этом случае систему условных уравнений можно решить, используя принцип Лежандра для нахождения минимума суммы квадратов ошибок:

$$S = \sum_{u=1}^N [a \cdot x + b \cdot y + d - Z_m(x, y)]^2 = \min.$$

Считая уравнение равноточным, из условия минимизации выходит, что

$$\frac{\partial S}{\partial a} = \frac{\partial S}{\partial b} = \frac{\partial S}{\partial d} = 0.$$

Получаем систему нормальных уравнений, содержащую количество уравнений, равное количеству искомых параметров. Запишем ее в развернутом виде

$$\begin{cases} \frac{\partial S}{\partial a} = 2 \cdot \sum_{u=1}^N [x_u \cdot (a \cdot x + b \cdot y + d - Z_m(x, y))] = 0 \\ \frac{\partial S}{\partial b} = 2 \cdot \sum_{u=1}^N [y_u \cdot (a \cdot x + b \cdot y + d - Z_m(x, y))] = 0 \\ \frac{\partial S}{\partial c} = 2 \cdot \sum_{u=1}^N [z_u \cdot (a \cdot x + b \cdot y + d - Z_m(x, y))] = 0 \end{cases}$$

Или после преобразований

$$\begin{cases} a \cdot \sum_i x_i \cdot x_i + b \cdot \sum_i x_i \cdot y_i + d \cdot \sum_i x_i = \sum_i x_i \cdot Z_m, \\ a \cdot \sum_i x_i \cdot y_i + b \cdot \sum_i y_i \cdot y_i + d \cdot \sum_i y_i = \sum_i y_i \cdot Z_m, \\ a \cdot \sum_i x_i + b \cdot \sum_i y_i + d \cdot N = \sum_i Z_m, \end{cases}$$

Эту систему уравнений можно решить относительно неизвестных коэффициентов с помощью матричного метода:

$$A \cdot K = \Delta.$$

где $A = \begin{bmatrix} \sum_i x_i \cdot x_i & \sum_i x_i \cdot y_i & \sum_i x_i \\ \sum_i x_i \cdot y_i & \sum_i y_i \cdot y_i & \sum_i y_i \\ \sum_i x_i & \sum_i y_i & N \end{bmatrix}$ – матрица, строки которой составлены из суммы

координат и сумм произведений координат точек обработанной поверхности $M_u(X_i, Y_i, Z_i)$;

$K = [a \ b \ d]^T$ – искомый вектор коэффициентов, описывающий положение среднеквадратичной плоскости;

$\Delta^T = \left[\sum_i x_i \cdot Z_m \ \sum_i y_i \cdot Z_m \ \sum_i Z_m \right]$ – вектор, содержащий сумму отклонений

положений точек от номинального (принимают из профилограммы).

Решая матричное уравнение определяют искомый вектор коэффициентов плоскости и находят её уравнение.

$$K = A^{-1} \cdot \Delta.$$

Отклонение от перпендикулярного положения среднеквадратичной плоскости по отношению к оси детали (ось Z) будет равно углу между нормалью к плоскости и осью Z.

$$\cos(n, Z) = \frac{c}{\sqrt{a^2 + b^2 + 1}}.$$

Или с учетом тригонометрических соотношений

$$\alpha \approx \sin \alpha = \sqrt{1 - \cos^2 \alpha} = \sqrt{\frac{a^2 + b^2}{a^2 + b^2 + 1}}.$$

Отклонение от плоскостности торца определяют, развернув систему координат детали до совпадения ее оси с положением нормали к среднеквадратичной плоскости по разности наибольшего и наименьшего значений координат Z. Подобным образом можно определить непараллельность торцов при базировании в процессе измерения по противоположному торцу. Составлена программа расчета отклонения от плоскостности и перпендикулярности в пакете программ MathCAD, среднеквадратичную плоскость с измеренными

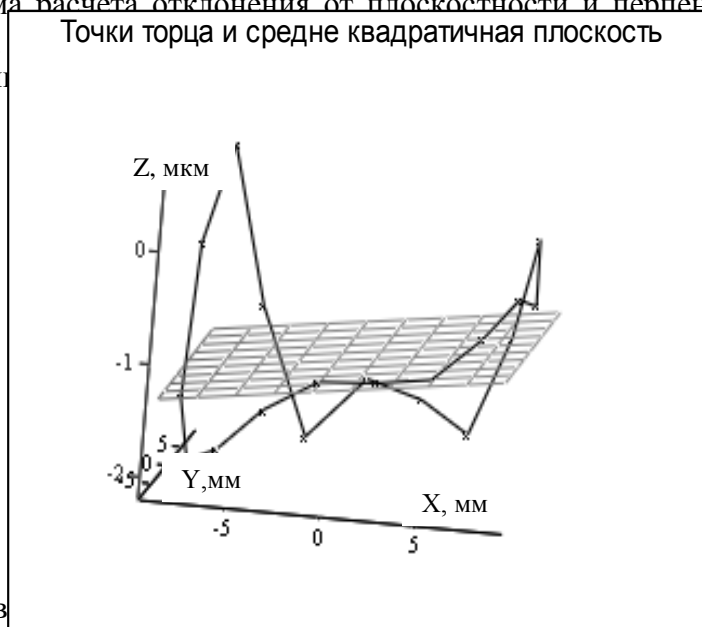


Рис. 6 – Среднеквадратичная плоскость торцевой поверхности.

Вопросы технологического обеспечения качества, точности и производительности двустороннего торцевого шлифования во многом определяются статической настройкой станка, включающую установку шлифовальных кругов под некоторым углом к плоскости подачи изделий и профилирование шлифовальных кругов, которые образуют рабочую зону. Предложен оптимальный способ профилирования и ориентации шлифовальных кругов,

позволяющий разбить снимаемый припуск между черновым и чистовым участками и максимально увеличить длину дуги контакта деталей с кругом. Окончательная точность обработки формируется калибрующим участком на выходе из зоны обработки. Разработана система уравнений, позволяющая определять геометрическую погрешность обработанной торцевой поверхности.

Проведенные экспериментальные исследования на двустороннем торцешлифовальном станке показывают, что погрешности обработки значительно уменьшаются по сравнению с используемыми ранее способами правки.

Перечень источников литературы: 1. Шахновский С. С., Вайнер Л. Г. Рациональная форма рабочей зоны при двустороннем шлифовании торцов цилиндрических роликов.- НИИмаш.- 1984.- №1.- С. 19-21. 2. Шахновский С.С. Формообразование поверхности при двустороннем плоском шлифовании. – Станки и инструмент.- 1982.- №7.- С. 8-9. 3. Кальченко В.В. Підвищення ефективності двостороннього шліфування торців циліндричних деталей орієнтованими абразивними кругами: дисертація на здобуття наукового ступеня кандидата технічних наук.-Харків.- 1998.- 242с. 4. Кальченко В.В., Рудик А.В, Венжега В.І. Експериментальне дослідження форми робочої зони при двосторонньому торцевому шліфуванні з круговою подачею деталей. - Вісник Чернігівського державного технологічного університету. Збірник наукових праць.- Чернігів: ЧДТУ.- 2005. – № 25.- С.62 – 67. 5. Кальченко В.І., Кальченко В.В., Рудик А.В, Венжега В.І. Дослідження процесу однопрохідного двостороннього шліфування.- Вісник Чернігівського державного технологічного університету. Збірник наукових праць.- Чернігів: ЧДТУ.- 2006. – № 28.- С.35 – 44.

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

ПІДВИЩЕННЯ ТОЧНОСТІ ОБРОБКИ НА ДВОСТОРОННІХ ТОРЦШЛІФОВАЛЬНИХ ВЕРСТАТАХ

Венжега В.І.

У статті запропонований оптимальний спосіб профілювання і орієнтування шліфувальних кругів при обробці на двосторонніх тоцешліфувальних верстатах, що дозволяє розбити припуск, що знімається, між чорною і чистою ділянками і максимально збільшити довжину дуги контакту деталей кругом з метою підвищення точності і продуктивності обробки.

ПОВЫШЕНИЕ ТОЧНОСТИ ОБРАБОТКИ НА ДВОСТОРОННИХ ТОРЦЕШЛИФОВАЛЬНЫХ СТАНКАХ

Венжега В.И.

В статье предложен оптимальный способ профилирования и ориентации шлифовальных кругов при обработке на двусторонних тоцешлифовальных станках, позволяющий разбить снимаемый припуск между черновым и чистовым участками и максимально увеличить длину дуги контакта деталей с кругом с целью повышения точности и производительности обработки.

IMPROVING THE ACCURACY OF TREATMENT ON BILATERAL TORTSESHLIFOVALNYH MACHINE

Venzhega V I

The article proposes a way of profiling and targeting of grinding wheels for processing on bilateral grinding machines, which allows you to divide the processing between the roughing and calibrating part of the circle, to maximize the length of the arc of contact in order to improve accuracy and productivity.

Ключевые слова: профилирование, точность, шлифование, обработка, станок.

Ключові слова: профілювання, точність, шліфування, обробка, верстат.

Key words: profiling, precision grinding, machining, machine.

Дата надходження статті: 28 жовтня 2011

УДК 621.791.95

Боровский Г.В., Музыкант Я.А.

ОАО «ВНИИИНСТРУМЕНТ», Москва, Российская Федерация

СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ ПРОИЗВОДСТВА И ПРИМЕНЕНИЯ ИНСТРУМЕНТА И ТЕХНОЛОГИЙ ОБРАБОТКИ ДЕТАЛЕЙ МАШИНОСТРОЕНИЯ РФ

Станкоинструментальная промышленность, являясь поставщиком металлообрабатывающего оборудования, инструмента, оснастки и т.п., что во многом *определяет уровень производственных сил общества*, обеспечивает внедрение достижений научно-технического прогресса технологий, влияет на уровень ресурсных затрат в промышленности, во многом формирует парк технологического оборудования в стране.

Особое значение приобретают *энергоэффективность* и значительное увеличение коэффициента использования мощности оборудования, *повышение производительности на единицу потребляемой мощности*, сокращение в несколько раз нерационально используемых производственных площадей [1].

Основная часть российских машиностроительных предприятий остро нуждается в техническом перевооружении. Текущая степень износа оборудования достигает 75%. Почти 60% предприятий оснащены оборудованием, выпущенным до 1980 года [2, 3, 4].

Несмотря на сохраняющуюся относительно низкую инвестиционную привлекательность машиностроительных предприятий, инвестиции растут опережающими по сравнению с ростом выпуска продукции, темпами, что говорит о начавшемся процессе технического перевооружения машиностроительного комплекса.

Доля станкостроения в машиностроении РФ составляет 2...3%. С чисто экономической точки зрения масштабы станкоинструментальной отрасли невелики. Однако необходимо принимать во внимание, что она является фондообразующей и системной отраслью для машиностроения, а значит, и для всей обрабатывающей промышленности.

По производительности труда в станкоинструментальной промышленности РФ значительно отстает от развитых стран. По объему внутреннего валового продукта РФ находится на 9-ом месте в мире. Однако по показателю ВВП на душу населения занимает только 56-ое место. По показателю ВВП на одного занятого, характеризующего производительность национальной экономики, РФ примерно в 4 раз уступает США и в 3 раза – Японии. По доле высокотехнологичного экспорта в товарном экспорте, РФ находится на уровне Индии, уступая более чем в 5 раз Китаю и в 4 раза Италии [2]. Ввиду изложенного, модернизация машиностроения РФ является крайне необходимой и приводить ее надо быстро, в сжатые сроки.

Основными тенденциями развития металлообрабатывающего производства в мире являются:

- повышение гибкости и универсальности металлообрабатывающего оборудования, концентрация в одном виде оборудования все большего числа разнородных технологических операций;

- одновременное повышение производительности и качества производимых деталей;

- постепенное повышение в общем объеме металлообработки доли методов обработки, альтернативных резанию: прогрессивных методов пластического деформирования и литья, методов послойного синтеза, электро-физико-химических, лазерных и электронно-ионно-плазменных технологий;

- повышение уровня безопасности оборудования для человека и окружающей среды, стремление к безотходным технологиям и максимальному использованию вторичных ресурсов.

Главной тенденцией развития обработки материалов резанием является все более широкое применение *высоких скоростей резания и подач*. При этом открываются

принципиально новые технологические возможности:

- скорости быстрых перемещений в обрабатывающих центрах достигли 100 м/мин., а средние значения ускорений увеличились до 2,5 g. Одновременно снизилось с 20 до 10с среднее время смены инструментов от стружки до стружки. Это позволяет существенно повысить производительность обработки за счет уменьшения сил резания, характерных для высокоскоростной обработки и приводящих к меньшей деформации системы «станок – приспособление – инструмент – деталь», что повышает точность обработки;

- возможность обработки тонкостенных и не жестко закрепленных деталей;

- уменьшения температурного воздействия на деталь в результате отвода тепла со стружкой, что повышает качество обработанной поверхности и точность детали;

- уменьшения величин подач на оборот при точении и подач на зуб при фрезеровании при одновременно существенном повышении значений минутной подачи;

- уменьшения шероховатости обработанной поверхности настолько, что в целом ряде случаев высокоскоростная обработка лезвийным инструментом может заменять абразивную обработку.

Внедрение методов высокоскоростной металлообработки обусловлено производством и применением *инструмента из специальных твердых сплавов, керамики, синтетических сверхтвердых материалов, композиционных материалов, инструментов с многофункциональными покрытиями*, позволяющих достигать при обработке различных материалов повышения скоростей резания в 2...5 раз. Особые требования при высоких скоростях вращения инструмента, характерных для высокоскоростного резания, *предъявляются к инструментальной оснастке*, призванной обеспечить надежное крепление инструмента в процессе его работы.

Лезвийная обработка методами сверхскоростного резания позволяет повысить съем материала в единицу времени в несколько раз по сравнению с существующими на сегодняшний день. Например, для фрезерования – до 14 000 см³/мин [2].

Основные изменения в конструкции станков касаются скоростей перемещения основных узлов. Скорость перемещений исполнительных органов станков повышается до 50...100 м/мин. благодаря использованию линейных двигателей и комбинации шариковых винтов и серводвигателей; частота вращения шпинделя достигает 20000...100000 мин.⁻¹ в результате внедрения магнитных подшипников и аэроэластических опор с постоянным давлением воздуха.

Другими тенденциями в развитии металлообработки являются:

- совершенствование сверхпрецизионных систем управления приводами с максимальными погрешностями позиционирования менее 0,1 мкм, что позволяет полностью изменить подход к конструированию деталей и узлов машин;

- разработка и совершенствование оборудования на основе стержневых механизмов и высокодинамичных линейных приводов.

В связи с растущими требованиями к экологической чистоте производств весьма перспективны разрабатываемые технологии и инструменты для «сухого» резания без применения смазочно-охлаждающих жидкостей.

Высокие технологии: в том числе:

- создание быстроперенастраиваемых комплексов различного технологического назначения, с высокой степенью автоматизации и с программным обеспечением и управлением на базе компьютеров;

- разработка технологий и оборудования с применением высоких давлений и вакуума для формирования и калибровки изделий сложной формы;

- создание и совершенствование промышленной технологии и оборудования для получения широкой номенклатуры высокопрочных, коррозионно-стойких, жаростойких композиционных покрытий на основе вакуумно-плазменного и детонационно-газового методов [5];

- развитие автоматизированных систем технологической подготовки и контроля

производства, управления предприятием, экономичного использования материальных ресурсов и управления качеством продукции.

Производство прецизионных деталей нанометрического размера для средств автоматизации управления и средств связи осуществляется на малогабаритном оборудовании, соответствующем размеру изготавливаемых деталей. В этом случае резко сокращается потребляемая энергия, занимаемая площадь и себестоимость продукции.

Необходимость повышения надежности и стабильности обеспечения качества изделий, является разработка технологии, в которых влияние на конечный результат человека, как субъективного фактора, стало бы минимальным. Решение этой задачи связано с дефицитом и дороговизной квалифицированной рабочей силы.

Развитие технологий обработки материалов включает:

- разработку новых принципов *организации технологии*, дающих возможность управлять ее параметрами и структурой;
- *повышение качества* за счет новейших и синтеза существующих рабочих процессов;
- создание новых прогрессивных средств технологического оснащения (оборудование, оснастка, инструмент), в том числе переналаживаемых модулей и роботизированных комплексов.

Основная тенденция – смещение технологических показателей в направлении снижения себестоимости с более высокой степенью точности и качества в результате изменения соотношения отдельных видов обработки.

В настоящее время основным источником снижения нормы времени является такое построение технологического процесса, в котором выполняются одновременно несколько технологических операций и совмещено во времени выполнения вспомогательных переходов с технологическими. При одновременном выполнении операций норма времени многоинструментальной обработки определяется наиболее продолжительной (лимитирующей) операцией из числа всех совмещенных. Контроль перемещения и позиционирования в многофункциональных станках (МФС) осуществляется при помощи высокоточных измерительных линеек, разрешающая способность которых 0,0001 мм и менее.

Другой тенденцией является развитие станков для ультрапрецизионной обработки и микрообработки (нанотехнологии), что востребовано телекоммуникационной и электронной промышленностью.

Кадровые проблемы постепенно обостряются и снижение интеллектуального потенциала в станкоинструментальной отрасли (да и в машиностроении в целом) отчетливо проявляется в настоящее время. В вузах, ведущих подготовку специалистов для станкоинструментальной отрасли в связи с ухудшившимися условиями материального обеспечения научно-педагогических коллективов, наблюдается отток наиболее квалифицированных и инициативных специалистов и увеличение среднего возраста преподавателей. Материально-техническая база кафедр вузов, обучающих специалистов по станкоинструментальному профилю, практически не обновлялась в последние десять лет и не соответствует современным требованиям.

Не функционирует система профессиональной подготовки квалифицированных рабочих, основная часть молодежи ориентируется исключительно на получение высшего образования. Система профессионально-технических училищ и техникумов практически ликвидирована из-за ее невостребованности в обществе и явного перекоса в сторону высшего образования. В результате *кадровая проблема* приобретает ключевое значение для станкостроения.

Улучшение экономических показателей предприятия возможно на двух основных направлениях.

Стратегический маркетинг призван учитывать потребности рынка (потребителей), вовремя модернизировать и обновлять выпускаемые товары с учетом рыночных тенденций, которые не всегда очевидны. Это одно из самых сложных направлений, которое должно

опираться на специалистов самого высокого уровня, в первую очередь, из отдела главного конструктора.

Тактический маркетинг связан с работой по реализации товаров и услуг, создаваемых предприятием, и отслеживанием мнения потребителей о продукции, поскольку этой информацией наполняются все другие процессы, включая и стратегический маркетинг. На этом направлении на предприятиях дела идут более успешно. Однако получение и анализ информации от потребителей остается узким местом. Часто все ограничивается сбором и учетом рекламаций и официальных писем с предложениями. При этом в отделах маркетинга часто не понимают, что отсутствие рекламаций не является свидетельством высокого качества продукции.

В вопросах снижения затрат на изготовление продукции экономические проблемы более прозрачны, но требуют четко проработанных методических материалов, дисциплины персонала, требовательности и участия со стороны высшего руководства. Многие потери просто размываются в накладных расходах, не давая информации для выявления источников этих потерь.

Выбор номенклатуры показателей качества продукции должен осуществляться с учетом возможности их количественной оценки и сравнения. Можно рекомендовать такой набор единичных показателей: уровень потерь от неисправимых несоответствий, уровень потерь от исправимых несоответствий и уровень потерь от гарантийных ремонтов и рекламаций.

Разработка конкурентоспособных наукоемких изделий новой техники должна проводиться одновременно с созданием инновационных технологий их изготовления и высокопроизводительного оборудования из современных материалов со средствами измерений и диагностики инструмента и т.п., соответствующих самым передовым технологическим решениям.

Острейшая конкуренция на мировом рынке не оставляет запаса времени для *эволюционного обновления основных фондов предприятий*. Эффект от реализации проектов технологического перевооружения может быть получен только по схеме «новый продукт - новые технологии – новое производство по выпуску нового продукта» и она может дать эффективность, которая многократно превысит объем вложенных средств [2, 3].

Конкурентоспособность продукта в XXI веке определяется исключительно его новизной, оригинальностью и высокими потребительскими свойствами, в то время как фактор цены уходит на второй план.

Времена преобладания *массового производства уходят в прошлое*. Только переход с операционных станков и жестких автоматических линий на гибкие, переналаживаемые комплексы и производства с управлением от компьютеров, оснащенные сверхсовременным, сверхнадежным инструментами, с диагностикой состояния и измерениями в процессе резания и т.п., позволит обеспечить выпуск широкой номенклатуры деталей в режиме мелкосерийного, серийного и крупносерийного производства.

Выводы

Для эффективного подъема и развития конкурентоспособности инструментальной подотрасли в частности необходимо провести быструю модернизацию действующих производств инструмента, создание участков и производств для изготовления высококлассного инструмента, например:

- для обработки крупногабаритных деталей на тяжелых станках, в том числе для сырьедобывающих отраслей, тяжелого, транспортного, энергетического машиностроения, судостроения и т.п.
- для многонаправленной обработки деталей на высококомпьютеризованном оборудовании;
- для дереворежущего, токарного, фрезерного, сверлильного, и т.п. инструмента;
- разрабатывать и выпускать высококомпьютеризованное станочное оборудование,

в том числе с оснащением диагностики состояния и измерения; создавать производственные системы переменной конфигурации (ПСПК);

- повысить имидж профессий в машиностроении, оплату их работников;
- восстановить в сжатые сроки сеть подготовки специалистов (рабочих, ИТР) для инструментальной подотрасли.

Перечень источников литературы: 1. Музыкант Я.А., Литвинов А.С., Мироненко Е.В. Гузенко В.С. Повышение эффективности механической обработки за счет применения диалоговых программ многокритериальной оптимизации технологических систем при тяжелом резании. Челябинск: ж. «Инструменты и факты» №3/2011 37-41 с. 2. Боровский Г. В. Развитие машиностроения России на основе технологического перевооружения. М.: ИТО 2009 с 216. 3. Боровский Г.В. Инструментальное производство в России. М.: ООО ВНИИИНСТРУМЕНТ, 2009, с 158. 3. Григорьев С.Н, Андреев А.Г. Стратегия развития станкоинструментальной промышленности России до 2015 г. М.: МГТУ СТАНКИН, 2006

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

СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ ПРОИЗВОДСТВА И ПРИМЕНЕНИЯ ИНСТРУМЕНТА И ТЕХНОЛОГИЙ ОБРАБОТКИ ДЕТАЛЕЙ МАШИНОСТРОЕНИЯ РФ.

Г.В.Боровский, Я.А.Музыкант

В статье предложены пути совершенствования производства и применения инструмента и технологии обработки деталей машиностроения.

УДОСКОНАЛЕННЯ ВИРОБНИЦТВА І ЗАСТОСУВАННЯ ІНСТРУМЕНТУ І ТЕХНОЛОГІЙ ОБРОБКИ ДЕТАЛЕЙ МАШИНОБУДУВАННЯ РФ.

Г.В.Боровський, Я.А.Музикант

У статті запропоновано шляхи вдосконалення виробництва і застосування інструменту і технології обробки деталей машинобудування.

OF IMPROVING PRODUCTION AND THE APPLICATION OF WOOD PROCESSING AND TECHNOLOGIES PARTS MASHINBILDING.

H.V.Borovsky, Ya.A.Muzikant

In the article must exist of improving production and the application of Wood and data processing technology mechanical engineering parts.

Ключевые слова: Синтез, оптимизация, технология, инструмент, производство, маркетинг.

Ключові слова: Синтез, оптимізація, технологія, інструмент, виробництво, маркетинг.

Key words: Synthesis, optimization, technology, tools, manufacturing, marketing.

Дата надходження статті: 4 листопада 2011

УДК 621.791.92; 667.637.22

Братко О.В.

Черкаський державний технологічний університет, Черкаси, Україна

brat213@ukr.net

ОБРОБКА ЗНОСОСТІЙКИХ ГАЗОТЕРМІЧНИХ ПОКРИТТІВ УЛЬТРАЗВУКОВИМ ТОЧІННЯМ

Вступ

В сучасному машинобудуванні використання зносостійких газотермічних покриттів (ГТП) наштовхується на проблеми, що пов'язані, головним чином, не з технологією безпосередньо напilenня, а з технологією їх наступної механічної обробки [1, 2]. Саме на цій стадії формуються основні технологічно-спадкоємні властивості покриттів які визначатимуть якісь механічної обробки та основні експлуатаційні характеристики деталей.

Основна частина

Суттєве покращання якості чистової обробки звичайних та деяких важкооброблюваних матеріалів було досягнуто при використанні ультразвукового (УЗ) точіння. Досвід використання комбінованої схеми різання (рисунок 1), тобто обробки різальним інструментом (PI) із накладанням вимушених гармонійних УЗ-коливань на елементи технологічної системи, вітчизняними [3, 4] та іноземними [5] дослідниками показав ряд переваг даного методу, пов'язаних зі зміною кінематики процесу різання:

1) Збільшення ефективного переднього кута.

При звичайному різанні вимірний по нормалі до різальної кромки передній кут, рівний α . Під впливом параметрів вимушених УЗ-коливань (частоти f та амплітуди A) цей кут збільшується до величини α_e – так-званого ефективного переднього кута (рисунок 2а).

Таким чином, різець з малим переднім кутом (так званий «тупий») перетворюється під дією УЗ-вібрацій на різець з більшим переднім кутом (стає більш «гострим»), в чому і полягає ефект загострення різальної кромки інструмента. Зміна переднього кута може бути досить значною: проведені дослідження [5] показали, що при $\alpha = 20^\circ$, $f = 20,3$ кГц, $A = 165$ мкм в діапазоні швидкостей різання $V = 6 \dots 200$ м/хв ефективний передній кут α_e змінювався від 85 до 21° .

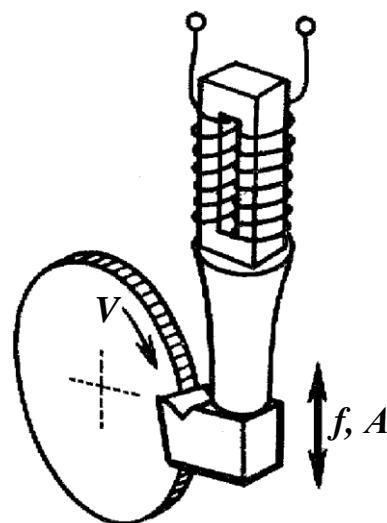


Рис. 1 – Схема комбінованого методу обробки.

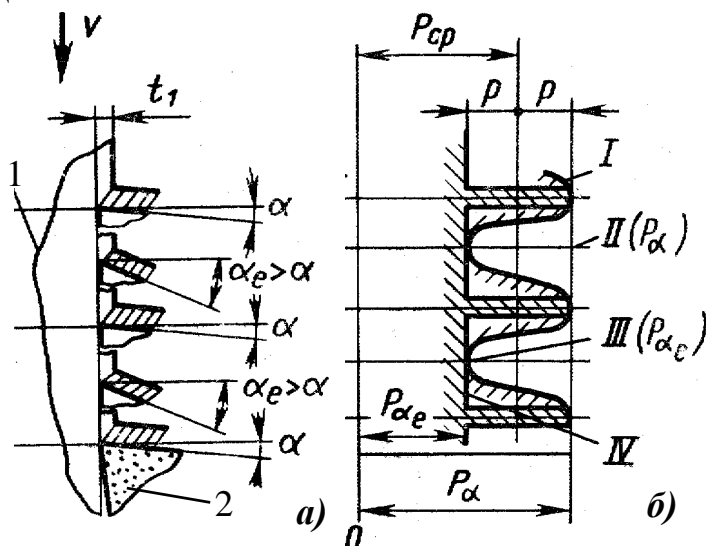


Рис. 2 – Періодична зміна переднього кута (а) та вимірювання сили різання (б) при УЗ-обробці

- 1 – оброблювана деталь;
- 2 – різальний інструмент;
- I – дійсна сила різання;
- II, III – опір різанню при кутах α і α_e ;
- IV – сила різання при УЗ-обробці.

2) Циклічна гармонійна зміна сили різання.

При різанні з вібраціями складаються умови, при яких сили різання можуть змінюватись по синусоїдальному закону. Особливістю впливу вібрації є те, що навіть при низьких швидкостях різання можна одержати зміну сили різання по такому ж закону, як і при ідеальному високошвидкісному різанні [4].

3) Зменшення середнього опору різання.

На рисунку 2б сили P_α і $P_{\alpha e}$ являють собою опори різанню, що відповідають вихідним передньому куту α і уявному (ефективному) куту $\alpha_e > \alpha$. Під впливом прикладених до різального інструмента зовнішніх вимушених гармонійних коливань отримується значно менший опір різання $P_{\alpha e} < P_\alpha$, що дозволяє знизити середній рівень P_{cp} . Таким чином, завдяки ефекту загострення різальної кромки різця і синусоїдальному впливу на коливальну систему можна зменшити середній опір різанню P_{cp} .

4) Підвищення точності обробки.

Розглянемо двовимірне різання, яке здійснюється в умовах коливальної системи "різець-оброблювана деталь" (рисунок 3), коли глибина різання рівна t . Під дією сил різання пружна система оброблюваної деталі за певний відрізок часу стискається на величину Δt . Рівновага настає в точці $t - \Delta t$, де різання стабілізується. Очевидно, що і за найкращих динамічних характеристик технологічної системи не можна домогтися того, щоб сила різання миттєво змінювалась від нульового значення до P_{cp} і в подальшому залишалась постійною. При звичайному різанні прагнуть, головним чином, до того, щоб забезпечити стабільність процесу, потрапивши саме в область рівноваги технологічної системи. Зовсім інша область (а саме область перехідних процесів) використовується при різанні за комбінованою схемою різання, коли на протязі одного циклу коливань фактичний час різання t_c дуже малий і може становити до 1/20000 долі циклу. Така тривалість різання близька до часу, який займає перехідний процес у коливальній технологічній системі.

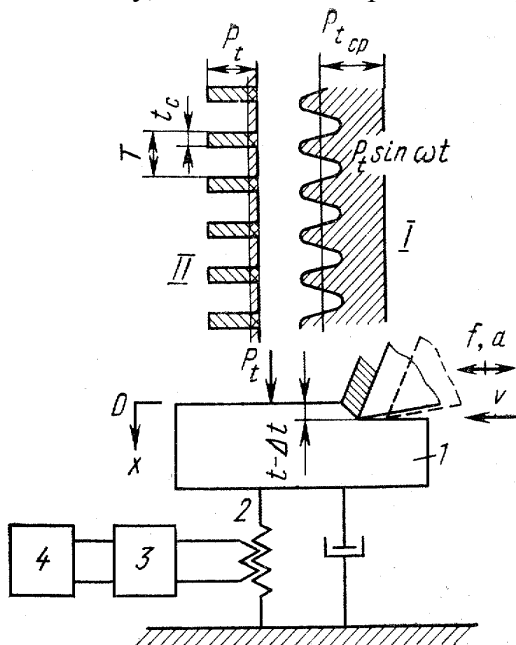


Рис. 3 – Особливості механізму звичайного (I) та вібраційного (II) різання
1 – оброблювана деталь;
2 – тензометричні датчики;
3 – блок обробки сигналів;
4 – записуючий пристрій

При звичайному різанні потрібно деякий час τ для того, щоб під дією сили різання відбулася деформація пружних елементів на величину Δt , що відповідає певній глибині різання t . Навпаки, при вібраційному різанні через те, що час t_c дуже малий, інструмент встигає відділитися від оброблюваної деталі до того як проходить деформація пружної системи. Отже, можна наближено вважати, що $\Delta t = 0$ і теоретично можливе різання з точно

заданою глибиною t . Впродовж часу t_c можна вважати положення різальної кромки інструмента практично незмінним, при цьому коливання оброблюваної деталі також «начебто» припиняються, що і дозволяє підвищити точність обробки. Навіть при використанні різання з вібраціями в серійному виробництві розбіг розмірів отримуваних деталей суттєво знижується. Вибірковий контроль показав, що навіть при малих глибинах різання точність обробки зберігається на високому рівні тривалий час [5].

5) Зменшення середньої температури різання.

При імпульсному впливі сили в імпульсній формі виділяється і теплота в процесі різання. В цьому відношенні вібраційне різання суттєво відрізняється від звичайного, так як середня сила різання P_{cp} зменшується, і в свою чергу середня температура різання теж суттєво знижується [5]. При цьому на стружці практично не з'являються кольори мінливості, що спостерігається при звичайному різанні при протіканні окисних процесів.

б) Виключення утворення наросту.

При вібраційному різанні не відбувається підвищення температури; стружка утворюється в області перехідних процесів коливальної системи "різець-оброблювана деталь". Тому навіть якщо і уявити, що існують деякі фактори, які стимулюють виникнення наросту на різальній кромці різця, то з огляду на короткочасність взаємодії, схоплювання наросту з різальною кромкою не відбувається.

Аналіз вищезазначених позитивних факторів УЗ-обробки вказує на перспективність використання УЗ-коливань в процесі обробки зносостійких ГТП з метою мінімізації їх ушкоджуваності. При обробці ГТП доцільно здійснювати стружкоутворення (руйнування) не по серцевині частинок, а по межах їх розподілу, так як окисні або нітридні оболонки частинок мають значно меншу міцність. Традиційному «статичному» різанню характерна постійність напрямку вектора швидкості різання, що робить неможливим процес поелементного руйнування ГТП. Це призводить до зростання рівня залишкових напружень у ГТП під дією суперпозиції силового і температурного факторів, або навіть до руйнації покриття в процесі механічної обробки. Застосування вимушених УЗ-коливань створює імпульсний характер дії різального інструменту, причому, напрямок вібрації може як співпадати, так і не співпадати з напрямком швидкості різання. Такий характер дії різального інструмента на окремі частинки покриття призводить до порушення когезійного зв'язку між ними. При цьому проходить процес поелементного руйнування ГТП, що вимагає значно менших зусиль, дозволяє стабілізувати хаотичне коливання складових сили різання, зменшує термосиловий режим обробки і підвищує якість поверхневого шару, чим значно зменшує ймовірність втомного руйнування покриття на межі з основним матеріалом.

Таким чином на нашу думку перспективним при обробці зносостійких ГТП є застосування комбінованої схеми різання (рис. 1) – інструментом з полікристалічних надтвердих матеріалів (ПНТМ) на основі кубічного нітриду бору (КНБ) [1, 2, 6] із накладанням УЗ-коливань в напрямку головної складової P_z сили різання.

Метою роботи є вивчення впливу прикладених до різального інструменту з ПНТМ на основі КНБ вимушених гармонійних коливань (тангенційний напрямок прикладення) на силові параметри процесу різання зносостійких ГТП та якість їх обробки.

Дослідження проводилися на циліндричних зразках із нанесеним зносостійким ГТП марки ПГ-10Н-01 (згідно ТУ 48-4206-156-82) системи Ni-Cr-B-Si (хімічний склад: Ni-основа, Cr \approx 14...20%; Si=4,0...4,5%; B=2,3...3,8%; Fe=4,0...4,5%, C=2,8...3,8%; твердість HRC 56...62; поруватість – 5...12%). Для досліджень використано різець оригінальної конструкції з механічним кріпленням ромбічної різальної пластинки з ПНТМ на основі КНБ (геометричні параметри різця: передній кут $\gamma = -10^\circ$, задній кут $\alpha = 10^\circ$, головний кут в плані $\varphi = 50^\circ$, допоміжний кут в плані $\varphi_1 = 50^\circ$, кут нахилу різальної кромки $\lambda = 0$). Такий інструментальний матеріал добре зарекомендував себе при традиційних методах обробки

зносостійких ГТП [1, 2, 6], має достатню в'язкість і добре працює в умовах ударних динамічних навантажень, володіє достатньою стійкістю до появи тріщин.

Планом експерименту прийнято напіврепліку від повного факторного експерименту 3^3 (трифакторний експеримент з трьома рівнями варіювання вхідних факторів), яка містить повний факторний експеримент 2^3 , та доповнена середніми точками на межах факторного простору (рис. 4). Для визначення дисперсії повторюваності дослідів використовується додатковий дослід, проведений декілька разів в однакових умовах в нульовій точці (при середньому значенні рівнів вхідних факторів).

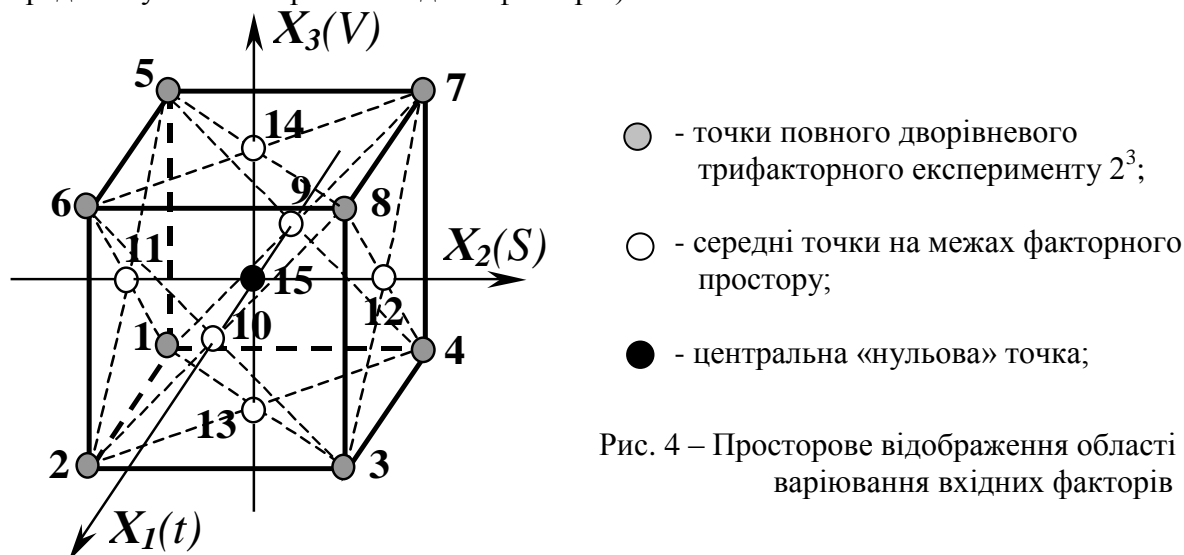


Рис. 4 – Просторове відображення області варіювання вхідних факторів

В якості вхідних факторів при дослідженнях виступали режими різання, діапазон варіювання яких визначено за рекомендаціями [1, 2, 6]:

- X_1 - глибина різання $t=0,025 \dots 0,10$ мм;
- X_2 - повздовжня подача $S=0,05 \dots 0,15$ мм/об;
- X_3 - швидкість різання $V=30,0 \dots 50,0$ м/хв.

В результаті проведення експериментів та супутніх вимірювань були отримані дані щодо силового впливу на оброблювані покриття (складові P_z і P_y сили різання) та шорсткості обробленої поверхні деталей зі зносостійким ГТП марки ПГ-10Н-01 оброблених як звичайним, так і ультразвуковим точінням інструментом з ПНТМ на сонові КНБ.

В ході математичної обробки експериментальних даних досліджень було визначено коефіцієнти регресії для рівнянь з нормованими змінними вхідних факторів, оцінено їх значимість. Отримані математичні моделі вихідних параметрів перевірено на адекватність та перераховано коефіцієнти регресії для рівнянь степеневого виду з дійсними змінними.

Отримані наступні залежності досліджуваних параметрів від вхідних:

- *залежність складової сили різання P_z (Н) від режимів обробки:*

$$\text{при звичайному точінні} \\ P_z = 141,681 \cdot t^{0,126} \cdot S^{0,193} \cdot V^{0,301} \quad (1)$$

$$\text{при УЗ-точінні} \\ P_z = 0,6756 \cdot t^{-0,076} \cdot S^{0,593 \ln V - 2,005} \cdot V^{1,428} \quad (2)$$

- *залежність складової сили різання P_y (Н) від режимів обробки:*

$$\text{при звичайному точінні} \\ P_y = 109,121 \cdot t^{0,201} \cdot S^{0,374} \cdot V^{0,395} \quad (3)$$

$$\text{при УЗ-точінні} \\ P_y = 0,097 \cdot t^{0,086} \cdot S^{0,797 \ln V - 2,65} \cdot V^{2,083} \quad (4)$$

- залежність шорсткості обробленої поверхні Ra (мкм) від режимів обробки:
при звичайному точінні

$$Ra = 2,542 \cdot 10^{-6} \cdot t^{-4,642-1,928 \ln S + 1,408 \ln V + 0,585 \ln S \ln V} \cdot S^{1,408 \ln V - 5,643} \cdot V^{4,218} \quad (5)$$

при УЗ-точінні

$$Ra = 1,774 \cdot 10^{-6} \cdot t^{-4,729-1,938 \ln S + 1,414 \ln V + 0,587 \ln S \ln V} \cdot S^{1,759 \ln V - 5,665} \cdot V^{4,236} \quad (6)$$

Для отриманих емпіричних залежностей за допомогою математичного пакету MathCAD побудовані їх просторові графічні відображення (рис. 5...7).

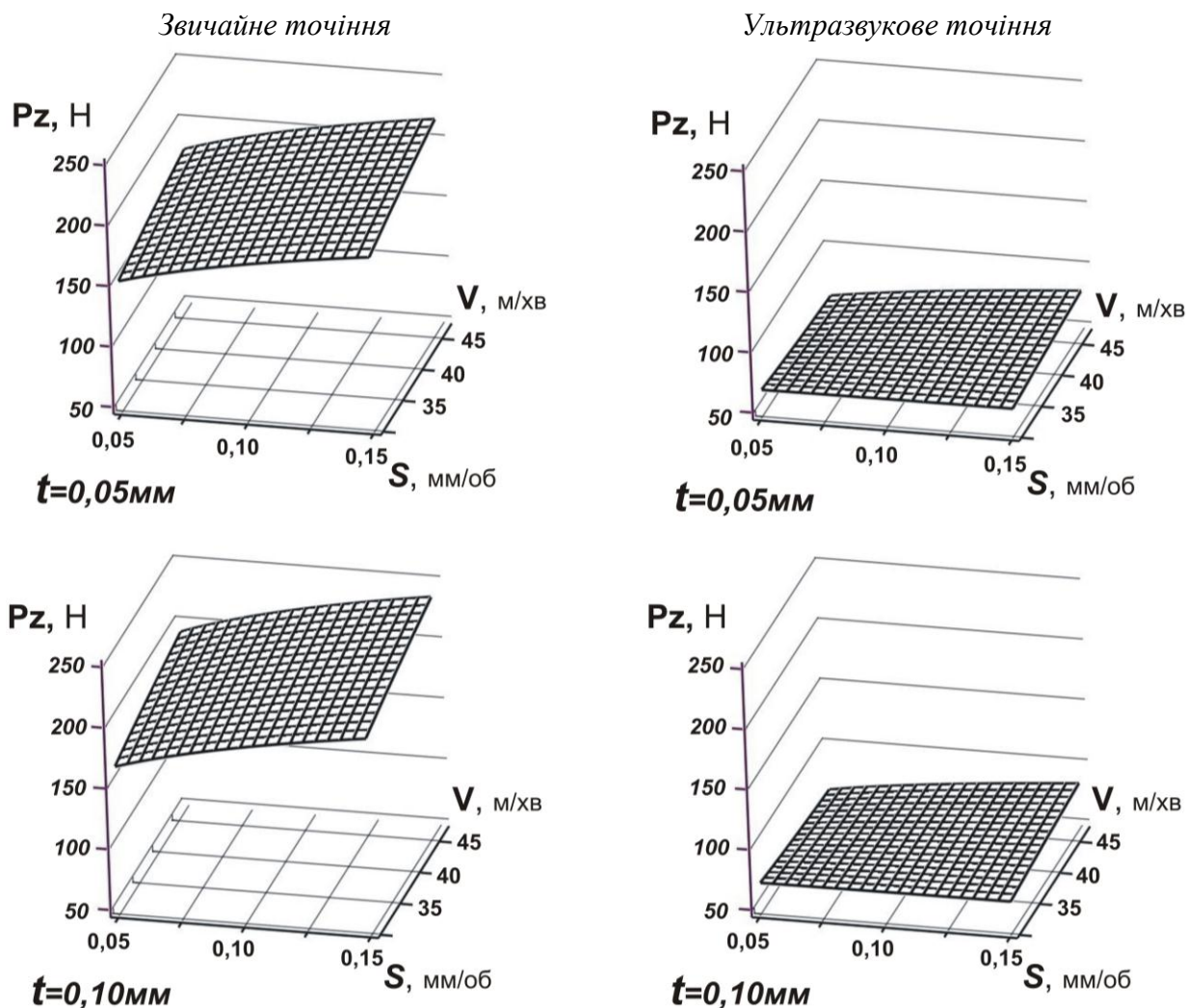


Рис. 5 – Залежність складової Pz сили різання від режимів точіння зносостійкого ГТП марки ПГ-10Н-01 інструментом з ПНТМ

Аналіз графічних залежностей складової P_u сили різання показує, що при УЗ-точінні вона зменшується порівняно зі звичайним чистовим точінням. Аналогічна залежність характерна і для складової P_z . Дане явище можна пояснити виходячи з теорії дислокаційної структури гетерогенних покриттів, а саме тим, що під дією УЗ-вібрацій, що накладаються на РІ, дислокації в структурі ГТП "переповзають" (рухаються) до границь зерен, мікропор чи мікротріщин. Тому при прикладанні УЗ-коливань до різальної кромки інструменту процес різання буде протікати зі значно меншими силовими показниками, так як такий характер дії різального інструмента на окремі частинки покриття призводить до порушення когезійного зв'язку між ними, тобто проходить процес поелементного руйнування ГТП. Це вимагає значно менших зусиль різання, дозволяє стабілізувати хаотичне коливання складових сили різання, зменшує термосиловий режим обробки і підвищує якість поверхневого шару.

Також значний вплив на полегшення протікання процесу різання має періодична динамічна зміна величини переднього кута різального клину інструменту (ефект загострення різальної кромки). При УЗ-коливаннях РІ змінюється кут різання і поліпшується здатність інструменту проникати в оброблюваний матеріал при прикладанні до нього значно менших зусиль. Подібний характер впливу накладання вимушених УЗ-коливань в процесі різання підтверджують і експериментальні дані, що отримані при обробці гомогенних важкооброблюваних матеріалів вітчизняними та іноземними дослідниками [5,7].

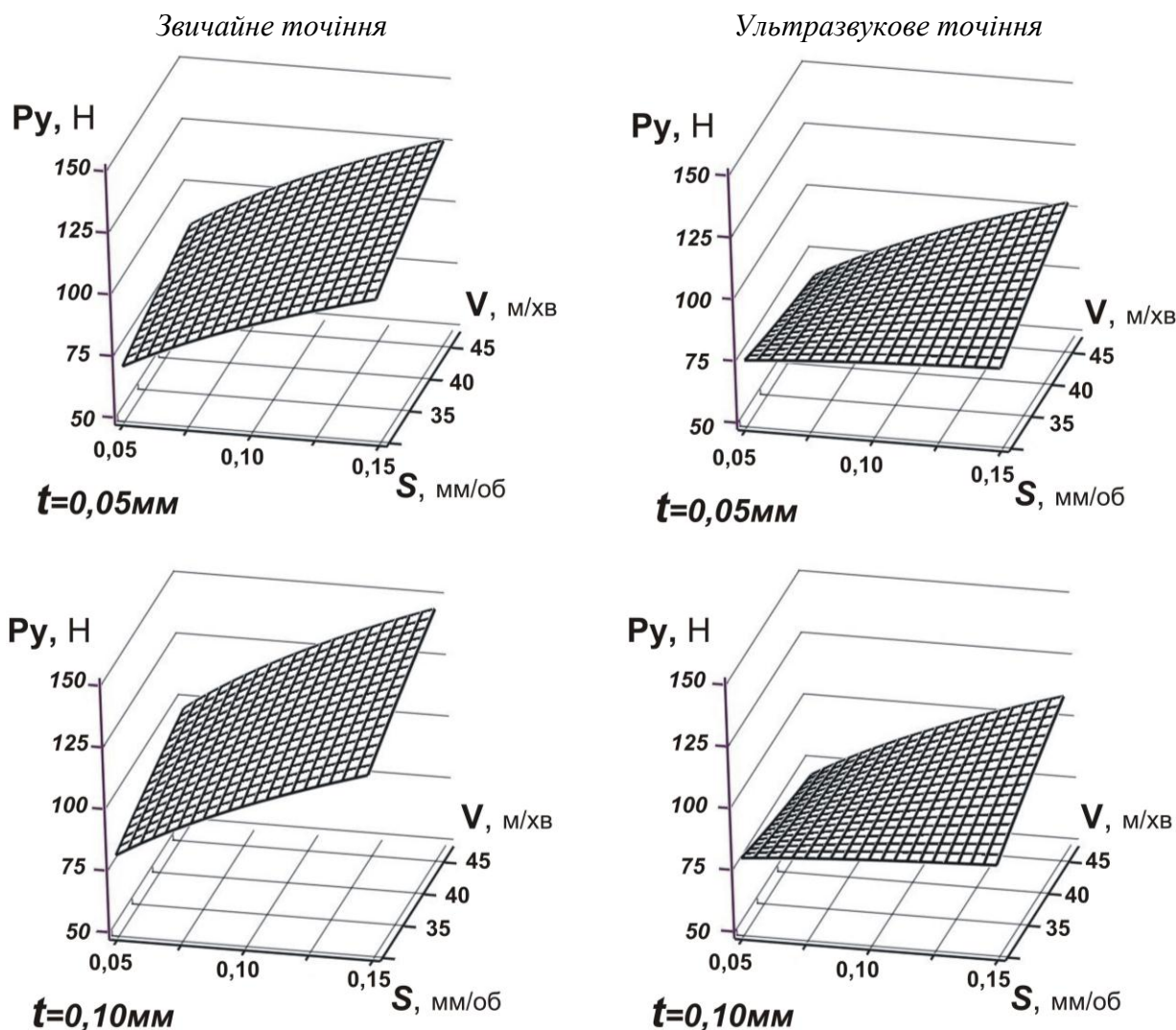


Рис. 6 – Залежність складової P_y сили різання від режимів точіння зносостійкого ГТП марки ПГ-10Н-01 інструментом з ПНТМ

Вцілому в досліджуваному діапазоні режимів різання чітко прослідковується тенденція до зменшення складових P_y і P_z при накладанні вимушених коливань УЗ-діапазону на процес різання зносостійкого ГТП марки ПГ-10Р-01 (рис. 5...6). При звичайному чистовому точінні режимні фактори мають традиційний вплив на силу різання (інтенсифікації режимів призводить до збільшення складових сили різання). Але при УЗ-точінні збільшення як глибини різання, так і подачі та швидкості різання викликає менші прирости сили різання порівняно зі звичайним чистовим точінням. Так під час УЗ-точіння зносостійкого ГТП марки ПГ-10Н-01 складова P_y зменшується на 15...35%, а складова P_z – майже в три рази, що пояснюється напрямком прикладання УЗ-коливань (тангенційний напрямок прикладання УЗ-коливань збігається з напрямком головної складової P_z сили різання при точінні).

Таким чином, аналіз результатів експериментальних досліджень вказує на позитивний вплив вимушених УЗ-коливань прикладених в тангенційному напрямку на силові характеристики процесу різання ГТП. Крім того фактично ми отримуємо не лише значно м'якший силовий, а й тепловий режими обробки. Отже в покритті виникають менші залишкові внутрішні напруження, що зменшує ймовірність відшарування покриття від основного матеріалу під час механічної обробки та в процесі подальшої експлуатації готового виробу. Тому, у порівнянні зі звичайним різанням, комбінована схема зменшує термосилову напруженість процесу, що має призводити і до зростання якості обробки.

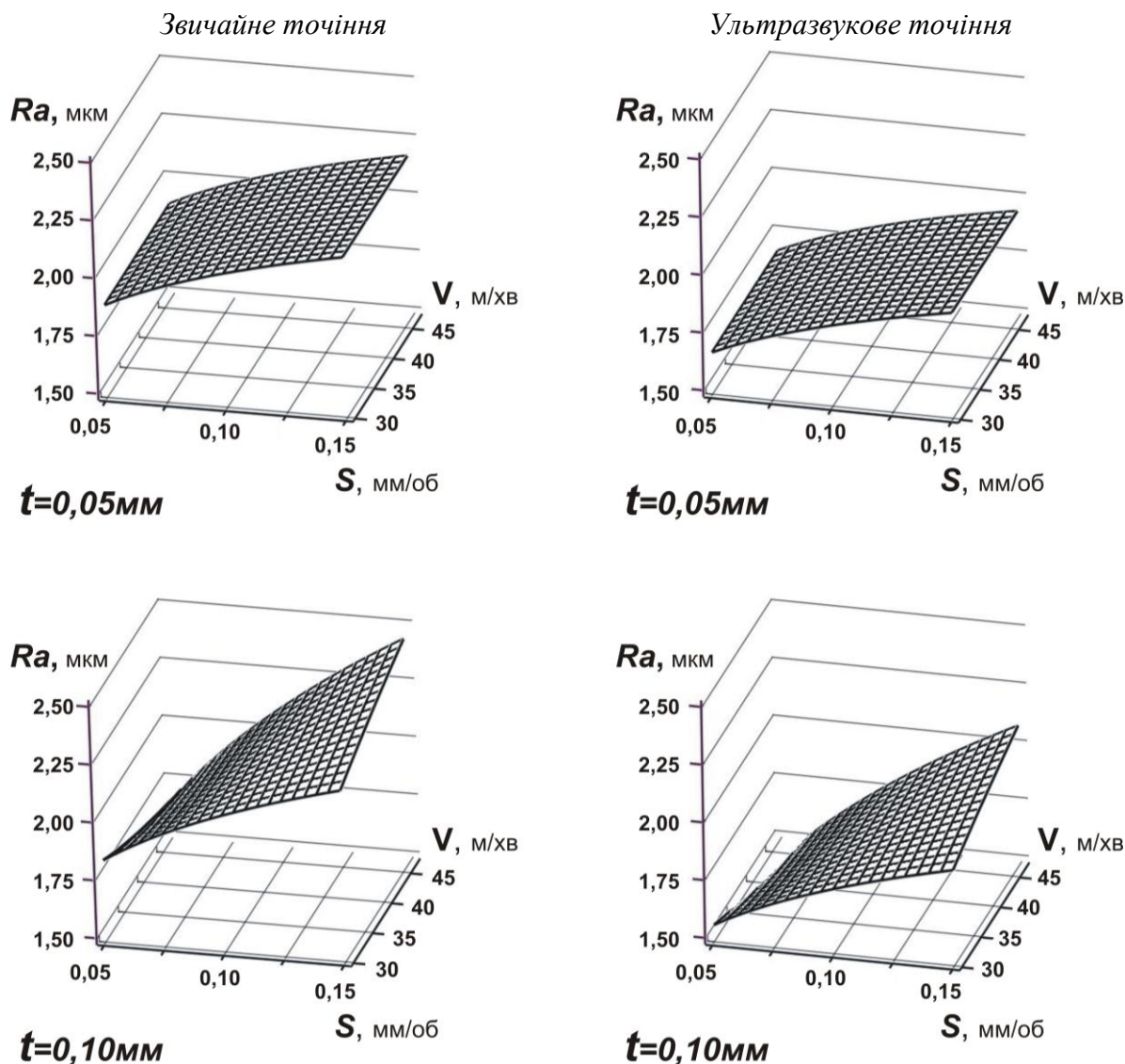


Рисунок 7 – Залежність шорсткості Ra обробленої поверхні від режимів точіння зносостійкого ГТП марки ПГ-10Н-01 інструментом з ПНТМ

Все вищезазначене підтверджується даними порівняння шорсткості обробленої поверхні деталей із зносостійким ГТП марки ПГ-10Н-01. Зниження шорсткості Ra обробленої поверхні (рис. 7) пояснюється тим, що процес різання проходить більш плавно (зменшується силове навантаження, накладання УЗ-коливань зменшує чутливість технологічної системи до неоднорідності оброблюваного матеріалу та нерівномірності припусків), не виникає задирок, відшарувань та злущування тонких пластівців покриття, що спостерігається при звичайній обробці. В результаті накладання зовнішніх вимушених гармонійних УЗ-коливань гасяться автоколивання технологічної системи, що також сприяє підвищенню якості обробки.

Висновки

Наведені у статті результати експериментальних досліджень підтвердили позитивний вплив зовнішніх вимушених гармонійних УЗ-коливань, що прикладаються в напрямку головної складової сили різання (тангенційна схема) до різального інструменту, на силові показники процесу точіння та якість оброблених поверхонь.

Так при обробці УЗ-точінням зразків із нанесеним ГТП марки ПГ-10Н-01 у порівнянні зі звичайним точінням інструментом з ПНТМ на основі КНБ вдалося:

- знизити величину головної складової P_z сили різання в 2,2...3,1 рази (всередньому на 63% в залежності від режимів різання);
- знизити величину складової P_y сили різання всередньому на 22%;
- зменшити шорсткість Ra (мкм) оброблених циліндричних поверхонь на 7...15%, досягнувши при досліджуваних режимах обробки показників $Ra = 1,2...2,0$ мкм.

Отримані позитивні зміни процесу УЗ-точіння дають можливість суттєво знизити відсоток технологічного браку при механічній обробці зносостійких ГТП (відшарування, викришування та інше). Завдяки цьому використання запропонованої технології комбінованої обробки покриттів дозволить здешевити процес їх механічної обробки, що і обумовлює економічну доцільність використання даного методу.

Перелік джерел літератури: 1. Обработка резанием деталей с покрытиями / С.А. Клименко, В.В. Коломиец, М.Л. Хейфец, А.М. Пилипенко, Ю.А. Мельничук, В.В. Бурыкин. Под общей редакцией С.А. Клименко. – К.: ИСМ им. В.Н. Бакуля НАН Украины, 2011. – 353 с. 2. Клименко С.А., Муковоз Ю.А., Полонский Л.Г., Мельничук П.П. Точение износостойких защитных покрытий. - К.: Техніка, 1997. – 142 с. 3. Марков А.И. Ультразвуковое резание труднообрабатываемых материалов. – М.: Машиностроение, 1968. – 365 с. 4. Подураев В.Н. Обработка резанием с вибрациями. – М.: Машиностроение, 1970. – 350 с., ил. 5. Кумабе Д. Вибрационное резание. Пер. с япон. С.А.Масленникова. – М.: Машиностроение, 1985. – 424 с. 6. Клименко С.А., Муковоз Ю.А., Полонський Л.Г. Режущие инструменты из ПСТМ на основе нитрида бора. – К.: Знання, 1994. – 35 с. 7. Пилипенко О.М., Братко О.В. Відновлення автомобільних деталей методами газотермічного напилення // Машинознавство. – 2005. – №1. – С.51-55.

Рецензент: **Пилипенко О.М.**, д.т.н., професор ЧДТУ

ОБРОБКА ЗНОСОСТІЙКИХ ГАЗОТЕРМІЧНИХ ПОКРИТТІВ УЛЬТРАЗВУКОВИМ ТОЧІННЯМ

Братко О.В.

У статті наведені результати дослідження величини складових сили різання та шорсткості обробленої поверхні, як при звичайному, так і при ультразвуковому точінні зносостійкого газотермічного покриття марки ПГ-10Н-01. Отримані результати свідчать, що використання комбінованого методу обробки істотно поліпшує умови протікання процесу різання і якість оброблюваних поверхонь.

ОБРАБОТКА ИЗНОСОСТОЙКИХ ГАЗОТЕРМИЧЕСКИХ ПОКРЫТИЙ УЛЬТРАЗВУКОВЫМ ТОЧЕНИЕМ

Братко А.В.

В статье приведены результаты исследования величины составляющих силы резания и шероховатости обработанной поверхности, как при обычном, так и при ультразвуковом точении износостойкого газотермического покрытия марки ПГ-10Н-01. Полученные результаты свидетельствуют, что использование комбинированного метода обработки существенно улучшает условия протекания процесса резания и качество обрабатываемых поверхностей.

MACHINING WEARPROOF GAS-THERMAL COVERING HYPERSONIC CUTTING

Bratko A.V.

In article are stated exploration results of a component force of cutting and a roughness of a treated surface are reduced, both at customary, and at hypersonic cutting wearproof gas-thermal covering of brand ПГ-10Н-01. Obtained results testify, that use of a combined method of machining essentially improves conditions of a leakage of process of cutting and quality of job surfaces.

Ключові слова: газотермічні покриття, інструмент з ПНТМ на основі КНБ, ультразвукове точіння, комбінована обробка, сили різання.

Ключевые слова: газотермические покрытия, инструмент из ПНТМ на основе КНБ, ультразвуковое точение, комбинированная обработка, силы резания.

Keywords: gas-thermal covering, the instrument from PSHM on basis cNB, ultrasonic cutting, the combined machining, forces of cutting.

Дата надходження статті: 4 листопада 2011

УДК 621.791.95

Бережная Е.В.
ДГМА, Краматорск, Украина

ВОССТАНОВЛЕНИЕ ДЕТАЛЕЙ СТАНОЧНОГО ОБОРУДОВАНИЯ ЭЛЕКТРОКОНТАКТНОЙ НАПЛАВКОЙ ПОРОШКОВОЙ ПРОВОЛОКОЙ

Введение

Сравнительный анализ технико-экономических характеристик альтернативных вариантов регенерации конструктивных размеров изнашивающихся рабочих поверхностей деталей станочного оборудования показывает, что в современных условиях дефицита материальных и энергетических ресурсов восстановительная электроконтактная наплавка является высокоэффективным ресурсосберегающим технологическим приемом [1]. Специфика условий реализации процесса электроконтактной наплавки, а также высокий уровень требований, предъявляемых к качеству сварного соединения, делают необходимым развитие соответствующих методов расчета и автоматизированного проектирования [2, 3]. При этом в качестве основных направлений указанного выше развития следует указать на целесообразность уточнения исходных предпосылок, а также на использование строгого численного математического аппарата.

Основная часть

Математическая модель напряженно-деформированного состояния в очаге деформации при электроконтактной наплавке порошковой проволокой была основана на совместном анализе условия пластичности и дифференциального уравнения равновесия выделенного элементарного объема. Используемая в этом случае расчетная схема очага деформации представлена на рисунке 1а.

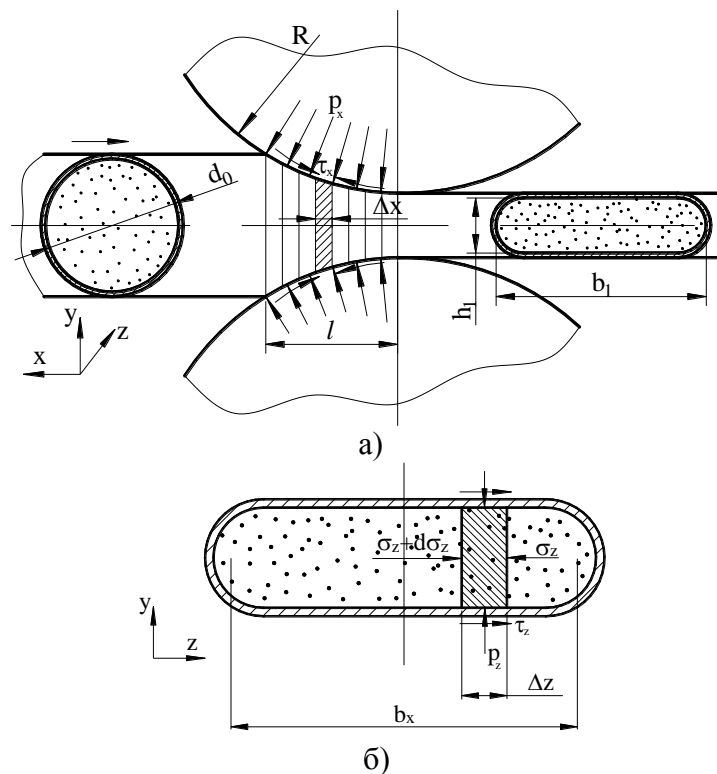


Рис. 1 - Расчетная схема очага деформации при электроконтактной наплавке порошковой проволокой

Здесь следует отметить, что в данной модели рассматривается процесс электроконтактной наплавки порошковой проволокой в монометаллической оболочке, причем основным допущением в этом случае является отсутствие пластической деформации оболочки.

Принимая в качестве исходных данных результаты анализа экспериментальных исследований, введем следующие допущения:

- в качестве закона трения принят закон Кулона-Амонтона:

$$\tau_{xzj} = p_{xzj} \cdot f_{xcj}, \tag{1}$$

где τ_{xzj} – касательные напряжения на контактной поверхности;

p_{xzj} – нормальные контактные напряжения;

f_{xcj} – коэффициент трения на контактной поверхности;

- металл в процессе плющения течет только в поперечном направлении (допущение на результаты экспериментальных исследований);

- механические свойства металла по ширине ленты непостоянны, поэтому необходимо определять механические свойства σ_{sji} и относительную деформацию ϵ_{xji} в каждом элементарном объеме металла.

Схема к расчету ϵ_{xji} представлена на рисунке 2.

$$\epsilon_{xji} = (y_{zo} - h_{xj}) / y_{zoi}, \tag{2}$$

где y_{zoi} – высота исходной заготовки для данного элементарного объема, находится из условия равенства площади фрагмента наплавленного слоя ABCdE и сегмента порошковой проволоки FmK, причем:

$$ABCdE = \pi h_{xj}^2 / 8 + h_{xj} Z_{ji}; \tag{3}$$

$$FmK = 2a_i \cdot y_{zoi} / 3, \tag{4}$$

a_i – высота сегмента FmK, которая выражается через y_{zo} , т.к. в уравнении (3) два неизвестных:

$$a_i = \frac{d_o}{2} - \sqrt{\left(\frac{d_o}{2}\right)^2 - y_{zoi}^2}. \tag{5}$$

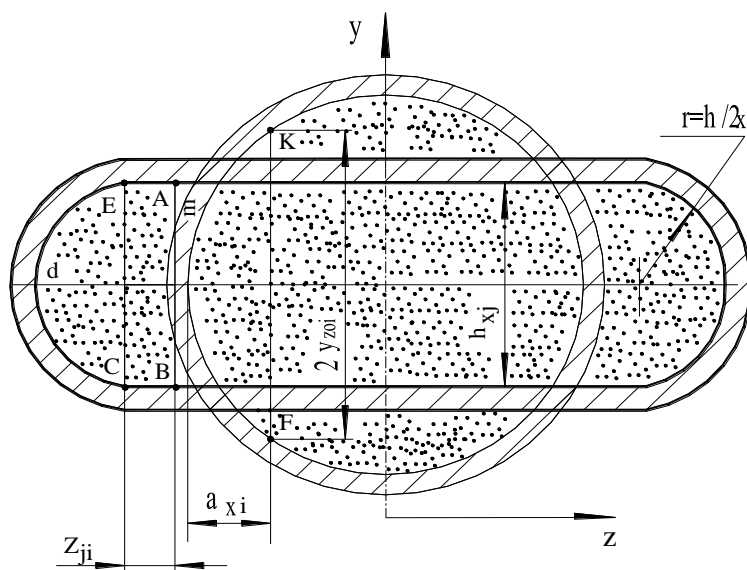


Рис. 2 - Расчетная схема к расчету относительной деформации ϵ_{xji}

Значение a_i находим путем последовательного подбора чисел от 0 до R_0 , причем условием, что число подобрано правильно является равенство расчетных площадей ABCdE и сегмента FmK.

Выразив с учетом принятых допущений геометрические характеристики, а также напряжения τ_{xzji} , p_{xzji} , σ_{xzji} в конечно-разностном виде как это показано на рисунке 1б, рассмотрим двухмерное условие статического равновесия выделенного элементарного объема металла в зоне пластического формоизменения [4]:

$$\sigma_{xzji} h_{xj} - \sigma_{xzj(i+1)} h_{xj} + 2 \frac{(\tau_{xzji} + \tau_{xzj(i+1)})}{2} \Delta z_{ji} = 0. \quad (6)$$

В то же время для порошкового материала нормальные напряжения σ_x можно выразить через нормальные контактные напряжения p_x преобразовав условие пластичности для сыпучих сред, аналитическое описание которого с учетом допущения о плоскодеформированном состоянии порошковой среды имеет следующий вид [5]:

$$p_x^2 - 2 \cdot \frac{1 - 2\alpha_x}{1 + 4\alpha_x} p_x \sigma_x + \sigma_x^2 = \frac{4}{3} \cdot \frac{1 + \alpha_x}{1 + 4\alpha_x} \beta_x \sigma_{sx}^2, \quad (7)$$

где α_x , β_x – текущие по длине очага деформации значения коэффициентов, учитывающих специфику деформации именно порошковой среды;

σ_{sx} – текущее значение предела текучести твердой фазы данной порошковой композиции.

Текущие значения коэффициентов α_x и β_x , согласно рекомендациям работы [5] могут быть определены как:

$$\alpha_x = a(1 - \gamma_x)^m; \quad \beta_x = \gamma_x^{2n}, \quad (8)$$

где $\gamma_x = \rho_x / \rho_0$ – текущее по длине очага деформации значение относительной плотности; ρ_x, ρ_0 – текущая плотность и плотность твердой фазы данной порошковой композиции; a, m, n – постоянные для каждого конкретного состава значения коэффициентов, характеризующих интенсивность изменения α_x и β_x в зависимости от изменения показателя относительной плотности γ_x .

В общем случае с учетом рекуррентной формы решения, принятого закона трения (1), условия пластичности (7) и с учетом известных значений σ_{xzji} и p_{xzji} уравнение (6) содержит одно неизвестное $p_{xzj(i+1)}$ и его решением будет выражение [6]:

$$P_x^2 (t_1^2 - t_3) + 2P_{x2} t_1 t_2 + t_2^2 - t_4 = 0 \quad (9)$$

где $t_1 = \frac{1 - 2\alpha_{xzji}}{1 + 4\alpha_{xzji}} h_{x(j+1)} - f_{xz(j+1)} \Delta z_{ji}$; $t_2 = p_{xzji} f_{xzji} \Delta z_{ji} + \sigma_{xzji} h_{xj}$;

$$t_3 = h_{x(j+1)}^2 \left[\left(\frac{1 - 2\alpha_{xzji}}{1 + 4\alpha_{xzji}} \right)^2 - 1 \right]; \quad t_4 = \frac{4}{3} h_{x(j+1)}^2 \frac{1 + \alpha_{xzji}}{1 + 4\alpha_{xzji}} \beta_{xzji} \sigma_{sxji}^2. \quad (10)$$

В качестве начальных условий использовали следующие выражения:

$$p_{xzji} \Big|_{i=1} = \frac{4}{3} \frac{1 + \alpha_{xzji}}{1 + 4\alpha_{xzji}} \beta_{xzji} \sigma_{sxji}^2; \quad \sigma_{xzji} \Big|_{i=1} = 0, \quad (11)$$

Таким образом, значения деформирующих напряжений в зоне пластического формоизменения определяли последовательно для каждого элемента, т.е. решая задачу в рекуррентном виде, и переходя далее по длине очага деформации. Направление вычислительного процесса приняли от кромок ленты к центру.

Усилие электроконтактной наплавки, приложенное к j, i -му элементарному объему, определили следующим образом:

$$P_{xz} = 2p_{xzji} \Delta z_{ji} \Delta x, \quad (12)$$

Момент, приложенный к j, i -му элементу

$$M_{xz} = 2P_{xzji} \Delta z_{ji} \Delta x x_j, \quad (13)$$

Усилие и момент приложенные к j, i -му сечению:

$$P_{xx} = \sum_{i=1}^{n_z/2} P_{xz}, \quad M_x = \sum_{i=1}^{n_z/2} M_{xz} \quad (14)$$

где n_z – задаваемое количество разбиений по ширине каждого отдельного поперечного сечения. Полные усилие и момент плочения:

$$P = \sum_{j=1}^{k_x} P_{xj} + \frac{P_{xcj}}{2b_{kj}} \Big|_{j=k_x} l_{yn}, \quad M = \sum_{j=1}^{k_x} M_{xj} - \frac{P_{xcj}}{2b_{kj}} \Big|_{j=k_x} \frac{l_{yn}}{3}$$

где k_x – задаваемое количество разбиений по длине очага деформации.

Все представленные выше зависимости легли в основу математической модели процесса электроконтактной наплавки порошковой проволокой в монометаллической оболочке. В результате реализации полученной модели были определены геометрические характеристики очага деформации, распределения плотности порошкового сердечника по длине и ширине наплавленного слоя, локальные и интегральные значения энергосиловых параметров, а именно: ширину площади контакта и толщину каждого j -го элемента; значения средних нормальных контактных напряжений в каждом j -ом элементе; значения интегрального по ширине сечения усилия электроконтактной наплавки в каждом j -ом элементе; суммарное усилие электроконтактной наплавки; момент электроконтактной наплавки. В качестве примера результатов численной реализации разработанной математической модели на рисунке 3 представлены распределения локальных и интегральных характеристик процесса электроконтактной наплавки.

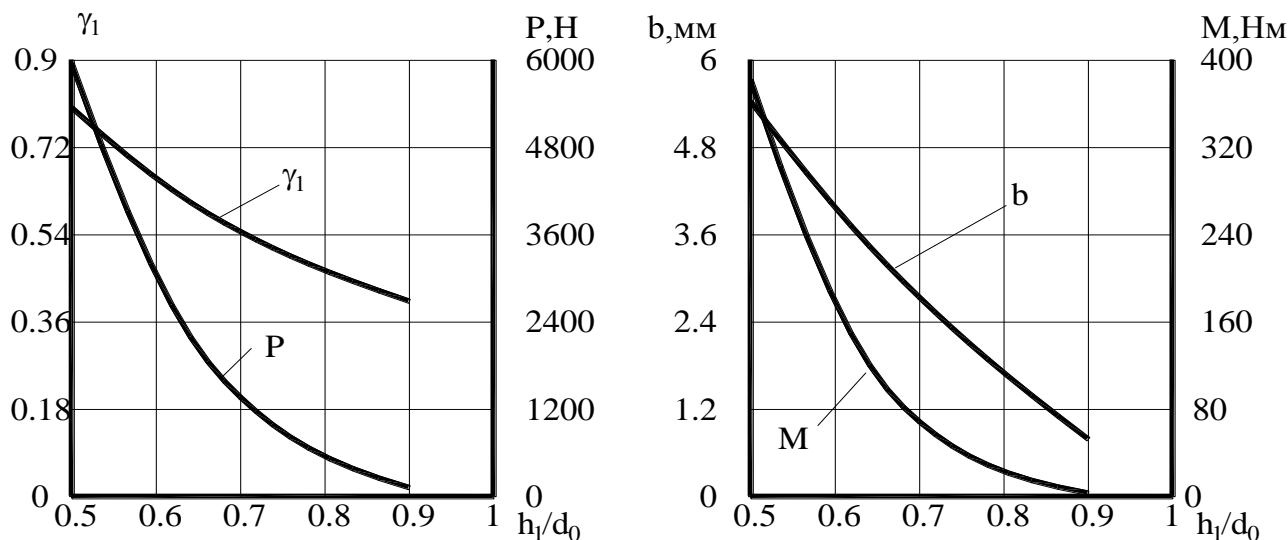


Рис. 3 - Расчетные распределения интегральных характеристик процесса электроконтактной наплавки порошковой проволокой

Результаты получены для случая электроконтактной наплавки проволокой с сердечником из железного порошка диаметром $d_0=5.0$ мм относительной плотностью равной 0,35 и могут быть использованы при назначении технологических режимов электроконтактной наплавки в зависимости от требуемых показателей геометрии наплавленного слоя, а также требуемой относительной плотности наплавленного порошкового слоя.

Выводы

Полученные результаты подтверждают возможность использования разработанной математической модели для проектирования оптимальных технологических режимов процесса электроконтактной наплавки порошковой проволокой в монометаллической оболочке, позволяющей получать на поверхности деталей станочного оборудования наплавленный слой с требуемой геометрией и относительной плотностью порошковой композиции.

Перечень источников литературы: 1. Патон Б.Е. Проблемы сварки на рубеже веков // Автоматическая сварка. – 1999. - №1. – С.4-15. 2. Рябцев И.А. Высокопроизводительная широкослойная наплавка электродными проволоками и лентами // Автоматическая сварка. – 2005. – №6. – С. 36-41. 3. Кассов В. Д. Наплавка порошковой лентой как эффективный метод повышения долговечности оборудования / В. Д. Кассов, В. В. Чигарев, В. В. Кадава // Захист металургійних машин від поломок. – Маріуполь, 2006. – № 5. – С. 262–265. 4. Грибкова С.Н., Дворжак А.И., Шевченко А.В. Математическое моделирование напряжений и деформаций при производстве электродной плющенко // Вісник Харківського держтех університету сільськогосподарства. – Харків: ХДТУСГ, 2005. – С.44-49. 5. Прогрессивные технологические процессы штамповки деталей из порошков и оборудование./ Г.М. Волкогон, А.М. Дмитриев, Е.П. Добряков и др.: Под общ. ред. А.М. Дмитриева, А.Г. Овчинникова. - М.: Машиностроение, - 1991.- 320с. 6. Грибкова С.Н., Шевченко А.В. Совершенствование технологии изготовления порошковой плющенко для наплавки прокатных валков // Сб. тез. IV Междунар. научн.-практ. конф. «Интеллект молодых – производству 2005». – Краматорск, 2005: НКМЗ. – С.64-66.

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

ВІДНОВЛЕННЯ ДЕТАЛЕЙ ВЕРСТАТНОГО ОБЛАДНАННЯ ЕЛЕКТРОКОНТАКТНИМ НАПЛАВЛЕННЯМ ПОРОШКОВИМ ДРОТОМ

О.В. Бережна

Розроблено математичну модель формування наплавленого шару при електроконтактному наплавленні деталей порошковым дротом.

ВОССТАНОВЛЕНИЕ ДЕТАЛЕЙ СТАНОЧНОГО ОБОРУДОВАНИЯ ЭЛЕКТРОКОНТАКТНОЙ НАПЛАВКОЙ ПОРОШКОВОЙ ПРОВОЛОКОЙ

Е.В. Бережная

Разработана математическая модель формирования наплавленного слоя при электроконтактной наплавке деталей порошковой проволокой.

RESTORING OF DETAILS OF MACHINE EQUIPMENT WITH ELECTROCONTACT DEPOSITION OF POWDER WIRE

E. V. Berezhnaya

The mathematical model of forming of deposited layer under electrocontact deposition of powder wire of details is designed.

Ключевые слова: математическая модель, порошок, проволока, наплавка, сварка, слой.

Ключові слова: математична модель, порошок, наплавка, зварювання, шар.

Key words: mathematical model, powder, wire, melt, weld, layer

Дата надходження статті: 28 листопада 2011

УДК 621.941

Колот Л.П., Онищук С.Г.
ДДМА, м. Краматорськ, Україна

ЗАБЕЗПЕЧЕННЯ ТОЧНОСТІ ОБРОБКИ НЕЖОРСТКИХ ДЕТАЛЕЙ ХОЛОДНОЮ ПРАВКОЮ

Постановка проблеми

Характерною особливістю при виготовленні нежорстких деталей машинобудування є виникнення залишкових деформацій після операцій механічної обробки. Постійне зростання вимог до якості виготовлення деталей машин викликає необхідність використання різноманітних методів, які забезпечують задані параметри якості виробів.

При механічній обробці нежорстких деталей виникають порушення рівноваги залишкових напруг, що приводить до деформацій деталей та зниження якості виконання робочих функцій під час їх експлуатації.

Для уникнення цього небажаного явища у технологічному процесі механічної обробки передбачені додаткові операції, як наприклад, операція механічної правки, багаторазова переустановка при механічній обробці деталей, їх природне та штучне старіння. Все це приводить до збільшення технологічного циклу виготовлення деталей, зниженню продуктивності і не в повній мірі стабілізує показники якості деталей.

Забезпечення точності виготовлення нежорстких деталей можна забезпечити використанням комбінованих методів обробки. Зокрема, використання електричного струму, магнітного поля або вібрацій при механічній обробці нежорстких деталей може викликати виникнення перерозподілу залишкових напруг та, як результат, зменшення залишкових деформацій оброблюваних деталей.

Метою роботи є розроблення способу компенсації залишкових деформацій, що виникають під час механічної обробки нежорстких деталей машинобудування, шляхом здійснення вібрацій інструмента безпосередньо на верстаті з подачею суспензії з абразивними частинками для скорочення циклу обробки за рахунок забезпечення фінішної обробки без видалення припуску з деталі.

Аналіз останніх досліджень і публікацій

Питанню уникнення залишкових деформацій при обробці нежорстких деталей машинобудування присвячено ряд наукових робіт і публікацій. Автором [1] подано теоретичне обґрунтування оптимальних режимів різання, які забезпечують бездеформаційну обробку нежорстких валів. Робота [2] присвячена математичному моделюванню процесу різання при обробці нежорстких валів, що піддаються залишковим деформаціям при обробці їх різанням.

У роботах [3, 4] наведені технологічні способи, які використовуються при механічній обробці нежорстких деталей. Всі ці способи базуються на створенні урівноваженого стану залишкових напружень в деталях шляхом штучного локального вторгнення допоміжних залишкових напружень, які компенсують ті, що вилучені зі знятим припуском. У роботі [5] розглянуто особливість стабілізації розмірів деталей з використанням магнітного поля та електричного струму. У роботі [6] приведений метод реалізації способу випрямлення зразків вібраційним методом, де використовують промисловий вібратор для здійснення вібрацій зразка, який необхідно установити на демпфіруючі підставки поза верстата, що потребує допоміжних технічних засобів і збільшує цикл обробки.

Проте використання кожного способу має свою специфіку, що зумовлює потребу в подальших дослідженнях.

Основна частина

Реалізація способу вібраційного виправлення нежорстких деталей здійснюється при використанні відомого ефекту про те, що величину залишкових деформацій визначає, як правило, пружна післядія неврівноважених початкових залишкових напружень. Запропоновано здійснювати компенсацію похибок від жолоблення виправленням виробів вібрацією, підданих попередньому пружному вигині в зворотному напрямку так, щоб після вібрацій виріб вигнувся на бажану величину.

Вібрація виробу передається через чистовий різець, а для створення його вібрацій застосовується генератор. В зону обробки подається суспензія з абразивними частинками, яка переміщується під дією коливних рухів різця. Абразивні частки створюють удар по поверхні заготовки та згладжують мікронерівності, тобто створюють ефект полірування, чим забезпечується необхідна шорсткість поверхні деталі.

Деталь, яка підлягає обробці, має початкову деформацію f_n (рисунок 1, а), яку усувають притисненням до столу 4 верстата (рисунок 1, б) і здійснюють перший робочий хід інструмента 2 з вібраційною частотою $\omega_0 = 3000$ Гц та подачею суспензії з абразивними частинками 3. Після першого робочого ходу деталь розкріплюють (рисунок 1, в), визначають залишкову деформацію $f_{зал}$ та знову притикають до столу верстата до усунення $f_{зал}$. Виконують другий робочий хід обробки деталі (рисунок 1, г) з частотою:

$$\omega = \frac{(f_n - f_{зал})\omega_0}{f_n},$$

де f_n – початкова деформація деталі;
 $f_{зал}$ – деформація після першого робочого ходу;
 ω_0 – частота вібрацій при першому робочому ході;
 ω – частота вібрацій при другому робочому ході.

Після виконання другого робочого ходу деталь має деформацію $f_{зал} = 0$ (рисунок 1, д).

Експериментальні дослідження виконувались на стругальному верстаті мод. 7305ТД широким чистовим різцем, вібрації якого створювались генератором. Зразки зі сталі 40Х розмірами 100x40x10 мм мали початкову деформацію f_n в інтервалі 0,08...1,1 мм. Початкову частоту коливань різця брали в діапазоні 1600...2000 Гц. Зразки по черзі обробляються зазначеним способом.

На рисунку 2 зображено графік, де показано залежність залишкових деформацій $f_{зал}$ від частоти вібрацій різця ω_0 при першому робочому ході і початкових деформацій зразків f_n . На рисунку 3 зображено графік, де показана залежність залишкових деформацій $f_{зал}$ від частоти ω коливань різця при другому робочому ході.

Із графіків можна визначити, що збільшення частоти коливань різця знаходиться в прямій залежності від залишкових деформацій зразків.

З фізичної точки зору залишкові деформації зразків $f_{зал}$ з початковими деформаціями f_n знижуються під дією вібрацій різця при його робочих ходах. Згідно теорії нерозривності деформацій і внутрішніх залишкових напружень, які знаходяться в прямій пропорційній залежності, зниження залишкових напружень методом вібрацій приводить до зниження залишкових деформацій в зразках. Механічна енергія вимушених коливань демпфірується на границях зерен за рахунок внутрішнього тертя.

При цьому відбувається рух дислокацій і вирівнюються викривлення кристалічних ґраток, що характеризує зміну напруженого стану зразка, тобто здійснюється релаксація залишкових напружень. В запропонованому способі обробка вібраціями здійснюється безпосередньо на робочому місці, що дозволяє зменшити технологічний цикл механічної обробки деталі.

При використанні розглянутого методу стабілізації розмірів нежорстких деталей дозволяє зменшити похибки деталей з 1,1 до 0,07 мм. Шорсткість поверхні заготовок, що визначена за допомогою профілометра 203, становила $Ra=1,6$ мкм по ГОСТ 2789–73.

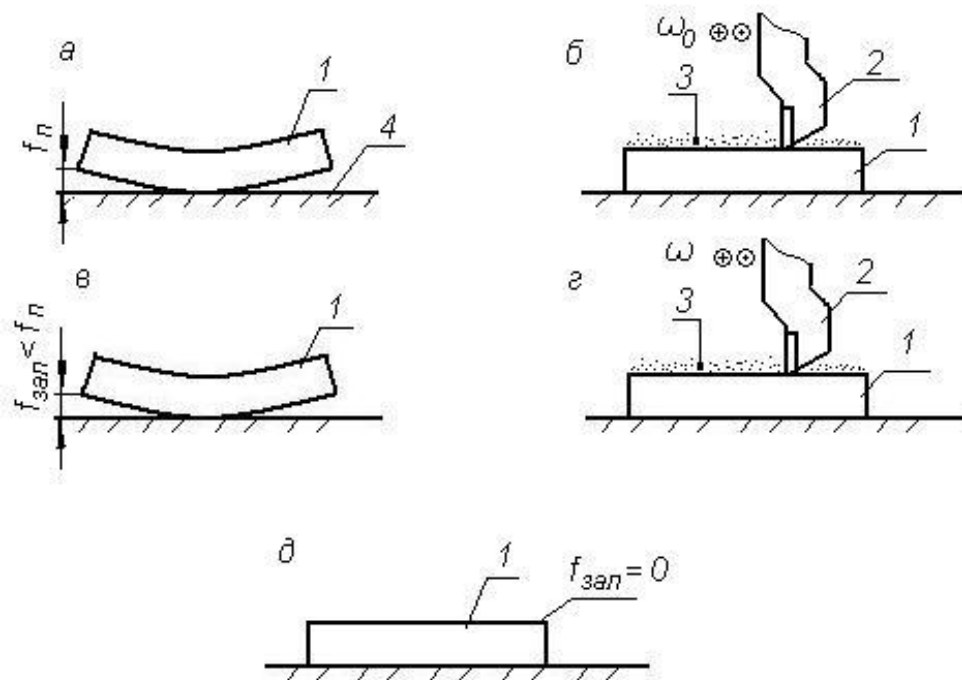


Рис. 1 – Послідовність реалізації способу холодної правки нежорстких деталей: а – форма деталі до обробки; б – схема виконання першого робочого ходу; в – форма деталі після першого робочого ходу; г – схема виконання другого робочого ходу; д – форма деталі після обробки; 1 – оброблювана деталь; 2 – чистовий різець; 3 – суспензія з абразивними частинками; 4 – стіл верстата; f_n – початкова деформація оброблюваної деталі; $f_{зал}$ – деформація деталі після першого проходу різця; ω , ω_0 – частота рухів різця.

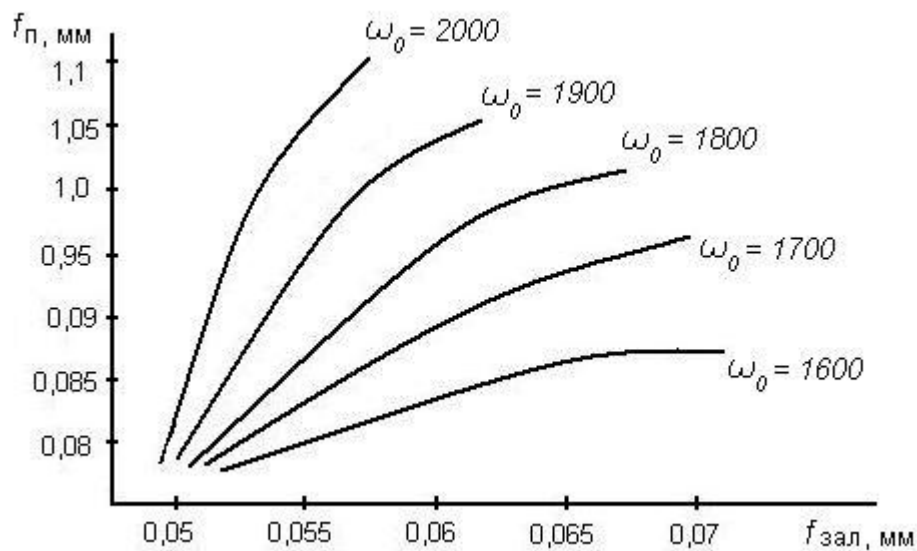


Рис. 2 – Графік залежності $f_{зал}$ від f_n при їх обробці вібраціями частотами ω_0 при першому робочому ході

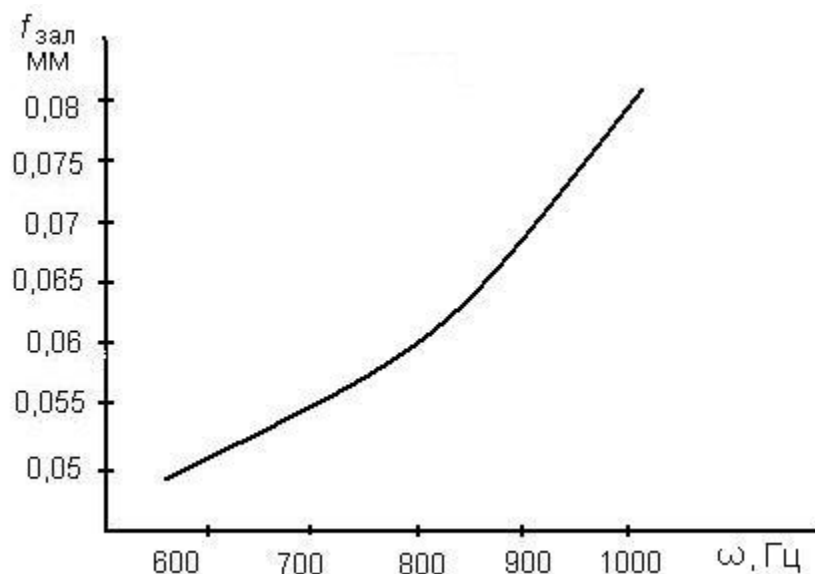


Рис. 3 – Графік залежності $f_{\text{зал}}$ від частоти ω коливань різця при другому робочому ході

Висновки

Визначено, що дія на нежорсткі зразки вібраціями різця може бути надійним та ефективним засобом підвищення якості нежорстких деталей.

Визначено, що існуючі способи мають недоліки, тому запропоновано новий спосіб холодної правки нежорстких деталей, на який авторами отриманий патент на корисну модель [7]. Спосіб передбачає холодну правку деталей за допомогою вібрацій, що передаються через інструмент, забезпечує стабілізацію залишкових напруг в деталі, які нерозривно пов'язані з залишковими деформаціями і зменшують їх, тобто підвищується якість деталі. Суспензія з абразивними частинками дозволяє одержати необхідну якість оброблюваної поверхні без видалення припуску, що в цілому скорочує витрати на метал.

З Впровадження даного способу дозволило зменшити похибки при обробці зразків від 1,1 до 0,07 мм. При цьому якість обробленої поверхні $Ra = 1,6$ мкм, вимоги по точності відповідають вимогам кресленням, знижується цикл обробки та підвищується якість виробів.

Перелік джерел літератури: 1. Гаврилов В.А., Гребень В.Г. Оптимизация режимов резания при точении нежестких валов // Технология машиностроения – № 1. – 2006. 2. Васильевых С.Л., Иванайский А.В. Математическое моделирование процесса резания при продольном точении // Технология машиностроения – № 6. – 2010. 3. А.С. 175787 СССР В23С3/00. Способ односторонней механической обработки деталей / Л.П. Колот, Ю.Ф. Глазунов, В.А. Колот, А.В. Колот. – № 4891576/08, Заявл. 17.12.1990. – Опубл. 30.08.1992. – Бюл.№32. 4. А.С. 152957 СССР В241/100. Способ обработки деталей / В.А. Колот, Л.П. Колот. – № 4419705/31-08, Заявл. 14.03.1988. – Опубл. 07.12.1989. – Бюл.№45. 5. Шулев Г.С. Стабилизация свойств точных деталей машин с использованием магнитного поля и электрического тока // Сборник докладов международного научно-технического семинара. – Варна, 1997. – С. 46-49. 6. А.С. 1538949 СССР В21Д3/46. Способ холодной правки нежестких деталей / В.А. Колот, Л.П. Колот, В.Н. Черненко, Л.А. Ксенофонтов. – № 4678574/06, Заявл. 15.12.1988. – Опубл. 27.02.1990. – Бюл.№4. 7. Патент на корисну модель 61518 Україна В24С1/00. Спосіб холодної правки нежорстких деталей / Л.П. Колот, С.Г. Онишук, І.М. Стародубцев. – № u2010 14729, Заявл. 08.12.2010. – Надрук. 25.07.2011. – Бюл.№14.

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

ЗАБЕЗПЕЧЕННЯ ТОЧНОСТІ ОБРОБКИ НЕЖОРСТКИХ ДЕТАЛЕЙ ХОЛОДНОЮ ПРАВКОЮ

Колот Л.П., Онищук С.Г.

В роботі представлений новий спосіб підвищення точності обробки нежорстких деталей шляхом прогину деталі в бік, протилежний початковому прогину, з наступною обробкою поверхні двома робочими ходами з вимірюванням прогину після першого робочого ходу. При цьому інструменту, яким обробляється поверхня, задається вібрація. Величина коливних рухів інструменту визначається шляхом корекції частоти коливань при другому проході інструменту з урахуванням величини вимірюного після першого робочого ходу. В зону обробки подається суспензія з абразивними частинками, чим забезпечується висока якість поверхні без видалення припуску. Використання запропонованого методу дозволяє зменшити деформації деталі та шорсткість поверхні.

ОБЕСПЕЧЕНИЕ ТОЧНОСТИ ОБРАБОТКИ НЕЖЕСТКИХ ДЕТАЛЕЙ ХОЛОДНОЙ ПРАВКОЙ

Колот Л.П., Онищук С.Г.

В работе представлен новый способ повышения точности обработки нежестких деталей путем прогиба детали в сторону, противоположную начальному прогибу, с последующей обработкой поверхности двумя рабочими ходами с измерением прогиба после первого рабочего хода. При этом инструменту, которым обрабатывается поверхность, задается вибрация. Величина колеблющихся движений инструмента определяется путем коррекции частоты колебаний при втором проходе инструмента с учетом величины измеренного после первого рабочего хода. В зону обработки подается суспензия с абразивными частицами, чем обеспечивается высокое качество поверхности без удаления припуска. Использование предложенного метода позволяет уменьшить деформации детали и шероховатость поверхности.

PROVIDING OF EXACTNESS OF TREATMENT OF NON-RIGID DETAILS COLD CORRECTION

L.P.Kolot, S.G. Onishchuk

The new method of increase of exactness of treatment of non-rigid details is in-process presented by bending of detail aside, opposite the initial bending, from cabbage willsoup by treatment of surface two workings strokes with measuring of bending after the first working stroke. Thus to the instrument which is process a surface, a vibration is set. The size of hesitating motions of instrument is determined by the correction of frequency of vibrations at the second passage-way of instrument taking into account a size measured after the first working stroke. In the area of treatment a suspension is given with abrasive particles, what is provide high quality of surface without the delete of allowance. The use of the offered method allows to decrease deformations of detail and roughness of surface

Ключові слова: нежорсткі деталі, холодна правка, суспензія, вібрація, різець, абразивні частинки

Ключевые слова: нежесткие детали, холодная правка, суспензия, вибрация, резец, абразивные частички

Key words: non-rigid details, cold correction, suspension, vibration, tool, abrasive particles

Дата надходження статті: 28 листопада 2011

РОЗДІЛ 4

МОДЕЛЮВАННЯ ТА ОПТИМІЗАЦІЯ ЕЛЕМЕНТІВ
ТЕХНОЛОГІЧНИХ СИСТЕМ

УДК 621.9

Гузенко В.С.¹, Черномаз В.Н.¹, Музыкант Я.А.²¹ ДГМА г. Краматорск, Україна, ² ВНИИ инструмент, г. Москва, РоссияОБЩАЯ ПОСТАНОВКА ЗАДАЧИ ОПТИМАЛЬНОГО ВЫБОРА
КОМПЛЕКТА ИНСТРУМЕНТА И РЕЖИМОВ ОБРАБОТКИ*Введение*

При проектировании металлорежущего инструмента возникает задача выбора серии типоразмеров (конструктивных и геометрических параметров режущих пластин и т. п.). Ряд результатов, связанных с оптимизацией длины пластин резцов для токарной обработки получен в работах [1, 2]. Авторы, осознавая необходимость проектирования типоразмерных рядов по ряду параметров, ограничились одномерным случаем, чтобы проиллюстрировать возможность построения алгоритма проектирования типоразмерного ряда до «числа».

Цель работы

Поставить задачу оптимального выбора комплекта инструмента и режимов обработки в наиболее общем с математической точки зрения виде. Показать возможность получения из общей постановки, как частный случай, более простых математически, но важных с практической точки зрения задач проектирования комплектов инструмента, также обсудить подходы к созданию алгоритмов решения таких задач.

Основная часть

При проектировании систем металлорежущего инструмента более широко можно рассматривать задачу определения серии фиксированных значений z_1, \dots, z_m векторного параметра $z := (z^1, \dots, z^m) \in \mathcal{H}^n$, описывающего различные показатели обрабатываемого изделия: линейные размеры (длину, толщину, ширину и т.д.); угловые размеры (главный угол в плане, передний, задний и другие углы для металлорежущего инструмента); марку инструментального материала и т.д. Хотя для каждого случая обработки оптимально всегда некоторое значение (z_*^1, \dots, z_*^m) параметра z из непрерывного диапазона (\mathcal{H}^n) , реально же приходится иметь дело с серией дискретных значений $z_1 := (z_1^1, \dots, z_1^m), \dots, z_m := (z_m^1, \dots, z_m^m)$, так как выпуск большего числа типоразмеров сопряжен с дополнительными расходами на изготовление [3]. Таким образом, существует экономически оптимальное число типоразмеров инструментов и распределение данных дискретных значений внутри диапазона. Возникающую задачу можно было бы назвать оптимизацией типоразмерных рядов.

В общем случае в задачах металлообработки все параметры можно подразделить на следующие группы:

1. Параметры обрабатываемого изделия, определяющие вид, специфику выполняемой работы, своего рода техническое задание - запрос внешней среды на обработку:

$x := (D, L, \varphi_0, HB, \dots, \delta)$ - размеры и конфигурация обрабатываемых деталей (D, L, φ_0) твердость, наличие корки и другие физические свойства обрабатываемого материала (HB) , припуск на обработку, наличие фасок, углов, неравномерностей припуска и другие особенности выполняемой работы (δ) .

2. Параметры комплекта, определяющие характеристики комплекта оборудования и

інструмента:

$z := (l, B, h, \varphi, \gamma, HRC, \dots, D_c)$ - размерные параметры инструмента (l, B, h, φ, γ), характеристики материала режущей пластины (HRC), станка и оснастки (D_c); его физические характеристики.

3. Параметры - режимы обработки, которые подбираются непосредственно в момент обработки из некоторого условно непрерывного диапазона:

$y := (S, V, t, U, \dots)$ - варьируемые для данного оборудования скорости различных движений детали и режущего инструмента (V, S, t), варьируемое напряжение в обмотках возбуждения двигателей следящих приводов (U) и т.д.

Предположим, что числа соответствующих параметров п. 1, 2, и 3, соответственно n, l и q , т.е. $x \in \mathcal{R}^n, z \in \mathcal{R}^e, y \in \mathcal{R}^q$.

Обозначим через $\rho(x)$ - функцию распределения объемов работ.

Пусть выбор оптимального комплекта оборудования - в соответствии с критериями $(f^1, \dots, f^p) = f$, выбор оптимальных режимов обработки y происходит в соответствии с критериями $(\varphi^1, \dots, \varphi^r) = \varphi$.

Общая постановка задачи оптимального выбора комплекта инструмента и режимов обработки

Задача выбора оптимального комплекта оборудования и инструмента совместно с оптимальным назначением режимов обработки может быть записана в виде

$$\min_{(z_1, \dots, z_m) \in Q_z^m} \min_{(k_1, \dots, k_m) \in \Phi(z)} \left(\begin{array}{l} \sum_{i=1}^m \int_{K_i} f^1(z_i, x, q_*(z_i, x)) \rho(x) dx \\ \dots \dots \dots \\ \sum_{i=1}^m \int_{K_i} f^2(z_i, x, q_*(z_i, x)) \rho(x) dx \end{array} \right), \quad (1)$$

где $q_*(z, x)$ - функция такая, что

$$q_*(z, x) \in \underset{y \in Y(z, x)}{\text{Arg min}} \left(\begin{array}{l} \varphi^1(z, x, y) \\ \dots \dots \dots \\ \varphi^2(z, x, y) \end{array} \right); \quad (2)$$

Под символом Argmin подразумевается минимальное значение одного из критериев $(\varphi^1, \dots, \varphi^r)$ на множестве $y = Y(z, x)$

$$\Phi(z) := \{(k_1, \dots, k_m) \in F^m : \bigcap_{i=1}^m k_i = Q_x \subset \mathcal{R}^n, \forall i \neq j, k_i \cap k_j = \emptyset\};$$

$$Y(z, x) := \{y \in Q_y : g(z, x, y) \leq 0, h(z, x, y) = 0\};$$

$Q_y := \{y \in \mathcal{R}^q : a_y \leq y \leq b_y\}$ - диапазон изменения параметров y ; $a_y \in \mathcal{R}^q, b_y \in \mathcal{R}^q$ - фиксированные векторы, $a_y < b_y$; $F^m := F \times \dots \times F$; F - σ - алгебра измеримых множеств. Функции $g := (g^1, \dots, g^d), h := (h^1, \dots, h^s)$ - задают технологические ограничения на возможность сочетания всех параметров $(x, y, z) \in \mathcal{R}^{l+g+h}$ (ограничения по прочности, уровню вибраций, эргономическим показателям, а также уравнения движения механизмов и другие физические связи между параметрами x, y, z).

Из постановки задачи видно, что решения задачи (1) сильно связаны с "выбирающей" функцией $q_*(z, x)$ задачи (2).

Поставленная задача (1), (2) в частных случаях превращается:

- **Одномерная задача оптимизации типоразмерного ряда.**

Если выбор оптимального комплекта (в данном случае, типоразмерного ряда) происходит в соответствии с одним критерием $f = f^l$ не зависят от режимов обработки y , задача (1), (2) и при одномерных параметрах z и x превращается в одномерную задачу

оптимізації типоразмерного ряду с одной целевой функцией вида

$$\min_{(z_1, \dots, z_m) \in Q_z^m} \int_{Q_x} \min_{i \in \{1, \dots, m\}} f(z_i, x) \rho(x) dx, \quad (3)$$

где $Q_x := \{x \in \mathcal{R}^1 : a_x \leq x \leq b_x\}$; $Q_z^m := \{(z_1, \dots, z_m) \in \mathcal{R}^m : a_z \leq z_j \leq b_z, j = 1, \dots, m\}$;

$a_x < b_x$, $a_z < b_z$ - константы из \mathcal{R}^1 ; $p(z, x)$ - непрерывно дифференцируемая на \mathcal{R}^1 неотрицательная функция; $f(z, x)$ - непрерывно дифференцируемая в некоторой области $Q \subset \mathcal{R}^2$ функция, равная $+\infty$, на $\mathcal{R}^2 \setminus \bar{Q}$ (\bar{Q} - замыкание Q в \mathcal{R}^2).

Область Q определяется заданием двух функций: $a(z)$, $b(z)$, которые либо непрерывно дифференцируемы на

$$Q_z := \{z \in \mathcal{R}^1 : \{a_z \leq z \leq b_z\},$$

либо тождественно равны $-\infty$ или $+\infty$, причем $a(z) < b(z)$. Так что

$$Q := \{(z, x) \in \mathcal{R}^2 : x \in \text{int } Q(z)\},$$

где $Q(z) := \{x \in \mathcal{R}^1 : a(z) \leq x \leq b(z)\}$; $\text{int } Q(z) := \{x \in \mathcal{R}^1 : a(z) < x < b(z)\}$ - внутренность $Q(z)$.

Для одномерной задачи построения типоразмерного ряда области эффективности $K(z)$ каждого типоразмера z_j , $j \in \{1, \dots, m\}$ представляют собой объединение точек и отрезков и даже в случае двух типоразмеров z_1, z_2 могут иметь довольно оригинальный вид (рисунок 1, а). В случае же нескольких типоразмеров, даже для унимодальной выпуклой по x функции $f(z, x)$, возможно неожиданное расположение этих областей (рис. 1, б).

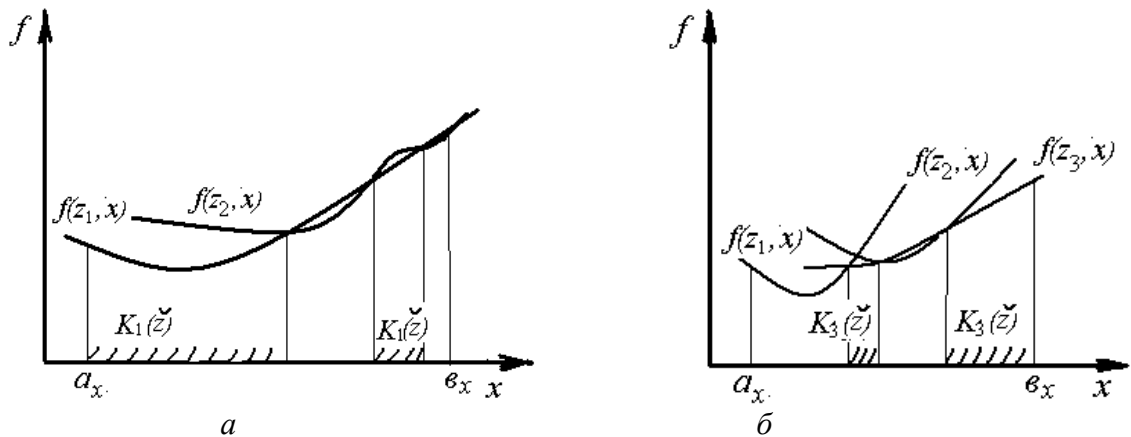


Рисунок 1

В связи с этим рассмотрим более узкий класс задач построения типоразмерных рядов с так называемой монотонно согласованной минимизируемой функцией $f(z, x)$.

Определение 1. Назовем функцию $f(z, x)$ монотонно согласованной, если для любого конечного набора типоразмеров $z_1 < z_2 < \dots < z_m$ области эффективности $K_j(z)$, $j = 1, \dots, m$ представляют собой m строго не содержащих друг друга и следующих слева направо (быть может, полубесконечных) отрезков:

$$K_j(z) = [a_j, b_j], j = 1, \dots, m,$$

где $a_1 = a_x$; $b_m = b_x$.

Таким образом, в случае монотонной согласованности при любом m и любых типоразмерах z_1, \dots, z_m имеется m отрезков $[t_0, t_1], \dots, [t_{m-1}, t_m]$ ($t_0 := a_x$, $t_m := b_x$), в точности соответствующих линейно упорядоченным типоразмерам $z_1 < z_2 < \dots < z_m$, так что

$$\forall x \in [t_{j-1}, t_j] f(z_j, x) = \min_{i \in \{1, \dots, m\}} f(z_i, x), j = 1, \dots, m. \quad (4)$$

В этом случае с точностью до краевых участков отрезков $[t_{j-1} t_j]$ они совпадают с $K_j(z)$.

Монотонная согласованность является довольно сильным условием, так как из нее, в частности, вытекает следующий результат.

Лемма 1. Если $f(z, x)$ монотонно согласована и на $\mathcal{R} \times \mathcal{R}$, то для любых $z_1 \in Q_1, z_2 \in Q_2, z_1 < z_2$ существует корень x^* уравнения $f(z_1, x) = f(z_2, x)$, удовлетворяющий условию $f'_x(z_1, x^*) \neq f'_x(z_2, x)$. В этом случае $f(z_1, x) < f(z_2, x)$ для всех $x < x^*$ и $f(z_1, x) > f(z_2, x)$ для всех $x > x^*$.

Далее (см. определение 1) мы будем рассматривать также более узкий класс строго согласованных функций $f(z, x)$, для которых определение границ областей эффективности $K_j(z)$ происходит однозначно, а также приведем достаточно содержательные примеры классов строго согласованных функций.

Результат леммы 1 непосредственно вытекает из определения монотонной согласованности в случае двух типоразмеров: z_1 и z_2 .

Далее мы рассмотрим сначала случай, когда $f(z, x)$ непрерывно дифференцируема на $Q_z \times Q_x$. Если же типоразмеры z_j имеют ограниченные области использования $Q(z_j) := \{x \in \mathcal{R} : a(z) \leq x \leq b(z)\}$, то этот случай либо сводится к непрерывно дифференцируемой функции введением штрафной функции вида

$$f_\tau(z, x) := \begin{cases} f(z, x) & \text{при } x \in Q(z); \\ f(z, x) + \tau(x - b(z))^2 & \text{при } x > b(z); \\ f(z, x) + \tau(a(z) - x)^2 & \text{при } x < a(z); \end{cases} \quad (5)$$

где $\tilde{f}(z, x)$ – нужное число раз непрерывно дифференцируемого продолжения функции $f(z, x)$ на все пространство \mathcal{R}^2 ($\tilde{f}(z, x) = f(z, x)$ при $x \in Q(z)$); τ – штрафной коэффициент ($\tau \rightarrow +\infty$, см. алгоритм 4) либо требует отдельного анализа с использованием рассуждений таких, как в схеме метода возможных направлений в традиционном алгоритме нелинейного программирования.

Таким образом, будем во всех формулировках считать, что функция $f(z, x)$ монотонно согласована на \mathcal{R} и непрерывно дифференцируема на Q_x и Q_y .

Рассмотрим следующий алгоритм решения задачи (3) в предположении, что $f(z, x)$ непрерывно дифференцируемая на Q_z и Q_x .

Алгоритм 1

1 Распределим z_1, \dots, z_m равномерно на $[a_z, b_z]$. Например:

$$z_i := a_z + (i + 1/2)(b_z - a_z)/m, i = 1, 2, \dots, m.$$

2 Находим точки $t_i, i = 1, 2, \dots, m$, удовлетворяющие условию (4). Положим сначала, что $i := [m/2]$. Если $f(z_{i+1}, a_x) \leq f(z_i, a_x)$, то $t_i := a_x$; если $f(z_{i+1}, b_x) \geq f(z_i, b_x)$, то $t_i := b_x$; в противном случае $-f(z_{i+1}, a_x) > f(z_i, a_x)$ и $f(z_{i+1}, b_x) < f(z_i, b_x)$, т.е. интервал (a_x, b_x) – зона локализации t_i . Методом деления отрезка пополам находим t_i как корень уравнения

$$F(z_i, t) = f(z_{i+1}, t). \quad (6)$$

Для ускорения сходимости при малом отрезке локализации можно использовать метод Ньютона.

При определении тем же методом остальных $t_j, j = 1, \dots, i-1, i+1, \dots, m-1$, вместо исходного отрезка $[a_x, b_x]$ рассматриваем отрезок $[a_x, t_i]$ для $j = 1, \dots, i-1$ и отрезок $[t_i, b_x]$ для $j = i+1, \dots, m-1$. Точно так же, как и ранее, ищем t_j для $j := [i/2]$, проверяя сначала краевые точки a_x и t_x ; затем переходим к поиску t_l для $l := [j/2]$ на отрезке $[a_x, t_j]$ и $l := [(i/2) - (j/2)]/2$ – на отрезке $[t_j, t_i]$. Алгоритмически данную процедуру выбора следующего t_k для определения легко реализовать в виде рекурсивной процедуры (двоичного ветвления). Таким образом, определяются все t_1, \dots, t_{m-1} , удовлетворяющие условию (4). Можно, однако, определять t_i и последовательно для $i = 1, 2, \dots, m-1$. При этом отрезок локализации t_{i+1} будет $[t_i, b_x]$.

3 Для новых значений t_1, \dots, t_{m-1} последовательно находим новые значения типоразмеров z_{10}, \dots, z_{m0} из условия

$$z_{i0} \in \mathop{\text{Arg min}}_{z \in Q_z} \int_{t_{i-1}}^{t_i} f(z, x) \rho(x) dx, i = 1, \dots, m. \tag{7}$$

В силу леммы 4 $z_{i0} \in [z_{i-1}, z_{i+1}]$, так что старые соседние значения служат концами отрезка локализации экстремума (7). Более того, в силу нижеследующей леммы новые, найденные для данных t_1, \dots, t_{m-1} значения z_{10}, \dots, z_{m0} также служат отрезками локализации друг для друга. Так что, если уже найдены $z_{j0}, j \in J \subset \{1, \dots, m\}$, то $z_{i0} \geq z_{j0}, j \in J \cap \{j < i\}$ и $z_{i0} \leq z_{j0}, j \in J \cap \{j > i\}$.

В общем случае можно предполагать поиск глобального (одномерного) экстремума (7). В частном случае можно искать локальный экстремум и использовать формулы для производных минимизируемой функции.

4 Если старые значения z_i не принадлежат множеству экстремумов в (7), т.е. если достигнуто некоторое улучшение старых значений, $F(z_{i0}, t_{i-1}, t_i) < F(z_i, t_{i-1}, t_i) - \delta_k$ для фиксированного заранее $\delta > 0$ и хотя бы одного $i \in \{1, \dots, m\}$, то переходим к шагу 2. Числа $\delta_i > 0$ определяются для каждого следующего шага 4, например: $\delta_l := 10^{-5}; \delta_k := 10^{-5}/k$.

• **Многомерная задача оптимизации типоразмерных рядов.**

Большинство возникающих практических задач оптимизации типоразмерных рядов многомерны. Так, например, необходимо выбрать набор изготавливаемых инструментальным заводом резцов, в которых наиболее существенными являются параметры режущей пластины (длина, ширина, толщина, главный угол в плане и др.). Эти параметры зависят, в свою очередь, от объема существующих видов работ (количества деталей различной твердости, диаметров, расположения обрабатываемых поверхностей) а также вида имеющегося оборудования (размерных и жесткостных параметров станков и т.д.).

Если функции f^1, \dots, f^p не зависят от y , и таким образом, внешняя задача (2) не анализируется, получим многокритериальную задачу оптимизации

$$\min_{(z_1, \dots, z_m)} \min_{(K_1, \dots, K_m)} \left(\begin{array}{c} \sum_{i=1}^m \int_{\mathfrak{R}_i} f^1(z_i, x) \rho(x) dx \\ \dots \dots \dots \\ \sum_{i=1}^m \int_{\mathfrak{R}_i} f^p(z_i, x) \rho(x) dx \end{array} \right), \tag{8}$$

где $K_i \subset \mathfrak{H}^n$ – области применения типоразмеров $z_i, i=1, \dots, m$;

$$\bigcap_{i=1}^m K_i = \mathfrak{R}^n, K_i \cap K_j = \emptyset \text{ при } i \neq j.$$

Решение $(\underbrace{z}_*, \underbrace{K}_*) := (z_{*1}, \dots, z_{*m}, K_{*1}, \dots, K_{*m})$ называется Парето-оптимальным, если не существует другого решения $(\underbrace{z}_o, \underbrace{K}_o) := (z_{o1}, \dots, z_{om}, K_{o1}, \dots, K_{om})$, такого, что для всех $j \in \{1, \dots, p\}$

$$\sum_{i=1}^m \int_{K_i} f^j(z_{oi}, x) \rho(x) dx \leq \sum_{i=1}^m \int_{K_i} f^j(z_{*i}, x) \rho(x) dx$$

и хотя бы для одного j данное неравенство строгое.

Модельные примеры оптимального выбора режимов обработки и комплекта типоразмеров элементов технологической системы.

Пример 1. Пусть рассматриваются следующие параметры обрабатываемых на токарном станке деталей (рис. 2):

t - глубина припуска, мм; φ - угол в плане; H_e - твердость детали; D - диаметр рассматриваемого участка детали, мм.

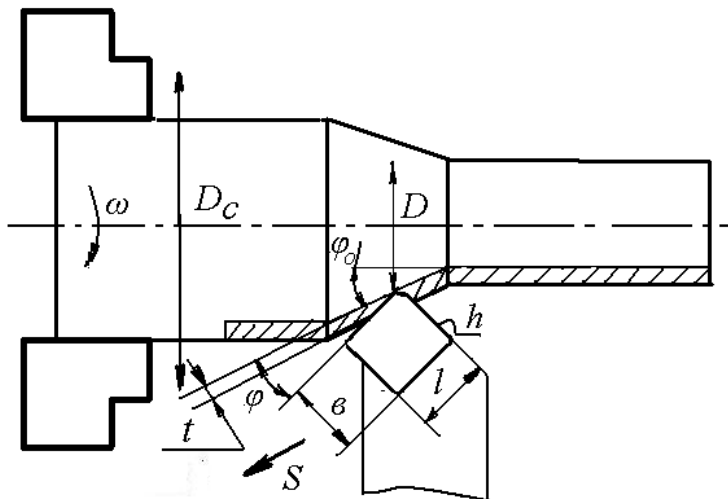


Рис. 2 – Схема обработки

Пусть объем черновой обработки деталей, состоящей в снятии припуска на токарных станках участка (цеха) в течение некоторого периода времени (года), характеризуется следующим распределением относительно рассматриваемых параметров. Глубина резания t распределена по нормальному закону с математическим ожиданием 20 и 95% разбросом 15 мм, т.е. плотностью

$$\rho_t(y) = C_t l^{-(y-20)^2 / (2 \cdot 5^2)}$$

где $y := t$, мм.

При этом, 50% участков обрабатываемых деталей имеет угол $\varphi_0 - 60^\circ$; объем обработки остальных участков равномерно распределен между углами φ_0 от 0 до 90° .

Твердость H_e равномерно распределена от 180 до 350 условных единиц (соответствующих HB в начале диапазона).

Диаметры обрабатываемых участков D распределены по закону

$$\rho_D(y) = C_D \lambda^{-(y-1500)^2 / (2 \cdot 300 \cdot 2)}$$

(случай обработки на тяжелых токарных станках).

Рассмотрим теперь следующие параметры режущего инструмента (резцов с твердосплавной пластиной) и токарных станков:

l, B, h, φ - длина, ширина, толщина и главный угол в плане твердосплавной пластины;

D_c - основной размерный параметр токарного станка (максимальный размер обрабатываемой детали, мм).

Простейшая постановка задачи состоит в следующем. Пусть задана стоимость съема 1 м^3 чернового припуска:

$$f(l, B, h, \varphi, B_k, D_c, t, \varphi, H_e, D) = f(z, x),$$

где $z := (l, B, h, \varphi, B_k, D_c,)$, $x := (t, \varphi_0, H_e, D)$, а также задано число типоразмеров инструмента m_1 и число покупаемых станков m_2 . Для заданных параметров x обрабатываемых изделий и комплекта типоразмеров $z_i, i = 1, 2, \dots, m$, где $m := m_1 m_2$, можно выбрать инструмент и станок $z_{j(x)}$, выполняющие обработку с наименьшими затратами:

$$f(z_{j(x)}, x) = \min_{i \in \{1, \dots, m\}} f(z_i, x).$$

Таким образом, определена функция $F(x) := f(z_{j(x)}, x)$ минимальной стоимости выполнения работы x для фиксированного комплекта обрабатывающего оборудования z_i , $i = 1, \dots, m$. Функция $F(x)$ тем самым зависит от комплекта z_i , $i = 1, \dots, m$, как от параметра $F(x) := \tilde{F}(x, z_1, \dots, z_m)$.

Для заданного комплекта z_i , $i = 1, \dots, m$ определена стоимость выполнения всего объема работ при условии адекватного (оптимального с точки зрения подбора инструмента и станка) обслуживания:

$$C(z_1, \dots, z_m) := \int_{\mathfrak{R}^n} \tilde{F}(x, z_1, \dots, z_m) \rho(x) dx,$$

где $\rho(x)$ - функция, задающая объем работ в зависимости от параметров обрабатываемых изделий $x \in \mathfrak{R}^n$ (в частном случае $n = 4$).

Для простоты обозначений будем считать, что и x , z имеют одинаковую размерность пространства \mathfrak{R}^n . Требуется найти комплект инструмента и станков (z_{*1}, \dots, z_{*m}) , минимизирующий эту стоимость:

$$(z_{*1}, \dots, z_{*m}) \in \underset{(z_1, \dots, z_m)}{\text{Arg min}} C(z_1, \dots, z_m).$$

В исходных обозначениях эта задача может быть записана в виде

$$\min_{(z_1, \dots, z_m)} \int_{\mathfrak{R}^n} \min_{i \in \{1, \dots, m\}} f(z_i, x) \rho(x) dx, \quad (9)$$

где $f(z_i, x) = +\infty$ для работ x , которые не выполняются оборудованием z_i ; $\rho(x) = 0$ для параметров обрабатываемых изделий x , обработка которых не планируется.

Если дополнительно учитывать приведенную ко всему объему работ стоимость комплекта оборудования $K(m)$, то можно поставить задачу о поиске также оптимального количества оборудования:

$$\min_{m \in \{1, 2, \dots\}} \left[\min_{(z_1, \dots, z_m)} \int_{\mathfrak{R}^n} \min_{i \in \{1, \dots, m\}} f(z_i, x) \rho(x) dx + K(m) \right], \quad (10)$$

где в случае примера с одновременным выбором инструмента и станка необходимо учитывать также специальное расположение типоразмеров комплекта (т.е. то, что каждый станок может быть оснащен любым из видов инструмента).

Построение численных методов для минимизации числа инструментов и станков может быть неэффективным (кроме последовательного перебора). В данном примере более приемлемым может оказаться исследование множества Парето двух или более критериальных задач вида (9). В этом случае можно задать функцию напряженности труда (весьма существенную при рассмотрении обработки на тяжелых токарных станках) $f^2(x_i, x)$, расход твердого сплава $f^3(x_i, x)$ и другие критерии. В общем случае задача (9) при нескольких критериях оптимальности f^1, \dots, f^p имеет вид (8)

Пример 2. Вторым, практически важным частным случаем общей постановки задачи (1), (2), является случай, когда в (2) используется один критерий оптимальности $\varphi(z, x, y) = \varphi^1(z, x, y)$, и эта задача имеет единственное решение $q_*(z, x)$ при любых $(z, x) \in Q_z \times Q_x$ (что, в частности, всегда имеет место, если $\varphi(z, x, y)$ и $q(z, x, y)$ - строго выпуклые непрерывно дифференцируемые по y функции, а ограничения в виде равенств $h(z, x, y)$ отсутствуют). Предположим также, что это решение является измеримой по x (в частности, непрерывной) функцией (что всегда имеет место, если $\varphi(z, x, y)$ - непрерывно дифференцируема по всем аргументам и сильновыпуклая по y функция, диапазон Q_y выбран достаточно большим для заданных диапазонов Q_z и Q_x , а ограничения g и h отсутствуют). Тогда, оказывается, что решение задачи (1) сводится к решению скалярной задачи оптимизации типоразмерного ряда

(1) с варьируемыми весами целевых функций $\lambda^1, \dots, \lambda^r$. Имеет место теорема.

Теорема. Пусть решение задачи (2) (при $r = 1$) единственно и измеримо x :

$$\forall (z, x) \in Q_z \times Q_x \quad G(z, x) = P(z, x) = S(z, x) = \{q_*(z, x)\}, \text{ где } q_* \in U.$$

Тогда

$$1) \quad \forall \lambda := (\lambda^1, \dots, \lambda^m) \geq 0, \lambda \neq 0$$

$$Z_*(\lambda) := \underset{(z_1, \dots, z_m) \in Q_z^m}{\text{Arg min}} \int_{Q_x} \min_{i \in \{1, \dots, m\}} \sum_{j=1}^m \lambda^j f^j(z_i, x, q_*(z_i, x)) \rho(x) dx \subset S_z; \quad (11)$$

$$2) \quad \forall \lambda > 0 \quad Z_*(\lambda) \subset G_z \subset P_z;$$

где S_z, P_z, G_z - проекции на множество Q_z^m множеств S, P и G .

Доказательство. 1) Пусть $\underline{z}_* \in Z_*(\lambda) \setminus S_z$ при $\lambda \geq 0, \lambda \neq 0$.

Тогда существуют $\underline{z}_0 \in Q_z^m, \underline{k}_0 \in \Phi(\underline{z}_0)$ такие, что $H(\underline{z}_0, \underline{k}_0) < H(\underline{z}_*, \underline{k}_*)$ для некоторого $\underline{k}_* \in \Phi(\underline{z}_*)$. Имеем,

$$\begin{aligned} \sum_{i=1}^m \int_{K_{oi}} \sum_{j=1}^p \lambda^j f^j(z_{oi}, x, q_*(z_{oi}, x)) \rho(x) dx &= \sum_{j=1}^p \lambda^j \sum_{i=1}^m \int_{K_{oi}} f^j(z_{oi}, x, q_*(z_{oi}, x)) \rho(x) dx < \\ < \sum_{j=1}^p \lambda^j \sum_{i=1}^m \int_{K_{*i}} f^j(z_{*i}, x, q_*(z_{*i}, x)) \rho(x) dx &= \sum_{i=1}^m \int_{K_{*i}} \sum_{j=1}^p \lambda^j f^j(z_{*i}, x, q_*(z_{*i}, x)) \rho(x) dx, \end{aligned}$$

из чего следует, что $\underline{z}_* \notin Z_*(\lambda)$.

2) Если $\underline{z}_* \in Z_*(\lambda) \setminus G_z$ при $\lambda > 0$, то существуют последовательности

$\underline{z}_k \in Q_z^m, \underline{k}_k \in \Phi(\underline{z}_k)$ такие, что

$$\sum_{j \in I_{k+}} (H^j(\underline{z}_k, \underline{k}_k) - H^j(\underline{z}_*, \underline{k}_*)) < \min_{i,j} [\lambda_j / (m \lambda_i)] \sum_{l \in I_{k-}} (H^l(\underline{z}_k, \underline{k}_k) - H^l(\underline{z}_*, \underline{k}_*)),$$

где $I_{k+} := \{j : H^j(\underline{z}_k, \underline{k}_k) > H^j(\underline{z}_*, \underline{k}_*)\}; I_{k-} := \{1, \dots, m\} \setminus I_{k+}, k = 1, 2, \dots$

В этом случае также найдется точка $(\underline{z}_k, \underline{k}_k)$ такая что

$$\sum_{i=1}^m \int_{K_{ki}} \sum_{j=1}^p \lambda^j f^j(z_{ki}, x, q_*(z_{ki}, x)) \rho(x) dx < \sum_{i=1}^m \int_{K_{*i}} \sum_{j=1}^p \lambda^j f^j(z_{*i}, x, q_*(z_{*i}, x)) \rho(x) dx$$

из чего следует, что $\underline{z}_* \notin Z_*(\lambda)$. Таким образом 2) - также доказано.

Теорема позволяет предложить алгоритм для решения задачи (1).

Алгоритм 2. Предполагаем, что задача (2) имеет один критерий оптимальности ($r=1$),

Для задачи (2) с несколькими критериями можно фиксировать веса $u^i = u_o^i > 0, i = 1, \dots, r$,

и выбрать $\tilde{\varphi}(z, x, y) := \sum_{j=1}^r u_o^j \varphi^j(z, x, y)$ качестве новой целевой функции. Алгоритм состоит

в последовательном применении схемы алгоритма 1 в случае $n = e = 1$ для штрафной функции вида

$$\begin{aligned} \tilde{f}_{\tau_s}^\lambda(z, x) &:= \sum_{j=1}^p \lambda^j f^j(z, x, g_s(z, x)) + \tau_s \sum_{j=1}^d q^j(z, x, g_s(z, x))_+^2 + \\ &+ \tau_s \sum_{j=1}^s h^j(z, x, g_s(z, x))^2, \end{aligned} \quad (12)$$

где $g_s(z, x) \in \mathop{Arg \min}_{y \in Q_y} [\varphi(z, x, y) + \tau_s \sum_{j=1}^d q^j(z, x, y)_+^2 + \tau_s \sum_{j=1}^s h^j(z, x, y)^2]$.

Таким образом, для вычисления значения $\tilde{f}_{\tau_s}^\lambda(z_i, x_\sigma)$ в каждой точке (z_i, x_σ) некоторой сетки $\{x_\sigma\} \subset Q_x \subset \mathbb{R}^n$ требуется решение вспомогательной задачи безусловной минимизации (на параллелепипеде Q_y).

В случае выбора одних и тех же критериев оптимальности для внутренней и внешней задач (2), (1) естественно назначать одни и те же веса, т.е. положить в (13)

$$\varphi(z, x, y) := \sum_{j=1}^r \lambda^j \varphi^j(z, x, y).$$

Следствие 1. Пусть функции f, q, h, φ, ρ в задаче (1) при $r = 1$ непрерывны, $\rho(x)$ положительна, множества Q_x, Q_y, Q_z ограничены и существует единственное и измеримое по x решение $g_*(z, x) \in G(z, x)$ задачи (2), а (в схеме алгоритма I) $\tau_s \rightarrow +\infty$ при $s \rightarrow \infty$.

Тогда всякая предельная точка z_* последовательности

$$z_s \in \mathop{Arg \min}_{z \in Q_z^m} \int_{Q_x} \min_{i \in \{1, \dots, m\}} \tilde{f}_{\tau_s}^\lambda(z_i, x) \rho(x), \quad s = 1, 2, \dots$$

является решением: $z_* \in S_z$, если $\lambda \geq 0, \lambda \neq 0$ и $z_* \in G_z \subset P_z$, если $\lambda > 0$.

Доказательство. В условиях следствия (при $r = 1$) точка z_* может не быть решением только в случае $z_* \notin Z_*(\lambda)$. Тогда, так как в рассматриваемом случае минимум (5) существует, то можно определить

$$\gamma := \Psi_\lambda(z_*) - \Psi_\lambda(z_o), \quad \text{где } z_* \in Z_*(\lambda),$$

$$\Psi_\lambda(z) := \int_{Q_x} \min_{i \in \{1, \dots, m\}} \sum_{j=1}^r \lambda^j f^j(z_i, x, g_*(z_i, x)) \rho(x) dx,$$

Будем заменять интеграл по множеству Q_x конечной суммой

$$\Psi_o(z) := \sum_{\{x_\sigma\}} \min_{i \in \{1, \dots, m\}} \sum_{j=1}^r \lambda^j f^j(z_i, x_\sigma, g_*(z_i, x_\sigma)) \rho(x_\sigma)$$

где $\{x_\sigma\}$ можно считать равномерной сеткой на Q_x .

В условия следствия для любого $\varepsilon > 0$ найдется s_o такое, что для всех $s \geq s_o$

$$|g_s(z_i, x_\sigma) - g_*(z_i, x_\sigma)| < \varepsilon \quad (\text{для фиксированных } z_i, i = 1, \dots, m \text{ и узлов сетки } x_\sigma).$$

Действительно, существует $\sigma > 0$ такое, что для $y \in Y(z_i, x_\sigma) \setminus \eta_\varepsilon(g_*(z_i, x_\sigma))$

$$\varphi(z_i, x_\sigma, y) > \varphi(z_i, x_\sigma, g_*(z_i, x_\sigma)) + \delta \tag{13}$$

(при фиксированных z_i, x_σ). Вместе с тем при большом τ_s $g_s(z_i, x_\sigma) \in \eta_{\varepsilon o}(Y(z_i, x_\sigma))$ для любого $\varepsilon_o > 0$. В силу непрерывности функции φ и ограниченности множества $Y(z_i, x_\sigma)$ можно выбрать так ε_o и по нему номер s , то если (10) не имеет места, то в силу (11) значения минимизируемой в (8) функции в точке $g_*(z_i, x_\sigma)$ будет меньше значения в предполагаемом минимуме в $g_s(z_i, x_\sigma)$. Таким образом, соотношение (10) выполняется для всех достаточно больших s .

Выберем ε , а по нему s_o так, чтобы при всех $s \geq s_o, z \in \{z_*, z_o\}$

$$|\Psi_o(z) - \Psi_s(z)| < \gamma/5,$$

$$\text{где } \Psi_s(z) := \sum_{\{x_\sigma\}} \min_{i \in \{1, \dots, m\}} \sum_{j=1}^p \lambda^j f^j(z_i, x_\sigma, g_s(z_i, x_\sigma)) \rho(x_\sigma).$$

Уменьшая, если нужно ε добьемся, чтобы это соотношение имело место также в ε -окрестности точки z_* и все рассматриваемые z_s (из подпоследовательности исходной последовательности $\{z_s\}$) лежали в этой ε -окрестности. При выборе достаточно большого s необходимо, чтобы в следующих двух цепочках величин, каждые два соседних значения отличались не более, чем на $\gamma/5$:

$$\begin{aligned} 1) & \Psi_s(z_s) \rightarrow \Psi_o(z_s) \rightarrow \Psi_o(z_*) \rightarrow \Psi_\lambda(z_*); \\ 2) & \Psi_\lambda(z_o) \rightarrow \Psi_s(z_o). \end{aligned}$$

Это совместно с определением γ дает $\Psi_o(z_o) < \Psi_s(z_s) - \gamma/5$.

Из этого следует, что точка z_s не может являться минимумом в (8) (см. (6)). Это завершает доказательство.

В случае, когда целевые функции внутренней и внешней задач (2), (1) совпадают ($f \equiv \varphi$) целесообразно рассматривать более узкое множество согласованных Парето-оптимальных решений.

Определение 1. Назовем z_* согласованным решением задачи (1), в которой $(\varphi^i, \dots, \varphi^r) \equiv (f^i, \dots, f^r)$, если существует такая непрерывная неубывающая по v функция полезности $M(v^1, \dots, v^p, x) : \mathbb{R}^{p+n} \cup \{\infty\} \rightarrow \mathbb{R} \cup \{+\infty\}$, что

$$z_* \in \mathop{\text{Arg min}}_{z \in Q_z^m} \int \min_{Q_x, i \in \{1, \dots, m\}} M(f(z_i, x, g_m(z_i, x)), x) \rho(x) dx, \quad (14)$$

где

$$1) \tilde{f}(z, x, y) := \begin{cases} f(z, x, y), & \text{если } y \in Y(z, x) \neq \emptyset; \\ \infty, & \text{если } y \notin Y(z, x), \text{ в частности } Y(z, x) = \emptyset; \end{cases}$$

$$2) M(\infty) := +\infty;$$

3) $g_m(z, x)$ - некоторая, выбираемая по функции M извергающая по x функция, удовлетворяющая условию

$$g_m(z, x) \in \mathop{\text{Arg min}}_{y \in Y(z, x)} M(f(z, x, y), x); \quad (15)$$

при этом множество стационарных точек функции M по V не участвует в определении величины в (11):

$$0 \notin M'_{V-}(\tilde{f}(Q_z^m, Q_x, g_m(Q_z, Q_x)), Q_x),$$

где $M'_{V-}(V, x) := (M'_{V^1-}(V, x), \dots, M'_{V^p-}(V, x))$,

$$M'_{V^i-}(V, x) := \lim_{\Delta \rightarrow 0} (M(V^1, \dots, V^{i-1}, V^{i+\Delta}, V^{i+1}, \dots, V^p, x) - M(V, x)) / \Delta$$

- частная производная по V^i слева, $i=1, \dots, p$.

Функция полезности, в некотором смысле, сводит многокритериальную задачу (1) к однокритериальной.

Выводы

В работе поставлена и формализована задача оптимального выбора комплекта инструмента и режимов обработки в наиболее общем с математической точки зрения виде. Показана также возможность получения из общей постановки, как частный случай, более простых математически, но важных с практической точки зрения задач проектирования комплектов инструмента, также обсуждены подходы к созданию алгоритмов решения таких задач.

Перечень источников литературы: 1. Гузенко В.С., Черномаз В.Н. Построение типоразмерных рядов режущих инструментов на основе вероятностно-статистической модели среды функционирования. // Надежность режущего инструмента. вып. 5. Краматорск: КИИ, 1994, с. 34- 46. 2. Черномаз В.Н. , Гузенко В.С. , Бортникова А.В. Математические модели номенклатуры режущего инструмента в среде его функционирования. // Надежность режущего инструмента и оптимизация технологических систем. вып. 7., Т. 2 – Краматорск : ДГМА, 1996, с. 76-78. 3. Гузенко В.С., Соловьев А.А., Хаев Г.Л. Маркетинг для стратегии проектирования и постановки на производство новых инструментов. // Надежность режущего инструмента. вып. 5 Краматорск: КИИ, 1994, с. 6 – 26.

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

ЗАГАЛЬНА ПОСТАНОВКА ЗАДАЧІ ОПТИМАЛЬНОГО ВИБОРУ
КОМПЛЕКТУ ІНСТРУМЕНТУ ТА РЕЖИМІВ ОБРОБКИ
Гузенко В.С., Черномаз В.М., Музикант Я.А.

В статті формалізована задача вибору комплекту інструменту та режимів обробки в найбільш загальному вигляді, розглянуті підходи до створення алгоритмів рішення таких задач.

ОБЩАЯ ПОСТАНОВКА ЗАДАЧИ ОПТИМАЛЬНОГО ВЫБОРА
КОМПЛЕКТА ИНСТРУМЕНТА И РЕЖИМОВ ОБРАБОТКИ
Гузенко В.С., Черномаз В.Н., Музыканти Я.А.

В статье формализована задача оптимального выбора комплекта инструмента и режимов обработки в наиболее общем с математической точки зрения виде, рассмотрены подходы к созданию алгоритмов решения таких задач.

GENERAL PROBLEM STATEMENT OF OPTIMUM CHOICE OF
ASSEMBLY OF TOOLWARE AND PROCESS RATE
Guzenko V.S., Chernomaz V.N., Muzykant Y.A.

In the article the problem of optimum choice of assembly of toolware and process rate is formalized in the most general from the mathematical point of view view, going is considered near creation of algorithms of decision of such problems.

Ключевые слова: резание, комплект инструмента, режимы обработки, многокритериальная оптимизация, алгоритмы.

Ключові слова: різання, комплект інструменту, режими обробки, багатокритеріальна оптимізація, алгоритми.

Key words: cutting, assembly of toolware, process rate, multicriteria optimization, algorithms.

Дата надходження статті: 9 вересня 2011

УДК 621.9

Відміч С.С., Киба С.П., Саленко О.Ф.

Кременчуцький національний університет ім. М. Остроградського м. Кременчук, Україна

ДО ПИТАННЯ АНАЛІЗУ ДИНАМІЧНОЇ СТАЛОСТІ ТОС ПРИ СУМІЩЕНІЙ ОБРОБЦІ**Вступ**

Актуальною проблемою сучасного машинобудування є підвищення якості і надійності випускаємої продукції. Для цього необхідно провести аналіз всього механізму формування процесу механічної обробки (ПМО), тобто врахувати фізичні процеси і динаміку багатопараметричного процесу обробки, встановити причини порушення цієї якості, проаналізувати ланцюги взаємозв'язків КО з його складною динамікою.

Взаємозв'язки параметрів суміщеної обробки (СО) процесу різання і алмазного вигладжування були враховані при створенні первісної структурно-параметричної моделі у роботі [1].

Для складання розрахункової схеми при СО, що описує відносні коливання, систему при СО представимо як сукупність трьох систем (рис. 1):

- 1) верстату на фундаменті як твердого тіла. Враховується вплив коливань цього тіла на системи заготовки і супорта, на зворотній вплив не враховується;
- 2) системи заготовки, яка включає задню бабку, власне заготовку, шпиндельний вузол, привод, електродвигун;
- 3) системи супорту, яка включає станину, каретку, фартук, супорт і різцетримач з інструментом.

Основна частина

При розрахунку динамічної характеристики системи при СО розглядається паралельне з'єднання систем заготовки і супорту. Верстат, як тверде тіло, вважається джерелом збурення цих систем, які виникають при зовнішніх впливах на станину чи фундамент верстату (від електродвигуна, граніту і т.п.).

При використанні інструментального оснащення з пружними напрямними, пружні характеристики якого можна порівняти із пружними характеристиками супортної групи, важко виділити одну із парціальних систем (деталі чи інструменту), що здійснює більш інтенсивні коливання в суміщеній обробці. Тому для аналізу впливу цього оснащення на інтенсивність відносних коливань інструменту і деталі необхідно розглядати обидві парціальні системи, що зв'язані через процес СО і утворюють єдину замкнену пружну систему верстату (рис. 2).

Для більшості реальних динамічних систем токарних верстатів домінуючими є поперечні коливання в площині YOZ, що визначена в даних дослідженнях системою координат різця $Y_1O_1Z_1$ (рис. 3) і системою координат $X_4Y_4Z_4$ деформуючого інструменту.

При розробці розрахункової схеми динамічної системи виходимо із умов, що її елементи маси, моменти інерції, жорсткості, дисипативні елементи повинні мати такі ж енергетичні показники, як і задана реальна система. Приведення мас чи моментів інерції засновано на рівності кінетичної енергії заданої і приведенної систем, приведення жорсткості – на рівності потенціальних енергій, приведення сил і моментів сил – на рівності потужностей.

Враховуючи приведенне вище була розроблена розрахункова схема пружної підсистеми КІ-супорт (рис.3) у вигляді трьох зосереджених зведених мас різця m_p , деформуючого інструменту m_{id} , орієнтованої під кутом α до системи координат $X_4 Y_4 Z_4$ та маси супорту m_c , що пов'язані між собою і базою верстату ланками з пружними і дисипативними властивостями. На масу m_p діє сила різання $P_p(\tau)$.

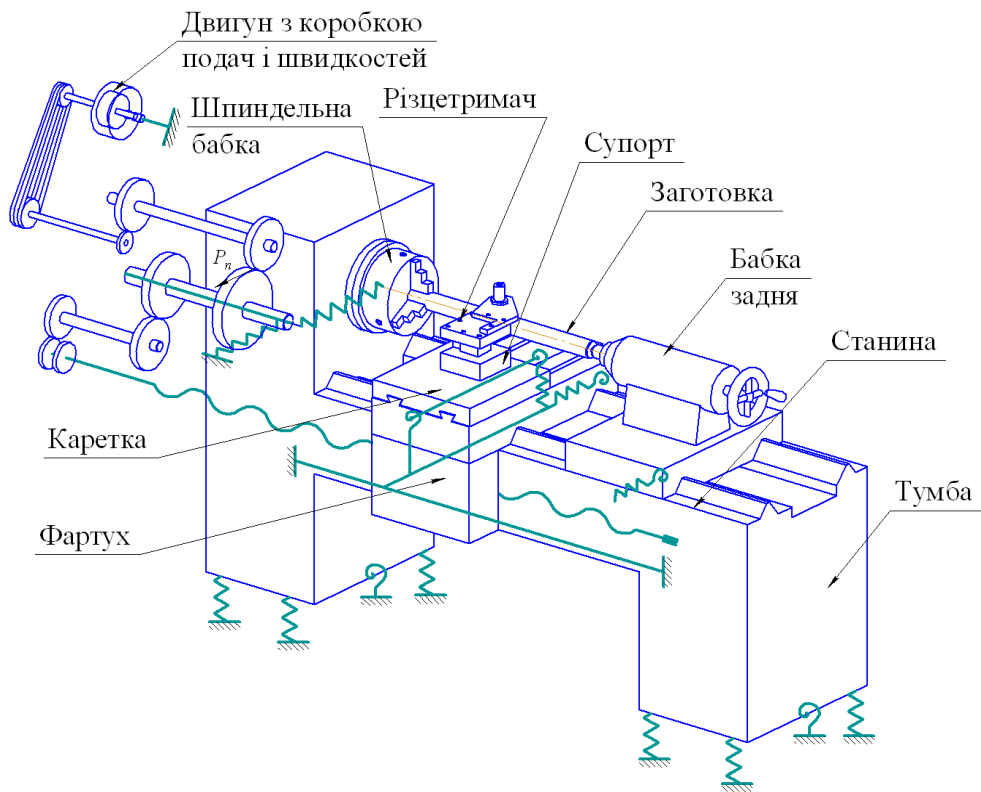


Рис. 1 – Замкнена пружна система верстату при СО комбінованим інструментом

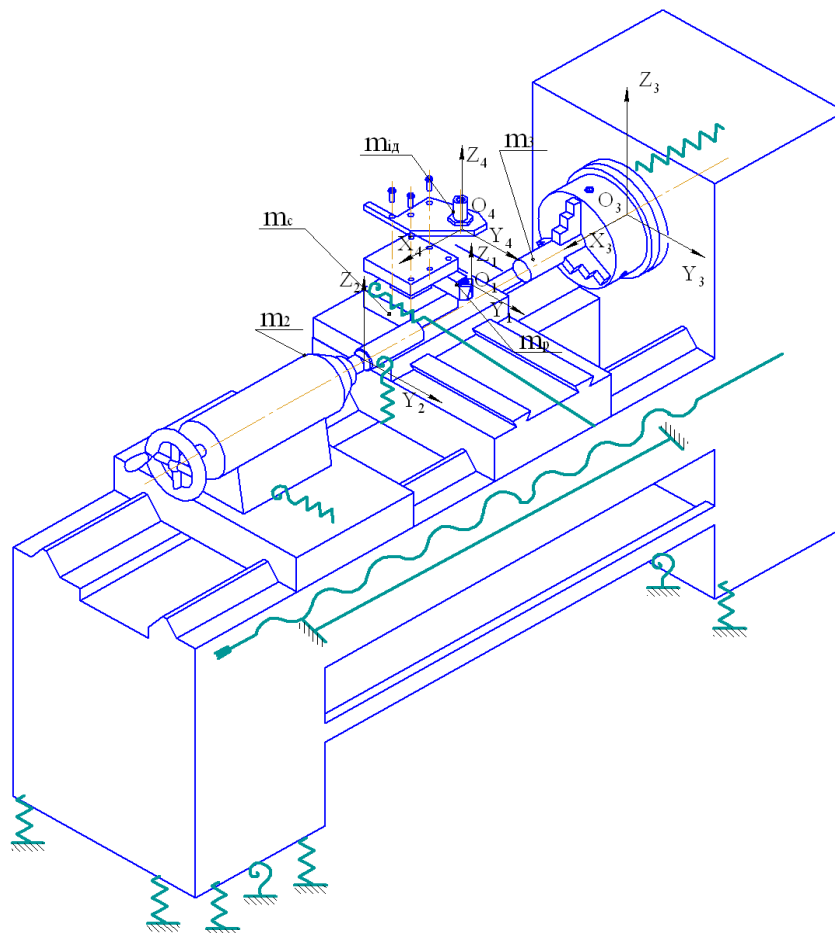


Рис. 2 – Розрахункова схема пружної системи токарного верстату при СО комбінованим інструментом

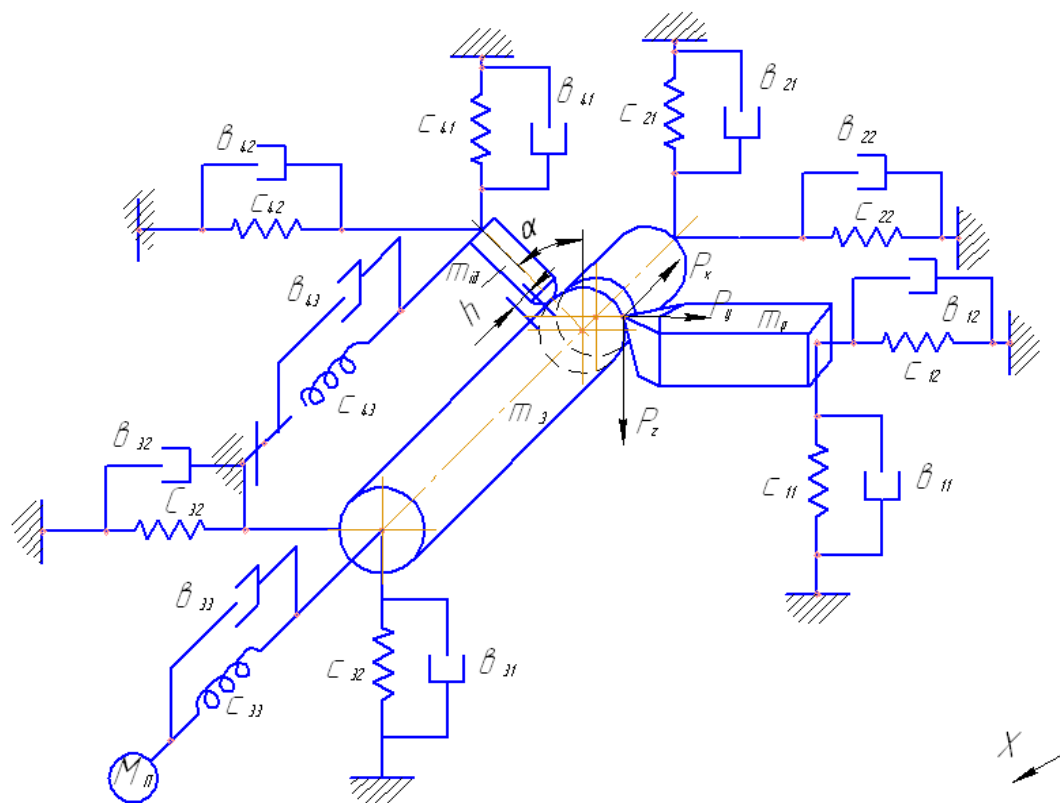


Рис. 3 – Розрахункова динамічна модель системи при суміщеній обробці КІ на верстатах токарної групи

Вектор рівнодіючої сили P_p може бути спроектований на вісі X , Y і Z . Проекція сили P_p на вісь X називається вісьовою складовою P_x сили різання. Вісьова складова P_x дорівнює опору оброблюваного металу врізання різця у напрямку подачі S і діючих в цьому напрямку сил тертя. Значення вісьової складової P_x , необхідно знати при розрахунках на міцність опор шпинделя і механізму подачі верстату.

Проекція сили P_p на вісь Y називається радіальною складовою P_y сили різання. Вона згинає оброблювану заготовку в горизонтальній площині, що може слугувати причиною зменшення точності обробки довгих заготовок, а також викликати небажані вібрації.

Проекція сили P_p на вісь Z називається вертикальною (головною) складовою P_z сили різання. Якщо точка прикладення рівнодіючої лежить на висоті вісі обертання заготовки, напрямки вертикальної складової P_z і вектора окружної швидкості заготовки співпадають. Вертикальна складова сили різання P_z дорівнює сумарній дії сил опору металу зрізаного шару пластичній деформації стружкоутворення, руйнування, пов'язаного з утворенням нових поверхонь, згину стружки і сил тертя, діючих в напрямку вісі Z .

Запропонована розрахункова модель (рис. 3) володіє універсальністю, гнучкістю і комплексністю. Моделі реальних верстатів можуть бути одержані як більш прості моделі з більш складних, тобто має місце принцип «вкладеності» моделей. В свою чергу, проста модель являється типовим ядром узагальненої моделі, одержаної нарощуванням на неї елементів, додаванням нових якостей, навантажень і ускладненням структури.

Точний розрахунок складної узагальненої системи практично неможливо. В зв'язку з цим для рішення конкретних задач доцільно введення тих чи інших допущень, скоротити кількість елементів розрахункової схеми і ступіней свободи системи. Очевидно, допущення повинні бути обгрунтовані шляхом старанного аналізу фізичних особливостей конструкції і впливу різних факторів на стан коливальних систем.

Використання складних розрахункових схем (рис. 3) при недостатній точності вихідних даних часто приводить до значних похибок розрахунку. Через це в даний час намітилась тенденція використовувати в динамічних розрахунках спрощені схеми, які

побудовані на основі експериментальних досліджень. Для спрощення динамічних розрахунків приймаємо розрахункову модель врівноваженої системи (ВС) з можливо меншим числом ступіней вільності, тобто виключенням ступені вільності, по яким переміщення мало впливають на товщину зрізу (саме по вісі X). Будуємо спрощену динамічну модель для СО (рис. 4).

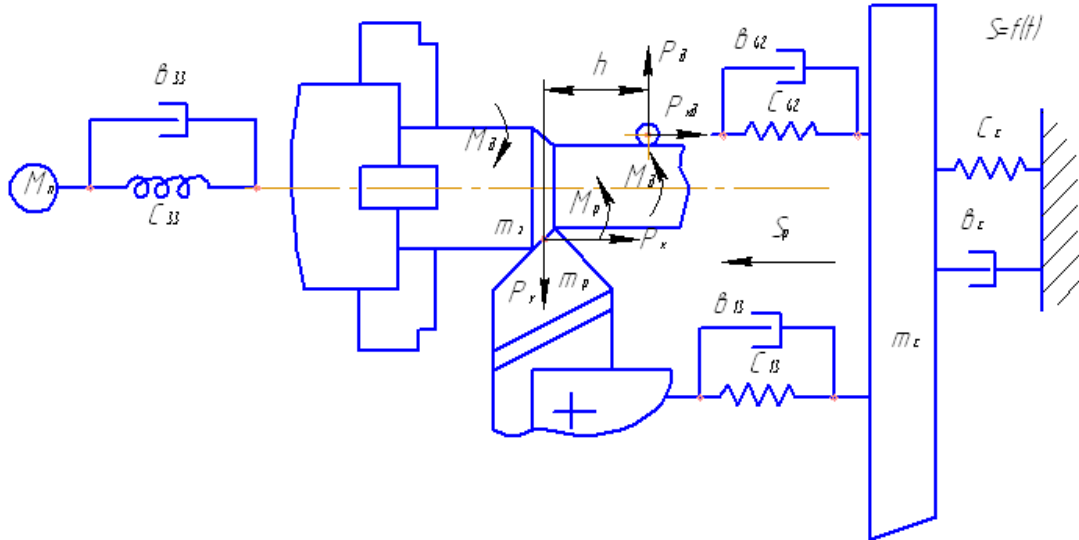


Рис. 4 – Спрощення динамічна модель для СО

Для отримання математичної моделі при СО наведена динамічну модель (рис. 4) замінюємо силовою схемою при СО (рис. 5) [2]. Жорстка заготовка циліндричної форми (рис. 5) масою M обертається в двох пружних опорах A_1 і B_1 навколо вісі симетрії зі сталою кутовою швидкістю ω . Коефіцієнти жорсткостей лівої опори – c_1 , правої – c_2 . Центр ваги C заготовки знаходиться на відстані l_1 від опори A_1 і на відстані l_2 – від опори B_1 . Моменти інерції: відносно вісі симетрії $A = \frac{MR^2}{2}$; відносно вісі, яка перпендикулярна вісі обертання і проходить через центр інерції $B = \frac{M}{4}(R^2 + \frac{\lambda^2}{3})$, де R – радіус заготовки.

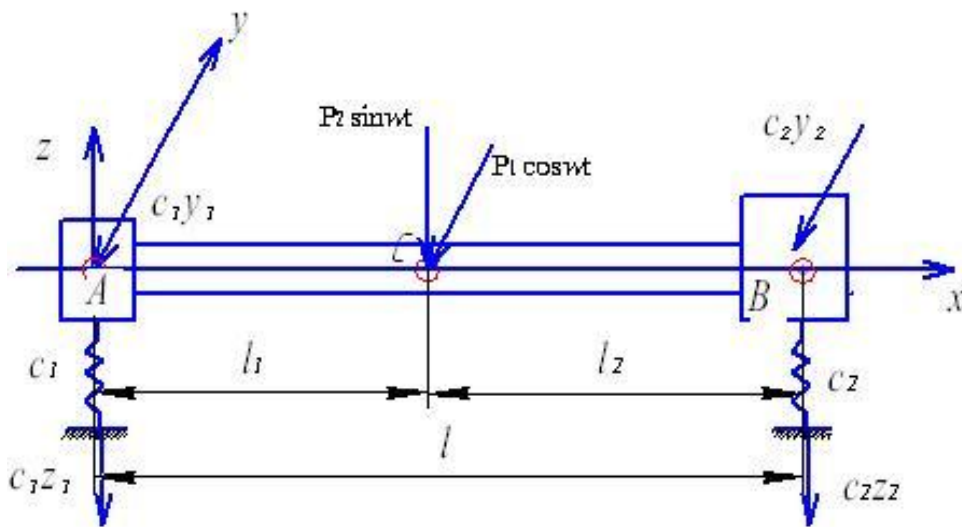


Рис. 5 – Розрахункова (силова) схема заготовки

Розглянемо малі коливання заготовки навколо положення рівноваги, тобто рівномірного обертання навколо горизонтальної вісі. Нерухому систему координат $Oxuz$ вибираємо так, щоб її початок збігався з лівою опорою у стані рівноваги.

Для складання диференціального рівняння малих коливань твердого тіла при наявності гіроскопічних сил необхідно застосовувати теорему про рух центра інерції системи разом із теоремою про зміну головного моменту кількості руху системи у русі відносно центру інерції [3].

Відповідно до [3]:

$$M_{cx}^{\&\&} = R_x^e; \quad M_{cy}^{\&\&} = R_y^e; \quad M_{cz}^{\&\&} = R_z^e, \quad (1)$$

де x_c, y_c, z_c – координати центра інерції;

R_x^e, R_y^e, R_z^e – проекції головного вектора зовнішніх сил, які прикладені до твердого тіла.

Згідно з другою теоремою отримуємо:

$$\begin{aligned} \frac{dK_{cx}}{dt} &= \sum M_{cx}(\bar{F}_k^e); \\ \frac{dK_{cy}}{dt} &= \sum M_{cy}(\bar{F}_k^e); \\ \frac{dK_{cz}}{dt} &= \sum M_{cz}(\bar{F}_k^e), \end{aligned} \quad (2)$$

де K_{cx}, K_{cy}, K_{cz} – головні моменти кількості руху відносно вісей, які рухаються поступально разом із центром інерції;

$\sum M_{cx}(\bar{F}_k^e); \sum M_{cy}(\bar{F}_k^e); \sum M_{cz}(\bar{F}_k^e)$ – проекції головного моменту зовнішніх сил відносно цих осей.

Якщо осесиметричне тіло обертається з кутовою швидкістю ω навколо вісі симетрії, яка збігається за відсутності малих коливань тіла з віссю x , то з точністю до величин першого порядку малості головні моменти кількості руху відносно вісей координат, які рухаються поступально разом із центром інерції, є такі:

$$K_{cx} = A\omega; \quad K_{cy} = A\omega\beta - B\dot{\gamma}; \quad K_{cz} = A\omega\gamma + B\dot{\beta}, \quad (3)$$

де A – момент інерції тіла відносно вісі симетрії;

B – момент інерції тіла відносно будь-якої вісі, яка перпендикулярна вісі симетрії і проходить через центр інерції;

β – малий кут повороту вісі симетрії, що відраховується від осі x у площині xu ;

γ – малий кут повороту вісі симетрії, який відлічується від осі x у площині xz .

Таким чином, оцінювання впливу динамічних характеристик системи на процес формоутворення циліндричної поверхні проведено на прикладі поздовжнього точіння довгого тіла обертання КІ. На рис. 5 наведена розрахункова схема динамічної системи процесу поздовжньої СО різцем і ОЗО ППД (алмазним вигладжувачем).

Висновки

Запропонована розрахункова модель володіє універсальністю, гнучкістю і комплексністю. Таке представлення розрахункової моделі дозволяє поводити подальші розрахунки і створювати математичну модель для суміщеної обробки.

За допомогою математичної моделі ПО можливо дослідити вплив параметрів динамічної системи на сталість СО, обрати такі значення цих параметрів, що забезпечуватимуть необхідні динамічні характеристики, тобто цілеспрямовано впливатимуть на динаміку процесу формоутворення.

Перелік використаних джерел літератури: 1. Самарець А.В., Відміч С.С., Щетинін В.Т., Саленко О.Ф. Забезпечення властивостей поверхонь обертання за рахунок динаміки багато параметричного процесу сумісної обробки/ Вісник СумДУ . Серія «Технічні науки», №4, 2010, с. 96-102. 2. Відміч С.С., Киба С.П., Саленко О.Ф. Вільні коливання заготовки (циліндричної) як твердого тіла із чотирма степенями вільності // Вісник Кременчуцького державного політехнічного університету імені Михайла Остроградського. – Кременчук: КДПУ, 2008. – Вип. 1/2008 (48), част. 2. – С. 16-19. 3. Лойцянский Л.Г. и Лурье А.И. Курс теоретической механики , ч. 2, М., ГИТТЛ, 1954.

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

К ВОПРОСУ АНАЛИЗА ДИНАМИЧЕСКОГО ПОСТОЯНСТВА ТОС ПРИ СОВМЕЩЕННОЙ ОБРАБОТКЕ

Видмич С.С., Киба С.П., Саленко А.Ф.

Предложенная расчетная математическая модель процесса обработки обладает универсальностью, гибкостью и комплексностью, это дает возможность исследовать влияние параметров динамической системы на устойчивость совмещенной обработки, выбрать такие значения этих параметров, которые будут обеспечивать необходимые динамические характеристики, то есть целенаправленно влиять на динамику процесса формообразования.

ДО ПИТАННЯ АНАЛІЗУ ДИНАМІЧНОЇ СТАЛОСТІ ТОС ПРИ СУМІЩЕНІЙ ОБРОБЦІ Відміч С.С., Киба С.П., Саленко О.Ф.

Запропонована розрахункова математична модель процесу обробки яка володіє універсальністю, гнучкістю і комплексністю, це дає можливість дослідити вплив параметрів динамічної системи на сталість суміщеної обробки, обрати такі значення цих параметрів, що забезпечуватимуть необхідні динамічні характеристики, тобто цілеспрямовано впливатимуть на динаміку процесу формоутворення.

ON THE ANALYSIS OF DYNAMIC CONSTANCY CBT WHEN COMBINED PROCESSING Vidmich S., Kiba S.P., Salenko A.F.

The proposed design mathematical model of treatment has the versatility, flexibility and complexity, it makes it possible to investigate the effect of the dynamic system parameters on the stability of the combined treatment, to choose such values of these parameters, which will provide the necessary dynamic characteristics, ie, to influence the dynamics of the process of formation.

Ключевые слова: динамическое постоянство, совмещенная обработка, технологическая система, математическая модель

Ключові слова: динамічна сталість, поєднана обробка, технологічна система, математична модель

Key words: dynamic consistency, combined treatment technology system, a mathematical model

Дата надходження статті: 23 вересня 2011

УДК 621.91:658.512+621.91:004.8

Фролов В.В.

Национальный технический университет «ХПИ», г.Харьков, Украина

ИСПОЛЬЗОВАНИЕ ВЫЧИСЛИТЕЛЬНОГО ЯДРА ПАРАМЕТРИЧЕСКОЙ ОПТИМИЗАЦИИ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЙ СИСТЕМЫ ПРИ ОБРАБОТКЕ ДЕТАЛЕЙ НА СТАНКАХ С ЧПУ

Введение

Структура и особенности программной реализации вычислительного ядра параметрической оптимизации технологической системы (ВЯПОТС) были рассмотрены в работах [1, 2]. ВЯПОТС за счет ActiveX технологии встраивается практически в любую вычислительную систему и позволяет решать задачи дискретной оптимизации на основе модифицированного генетического алгоритма ранговой селекции. Для решения комбинаторно-оптимизационных задач в данном случае используется математическая модель технологической системы, предложенная в работе [3]. Здесь необходимо представить совокупность независимых переменных модели в виде генов, составляющих хромосому.

Цель и постановка задачи

Основной целью данной статьи является оценка эффективности параметрической оптимизации технологической системы с помощью ВЯПОТС при обработке деталей на станках с ЧПУ, оснащенных несколькими револьверными головками, работающими независимо.

Основная часть

Рассмотрим технологическую систему, предназначенную для черновой и чистовой токарной обработки детали трактора Т-150 «Ось звена» – 150.32.142.

Имеем следующие структурные элементы технологической системы:

1. Токарный обрабатывающий центр (ТОЦ) с ЧПУ 1740С – изготовитель Рязанский станкостроительный завод. Особенности технологической компоновки – наличие верхнего и нижнего суппорта с независимым приводом, что позволяет вести параллельную обработку двумя инструментами одновременно на различных подачах при одной частоте вращения шпинделя;

2. Технологическая оснастка – токарный патрон, задний центр, передний плавающий центр;

3. Набор резцов с твердосплавными пластинами для черновой и чистовой обработки (конкретные характеристики резцов указаны ниже в модели параметрической оптимизации).

Этапы преобразования заготовки на данной технологической операции представлены на рис. 1.

Реализовать черновую обработку возможно с помощью различных технологических структур (см. рис. 2):

1. Последовательная обработка поверхностей 1, 2, 3 (ТС – 1);

2. Последовательная обработка поверхностей 2, 3 с помощью одного суппорта, и одновременно с ними обработка поверхности 1 с помощью другого суппорта (ТС – 2).

В заводском технологическом процессе производится последовательная обработка поверхностей 1, 2, 3 копировальным суппортом на станке 1E713 при подаче $s=0.5$ мм/об и частоте вращения шпинделя $n=500$ об/мин.

Оптимизацию параметров технологической системы для двух возможных структур производим с помощью программы, использующей ВЯПОТС, которая выполнена в виде надстройки в системе Excel.

Необходимо подобрать параметры обработки, которые обеспечат минимум машинного времени с учетом ограничений, накладываемых структурными элементами технологической системы.

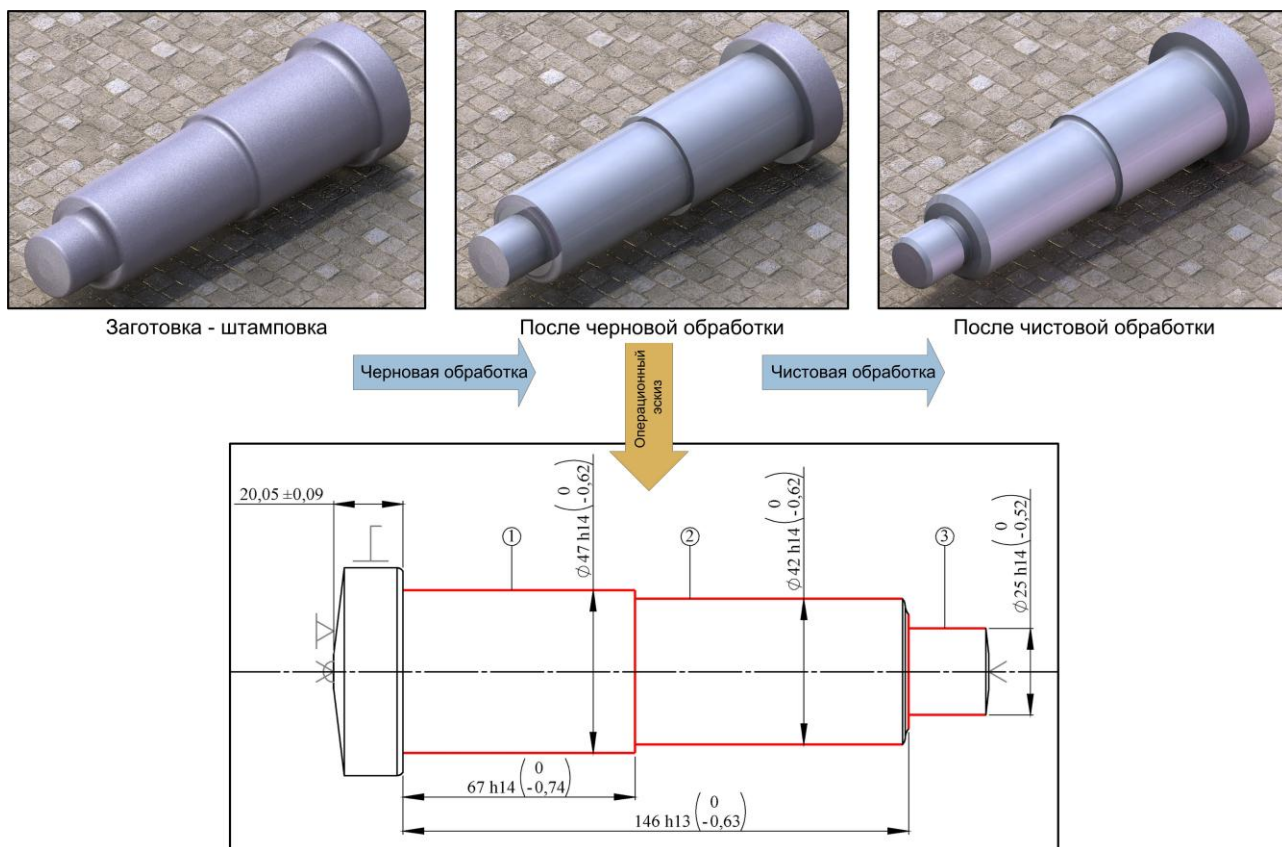


Рис. 1 – Последовательность обработки заготовки на операции

Последовательность оптимизации следующая:

1. Формируем функцию фитнеса, которая учитывает технологическую структуру при вычислении основного машинного времени (см. рис. 2). Здесь рассмотрен случай ТС – 2, для случая ТС – 1 разрабатывается аналогичный лист электронных таблиц.

2. Формируем файл ограничений (на примере ТС – 1), исходя из следующих соображений:

- скорость резания не может быть больше скорости резания допускаемой сочетанием параметров инструмента и обрабатываемой заготовки;
- шероховатость обработанной поверхности не должна превышать допустимую для заданного метода обработки;
- суммарная мощность на позиции не должна превышать мощность двигателя привода главного движения станка;
- суммарный крутящий момент от сил резания не должен превышать допускаемого станком;
- суммарная сила подачи не должна превышать допускаемую по станку;
- необходимо учитывать кинематические ограничения станка.

В книге Excel создаем два листа один лист для ввода и вывода ограничений для всей операции – limits, а другой, для расчета ограничений на конкретной позиции – pos002 (см. рис. 3 – 4).

Для расчета режимных параметров используются модули расчета режимов резания на основе фреймово – продукционной модели знаний, описанные в работе [4]. Здесь используются два модуля для расчета режимов резания на токарную обработку. Модуль для расчета скорости резания, и модуль для расчета сил резания.

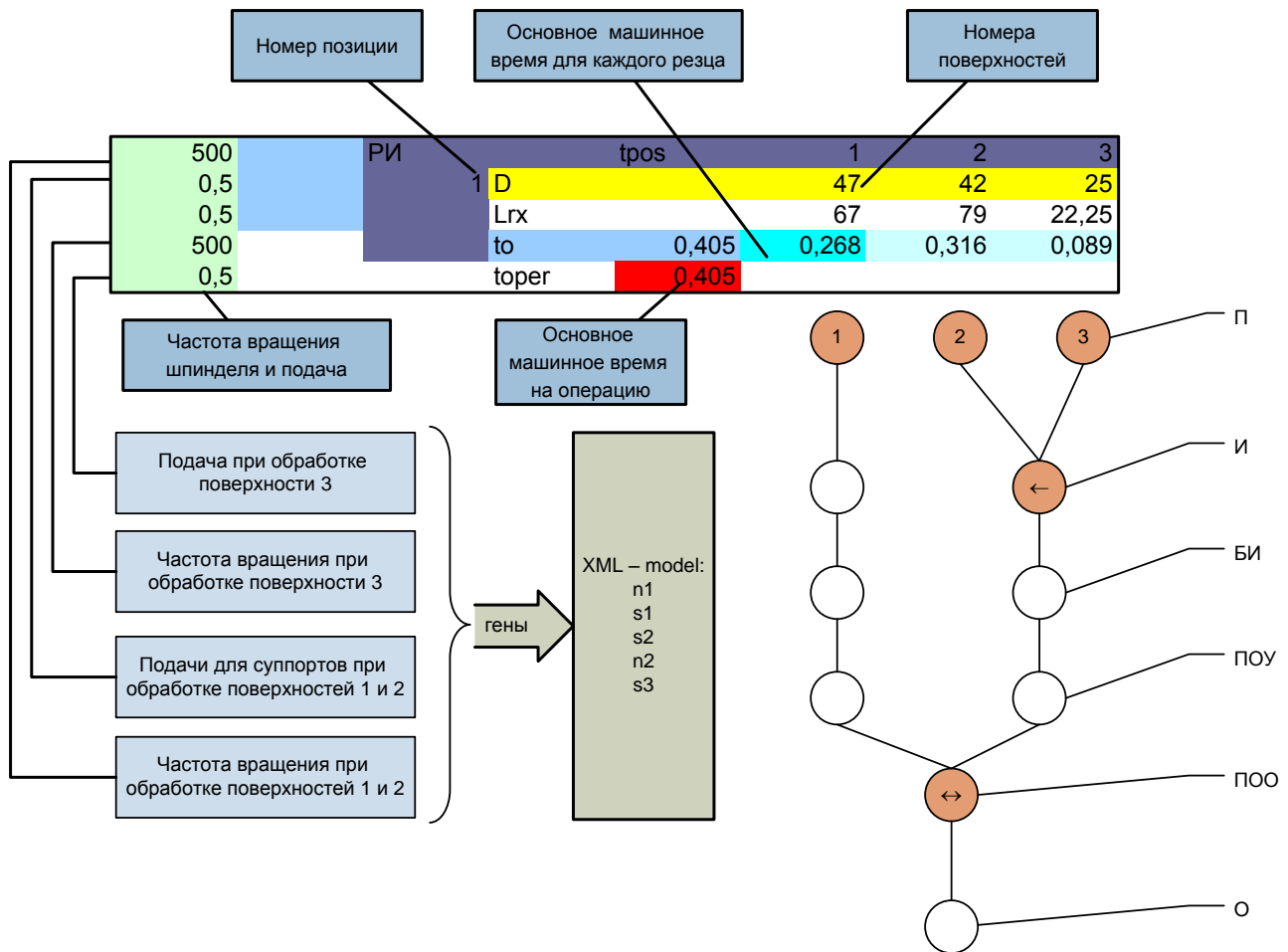


Рис. 2 – Структура файла XLS при моделировании функции фитнеса для ТС – 2

3. Формируем файл модели параметрической оптимизации в формате XML. Здесь указываем параметры генетического алгоритма и наборы значений генов, необходимые для моделирования (см. рис. Б.5).

	Окончательный результат	Пересчет подачи в мм/мин	Кинематические ограничения станка	Проверка допустимости: силы подачи; крутящего момента; мощности резания.				
	A	B	C	D	E	F	G	H
1	500	1	500	8	1600		Поз001	
2	0,5	1	250	1	4000	A	ИСТИНА	
3	500		500	8	1600	Pxr	1260,014	
4	0,5		250	1	4000	Pxdop	15000	
5	500		500	8	1600	A	ИСТИНА	
6	0,5		250	1	4000	Mkrr	49,37048	
7						Mkrdop	3150	
8						A	ИСТИНА	
9						Nrez	3,012942	
10						Nrezdop	22	
11						A	ИСТИНА	
12								
13								
14						Результат	ИСТИНА	1
15	гены	результат		min	max			

Рис. 3 – Ограничения на уровне позиции для ТС – 1

A	B	C	D	E	F	G	H
Наименование параметра	Имя	Номер РИ	Коды	Номер РИ	Коды	Номер РИ	Коды
1							
2			1		2		3
3	Диаметр обработки	D	47		42		25
4	Тип обрабатываемой поверхности	TYPE	НАРУЖНАЯ		НАРУЖНАЯ		НАРУЖНАЯ
5	Метод обработки	PROCESS	ТОЧЕНИЕ		ТОЧЕНИЕ		ТОЧЕНИЕ
6	Обрабатываемый материал	OBMAT	40X		40X		40X
7	Временное сопротивление разрыву	SIGMAV	650	650	650	650	650
8	Твердость по Бринеллю	HB	282	282	282	282	282
9	Главный угол в плане	FI	90	90	90	90	90
10	Радиус при вершине реза	R	2	2	2	2	2
11	Глубина резания	t	2,56	2,56	2,06	2,06	3,06
12	Подача	S	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5
13	Стойкость	T	30	30	30	30	30
14	Материал РИ	MATTOOL	Т5К10		Т5К10		Т5К10
15	Наличие охлаждения	COOL	НЕТ		НЕТ		НЕТ
16	Наличие корки	POVZ	ДА		ДА		ДА
17	Вид заготовки	TYPEZ	ПОКОВКА		ПОКОВКА		ПОКОВКА
18	Тип корки	TYPEC	НОРМАЛЬНАЯ		НОРМАЛЬНАЯ		НОРМАЛЬНАЯ
19	Вспомогательный угол в плане	FIV	10	10	10	10	10
20	Передний угол	GAMP	0		0		0
21	Угол наклона главного лезвия	LAMP	15		15		15
22	Vdop		75,11734442		77,60614984		73,133778
23	Pz		2100,871314		1682,299514		2521,2984
24	Py		1092,995084		890,0941864		1293,7137
25	Px		1260,0136		828,3422047		1260,0136
26	Nrez		2,578625394		2,133280852		3,0129424
27	Mkr		49,370476		35,32828979		31,51623
28	Vr		73,79		65,94		39,25
29	A	ИСТИНА	ИСТИНА		ИСТИНА		ИСТИНА
30	Rz		15,625		15,625		15,625
31	Rzdop		40		40		40
32	A	ИСТИНА	ИСТИНА		ИСТИНА		ИСТИНА
33	A	ИСТИНА	ИСТИНА		ИСТИНА		ИСТИНА

Окончательный результат по всем инструментам

Данные, рассчитанные подключаемыми модулями.

Результат по одному инструменту

Рис. 4 – Ограничения по инструментам на позиции для ТС – 1

```

<?xml version="1.0" ?>
- <model name="testfun">
- <algorithm type="1" parall="1">
- <properties>
- <level num="1">
<stage value="80" />
<pcross value="0.95" />
<pmute value="0.05" />
<ppop value="0.98" />
<pic value="0" />
<mod value="1" />
<evol value="800" />
<popsiz value="100" />
<LHA value="33" />
<LHG value="6" />
<typecr value="2" />
<statistik value="0" />
<slevel value="250" />
<eleve value="10" />
</level>
</properties>
- <fitness>
- <level num="1" type="4">
<file>fitcnc.xls$fitness$A1:A6$E5</file>
</level>
</fitness>
- <limitations>
- <level num="1" type="4">
<file>limcnc.xls$limits$A1:A6$B2</file>
</level>
</limitations>
- <chromosome>
- <level num="1">
+ <gene num="1" name="n1" max="32" min="1" lgen="6">
+ <gene num="2" name="s1" max="30" min="1" lgen="5">
+ <gene num="3" name="n2" max="32" min="1" lgen="6">
+ <gene num="4" name="s2" max="30" min="1" lgen="5">
+ <gene num="5" name="n3" max="32" min="1" lgen="6">
+ <gene num="6" name="s3" max="30" min="1" lgen="5">
</level>
</chromosome>
</algorithm>
<mcequipment />
</model>
    
```

Рис. 5 – Фрагмент файла модели параметрической оптимизации

4. Создаем новую книгу для хранения результатов расчета. Запускаем генетический алгоритм с помощью надстройки Excel – «Генетический алгоритм». Результаты расчетов записываются в указанные ячейки. Остальные модели для различных конфигураций технологической системы формируем аналогично и ввиду их сложности в статье не приводим.

Выводы

О качестве работы генетического алгоритма можно судить по разбросу результатов оптимизации. Производим 50 запусков модуля генетический алгоритм с помощью надстройки, чтобы сделать выборку из генеральной совокупности, для оценки статистических характеристик алгоритма.

Статистика по разбросу значений основного машинного времени позволяет сделать

вывод, что ГА дает достаточно устойчивые результаты с небольшим разбросом, если учесть, что область описка составляет 8.847×10^8 значений. Основные статистические характеристики выборки (ТС – 1) приведены в таблице 1. На рис. 6 отражены основные статистические характеристики, и тенденция изменения результатов для основного машинного времени. В заводском технологическом процессе основное машинное время на эти переходы составляет 0.7 мин. Параметрическая оптимизация дает набор квазиоптимальных значений, но при этом все значения основного машинного времени меньше заводского от 10 до 40%.

Следовательно, с высокой вероятностью 0,99 можно сказать, что при использовании ГА на задачах с размерностью до 10^8 возможно выявить резервы повышения производительности технологической системы, за счет интенсификации механической обработки, в среднем на 25%.

Таблица 1

Статистические характеристики выборки

Время, мин		Добр=47,мм		Добр=42, мм		Добр=25, мм	
№	to, мин	n1, об/мин	s1, мм/об	n2, об/мин	s2, мм/об	n3, об/мин	s3, мм/об
1	0,41548	350	0,5	350	0,5	275	0,3
2	0,62542	500	0,8	575	0,8	900	0,8
3	0,48708	454	0,719	517	0,718	661	0,656
4	0,003	2126,5306	0,007132	3404,0816	0,006812	29442,857	0,02221
5	0,14682	104200	0,34945	166800	0,3338	1442700	1,0882
6	0,04387	36,8	0,07044	49,28	0,07	145,88	0,12128
7	0,05474	46,114321	0,084449	58,344508	0,082536	171,58921	0,14902

- 1 - наименьшее значение в выборке
- 2 - наибольшее значение в выборке
- 3 - среднее значение в выборке
- 4 - дисперсия по выборке
- 5 - сумма квадратов отклонений точек данных от их среднего
- 6 - среднее абсолютных значений отклонений точек данных от среднего. Используется для оценки меры разброса множества данных.
- 7 - стандартное отклонение. Используется как мера того, насколько широко разбросаны точки данных относительно их среднего.

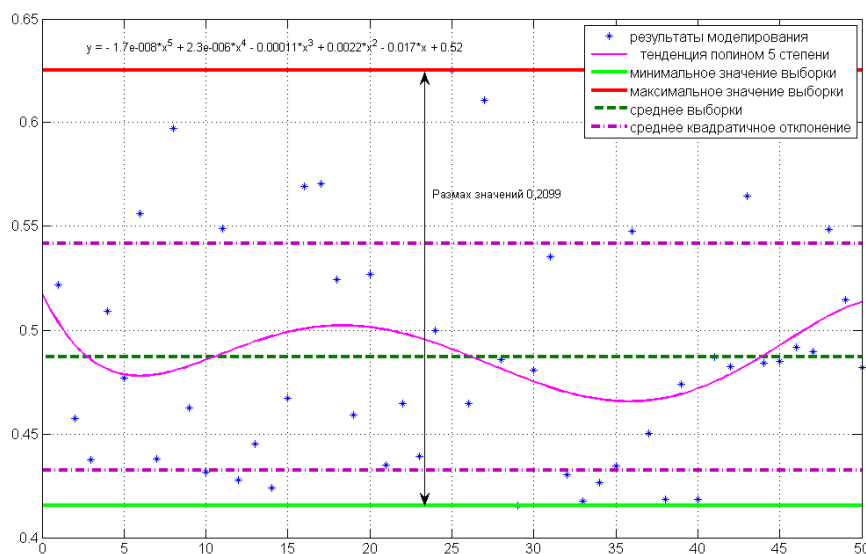


Рис. 6 – Анализ статистики оптимизации параметров ТС по основному машинному времени

Изменение значений функции фитнеса в процессе оптимизации для одного расчета изображено на рис. 7.

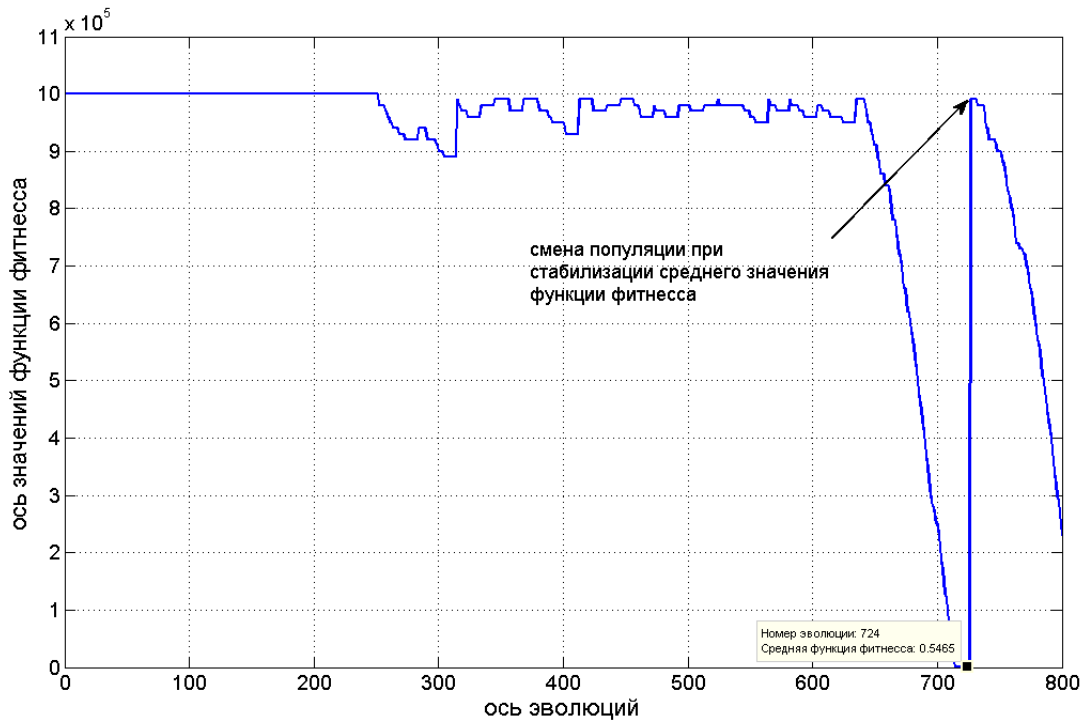


Рис. 7 – График работы ГА для одного расчета при последовательной обработке

Для параллельной обработки (ТС – 2) результаты расчетов представлены в таблице 2.

Таблица 2

Статистические характеристики выборки

Время, мин		Добр=47,мм		Добр=42, мм	Добр=25, мм	
№	to, мин	n1, об/мин	s1, мм/об	s2, мм/об	n2, об/мин	s3, мм/об
1	0,232266	400	0,45	0,6	400	0,4
2	0,308741	500	0,8	0,8	900	0,8
3	0,261225	485	0,657	0,768	731,5	0,694
4	0,00041	994,89796	0,00847	0,002526531	18745,153	0,011188
5	0,020107	48750	0,41505	0,1238	918512,5	0,5482
6	0,016789	24	0,07756	0,0384	102,42	0,08944
7	0,020257	31,542003	0,092035	0,050264606	136,91294	0,105772

- 1 - наименьшее значение в выборке
- 2 - наибольшее значение в выборке
- 3 - среднее значение в выборке
- 4 - дисперсия по выборке
- 5 - сумма квадратов отклонений точек данных от их среднего
- 6 - среднее абсолютных значений отклонений точек данных от среднего. Используется для оценки меры разброса множества данных.
- 7 - стандартное отклонение. Используется как мера того, насколько широко разбросаны точки данных относительно их среднего.

Перечень источников литературы: 1. Фролов, В.В. Разработка элементной базы дискретной оптимизации параметров технологической системы [Текст] / В.В. Фролов // Вісник Національного технічного університету "Харківський політехнічний інститут". Збірник наукових праць. Тематичний випуск: Технології в машинобудуванні. – Харків : НТУ "ХПІ". – 2010. – №40. – С. 29–33. **2.** Фролов, В.В. Программное обеспечение параметрической оптимизации технологической системы механической обработки [Текст] / В.В. Фролов // Открытые информационные и компьютерные интегрированные технологии. Сборник научных трудов. – Харьков : Нац. аэрокосм. ун-т «ХАИ». – 2011. – №51. – С. 170–177. **3.** Фролов, В.В. Математическая модель для дискретной оптимизации параметров технологической системы [Текст] / В.В. Фролов // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Збірник наукових праць – Краматорськ : Донбаська державна машинобудівна академія. – 2010. – №26. – С. 347–353. **4.** Фролов, В.В. Автоматизированные модули расчета режимов резания для обработки отверстий на многоцелевых станках с ЧПУ [Текст] / В.В. Фролов // Вісник Національного технічного університету "Харківський політехнічний інститут". Збірник наукових праць. Тематичний випуск: Технології в машинобудуванні. – Харків : НТУ "ХПІ". – 2008. – №4. – С. 152–157.

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

ИСПОЛЬЗОВАНИЕ ВЫЧИСЛИТЕЛЬНОГО ЯДРА ПАРАМЕТРИЧЕСКОЙ ОПТИМИЗАЦИИ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЙ СИСТЕМЫ ПРИ ОБРАБОТКЕ ДЕТАЛЕЙ НА СТАНКАХ С ЧПУ

Фролов В.В.

В статье выполняется оценка эффективности работы вычислительного ядра параметрической оптимизации технологической системы при механической обработке деталей на станках с ЧПУ.

ВИКОРИСТАННЯ ОБЧИСЛЮВАЛЬНОГО ЯДРА ПАРАМЕТРИЧНОЇ ОПТИМІЗАЦІЇ ТЕХНОЛОГІЧНОЇ СИСТЕМИ ПРИ ОБРОБЦІ ДЕТАЛЕЙ НА ВЕРСТАТАХ З ЧПК

Фролов В.В.

У статті виконується оцінка ефективності роботи обчислювального ядра параметричної оптимізації технологічної системи при механічній обробці деталей на верстатах з ЧПК.

USE OF THE COMPUTING KERNEL OF PARAMETRIC OPTIMIZATION OF TECHNOLOGICAL SYSTEM AT MACHINING OF WORKPIECES ON CNC MACHINES

Frolov V.V.

In paper the estimation of overall performance of a computing kernel of parametric optimization of technological system is carried out at machining of workpieces on CNC machines.

Ключевые слова: вычислительное ядро, параметрическая оптимизация, технологическая система, обработка, станок, ЧПУ.

Ключові слова: обчислювальне ядро, параметрична оптимізація, технологічна система, обробка, верстат, ЧПК.

Key words: computational kernel, parametric optimization, technological system, process, machine, CNC.

Дата надходження статті: 7 жовтня 2011

УДК 621.73.06-52

Токунов В.О.
НТУУ «КПІ», м.Київ, Україна

ФОРМОУТВОРЕННЯ ІНСТРУМЕНТУ ДЛЯ ОБРОБКИ ЛОПАТОК ГТД МЕТОДОМ ОБКОЧУВАННЯ

Вступ

Підвищення ефективності виготовлення лопаток – найбільш відповідальних деталей ГТД, які в значній мірі визначають ресурс та надійність всього двигуна є важливою задачею сучасного авіадвигунобудування.

Рішення даної задачі можливо з впровадженням та вдосконаленням прогресивних методів виготовлення лопаток ГТД. Разом з тим, впровадження таких прогресивних методів як вальцювання стримується існуванням невирішених питань формоутворення інструменту для вальцювання лопаток та великою долею ручної праці при виготовленні такого інструменту.

Це пояснюється перш за все високими вимогами до характеристик точності лопаток та відсутністю теоретичних основ розробки інструменту для формоутворення складних поверхонь з врахуванням особливостей лопаток.

Виготовлення лопаток ГТД без подальшої ручної доводки на верстатах з ЧПК базується на використанні 3D-моделі інструменту, яка в процесі обкочування формує задану поверхню деталі. Побудова такої 3D-моделі не можлива без розробки теоретичних основ проектування інструменту для вальцювання, який працює за методом обкочування.

Ця задача в даній статті вирішується на базі основних положень теорії формоутворення [1, 2].

Визначення теоретично точної поверхні формоутворюючого інструменту

В даному випадку потрібно вирішити задачу проектування інструменту для формоутворення заданої поверхні лопатки (пряма задача). Через високу складність робочих поверхонь лопатки та високі вимоги до точності виготовлення інструменту для їх обробки дану задачу краще вирішувати аналітичними методами, тому що вони найбільш доступні для формалізації процесу профілювання і можуть бути покладені в основу розробки автоматизованої системи для виготовлення валків.

При аналітичному визначенні спряжених профілів може використовуватись аналітичний спосіб визначення огинаючих поверхонь. У цьому випадку в системі координат X_1Y_1 , зв'язаній з лопаткою, записується рівняння повздовжнього перетину або вказується дискретний набір координат цього профілю. У відповідності до схеми формоутворення, яка розглядається, записуються формули переходу від системи X_1Y_1 до системи X_2Y_2 зв'язаної зі спряженим вихідним інструментальним профілем.

Необхідний профіль визначається шляхом знаходження точок профілю інструменту спряженого з профілем поверхні лопатки. Умовою існування спряженого профілю є те, що для всіх точок вихідного профілю повинні існувати спряжені з ними точки на профілі, отриманому після обкочування. Контакт таких профілів відбувається в той момент, коли вони мають загальну нормаль, що проходить через полюс зачеплення, і нормалі до всіх точок профілю перетинають початкове коло.

При розробці нових технологій та інструментів потрібно враховувати існуючий стан матеріально-технічного оснащення підприємства, і орієнтуватись на існуюче технологічне устаткування. На авіабудівних підприємствах вальцювання проводять на спеціальних установках, рухи робочих органів яких здійснюються за допомогою кривошипно-шатунного механізму [3].

Вихідними даними для розрахунку слугує 3D-модель лопатки, з якої визначаються координати профілю повздовжнього перетину лопатки. Схема визначення представлена на рис. 1.

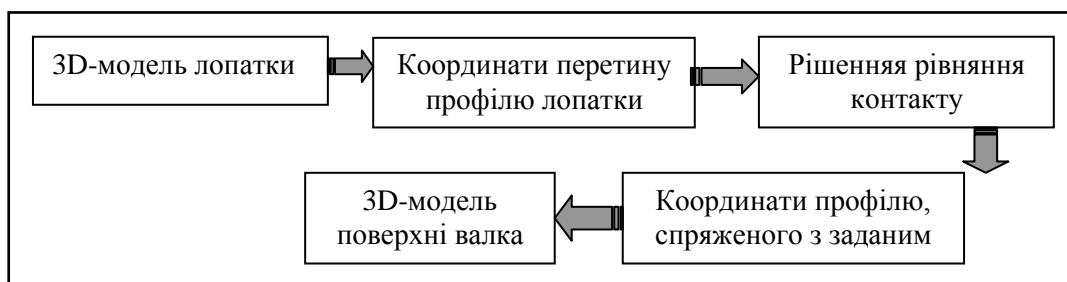


Рис. 1 - Схема визначення 3D-моделі формуючого інструменту

Для формоутворення поверхні лопатки потрібно проектування 2 валків, один для обробки спинки лопатки, другий – для обробки корита.

Визначення профілю для обробки корита виконуємо в такій послідовності. Виберемо систему координат X_1Y_1 , яка зв'язана з початковою прямою, а відповідно і з заданим профілем лопатки, систему X_2Y_2 , зв'язану з початковим колом, і нерухому систему координат X_0Y_0 . В процесі вальцювання система X_1Y_1 рухається прямолінійно-поступально вздовж початкової прямої, а система X_2Y_2 обертається навколо центру початкового кола. На рис. 2, а зображено початкове положення вказаних систем координат.

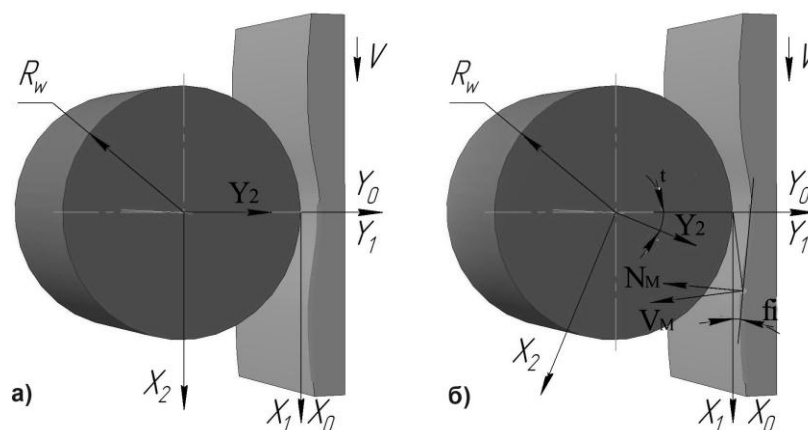


Рис. 2 - Схема до визначення профілю, спряженого з профілем корита лопатки при обкочуванні

При розрахунках спряженого профілю задаються координатами X_1Y_1 ряду вузлових точок профілю лопатки. У кожній точці розраховуються кути ψ нахилу дотичних. За рівнянням контакту розраховуються кути t , при яких точки профілю деталі контактують зі спряженими точками профілю вихідної інструментальної поверхні. Знаючи X_1Y_1 і t , за формулами перетворення координат розраховуються координати X_2Y_2 точок контакту, сукупність яких в системі X_2Y_2 буде шуканим профілем валка.

Нехай система X_1Y_1 перемістилась поступально на відстань L , а система X_2Y_2 повернулась на кут t . (рис. 2, б). Так як початкове коло котиться без ковзання по початковій прямій, то відстань L рівна $L = r_w \cdot t$, де r_w - радіус початкового кола, t - кут повороту в радіанах. Рівняння контакту $\vec{N} \cdot \vec{V} = 0$ в системі X_0Y_0 буде: $Y_0 \cdot tg \psi + X_0 = 0$. Переходячи до системи X_1Y_1 будемо мати:

$$Y_1 \cdot tg \psi + (X_1 + r_w \cdot t) = 0.$$

З цього рівняння визначаємо t :

$$t = \frac{Y_1 \cdot \operatorname{tg} \psi + X_1}{-r_w}$$

Для коректного вирішення цього рівняння контакту кут дотичної до профілю ψ потрібно задавати з врахуванням знаку (рис. 4) ($\psi = -90^\circ \dots 90^\circ$).

Формули перетворення координат для корита записуються таким чином:

$$\begin{cases} X_2 = (X_1 + r_w \cdot t) \cdot \operatorname{cost} - (Y_1 + r_w) \cdot \sin t; \\ Y_2 = (Y_1 + r_w) \cdot \operatorname{cost} + (X_1 + r_w \cdot t) \cdot \sin t \end{cases}$$

При визначенні координат профіля спряженого з профілем спинки лопатки зміниться схема розташування початкового кола та початкової прямої (рис. 3) та формули перетворення координат.

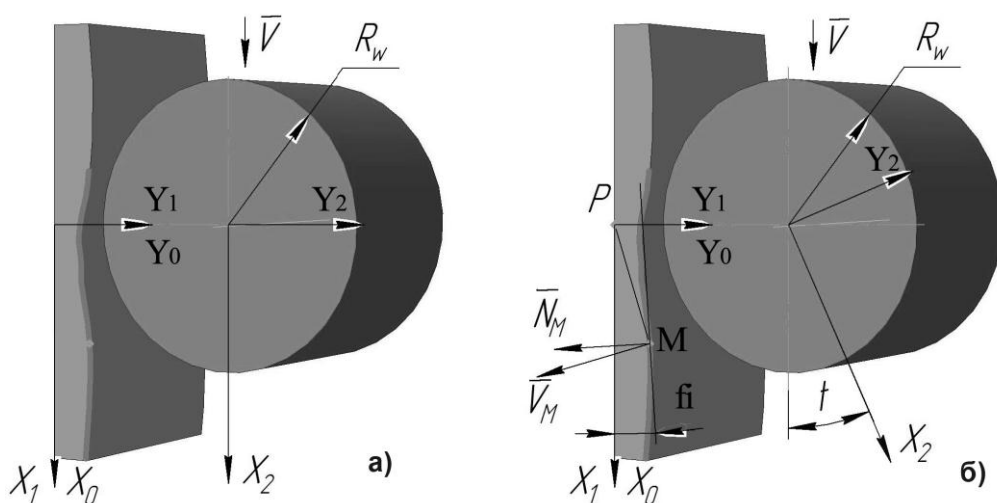


Рис. 3. Схема до визначення профілю, спряженого з профілем спинки лопатки при обточуванні

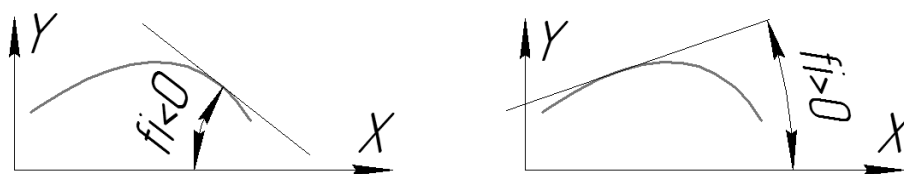


Рис. 4. Визначення кута дотичної до профілю

Формули переходу між системами координат для визначення профілю інструменту, спряженого з профілем спинки:

$$\begin{cases} X_2 = (X_1 + r_w \cdot t) \cdot \operatorname{cost} + (r_w - Y_1) \cdot \sin t; \\ Y_2 = (r_w - Y_1) \cdot \operatorname{cost} - (X_1 + r_w \cdot t) \cdot \sin t \end{cases} \quad (1)$$

Підставивши у формули перетворення координат рівняння контакту, координати точок заданого профілю визначають шуканий спряжений профіль, зв'язаний з початковим колом.

В результаті розрахунку отримуємо координати точок профілю, спряженого з відомим повздовжнім перетином лопатки. Вихідні та розрахункові дані приведені в табл. 1.

На рис. 5 показана схема для визначення даних для розрахунку координат точок, спряжених із поверхнею лопатки. Площина перетину проводиться перпендикулярно площині, нормаллю якої являється лінія центрів профілів лопатки.

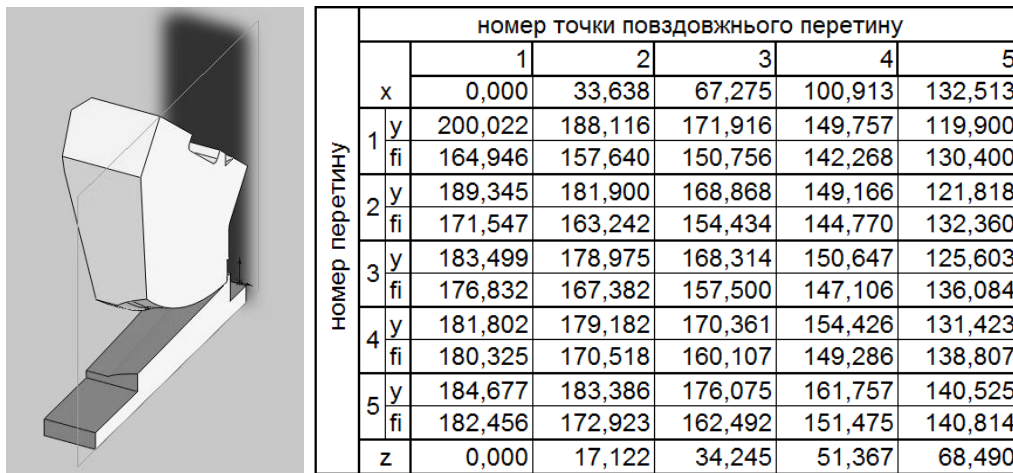


Рис. 5 - Схема та данні для визначення координат точок, спряжених з поверхнею валка

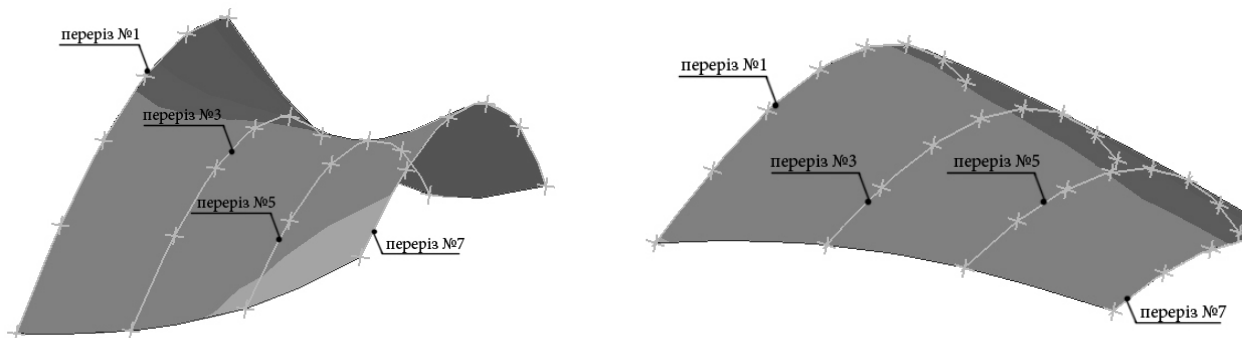
Таблиця 1.

Вихідні дані для розрахунку та координати спряжених профілів

Координати повздовжнього перетину лопатки								
№ т	переріз 1		переріз 3		переріз 5		переріз 7	
	X1	Y1	X1	Y1	X1	Y1	X1	Y1
1	0	13,46	0	16,28	0	12,04	0	0,74
2	27	10,82	27	15,02	27	13,16	27	6,04
3	54	8,38	54	13,95	54	14,13	54	10,1
4	81	6,33	81	13,04	81	14,85	81	13,1
5	108	4,68	108	12,23	108	15,29	108	15,23
6	135,08	3,24	135,08	11,42	135,08	15,51	135,08	16,82

Координати спряженого профілю								
№ т	переріз 1		переріз 3		переріз 5		переріз 7	
	X2	Y2	X2	Y2	X2	Y2	X2	Y2
1	2,551	186,527	1,528	183,715	-0,979	187,958	-0,328	199,26
2	-23,452	187,724	-23,645	183,464	-26,16	185	-28,119	191,914
3	-49,782	185,042	-48,673	179,571	-50,403	178,906	-53,114	182,326
4	-75,548	178,327	-72,937	172,147	-73,503	169,935	-75,799	170,844
5	-99,977	167,793	-95,9	161,434	-95,274	158,242	-96,662	157,472
6	-122,736	153,787	-117,418	147,565	-115,467	143,889	-115,884	141,868

Валок буде являти собою поверхню, утворену сукупністю профілів, спряжених з повздовжніми перетинами робочої поверхні лопатки (рис. 6).



а) поверхня спряжена зі спинкою лопатки б) поверхня спряжена з коритом лопатки

Рис. 6 - Спряжені профілі для вальцювання лопатки

Порівняння моделей

При порівнянні існуючої моделі валка та моделі, отриманої в результаті проведеного теоретичного розрахунку, видно, що обидві поверхні валка мають подібну конфігурацію, але при глибшому порівнянні виявлені розбіжності в геометрії цих моделей (табл. 2).

Відхилення вимірювались в напрямку нормалі до поверхонь в точках, які порівнювались. З таблиці видно, що значення відхилень змінюються як в поперечному, так і в повздовжньому напрямках. Аналізуючи відхилення можна помітити, що в повздовжніх перетинах в центральній частині поверхні розбіжність між моделями менша ніж на периферійних ділянках, і що в поперечних перетинах, які формують призамкову ділянку робочої поверхні лопатки, відхилення мінімальні, і збільшуються по мірі віддалення від цієї зони.

Таблиця 2. Дані для порівняння поверхонь

№ т	переріз 1		переріз 3		переріз 5		переріз 7	
	Y2	Y2`	Y2	Y2`	Y2	Y2`	Y2	Y2`
1	186,527	186,975	183,715	183,515	187,958	187,758	199,26	199,708
2	187,724	187,223	183,464	183,164	185	184,67	191,914	192,913
3	185,042	185,745	179,571	180,271	178,906	179,546	182,326	185,029
4	178,327	180,745	172,147	174,327	169,935	172,31	170,844	176,262
5	167,793	173,561	161,434	164,734	158,242	161,742	157,472	165,24
6	153,787	163,187	147,565	151,815	143,889	148,39	141,868	151,268

де Y2 – розрахункове значення координат, Y2` - значення координат профілю існуючої моделі

При проектуванні валка вважають, що в процесі обкочування при однаковому повороті початкового кола профіль зміститься на однакову відстань. Але при роботі на установках, які працюють за принципом кривошипо-повзункового механізму, такої стабільності не спостерігається. Це може бути однією з причин невідповідності спроектованої та існуючої поверхонь, і ручної доводки валків.

Висновки

В статті було виконано уточнене проектування 3D-моделі валка для обробки лопаток ГТД. Виготовлення валків по уточненій моделі може зменшити витрати на її доробку при виробництві.

Показано, що дана модель не співпадає з моделлю, яка існує на підприємстві.

Для проектування формують інструменту для обробки лопаток використані та уточнені закони утворення профілів методом обкочування, на основі яких розроблена математична модель поверхні, спряжена з поверхнею лопатки. Дана модель може бути використана для розробки автоматизованої системи проектування та виготовлення вальців для формоутворення лопаток.

Перечень источников литературы: 1. Родин П.Р. Основы формообразования поверхностей резанием. – К.: Вища школа, 1977. – 192с. 2. Родин П. Р. Основы проектирования режущих инструментов. – К.: Вища школа, 1990. – 424 с. 3. Богуслаев В.А, Муравченко Ф.М., Жеманюк П.Д. и др. Технологическое обеспечение эксплуатационных характеристик деталей ГТД. Лопатки компрессора и вентилятора, часть I, монография. – Запорожье, Издательство ОАО "Мотор Сич", 2003. – 395 с.

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

ФОРМОУТВОРЕННЯ ІНСТРУМЕНТУ ДЛЯ ОБРОБКИ ЛОПАТОК ГТД МЕТОДОМ ОБКОЧУВАННЯ

Токунов В.О.

В статті було виконано уточнене проектування 3D-моделі валка для обробки лопаток ГТД. Для проектування формоутворюючого інструменту для обробки лопаток використані та уточнені закони утворення профілів методом обкочування. Розроблена математична модель поверхні, спряжена з поверхнею лопатки, яка може бути використана для розробки автоматизованої системи проектування та виготовлення вальців для формоутворення лопаток.

ФОРМООБРАЗОВАНИЕ ИНСТРУМЕНТА ДЛЯ ОБРАБОТКИ ЛОПАТОК ГТД МЕТОДОМ ОБКАТКИ

Токунов В.А.

В статье было выполнено уточненное проектирование 3D-модели валка для обработки лопаток ГТД. Для проектирования формообразующего инструмента для обработки лопаток использованы и уточнены законы образования профилей методом обкатки. Разработана математическая модель поверхности, сопряженной с поверхностью лопатки, которая может быть использована для разработки автоматизированной системы проектирования и изготовления вальцов для формообразования лопаток.

TOOL SHAPING FOR BLADES MACHINING OF GTD BY THE METHOD OF ROLLING

Tokunov V.A.

In the article the specified planning of 3D-model of roller was executed for treatment of shoulder-blades of GTD. For planning of shape-generating instrument for treatment of shoulder-blades was elaborated formation laws of types the method of rolling. The mathematical model of surface, attended with the surface of shoulder-blade which can be utilized for development of the automated system of planning and making of roller for blades shaping is developed.

Ключевые слова: формообразование, инструмент, обработка лопаток, метод обката, 3-D модель, проектирование

Ключові слова: формоутворення, інструмент, обробка лопаток, метод обкату, 3-D модель, проектування

Key words: shaping, tools, processing blades, method of rolling, 3-D model, design.

Дата надходження статті: 28 жовтня 2011

УДК 621.914.22

Вакуленко С.В.
НТУУ „КПІ”, м. Київ, Україна

ТЕОРЕТИЧНЕ ДОСЛІДЖЕННЯ ЕФЕКТИВНОСТІ ВИКОРИСТАННЯ ІНСТРУМЕНТАЛЬНОГО ОСНАЩЕННЯ З ОРІЄНТОВАНИМ ЦЕНТРОМ ЖОРСТКОСТІ

Вступ

Вібростійкість системи верстата залежить головним чином від пружних параметрів її елементів, таких як коефіцієнти жорсткості, їх співвідношення та орієнтація осей жорсткості відносно напрямку дії сили різання. Для забезпечення вібростійкості системи верстата її жорсткість повинна бути більшою в напрямку нормалі до оброблювальної поверхні чи в напрямку дії сили різання, а в інших напрямках жорсткість системи повинна бути меншою, щоб не спричинити втрату стійкості системи внаслідок координатного зв'язку.

Пружна система супорта токарного верстата, як складна динамічна система із багатьма ступенями вільності, має багато власних форм коливань, по кожній із яких можна виділити еліпси переміщень, напрямки головних осей яких не співпадають із загальними осями координат верстата. Інтенсивні автоколивання здійснюються на частоті, що відповідає частоті власних коливань домінуючої пружної системи, а саме до частоти коливання тієї ланки, що має найбільші розміри еліпсу переміщення. Враховуючи цей факт, математично можна представити динамічну систему супорта як одномасову систему із двома ступенями вільності. Подібне спрощення багатоланкової системи допустиме, оскільки коливання на інших частотах під час різання не є домінуючими та мають незначні впливи координатного зв'язку на процес обробки. Спрощена одномасова математична модель потенційно нестійкої системи супорту дозволяє провести теоретичні дослідження втрати сталості за критерієм Найквіста, оскільки АФЧХ цієї системи, що складається з частотних (додатної та від'ємної) характеристик кожної із двох нормальних форм коливань, перетинає від'ємну дійсну вісь.

Вирішенням задачі підвищення вібростійкості обробки є використання інструментального оснащення із орієнтованим центром жорсткості, який корегує еліпс переміщення домінуючої системи супорта на основній його частоті коливань, оскільки ці динамічні ланки є парціальними та зв'язаними між собою. Актуальним питанням є проведення теоретичних досліджень впливу пружних параметрів системи оснащення із орієнтованим центром жорсткості на вібростійкість токарної обробки із урахуванням частотних характеристик формоутворюючих вузлів верстата фізичних властивостей оброблюваного матеріалу та геометрії ріжучого інструмента.

Загальні положення. Найбільша вібростійкість при точінні досягається при наближенні напрямку дії сили різання до осі найбільшої жорсткості пружної системи супорту верстата, в іншому випадку в динамічній системі верстата посилюється негативний вплив координатного зв'язку на рівень відносних коливань інструменту і деталі. Напрямок максимальної жорсткості системи в приведеній точці вершини різця проходить через точку його центру жорсткості, основні пружні деформації при дії навантаження в цьому напрямку визначаються за напрямками головних осей жорсткості системи. Якщо напрямок навантаження на систему супорту не проходить через точку центру жорсткості, в системі виникає додатковий пружний поворот навколо цієї точки, тому жорсткість в напрямку перпендикулярному до вісі приведеної максимальної жорсткості буде мінімальною. При розробці конструкції токарного верстата досить важко передбачити чи розрахувати майбутнє положення ЦЖ супорту, який визначається експериментально, відомим методом «пеленгації», вже для реальної конструкції верстата. Якщо визначене експериментально фактичне положення ЦЖ супорту верстата та кута розвороту головних приведених осей жорсткості не відповідає наведеним вище вимогам, то пружна система верстата буде потенційно нестійкою і потребуватиме додаткових конструктивних та технологічних заходів для забезпечення умов вібростійкої обробки.

В якості прикладу на рис.1 наведена експериментально визначена діаграма жорсткості супорта із встановленим різцетримачем токарного верстата 16К20, за допомогою якої можна виділити напрямки приведених максимальної та мінімальної жорсткостей, що характеризується кутом $\beta = -60^\circ$ відносно вісі у. Оскільки на досліджуваному верстаті конструктивно закладено проведення обробки лише з однієї сторони, а саме радіальна подача здійснюється в від'ємному напрямку вісі у, пружна система супорта при різанні є потенційно нестійкою і схильною до збільшених амплітуд автоколивань. Проблема заниженої вібростійкості токарної обробки виникає також на токарних верстатах, наприклад ПАБ-350, які за технологічними можливостями дозволяють проводити обробку з двох сторін при зміні напрямку обертання шпинделя. Результати теоретичного визначення приведених пружних параметрів формоутворюючих вузлів верстата ПАБ-350 [1] виявили, що пружна система супорта верстата має направлену жорсткість, що дозволяє забезпечити високу вібростійкість обробки лише з однієї сторони.

При проектуванні інструментального оснащення із орієнтованим центром жорсткості для верстата із визначеними пружними параметрами супорта постає питання вибору раціональних пружних та демпфіруючих параметрів оснащення, використання якого підвищило вібростійкість обробки. Теоретичні дослідження впливу зміни орієнтації головних осей жорсткості інструментального оснащення на динамічні характеристики системи різець-супорт, представлені в роботі [2] за допомогою розробленою математичної моделі. Питання визначення ефективності використання додаткового оснащення з метою підвищення вібростійкості токарної обробки із потенційно-нестійкою динамічною системою супорта верстата при різанні потребує створення загальної математичної моделі динамічної системи верстата її моделювання та визначення запасу вібростійкості обробки при різних пружних параметрах системи оснащення.

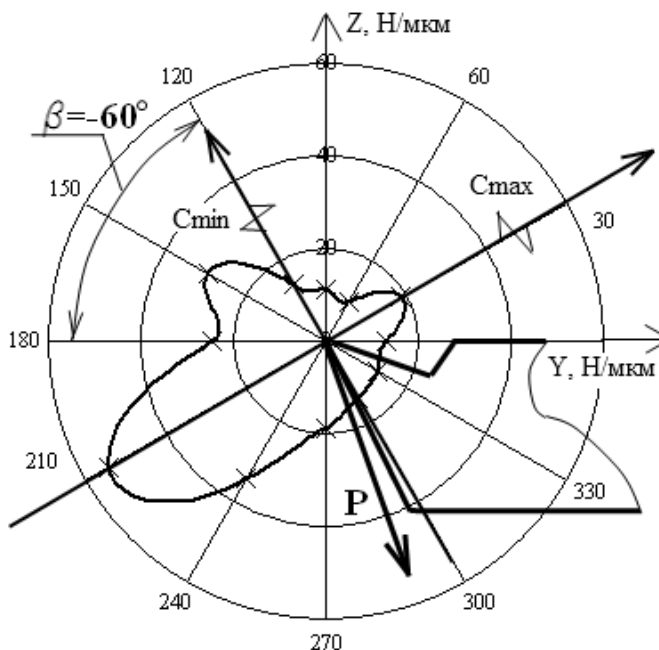


Рис.1 - Кругова діаграма жорсткості супортної групи двошпindelного токарного верстата мод. 1К62

Основна частина

Структура замкненої динамічної оброблюваної системи в загальному вигляді представлена на рис. 2 та складається з еквівалентної пружної системи (ЕПС) «різець-супорт» та «деталі», що мають від'ємний зворотній зв'язок через процес різання. Визначення запасу стійкості замкненої динамічної системи верстата при різанні проведено за допомогою частотного методу Найквіста, що потребує побудову АФЧХ розімкненої динамічної системи. Відповідно до рис. 2 розімкнена динамічна система верстата має вхід у вигляді зміни

товщини зрізуючого шару оброблюваної деталі L_u та вихід, як загальне відносне динамічне пружне зміщення деталі та інструменту під дією сили різання.

Розрахункову схему пружної системи різець-супорт та деталі представимо в площині, перпендикулярній вісі деталі yOz у вигляді зосереджених приведених мас різцетримача m_1 , супорта m_2 та деталі m_3 , що зв'язані між собою і базою верстата ланками з пружними і дисипативними властивостями (рис. 3). Кожна з мас розглядається як підсистема з орієнтованими осями жорсткості, а саме, для маси m_1 кут розвороту головних осей жорсткості відносно довільної системи координат yOz позначений β , для маси $m_2 - \delta$, для маси $m_3 - \gamma$ відповідно. Під дією динамічної частки сили різання $P(t)$, що прикладена до вершини різця під кутом α до вісі z , маса m_1 здійснює коливальні рухи в напрямках головних осей координат η_1 та η_2 , а маса m_2 в напрямках головних осей координат η_5 та η_6 . Для пружних і дисипативних ланок враховуються сумарні зведені коефіцієнти демпфірування h_1, h_2 і h_5, h_6 та жорсткості c_1, c_2 і c_5, c_6 відповідно різцетримача (m_1) і супорта (m_2). Також сила різання діє в протилежному напрямку на підсистему деталі (m_3), за рахунок чого деталь здійснює коливальні рухи в напрямках головних осей координат η_3 та η_4 з урахуванням приведених параметрів системи шпindel-патрон-деталь жорсткості c_3, c_4 та демпфірування h_3, h_4 .

Рівняння руху в напрямках головних координат для динамічної двомасової підсистеми різець-супорт з чотирма степенями вільності представимо у вигляді системи диференціальних рівнянь другого порядку, що отримані з рівняння Лагранжа другого роду для механічної системи:

$$\begin{cases}
 m_1 \ddot{\eta}_1 + h_1 \dot{\eta}_1 \left[\dot{\eta}_1 - \dot{\eta}_5 \cos(\varphi) - \dot{\eta}_6 \sin(\varphi) \right] + c_1 [\eta_1 - \eta_5 \cos(\varphi) - \eta_6 \sin(\varphi)] = \\
 = P(t) \cos(\alpha - \beta) \\
 m_1 \ddot{\eta}_2 + h_2 \dot{\eta}_2 \left[\dot{\eta}_2 - \dot{\eta}_6 \cos(\varphi) + \dot{\eta}_5 \sin(\varphi) \right] + c_2 [\eta_2 - \eta_6 \cos(\varphi) + \eta_5 \sin(\varphi)] = \\
 = P(t) \sin(\alpha - \beta) \\
 m_2 \ddot{\eta}_3 + h_3 \dot{\eta}_3 \sin(\varphi) \left[\dot{\eta}_2 - \dot{\eta}_6 \cos(\varphi) + \dot{\eta}_5 \sin(\varphi) \right] - h_1 \cos(\varphi) \left[\dot{\eta}_1 - \dot{\eta}_5 \cos(\varphi) - \right. \\
 \left. - \dot{\eta}_6 \sin(\varphi) \right] + h_5 \dot{\eta}_5 + c_2 \sin(\varphi) [\eta_2 - \eta_6 \cos(\varphi) + \eta_5 \sin(\varphi)] - \\
 - c_1 \cos(\varphi) [\eta_1 - \eta_5 \cos(\varphi) - \eta_6 \sin(\varphi)] + c_5 \eta_3 = 0 \\
 m_2 \ddot{\eta}_4 + h_4 \dot{\eta}_4 \cos(\varphi) \left[\dot{\eta}_2 - \dot{\eta}_6 \cos(\varphi) + \dot{\eta}_5 \sin(\varphi) \right] - h_1 \sin(\varphi) \left[\dot{\eta}_1 - \dot{\eta}_5 \cos(\varphi) - \right. \\
 \left. - \dot{\eta}_6 \sin(\varphi) \right] + h_6 \dot{\eta}_6 - c_2 \cos(\varphi) [\eta_2 - \eta_6 \cos(\varphi) + \eta_5 \sin(\varphi)] - \\
 - c_1 \sin(\varphi) [\eta_1 - \eta_5 \cos(\varphi) - \eta_6 \sin(\varphi)] + c_6 \eta_4 = 0 \\
 \varphi = \beta - \delta
 \end{cases} \tag{1}$$

Рівняння руху в напрямках головних координат одномасової системи деталі так само представимо у вигляді системи диференціальних рівнянь:

$$\begin{cases}
 m_3 \ddot{\eta}_3 + h_3 \dot{\eta}_3 + c_3 \eta_3 = -P(t) \cos(\gamma + \alpha) \\
 m_3 \ddot{\eta}_4 + h_4 \dot{\eta}_4 + c_4 \eta_4 = P(t) \sin(\gamma + \alpha)
 \end{cases} \tag{2}$$

Результатом розрахунків системи (1) та системи (2) є визначення траєкторії коливальних рухів різцетримача m_1 в напрямках головних координат η_1 та η_2 , супорта m_2 в напрямках координат η_5 та η_6 та деталі m_3 в напрямках координат η_3 та η_4 . Зв'язок між узагальненою координатою y_1 з головними координатами η_1 та η_2 для різцетримача m_1 має

вигляд: $y_1 = \eta_1 \sin(\beta) + \eta_2 \cos(\beta)$, а між координатою y_2 та головними координатами η_3 та η_4 для деталі: $y_2 = \eta_3 \sin(\gamma) + \eta_4 \cos(\gamma)$.

Динамічна характеристика сили різання $P(t)$, у розглянутих вище моделях підсистем, представляється у вигляді [3]: $T_p \frac{dP(t)}{dt} + P(t) = K_{d\dot{c}\ddot{n}} \cdot (y_1(t) + y_2(t))$, де $y_1(t)$ і $y_2(t)$ – поточні значення координат відносних коливань інструменту та деталі вздовж вісі y при різанні, які визначають товщину зрізу шару оброблюваної деталі, K_{num} - питома сила різання, рівна

$$K_{d\dot{c}\ddot{n}} = 10C_p t^{x-1} S^y V^n k \frac{t}{\tan \varphi},$$

де φ -кут в плані різця, T_p - постійна процесу стружкоутворення

$T_p = \frac{m}{n} \cdot \frac{a_0 \xi}{V}$, a_0 - товщина зрізу $a_0 = S \sin \varphi$, ξ - усадка стружки (для сталі $\xi = 3$).

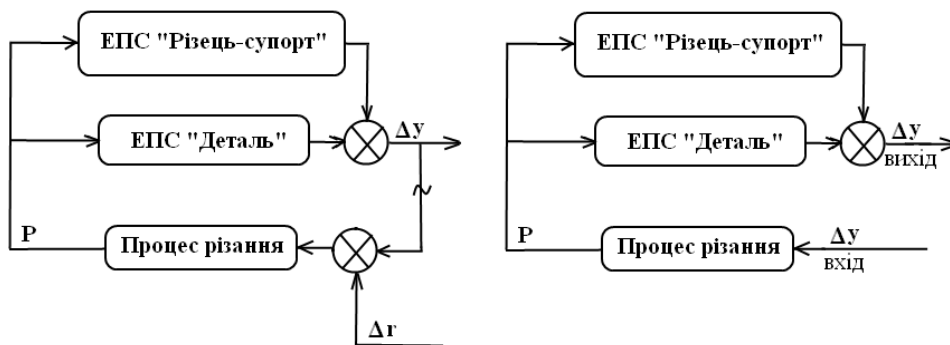


Рис.2 - Блок схема замкненої та розімкненої динамічної системи верстата при різанні

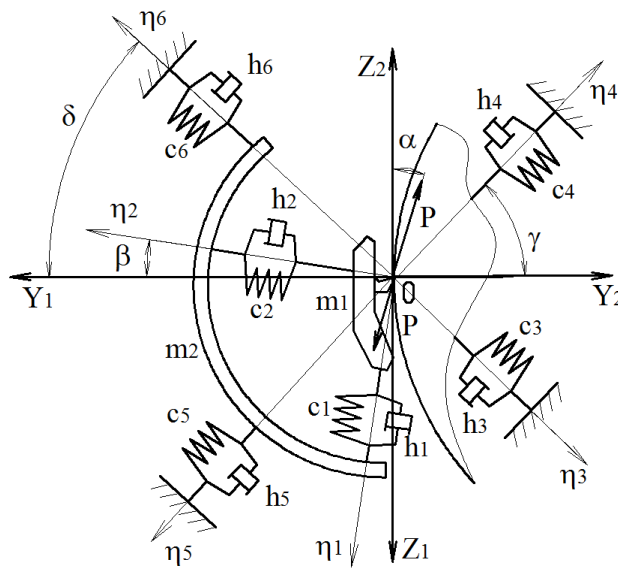


Рис.3 - Розрахункова схема пружної системи токарного верстата в площині yOz з двома координатними системами

Як приклад моделювання розглянемо експериментально визначені пружні та демпфіруючі параметри систем супорту, базового різцетримача та деталі токарного верстата 1К62, динамічна система різець-супорт якого при різанні є потенційно нестійкою. Характеристики за напрямками головних координат: приведена жорсткість супорта $c_5=80$ Н/мкм, $c_6=47$ Н/мкм та приведена маса $m_2=15$ кг, жорсткість системи шпиндель-патрон-деталь $c_3=c_4=8$ Н/мкм та маса $m_3=4$ кг, жорсткість базового різцетримача $c_1=c_3=20$ Н/мкм та маса $m_3=4$ кг, або інструментального оснащення з орієнтованим центром жорсткості

$c_1=20$ Н/мкм, $c_6=5$ Н/мкм, приведена маса яких однакова $m_1=1,8$ кг. Коефіцієнти демпфірування для кожної підсистеми в заданому напрямку визначається за формулою: $h=2t\omega\delta_0$ кг/с, де t - приведена маса, ω - власна частота коливання, δ - логарифмічний декремент затухання коливань ($\delta_0=0,31$). Кут розвороту головних осей жорсткості пружної системи супорту верстата δ дорівнює -60° . Також визначенні основні параметри сили різання, матеріал заготовки – конструкційна сталь, інструмента – твердий сплав, геометрія різця: $\varphi=60^\circ$, $\gamma=10^\circ$, $\lambda=0^\circ$, $\alpha=5^\circ$, $T_p=3,6 \cdot 10^4$, подача $S=0,39$ мм/об, приблизне значення кута різання $\alpha_p=15^\circ$.

Оскільки коефіцієнт різання пропорційний товщині зрізу шару оброблюваної поверхні деталі, то, використовуючи частотний критерій Найквіста, можна визначити граничну глибину різання t_p , що є достатньою за умовою збереження стійкості динамічної системи верстата при різанні. Для систем металорізальних верстатів запас сталості по амплітуді $L_1 \geq 8-12$ дБ, та по фазі $\gamma \geq 30^\circ$ [3]. На рис. 4 представлено результати моделювання процесу токарної обробки та визначення граничної глибини різання t_p для кожного значення кута δ розвороту головних осей жорсткості системи супорту та раціонально обраному значенні кута орієнтації осей жорсткості системи інструментального оснащення β , при якому спостерігається максимальна вібростійкість обробки, та чотирьох варіантів значень параметрів жорсткості оснащення C_1 та C_2 в напрямках головних координат.

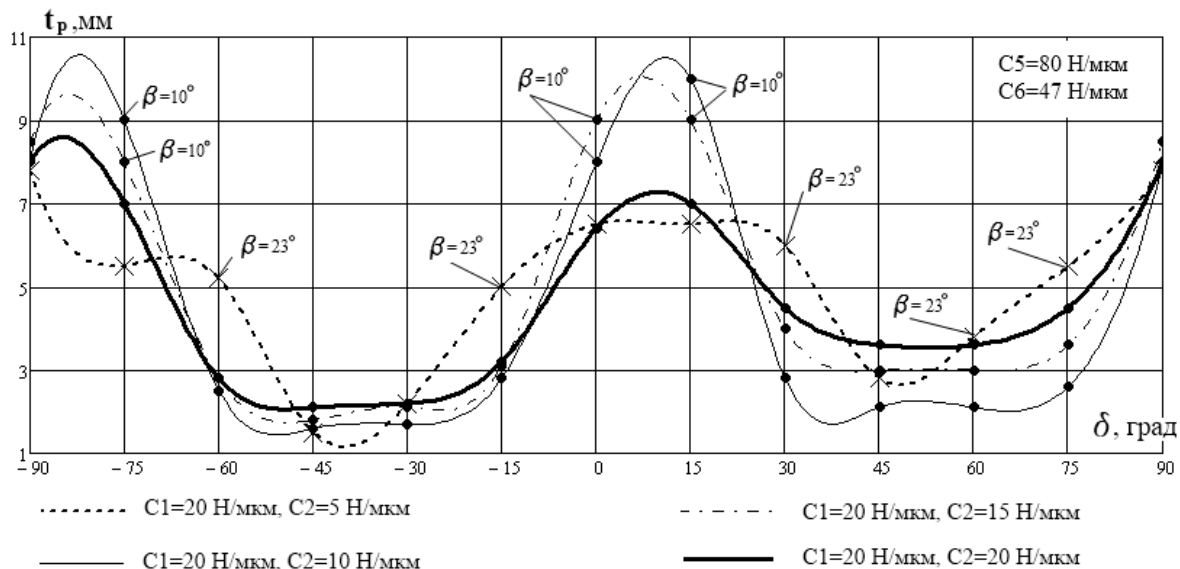


Рис.4 - Діаграма визначення граничної глибини різання при використанні інструментального оснащення з орієнтованим центром жорсткості

Висновки

Аналіз отриманої діаграми визначення граничної глибини різання в залежності від пружних параметрів системи супорту та інструментального оснащення дозволяє зробити наступні висновки:

- використання різцетримачів з орієнтованою відповідним чином жорсткістю дозволяє зменшити амплітуди автоколивань при обробці на верстаті з потенційно нестійкою пружною системою супорта, за рахунок динамічного впливу системи оснащення на коливання домінуючої системи супорта із зменшенням негативного впливу координатного зв'язку;

- за результатами теоретичних розрахунків, для супорту токарного верстата 1К62, що має від'ємний кут орієнтації осей жорсткості $\delta=-60^\circ$ використання інструментального оснащення з орієнтованим центром жорсткості та заданими пружними параметрами $C_{max}=20$ Н/мкм та $C_{min}=5$ Н/мкм, $\beta=23^\circ$, дозволяє підвищити граничну глибину різання в 1,7 разів в порівнянні із використанням базового різцетримача.

Отже, виконані теоретичні дослідження дозволяють рекомендувати розроблену математичну модель динамічної системи верстата для дослідження ефективності

використання інструментального оснащення з орієнтованим центром жорсткості та визначення його пружних параметрів з метою підвищення вібробезпечності токарної обробки.

Перелік джерел літератури: 1. Вакуленко С.В. Визначення пружних характеристик вузлів токарного верстата на основі методу скінчених елементів // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем / Збірник наукових праць, – Краматорськ, 2009. Вип. 24. С. 133-138. 2. Шевченко О.В., Вакуленко С.В. Теоретичні дослідження частотних характеристик потенційно нестійкої пружної системи токарного верстата // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем / Збірник наукових праць, – Краматорськ-Київ, 2008. Вип. 23. С. 300-306. 3. Петраков Ю.В. Теорія автоматичного управління в металообробці: Навч. посібник. – К.: ІЗМН, 1999. – 212 с.

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

ТЕОРЕТИЧЕСКОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ ИСПОЛЬЗОВАНИЯ
ИНСТРУМЕНТАЛЬНОЙ ОСНАСТКИ С ОРИЕНТИРОВАННЫМ ЦЕНТРОМ ЖЕСТКОСТИ
Вакуленко С.В.

В статье изложены результаты теоретических исследований эффективности использования державки с ориентированным центром жесткости в потенциально нестабильной упругой системе суппорта токарного станка. Использование державки с ориентированным центром жесткости может уменьшить вибрации при обработке на токарном станке с неустойчивой упругой системой за счет уменьшения негативного влияния координатной связи между движением режущего инструмента в плоскости, перпендикулярной к обрабатываемой поверхности и резания.

ТЕОРЕТИЧНЕ ДОСЛІДЖЕННЯ ЕФЕКТИВНОСТІ ВИКОРИСТАННЯ
ІНСТРУМЕНТАЛЬНОГО ОСНАЩЕННЯ З ОРІЄНТОВАНИМ ЦЕНТРОМ ЖОРСТКОСТІ
Вакуленко С.В.

У статті викладено результати теоретичних досліджень ефективності використання державки з орієнтованим центром жорсткості в потенційно нестабільною пружною системі супорта токарного верстата. Використання державки з орієнтованим центром жорсткості може зменшити вібрації при обробці на токарному верстаті з нестійкою пружною системою за рахунок зменшення негативного впливу координатної зв'язку між рухом різального інструменту в площині, перпендикулярній до оброблюваної поверхні і різання.

THEORETICAL STUDY OF THE EFFECTIVENESS OF THE USE OF TOOLING WITH AN
ORIENTED CENTER STIFFNESS
Vakulenko S.V.

In article proposed the results of theoretical researches of efficiency of use of toolholder with oriented center of rigidity on potentially unstable elastic-system of a lathe carriage. The use of toolholder with oriented center of rigidity can decrease vibration turning for machining on the lathe with unstable elastic-system by reducing the negative influences of coordinate bond between the cutting tool motion in the plane normal to the machined surface and cutting process.

Ключевые слова: Исследование, эффективность, инструмент, оснастка, жесткость

Ключові слова: Дослідження, ефективність, інструмент, оснастка, жорсткість

Key words: The study, efficiency, instrument, equipment, stiffness

Дата надходження статті: 4 листопада 2011

УДК 621.002

Мішура Є.В.

ДГМА, м. Краматорськ, Україна

ФУНКЦІОНАЛЬНО-ВАРТІСНИЙ АНАЛІЗ ТЕХНОЛОГІЧНИХ ПРОЦЕСІВ МЕХАНІЧНОЇ ОБРОБКИ ДЕТАЛЕЙ ВАЖКОГО МАШИНОБУДУВАННЯ

Вступ

Ключова роль в національній економіці України належать машинобудуванню. Машинобудування визначає стан виробничого потенціалу країни, забезпечує функціонування інших галузей народного господарства (паливно-енергетичного комплексу, транспорту, зв'язку, агропромислового комплексу та ін.), а також забезпечує наповнення вітчизняного споживчого ринку [3].

В даний час машинобудівний комплекс України переживає загальні для усіх галузей промисловості проблеми: незадовільний стан основних фондів, більша частина яких фізично та морально застаріла, не достаток оборотних засобів, ослаблення кадрового потенціалу, низька конкурентоспроможність продукції на зовнішнім ринку, слабка інвестиційна активність та інше [1,2].

В зв'язку з цим для машинобудування актуальними є завдання по автоматизації, універсалізації та упровадженню нових конструкторських рішень на підприємствах, збільшенню номенклатури і якості продукції, зниженню собівартості продукції, підвищенню ефективності системи управління виробництвом.

Ефективним засобом в рішенні цих завдань є функціонально – вартісний аналіз. ФВА це метод системного дослідження функцій об'єкту, спрямований на мінімізацію витрат в сферах проектування, виробництва та експлуатації об'єкту, при збереженні або підвищенні його якості та корисності.[6]

Основна частина

Основними теоретичними джерелами ФВА можна рахувати теорію систем та методів системного аналізу; теорію функціональної організації та методи інженерного аналізу; теорію трудових процесів і активізація творчості.

Основна ціль ФВА – попередження виникнення зайвих витрат при проектуванні об'єкту, скорочення (вилучення) невиправданих затрат і збитків на виробництві з обов'язковим збереженням властивостей цього об'єкту.

ФВА дозволяє виконати наступні види робіт:

1. Визначення і проведення загального аналізу собівартості бізнес-процесів на підприємстві.
2. Проведення функціонального аналізу, пов'язаного зі встановленням і обґрунтуванням виконуваних структурними підрозділами підприємств функцій з метою забезпечення випуску продукції та надання послуг високої якості.
3. Визначення і аналіз основних, додаткових і непотрібних функціональних затрат.
4. Порівняльний аналіз альтернативних варіантів зниження затрат у виробництві, збуті і управлінні за рахунок впорядкування функцій структурних підрозділів підприємства.
5. Аналіз інтегрованого покращення результатів діяльності підприємства [1].

Функціонально – вартісний аналіз – це цілеспрямовано складений комплекс методів, підходів, процедур та певних поглядів, суттю яких є пошук, знаходження і пропозиція кращого або навіть принципово нового рішення функцій аналізованого об'єкту з ціллю підвищення ефективності його використання. [6]

Критерієм ефективності рішення прийнятого після проведених досліджень, які були проведені під час ФВА, є відношення між рівнем задоволення потреб, які виражаються ступеню виконання корисних функцій та затратами, які забезпечують виконання цих функцій. Ціллю кожного конкретного випадку застосування ФВА є досягнення оптимуму користі при мінімальних затратах.[6]

Це можна визначити по формулам:

$$\frac{\sum Z}{\sum \Phi_{пол}} \Rightarrow \min; \quad (1)$$

$$\frac{\sum \Phi_{пол.}}{\sum Z} \Rightarrow \max; \quad (2)$$

де $\sum \Phi_{пол.}$ – сума корисних функцій об'єкта;

$\sum Z$ – сума затрат на створення корисних функцій об'єкта

Особливе значення тематика функціонально – вартісного аналізу набуває саме зараз, в наш час, коли перед економікою України стоїть складний комплекс різнобічних завдань, найважливіша і першорядна із них зводиться до створення такого матеріально технічного потенціалу, який був би здатен вивести державу на новий світовий рівень. Головний засіб рішення цього завдання – пришвидшення темпів науково – технічного прогресу.

В даний час в машинобудівній промисловості ФВА використовується не тільки при розробці і виробництві нових виробів, але й при удосконаленні технологічних процесів, організації управління організаційно – економічними системами (об'єктами) на різних рівнях, а також при управлінні рівнем затрат і якості створюваних об'єктів на усіх рівнях їх життєвого циклу. Така багатогранна направленість ФВА потребує управління цим процесом.

В даний час в вітчизняній та зарубіжній практиці застосовується три основні форми ФВА:

1) В сфері виробництва (коригуюча форма), яка має ціль виявити диспропорції між значимістю функцій для споживача і затратами на їх забезпечення, визначити і усунути надмірні витрати при виготовленні продукції. [5]

Ця форма звичайно застосовується, коли об'єкт існує в завершеному виді (деталь, станок, технологічний процес, організаційна структура та інше). В цьому разі ми маємо справу з сформованою, відносно стійкою системою уявлення про носіїв функції, потреб в цих функціях. Саме тут іде процес переосмислення раніше прийнятих рішень по тому чи іншому об'єкту, визначається його функціональна анатомія, орієнтуючись на розуміння головної функції об'єкту згідно виявлених потреб на момент аналізу.

2) В сфері проектування (творча форма), яка наряду з пошуками оптимальних технічних рішень орієнтована на встановлення граничних нормативів затрат (розрахункової собівартості, лімітної ціни) на виготовлення розроблюваних приборів та устроїв. [5]

Ця форма передбачає, що об'єктом аналізу має бути об'єкт, який ще не виготовлявся.

3) В сфері застосування (інверсна форма), яка має ціль знайти найбільш ефективні умови використання розглянутих виробів. [5].

Тут в якості об'єкту ми маємо ринок і повинні знайти в ньому систему потреби. Вивчаючи потреби відносно поставленого завдання, нам необхідно визначити систему необхідних функцій для того, щоб задовольнити ці потреби.

Всі три форми ФВА існують для різних видів професійної орієнтації аналізу в залежності від обраної сфери досліджень (конструювання, виробництво, управління, маркетинг та інше).

При проведенні робіт полюбій формі, робочий план проведення ФВА складається із семи етапів, які необхідно послідовно виконувати:

1. Підготовчий етап. Його ціль – попередня перевірка обґрунтованості поставленого завдання, його уточнення, в випадку необхідності, і організаційне забезпечення робіт по проведенню ФВА. На цьому етапі проводиться підготовка спеціалістів по певній програмі, формування дослідницької робочої групи, вибір об'єкту аналізу і формування цілей дослідження, підготовку переліку необхідної інформації про об'єкт, складання та затвердження плану проведення ФВА.

2. Інформаційний етап. На цьому етапі здійснюється збір, систематизація та вивчення інформації по об'єкту ФВА. Цей етап являється своєрідним фундаментом аналізу, тому що від повноти та достовірності зібраної інформації, правильності її обробки та вивчення залежить успіх наступних етапів ФВА.

3. Аналітичний етап являється найбільш важливим в процесі всього аналізу. Основні цілі цього етапу – побудова функціонально-ідеальної моделі об'єкту, виявлення і постановка задач по реалізації цієї моделі. На цьому етапі формують в коректній і повній формі найбільш важливі завдання по удосконаленню об'єкту, формулюються його функції, виявляються і аналізуються усі зв'язки, які існують між ним, його елементами і зовнішнім середовищем. Результатом цього етапу є:

- побудова основних графічних моделей об'єкту, кожна із яких характеризує одну із його сторін;
- виявлення зони зосередження зайвих затрат в об'єкту, визначення кількісних параметрів цих затрат;
- визначення конкретних шляхів зниження зайвих затрат;
- визначення завдань, які необхідно вирішити на творчому етапі.

4. Творчий етап. На цьому етапі вирішуються виявлені задачі і розробляється комплекс пропозицій, які забезпечують удосконалення початкового об'єкту. Основним змістом цього етапу є пошук альтернативних варіантів здійснення функцій об'єкту.

5. Дослідницький етап. Ціллю цього етапу є виявлення максимального ефекту від знайдених рішень і прогнозування подальшого розвитку об'єкту.

На цьому етапі проводиться детальне техніко – економічне оцінювання усіх нових варіантів рішень, створення макетів або дослідних зразків об'єкту, різні випробування, доводка та інше.

6. Рекомендаційний етап. На цьому етапі аналізуються пропозиції ФВА, відбираються найбільш ефективні і надаються рекомендації по їх упровадженню з затвердженням рішення керівництвом.

7. Етап впровадження. На цьому етапі ведуться роботи, які забезпечують впровадження прийнятих рекомендацій ФВА. Затверджується та контролюється графік проведення робіт, авторське супроводження та інше.

Вказаний технологічний маршрут проведення аналізу не тільки для технічних систем, але й для всіх інших систем. І хоч багато з них мають певну специфіку, їх відповідність, в цілому, зберігається. [6]

Технологічний маршрут проведення аналізу проходить три стадії:

- аналіз проблемної ситуації і об'єкту обслідування;
- синтез варіантів нової системи;
- реалізація рішень і оформлення звітної документації.

В процесі обслідування виконується побудова моделей об'єкту (структурна, технологічна, функціональна, суміщена), а також функціонально – вартісна діаграма.

Принципальною основою проведення робіт по удосконаленню аналізованого об'єкту є функціональна модель, тому до її побудови необхідно підходити відповідально.

Наступні технологічні кроки аналізу направлені на знаходження варіантів зниження надлишкових витрат, для чого необхідно застосувати цілу гаму творчих методів, які будуть сприяти вирішенню цього завдання.

Ці роботи проводяться звичайно на творчому етапі ФВА, який можна назвати ключовим. В цілому структура дій включає як організаційно – управлінські, так і творчі процедури, опираючись на методичні засоби пошуку нових рішень. До таких методів відносяться алгоритмічні методи, евристичні методи, ірраціональні методи, морфологічний аналіз, мозковий штурм та інші.

Одним з найбільш впливовим показником виробничо – господарської і комерційної діяльності підприємства являється конкурентоспроможність його цін і витрат по відношенню до конкурентів. Механізм ціноутворення покликано створювати умови конкуренції і сприяти оптимізації виробництва і споживання. [2]

Процес виробництва і його кінцевий результат знаходиться під впливом різних факторів, основні із яких – використання сировини та матеріалів, рівень механізації та автоматизації виробництва, рівень використання виробничого устаткування. Тому в розвитку

ФВА є важливим дослідження з допомогою цієї системи методів технологічного процесу виробництва.[1]

В ході ФВА раніше освоєних технологічних процесів проводиться функціонально – економічна діагностика, виявляються непотрібні функції і елементи, які негативно впливають на рівень якості процесу і визивають підвищення затрат, при цьому діагностика повинна бути керованою.[4]

ФВА технологічних процесів виготовлення виробів (деталей, складальних одиниць, виробів в цілому) здійснюється з урахуванням наступної схеми взаємозв'язків: потреби ринку – цілі створення виробу – функції виробу – функції конструктивних складових – матеріальні носії функцій – необхідні властивості носіїв – функції процесу виготовлення – функції організації і управління системними компонентами процесу. [5]

Фактичний рівень затрат на функції виявляється комплексом дій, де визначається ступінь участі кожного структурного компонента технологічного процесу в реалізації цієї функції, для цього будується функціонально – структурна модель.[6]

При оцінці якості керуються ступенем досягнення заданих властивостей, забезпечуваних даним технологічним процесом.[7]

Результати функціонально – вартісної діагностики служать вихідним матеріалом при формуванні підходів щодо вдосконаленню технологічних процесів і розгляду їх як бізнес – процеси.[4]

ФВА системи управління підприємством має великі можливості, так як являється не тільки методом аналізу, який дозволяє виявити резерви і недоліки, але й методом обґрунтування і розробки заходів по удосконаленню систем управління, методом упровадження організаційних заходів. ФВА може бути використано для рішення питань удосконалення організаційної структури апарата управління, уточнення функцій окремих функціональних підрозділів і посадових осіб, підвищенню якості процесів обґрунтування, вироблення, прийняття та реалізації управлінських рішень, удосконалення кадрового, інформаційного та технічного забезпечення систем управління виробництвом, регламентації процесів управління.

Організаційно-економічні та управлінські процеси й структури можна рахувати специфічними об'єктами ФВА. Питання організації і управління різними процесами і видами діяльності виникають на усіх етапах життєвого циклу технічних систем. Рівень організації і управління виробництвом надає значного впливу і на затрати, які пов'язані з виготовленням виробів.

Порядок дій з вдосконалення організації і управління виробництвом на основі ФВА відповідає алгоритму коригуючої форми. Проте, при проведенні такого аналізу, необхідно враховувати особливості об'єкту управління, тісне переплетення виробничих та управлінських функцій. Найбільш складно проводити комплексні дослідження, коли одночасно необхідно мати справу з об'єктами різної природи.

Висновки

Функціонально вартісний аналіз – досить складний процес, на відміну від предметного підходу він передбачає використання таких невизначених факторів як суб'єктивне сприйняття і розуміння проблеми. Але, незважаючи на це, а також на те, що його використання почалося порівняно недавно, ця область уже достатньо добре вивчена і знайшла широке розповсюдження. ФВА – це новий крок в економіці.

Аналіз корисності предмету, вивчення функцій систем управління за допомогою ФВА дозволяє проводити аналіз усіх функцій, які складають системи управління, процес і технологічних процесів та інших складових машинобудівного виробництва. При цьому ФВА доповнюється вартісним аналізом, що вигідно відрізняє цей метод від інших традиційних методів, які розповсюджені в практиці управління системами.

Використання функціонально-вартісного аналізу на машинобудівних підприємствах можна вважати таким, що створить можливість для оптимізації виробничої собівартості продукції за рахунок об'єктивної оцінки прямих (технологічних), загальновиробничих, адміністративних, а також маркетингово-збутових витрат, досягти удосконалення технічних

та експлуатаційних параметрів продукції, дозволить оптимізувати структуру як виробничих так і невиробничих витрат.

Багаторічний досвід застосування функціонально – вартісного аналізу на найбільшому машинобудівному підприємстві північного Донбасу – ПАТ НКМЗ дозволив отримати високі виробничі – технічні, економічні та фінансові результати.

Перечень источников литературы: 1. Бельтюков С. А., Безнощенко Н. О. Управление витратами на основе функционально – вартісного аналізу. Электронный ресурс. nbuv.gov.ua/portal/Soc_Gum/Vchn.. 2. Кибанов А. Я. Управление машиностроительным предприятием на основе функционально – стоимостного анализа. – М., 1991. 3. Ковалев С. Функционально-стоимостной анализ бизнес-процессов Электронный ресурс. <http://www.conti.lcuzbass.net/about/history/2005-05-13>. 4. Использование функционально стоимостного анализа в создании нового товара. Электронный ресурс. refak.ru/referat/244/ 5. Использование функционально – стоимостного анализа в создании стоимости нового товара. Электронный ресурс referatcollection.ru/60950.html 6. Панков В.А., Ковалевский С.В., Бывшев А.П. Функционально-стоимостный анализ технических и организационно-экономических систем . Учебное пособие. – Д.: Новый мир, 2005. 7. Скворцов Н. Н. Организация функционально-стоимостного анализа на машиностроительных предприятиях Текст. Киев : Техшкола, 1989.

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

ФУНКЦИОНАЛЬНО-СТОИМОСТНЫЙ АНАЛИЗ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ ОБРАБОТКИ ДЕТАЛЕЙ ТЯЖЕЛОГО МАШИНОСТРОЕНИЯ

Мишура Е.В.

В статье рассматриваются основные теоретические предпосылки использования метода ФСА, среди которых, теория систем и методов системного анализа; теорию функциональной организации и методы инженерного анализа; теорию трудовых процессов и активизация творчества.

ФУНКЦІОНАЛЬНО-ВАРТІСНИЙ АНАЛІЗ ТЕХНОЛОГІЧНИХ ПРОЦЕСІВ МЕХАНІЧНОЇ ОБРОБКИ ДЕТАЛЕЙ ВАЖКОГО МАШИНОБУДУВАННЯ

Мишура Є.В.

У статті розглядаються основні теоретичні передумови використання методу ФСА, серед яких, теорія систем і методів системного аналізу; теорію функціональної організації та методи інженерного аналізу; теорію трудових процесів і активізація творчості.

VALUE ANALYSIS OF TECHNOLOGICAL PROCESSES OF MACHINING PARTS HEAVY MACHINERY

E. Mishura

The method of ABC is the type of the economic analysis, adding traditional analysis, which essence consists in system research of object (a product, process, structure), directed on optimization between consumer properties and costs of its creation and use. The method of ABC gets out that in production of any product, in any production, technical system there are superfluous expenditures, therefore, and reserves for production perfection enhancement.

Ключевые слова: функционально-стоимостный анализ, технологический процесс, обработка деталей, тяжелое машиностроение

Ключові слова: функціонально-вартісний аналіз, технологічний процес, обробка деталей, важке машинобудування.

Key words: value analysis, technological process, processing of parts, heavy machinery

Дата надходження статті: 4 листопада 2011

УДК 621.9

Гупка Б.В., Гупка А.Б.
ТНТУ ім. Івана Пулюя, м. Тернопіль, Україна
Gupka@mail.ru

ТЕРТЯ ТА ЗНОШЕННЯ ПРИ ОБРОБЦІ МЕТАЛІВ РІЗАННЯМ. МАСШТАБНИЙ ЧИННИК

Постановка проблеми

В трибології важконавантажених пар тертя актуальною є проблема дослідження перехідних процесів в зоні фрикційного контакту при обробці металів різанням. Теоретичні основи процесів тертя та зношування в т.ч. і перехідних процесів при точінні тільки формуються. На даний час відсутні прості та коректні методи розрахунку і управління даними процесами, недостатньо обґрунтовані критерії оцінки, не стандартизовані методи дослідження, машини тертя (трибометри), що не дозволяє створити об'єктивний банк триботехнічних даних. Необхідна розробка принципово нових методик дослідження, лабораторного (стендового) обладнання та оснащення, кінетичних критеріїв оцінки, методів моделювання структурного стану поверхонь тертя ріжучих інструментів шляхом врахування масштабного чинника.

Аналіз останніх досліджень і публікацій

Вирішення проблеми підвищення надійності та довговічності елементів пар тертя при різанні металів вимагає системного підходу з розробкою комплексних методик дослідження, кінетичних критеріїв оцінки процесів. Структурно енергетичний підхід дозволив оптимізувати шляхи пошуків оптимальних рішень [1]. Постійно зростає питома потужність процесів різання, підвищується теплове і механічне навантаження на ріжучий інструмент та оброблюючу деталь, що веде до ряду негативних наслідків [2]. Ефективними є шляхи розробки та дослідження конструкторських міроприємств по підвищенню трибологічної надійності даних пар тертя. Поряд із технологічними та експлуатаційними засобами це дозволить створити цілісний комплекс, розширити банк трибо технічних даних, розробити практичні рекомендації по вирішенню питань прикладної трибо техніки [3].

Мета дослідження

Метою даної роботи є розробка комплексної методики дослідження та критеріїв оцінки для порівняння та аналізу трибо технічних параметрів при обробці металів різанням.

Результати дослідження

В загальній теорії систем окремо виділено поняття трибологічної системи, в тому числі і при різанні металів. Значна частина триботехнічних задач в даний час вирішується малоефективним, емпіричним шляхом, що призводить до великих матеріальних та енергетичних витрат, не враховуються параметри трибологічної надійності та довговічності машин, механізмів, ріжучих інструментів ще на етапі конструювання. Серед інших причин - це і відсутність комплексної методики дослідження, яка б включала в себе кінетичні критерії оцінки процесів в зоні фрикційного контакту при різанні металів, універсальні машини тертя, параметричні моделі дослідження. Сучасний розвиток термодинаміки незворотних процесів, фізики твердого тіла, матеріалознавства, синергетики, експериментальних методик дозволив одержати обширні дані про механізми трансформації та руйнування поверхневих шарів, створити банк триботехнічних даних, побудувати відповідні фізичні, параметричні моделі процесів тертя при різанні, виявити загальні закономірності процесу тертя та зношення, дати конкретні практичні рекомендації. Важливу роль відіграє при цьому геометрія контактуючих поверхонь тертя (масштабний чинник), яка визначає значення коефіцієнта взаємного перекриття ($K_{вп}$). Величина $K_{вп}$ суттєво змінює швидкість процесів тертя та зношення при переході від точкового до лінійного контакту і нарешті до контакту по площині. В умовах тертя при різанні металів це призводить до зміни співвідношення швидкостей процесів утворення, трансформації та руйнування захисних вторинних структур (ВС). Передня

поверхня різця взаємодіє з прирізцевою поверхнею стружки, а задня поверхня з відтворюваною поверхнею різання. На обидві поверхні діють перемінні тиски, постійно змінюються площа контакту, шорсткість поверхні, умови теплопроводу, наростоутворення та мікровикришування, контактна температура, що призводить до різних інтенсивностей зношення робочих поверхонь різця. В конкретних випадках, коли необхідно перенести результати лабораторних досліджень на реальні вузли тертя використовують елементи теорії моделювання із врахуванням теплової динаміки процесу тертя та зношення при різанні металів. Це зrealізовано в запропонованій методиці дослідження і підтверджено одержаними результатами. Аналізуючи вхідні параметри та умови різання (важконвантажені пари тертя), попередні експериментальні дослідження та дослідження інших авторів, вибрана наступна схема контакту пари тертя (рис. 1): пальчиковий зразок 1 - плоска торцева поверхня диска 2 (контртіло). Положення зразка суттєво впливає на умови мащення та охолодження (характер подачі змащуючо-охолоджуючих рідин в робочу зону різання), що в свою чергу формує конкретні значення параметрів контактного електричного опору (КЕО) R , інтенсивності зношення I , коефіцієнта тертя μ , температури $T^{\circ}C$.

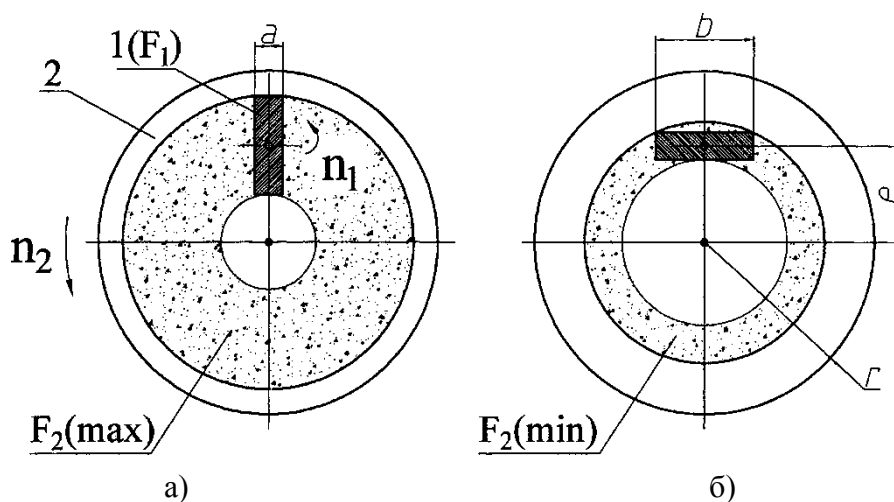


Рис. 1 - Схема контакту пари тертя та зміни Квп

а) Квп – min б) Квп- max

Контртіло здійснює обертовий рух (одно направлений або реверсивний) із плавним характером зміни частоти обертання n_2 в горизонтальній площині. Провертається відносно власної осі і досліджуваний зразок – n_1 . Дана схема контакту оптимальна як для візуального нагляду за досліджуваними процесами, так і для подачі мастильного матеріалу в зону тертя. Форма робочих поверхонь елементів пар тертя зручна для подальших металографічних досліджень їх структурного стану. Величина Квп по запропонованій методиці визначається із співвідношення

$$\text{Квп} = F_1/F_2$$

де F_1 - площа тертя пальчикового зразка 1 (величина постійна в межах одного експерименту);

F_2 - площа тертя контртіла 2 (змінна величина в межах одного експерименту).

Враховуючи вище перелічене, запропоновано конструкцію трибометра для дослідження процесів в зоні фрикційного контакту при обробці металів різанням (рис. 2)

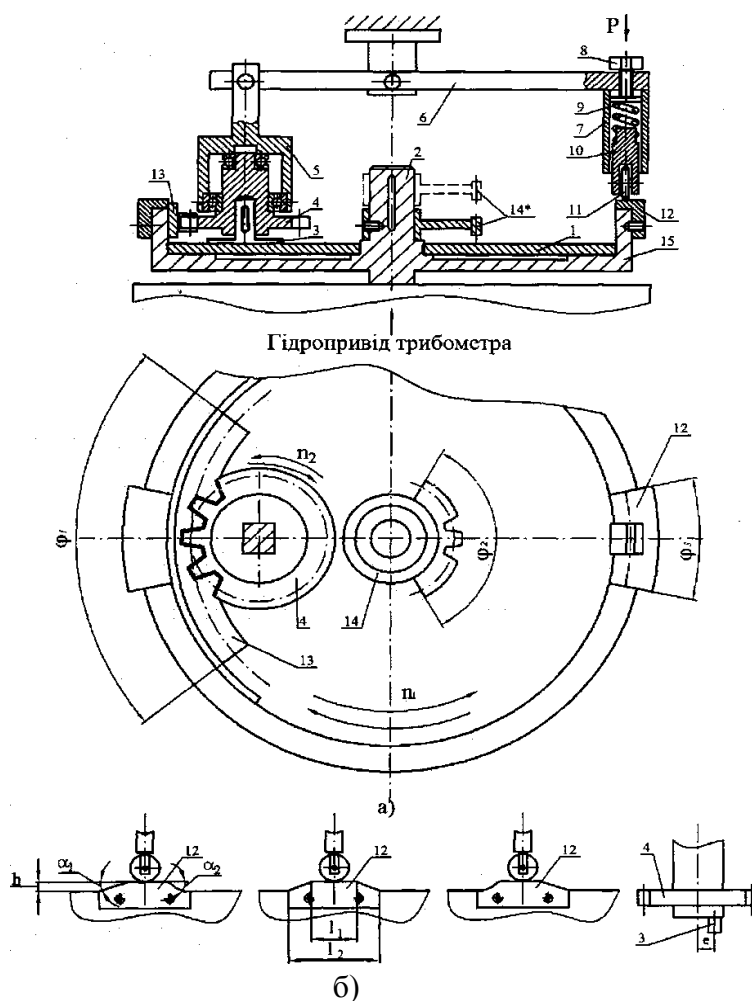


Рис. 2 - Схема вузла тертя та механізму навантаження трибометра

Працює трибометр наступним чином. Контртіло 1 у вигляді диска з плоскою робочою поверхнею одержує обертовий рух n_1 від гідроприводу (з плавним характером зміни і можливістю реверсного руху). Змонтовано контртіло 1 на валу гідроприводу трибометра 2. Досліджуваний зразок 3 із прямокутною формою робочої поверхні кріпиться в спеціальному зразкотримачі 4 із зубчастою поверхнею, який через підшипникові вузли вмонтовано у корпусі 5, що шарнірно кріпиться до штанги 6. На другому кінці штанги закріплено механізм навантаження зразка, який включає в себе направляючу гільзу 7, мікрометричний гвинт 8, пружину 9, направляючу 10, в якій закріплено ролик 11. На валу 2 закріплено сегменти 12 (відповідної кількості та форми), а також зубчасті сегменти 13, 14. При цьому зубчастий сегмент 14 може займати різне положення (14*), що суттєво впливає на процес в зоні фрикційного контакту і методику дослідження. Вузол тертя та механізм навантаження змонтовано у корпусі 15.

При наданні контртілу 1 обертового руху n_1 періодично відбувається зачеплення зубчастої поверхні зразкотримача 4 із зубчатими сегментами 13, 14, що призводить до провороту досліджуваного зразка 3 і його фіксації у різних робочих положеннях. Різна кількість, форма та розміри і місце розташування сегментів 12 дозволяє змінювати характер навантаження P на досліджуваний зразок. При цьому конструкція вузла тертя трибометра дозволяє в різних варіантах поєднувати в часі процеси провороту зразка 3 і зміну навантаження P . Появляється можливість імітувати багатofакторні перехідні процеси в зоні

фрикційного контакту при дослідженні важко навантажених пар тертя при обробці металів різанням.

Параметрична модель досліджуваних процесів представлена на рисунку 3

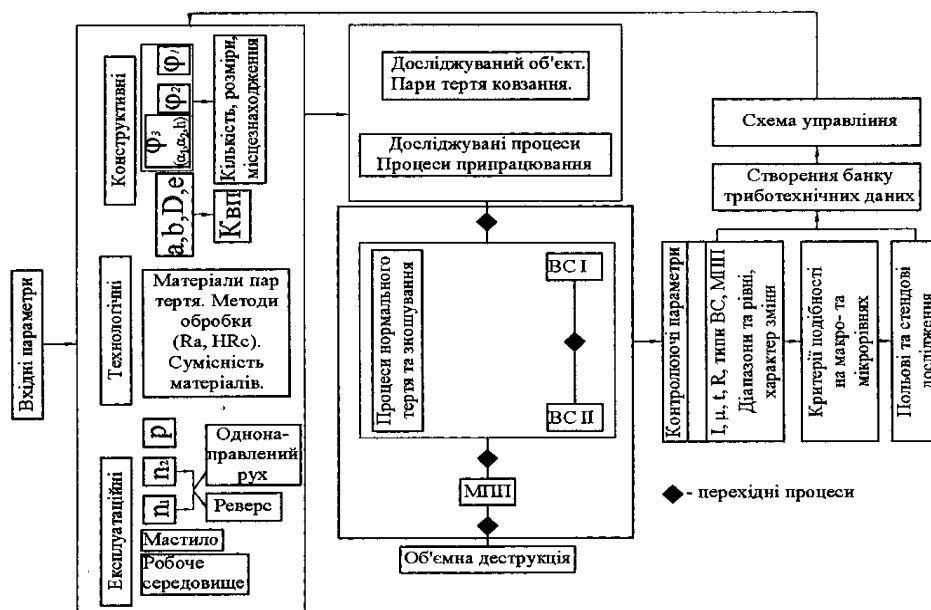


Рис. 3 - Параметрична модель дослідження процесів в зоні фрикційного контакту при обробці металів різанням

Запропоновані ідеї зrealізовані при вирішенні проблеми: прискореного припрацювання поверхонь тертя для одержання оптимальної експлуатаційної шорсткості (рис. 4). Наведені дані - узагальнені для ряду різних матеріалів пар тертя, мастильних середовищ, вихідних значень шорсткості поверхні (A) і характеристик вторинних структур, силових параметрів навантаження (P, V). Для порівняння дослідження проводились, як на серійних машинах тертя, так і на запропонованому трибометрі. При постійній швидкості ковзання V із зміною параметра навантаження P суттєво міняється значення величини t_1 часу виходу на задані параметри. Менші значення t_1 і t_2 в порівнянні із t_3 свідчать про інтенсифікацію процесу активації на поверхнях тертя і, відповідно, їх пасивації за рахунок створення оптимальних вторинних структур.

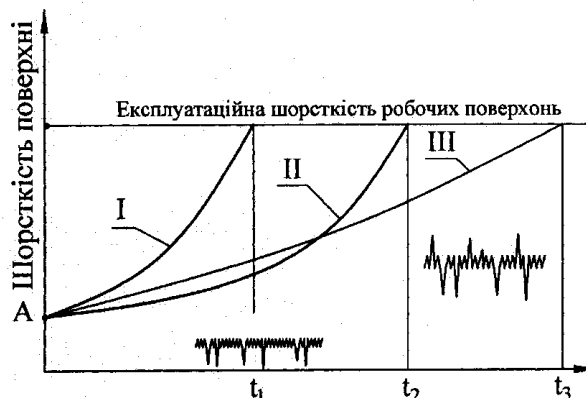


Рис. 4 - Характери виходу пари тертя на експлуатаційну шорсткість. I - дослідження на трибометрі з використанням зовнішнього та внутрішнього зубчастих сегментів, II - з

використанням тільки зовнішнього зубчастого сегмента, III - дослідження на серійній машині тертя СМЦ-2, А - стан вихідної поверхні тертя по параметрах шорсткості.

Проведений цикл досліджень дозволив побудувати узагальнений графік залежності основних триботехнічних показників і структурного стану поверхонь тертя від значення Квп (рис. 5)

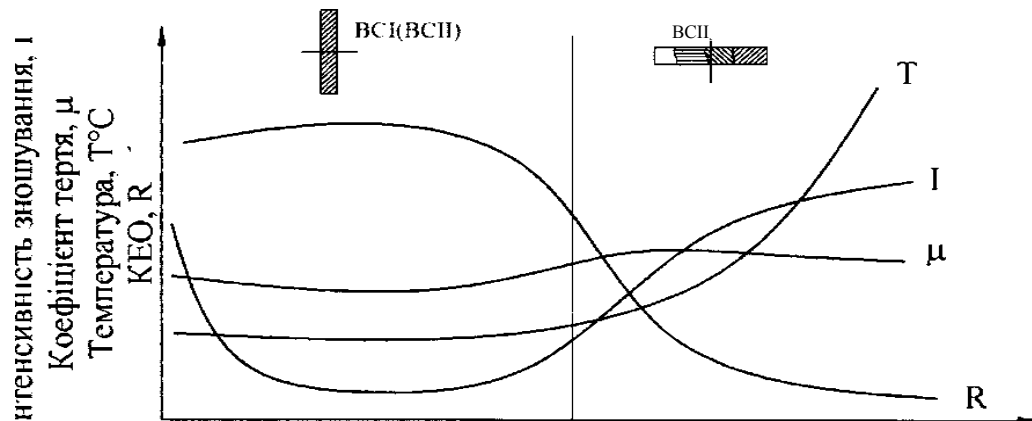


Рис. 5 - Вплив Квп на процеси в зоні фрикційного контакту при різанні металів

Дана схема дослідження дозволила шляхом фізичного моделювання процесів тертя та зношення, що має місце при різанні металів, значно зменшити трудомісткість експериментальних досліджень, а також дати фізичне обґрунтування зношенню ріжучих інструментів.

Висновки

Обґрунтована необхідність враховувати вплив Квп на процеси тертя та зношення при обробці металів різанням, а також ще на етапі конструювання та виготовлення ріжучих інструментів, при виборі оптимальних режимів різання.

Підтверджена ефективність використання спроектованого трибометра та запропонованих кінетичних критеріїв оцінки процесів в зоні фрикційного контакту системи різець - оброблююча деталь.

Запропонована параметрична модель дозволяє оптимізувати процес дослідження, розробити комплекс технічних рішень по підвищенню зносостійкості ріжучих інструментів, одержанню оптимальних параметрів якості оброблюючої поверхні, створити банк об'єктивних трибо технічних даних для важко навантажених пар тертя.

Перелік джерел літератури: 1. Поверхностная прочность материалов при трении. // Под ред Б.И. Костецкого. - Киев: Техника, 1976. - 292 с. 2. Лоладзе Т.Н. Прочность и износостойкость инструмента. - М.: Машиностроение, 1982.-320 с. 3. Чихос Х. Системный анализ в триботехнике – М.: Мир, 1982.-351 с.

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

ТЕРТЯ ТА ЗНОШЕННЯ ПРИ ОБРОБЦІ МЕТАЛІВ РІЗАННЯМ. МАСШТАБНИЙ ЧИННИК

Гупка Б.В., Гупка А.Б.

Запропоновано новий метод дослідження, критерії оцінки процесів тертя, зносу при обробці металів різанням. Побудовано параметричні моделі процесу дослідження. Оброблені деталі довели вплив масштабного чинника на процеси в зоні фрикційного контакту при обробці.

FRICTION THAT DETERIORATION AT PROCESSING OF METALS BY CUTTING. THE SCALE FACTOR

Gupka B. V., Gupka A. B.

The new technique of research that criteria of an estimation of processes of a friction that of deterioration is offered at processing of metals by cutting. The parametrical model of process of research is constructed. Influence of the scale factor on processes in a zone of frictional contact a cutter - a processed detail is proved.

ТРЕНИЕ И ИЗНОС ПРИ ОБРАБОТКЕ МЕТАЛЛОВ РЕЗАНИЕМ. МАСШТАБНЫЙ ФАКТОР

Гупка Б.В., Гупка А.Б.

Предложен новый метод исследования, критерии оценки процессов трения, износа при обработке металлов резанием. Построены параметрические модели процесса исследования. Обработанные детали доказали влияние масштабного фактора на процессы в зоне фрикционного контакта при обработке.

Ключевые слова: резание, фактор, трение, фрикционный износ, процесс.

Ключові слова: різання, фактор, тертя, фрикційний знос, процес.

Key words: cutting, factor, friction, frictional wear, the process.

Дата надходження статті: 18 листопада 2011

УДК 621.923

Габитов В.В.

ДВУЗ «ДонНТУ», г. Донецьк, Україна

Gabitov-v @ya.ru

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ОПТИМАЛЬНЫХ РЕЖИМОВ ВНУТРЕННЕГО ШЛИФОВАНИЯ ТВЁРДОГО СПЛАВА ВК15 ПО УПРУГОЙ СХЕМЕ С ПЕРИОДИЧЕСКИМИ ЭЛЕКТРОЭРОЗИОННЫМИ ВОЗДЕЙСТВИЯМИ

Введение

Повышение производительности обработки при минимальных затратах на производство является одним из условий выпуска конкурентоспособной продукции. Решение этой задачи возможно за счет применения прогрессивных процессов обработки и использования высокопроизводительного инструмента.

В машиностроении и инструментальной промышленности при обработке высокопрочных труднообрабатываемых материалов используются шлифовальные круги из сверхтвердых материалов (СТМ) на металлической связке. При этом обеспечение необходимой режущей способности кругов осуществляется электроэрозионной правкой и поддержанием режущих свойств круга в процессе обработки за счет периодических электроэрозионных воздействий (ЭЭВ) на режущую поверхность круга (РПК) [1, 2]. Однако обеспечить высокую производительность обработки при минимальной удельной себестоимости процесса возможно лишь путем его оптимизации.

В работах [1, 2, 3] оптимизация режимов плоского шлифования твердого сплава с периодическими ЭЭВ на РПК осуществляется по удельной себестоимости обработки, которая представляет собой отношение технологической себестоимости периода шлифования к объему сошлифованного материала за этот же период. При этом, для расчета составляющих элементов затрат на износ шлифовального круга использовали средний показатель расхода алмазов при шлифовании без ЭЭВ за весь период обработки, а время восстановления режущих свойств принималось постоянным. Однако известно, что при шлифовании с введением ЭЭВ в процессе обработки [4, 5], восстановление режущих свойств круга характеризуется увеличенным расходом алмазов. Поэтому при расчете себестоимости способа обработки с периодическими ЭЭВ на РПК необходимо учитывать расход алмазов в соответствии с этапами циклов «шлифование – шлифование с ЭЭВ». Кроме того, необходимо учитывать текущее состояние РПК, с которого начинается восстановление режущих свойств. На данный момент методики оптимизации способа обработки с периодическими ЭЭВ на РПК для условий внутреннего шлифования твердых сплавов в литературе отсутствуют.

Цель работы

Разработка методики определения оптимальных режимов внутреннего шлифования твердого сплава по упругой схеме с периодическими электроэрозионными воздействиями по критерию минимальной удельной себестоимости, с учетом расхода алмазов в циклах «шлифование – шлифование с ЭЭВ», а также состояния РПК, с которого начинается ее обновление.

Основная часть

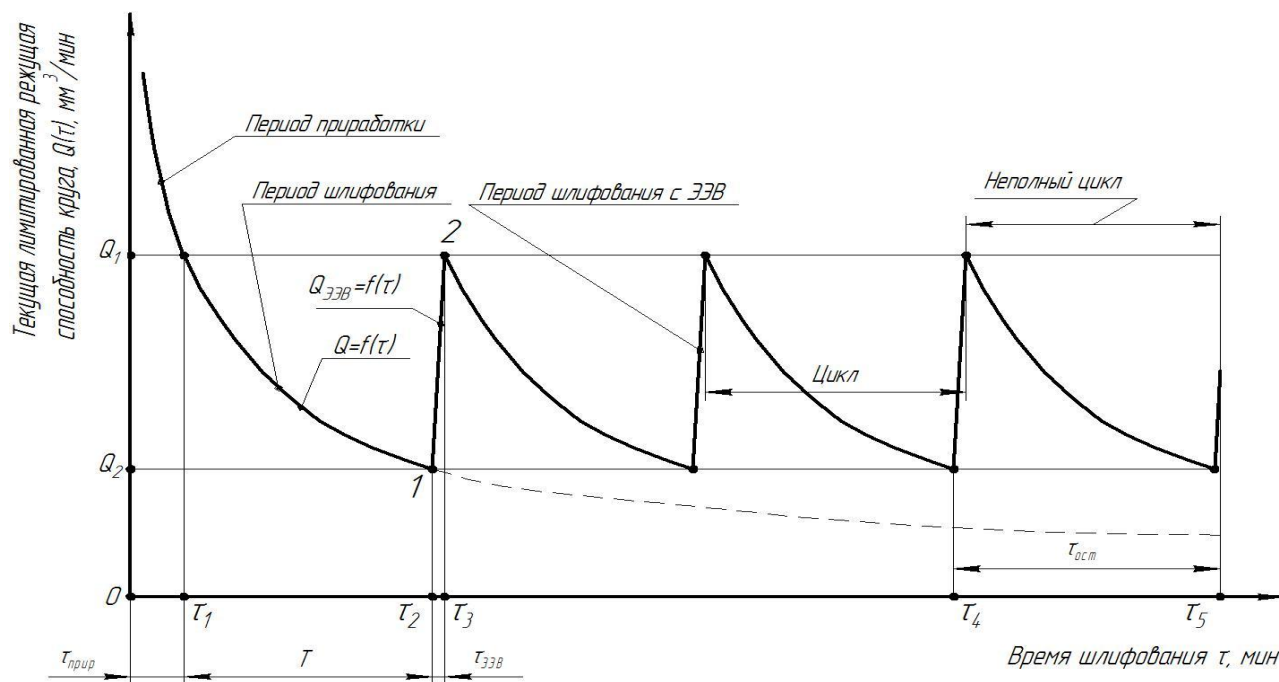
Учитывая, что удельная себестоимость обработки представляет собой отношение технологической себестоимости к объему сошлифованного материала, определим объем сошлифованного материала в процессе обработки.

Исходными данными при определении объема сошлифованного материала и массы израсходованного СТМ являются:

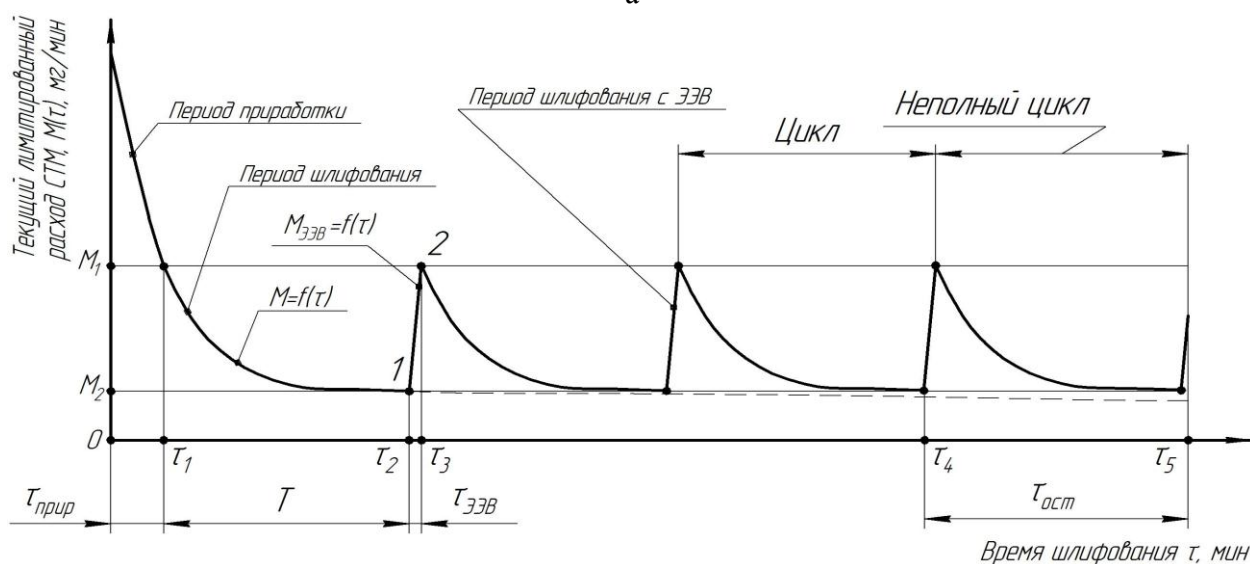
- уравнения, описывающие закон изменения текущей лимитированной режущей способности круга (ТЛРСК) и закон изменения расхода СТМ в процессе шлифования по упругой схеме;

- уравнения, описывающие закон изменения режущей способности круга и расход СТМ во времени в процессе шлифования с электроэрозионными воздействиями на рабочую поверхность круга.

Рассмотрим процесс внутреннего шлифования с периодическим введением ЭЭВ в зону резания одновременно с обработкой заготовки. Зависимость изменения режущей способности круга и расхода СТМ за исследуемое время обработки при шлифовании с периодическими электроэрозионными воздействиями на РПК представляет собой чередование определенных периодов (рис. 1 а, б).



а



б

Рис. 1 – Изменение во времени текущей лимитированной режущей способности круга (а) и текущего лимитированного расхода СТМ (б) при внутреннем шлифовании с периодическими электроэрозионными воздействиями на РПК.

Промежуток времени $0 - \tau_1$ соответствует этапу приработки РПК сформированного в процессе электроэрозионной правки. Этап приработки характеризуется наибольшим значением режущей способности РПК и интенсивным износом рабочего слоя круга. Этап

приработки считается законченным, когда текущая режущая способность круга достигает определенного значения Q_1 (см. рис. 1 а), соответствующее моменту, когда стабилизация текущего расхода алмазов M_1 за счет выпадения наиболее выступающих из связки зерен прекращается (см. рис. 1 б).

Этап $\tau_1 - \tau_2$ описывает изменение текущей режущей способности круга в процессе шлифования. Значение времени τ_2 соответствует значению режущей способности круга Q_2 , при достижении которого начинается восстановление режущей способности круга.

Этап $\tau_2 - \tau_3$ описывает изменение ТЛРСК при введении ЭЭВ в зону резания одновременно с процессом обработки. При этом происходит восстановление режущей способности круга от значения Q_2 до Q_1 . Данный период характеризуется интенсивным ростом режущей способности за счет удаления продуктов засаливания круга и частиц связки, что приводит также к интенсификации расхода рабочего слоя круга.

Таким образом, весь период обработки $0 - \tau_5$ можно разбить на этап приработки $\tau_{прир}$ и периоды $\tau_1 - \tau_3$, образующие определенное количество $N_{ц}$ целых циклов, состоящих из этапов шлифования и шлифования с ЭЭВ на РПК. Количество целых циклов $N_{ц}$ определяется выражением:

$$N_{ц} = \frac{\tau_5 - \tau_{прир}}{T + \tau_{ЭЭВ}}. \quad (1)$$

Полученное значение $N_{ц}$ необходимо округлить до меньшего целого значения.

Время оставшегося неполного цикла будет равно:

$$\tau_{ост} = \tau_5 - \tau_{прир} - N_{ц} \cdot (T + \tau_{ЭЭВ}). \quad (2)$$

В зависимости от значения $\tau_{ост}$, величина последнего неполного цикла может включать в себя как часть периода шлифования T (если $\tau_{ост} \leq T$), так и период шлифования T с частичным восстановлением режущей способности за счет ЭЭВ (если $\tau_{ост} > T$).

Изменения текущей лимитированной режущей способности круга в периоды $0 - \tau_2$ описываются экспоненциальной зависимостью вида:

$$Q(\tau) = Q_{уст} + \Delta Q \cdot \exp(-\beta_Q \cdot \tau), \quad (3)$$

где $Q(\tau)$, $Q_{исх}$, $Q_{уст}$ – соответственно текущее, исходное и установившееся значение режущей способности круга, мм³/мин;

$\Delta Q = Q_{исх} - Q_{уст}$ – амплитуда снижения режущей способности, мм³/мин;

β_Q – эмпирический коэффициент, 1/мин;

τ – продолжительность шлифования, мин.

Уравнением аналогичного вида описывали и изменение текущего лимитированного расхода алмазов на соответствующем этапе $0 - \tau_2$:

$$M(\tau) = M_{уст} + \Delta M \cdot \exp(-\beta_M \cdot \tau), \quad (4)$$

где M , $M_{уст}$, $M_{исх}$ – соответственно текущее, установившееся и исходное значение минутного расхода СТМ, мг/мин;

$\Delta M = M_{исх} - M_{уст}$ – амплитуда снижения текущего расхода СТМ, мг/мин.

В промежутки времени $\tau_2 - \tau_3$, когда режущая способность РПК восстанавливается за счет ЭЭВ, повышение режущей способности РПК в процессе восстановления и рост текущего расхода СТМ описывается линейными зависимостями вида:

$$Q_{ЭЭВ}(\tau) = K_Q \cdot \tau + B_Q, \quad (5)$$

$$M_{ЭЭВ}(\tau) = K_M \cdot \tau + B_M. \quad (6)$$

Поскольку объем связки, удаляемый в процессе ЭЭВ прямо пропорционален времени ЭЭВ, то для сокращения времени воздействий ее необходимо осуществлять на максимальных режимах, допускаемых теплофизическими свойствами связки круга.

В момент времени τ_3 , когда текущая режущая способность круга достигает исходного заданного значения Q_1 , введение ЭЭВ прекращается и круг продолжает работу в режиме

обычного шлифования до очередного падения режущей способности до уровня Q_2 , после чего цикл повторяется.

Очевидно, что объем сошлифованного материала за время выполнения цикла «шлифование – шлифование с ЭЭВ» будет одинаковым независимо от его порядкового номера N_u , поскольку уравнения $Q(\tau)$ и $Q_{ЭЭВ}(\tau)$, описывающие изменение режущей способности круга для всех циклов одинаково и имеет место лишь смещение выполнения цикла по шкале времени. Поэтому, для практических целей по определению объема удаленного материала за время шлифования τ_5 , достаточно рассчитать объем материала, удаленный за один цикл и общее количество циклов. С учетом этого, а также наличия этапа приработки круга τ_{np} и времени неполного цикла τ_{ocm} , объем удаленного материала в процессе обработки за время шлифования τ_5 будет составлять:

$$Q_{0-\tau_5} = \int_0^{\tau_{np}} Q(\tau) d\tau + N_u \cdot \left(\int_{\tau_{np}}^{\tau_{np}+T} Q(\tau) d\tau + \int_{\tau_{np}+T}^{\tau_{np}+T+\tau_{ЭЭВ}} Q_{ЭЭВ}(\tau) d\tau \right) + \int_{\tau_{np}}^{\tau_{np}+\tau_{ocm}} Q(\tau) d\tau,$$

если $\tau_{ocm} \leq T$;

$$Q_{0-\tau_5} = \int_0^{\tau_{np}} Q(\tau) d\tau + N_u \cdot \left(\int_{\tau_{np}}^{\tau_{np}+T} Q(\tau) d\tau + \int_{\tau_{np}+T}^{\tau_{np}+T+\tau_{ЭЭВ}} Q_{ЭЭВ}(\tau) d\tau \right) + \int_{\tau_{np}}^{\tau_{np}+T} Q(\tau) d\tau + \int_{\tau_{np}+T}^{\tau_{np}+\tau_{ocm}} Q_{ЭЭВ}(\tau) d\tau$$

если $\tau_{ocm} > T$. (7)

Аналогичным образом можно записать и выражения для определения количества израсходованного СТМ за время обработки τ_5 :

$$M_{0-\tau_5} = \int_0^{\tau_{np}} M(\tau) d\tau + N_u \cdot \left(\int_{\tau_{np}}^{\tau_{np}+T} M(\tau) d\tau + \int_{\tau_{np}+T}^{\tau_{np}+T+\tau_{ЭЭВ}} M_{ЭЭВ}(\tau) d\tau \right) + \int_{\tau_{np}}^{\tau_{np}+\tau_{ocm}} M(\tau) d\tau,$$

если $\tau_{ocm} \leq T$;

$$M_{0-\tau_5} = \int_0^{\tau_{np}} M(\tau) d\tau + N_u \cdot \left(\int_{\tau_{np}}^{\tau_{np}+T} M(\tau) d\tau + \int_0^{\tau_{ЭЭВ}} M_{ЭЭВ}(\tau) d\tau \right) + \int_{\tau_{np}}^{\tau_{np}+T} M(\tau) d\tau + \int_{\tau_{np}+T}^{\tau_{np}+\tau_{ocm}} M_{ЭЭВ}(\tau) d\tau$$

если $\tau_{ocm} > T$. (8)

Длительность периода шлифования с электроэрозионными воздействиями $\tau_{ЭЭВ}$ определяется с учетом закона восстановления режущей способности (5).

Начальный момент времени цикла τ_1 определяли, задавшись значением времени приработки круга τ_{np} , которое соответствует стабилизации текущего расхода СТМ (рис. 1, б). Значение режущей способности в момент конца периода шлифования $\tau_2 = \tau_{np} + T$, определяли путем подстановки в уравнение изменения текущей лимитированной режущей способности круга $Q = f(\tau_2)$. Затем, описывали период ЭЭВ уравнением прямой, проходящей через точку 1 на графике ТЛРСК:

$$Q = K \cdot \tau + B'. \quad (9)$$

После подстановки в эту формулу значения Q_2 , соответствующее времени τ_2 . находим значение свободного члена уравнения B' :

Для определения координаты точки 2, в уравнение (9) подставим задаваемое значение режущей способности Q_1 , до которого происходит восстановление режущих свойств и решим относительно τ . В результате получим значение времени τ_3 окончания ЭЭВ на РПК. В результате время ЭЭВ будет равно $\tau_{ЭЭВ} = \tau_3 - \tau_2$.

Для определения технологической себестоимости периода шлифования τ_5 воспользуемся упрощенной методикой расчета себестоимости станко-часа $C_{сч}$ обработки [7], которая включает:

$$C_{сч} = Z_o + A + P_m + Э + C_{СТМ}, \quad (10)$$

где Z_o – часовая заработная плата шлифовщика, грн;
 A – амортизация производственного оборудования, грн;
 P_m – затраты на текущий ремонт и содержание оборудования, грн;
 \mathcal{E} – затраты на технологическую электроэнергию, грн;
 $C_{СТМ}$ – затраты на износ круга, грн.

Из составляющих формулы (10) часовые затраты Z_o , A , P_m не зависят от режимов шлифования и управляющих воздействий и являются постоянными.

Зная себестоимость обработки можно рассчитать удельную себестоимость шлифования, которая представляет собой отношение себестоимости определенного периода обработки $C_{шл}$ к объему материала V_M , удаляемого с поверхности заготовки за это же время:

$$C_{уд} = \frac{C_{шл}}{V_M}, \quad (11)$$

Вариант способа шлифования с таким интервалом введения ЭЭВ, при котором удельная себестоимость обработки минимальна, является оптимальным.

Так как время шлифования и время обновления РПК с помощью электроэрозионных воздействий измеряется в минутах, то при определении $C_{шл}$ целесообразно использовать себестоимость станко-минуты обработки. Аналогично формуле (10) себестоимость одной станко-минуты обработки будет равна:

$$C_{см} = \frac{C_{сч}}{60} = Z_{ом} + A_M + P_{тм} + \mathcal{E}_M + I_M, \quad (12)$$

где $Z_{ом}$, A_M , $P_{тм}$, \mathcal{E}_M , I_M – те же величины, что и в формуле (11), но приходящиеся на 1 минуту работы шлифовального станка.

Минутная заработная плата шлифовальщика рассчитывается исходя из экономической ситуации в отрасли на текущее время, и составляет:

$$Z_{ом} = \frac{P_c}{K_d \cdot n_{см} \cdot \mathcal{C} \cdot 60}, \quad (13)$$

где P_c – средняя заработная плата шлифовальщика в отрасли [8], грн/мес;
 K_d – количество рабочих дней в месяце;
 $n_{см}$ – количество рабочих смен в день на одного рабочего;
 \mathcal{C} – длительность рабочей смены, час.

Величина амортизационных отчислений, приходящихся на 1 минуту работы оборудования:

$$A_M = \frac{\mathcal{C} \cdot H_a}{F_d \cdot K_3}, \quad (14)$$

где \mathcal{C} – первоначальная стоимость оборудования, грн;
 H_a – норма амортизации, ($H_a = 15\%$);
 F_d – действительный фонд времени работы станка, мин;
 K_3 – коэффициент загрузки станка во времени.

При шлифовании с ЭЭВ на РПК первоначальная стоимость оборудования \mathcal{C} состоит из двух слагаемых:

$$\mathcal{C} = \mathcal{C}_{см} + \mathcal{C}_{истм} + \mathcal{C}_{уст}, \quad (15)$$

где $\mathcal{C}_{см}$ – первоначальная стоимость станка, грн;
 $\mathcal{C}_{истм}$ – первоначальная стоимость источника технологического тока, грн;
 $\mathcal{C}_{уст}$ – стоимость устройства упругого поджима, грн.

Каждое слагаемое состоит из оптовой цены $O_{ц}$, транспортных расходов T_p и стоимости монтажа M_n :

$$\mathcal{C} = O_{ц} + T_p + M_n. \quad (16)$$

Затраты на текущий ремонт и содержание оборудования, приходящиеся на 1 минуту его работы [9]:

$$P_{mm} = \frac{(Z_1 \cdot K_M + Z_2 \cdot K_9)}{60}, \text{ грн/мин}, \quad (17)$$

где K_M – категория ремонтной сложности механической части оборудования;
 K_9 – категория ремонтной сложности электрической части оборудования;
 Z_1 – средние затраты на текущий ремонт и содержание производственного оборудования на 1 единицу ремонтной сложности механической части за час работы;
 Z_2 – средние затраты на текущий ремонт и содержание производственного оборудования на 1 единицу ремонтной сложности электрической части за час работы.

При шлифовании с периодическими электроэрозионными воздействиями на РПК затраты на технологическую электроэнергию определяются:

- для периода приработки ($0 - \tau_1$) и N_u периодов шлифования ($\tau_1 - \tau_2$) как затраты электроэнергии на осуществление процесса шлифования:

$$\mathcal{E}_{шл} = W_{шл} \cdot \mathcal{C}_9, \quad (18)$$

где $W_{шл}$ – электроэнергия, затрачиваемая на шлифование, кВт·мин,
 \mathcal{C}_9 – стоимость 1 кВт·мин электроэнергии, грн/(кВт·мин);

- для периода ($\tau_2 - \tau_3$) – как сумма затрат электроэнергии на осуществление процесса шлифования и электроэрозионных воздействий на РПК с целью восстановления режущих свойств шлифовального круга:

$$\mathcal{E}_M = \mathcal{E}_{шл} + \mathcal{E}_{упр} = (W_{шл} + W_{упр}) \cdot \mathcal{C}_9, \quad (19)$$

где $W_{упр}$ – электроэнергия, затрачиваемая на восстановление режущих свойств РПК, кВт·мин.

Электроэнергия, потребляемая при шлифовании за 1 минуту, определяется следующим образом:

$$W_{шл} = \frac{N_p}{\eta_{гд}} + N_2 + N_o + N_i, \quad (20)$$

где N_p – мощность затрачиваемая на резание, кВт;
 N_2 – мощность двигателя гидропривода станка, кВт;
 N_o – мощность двигателя насоса охлаждения, кВт;
 N_i – мощность двигателя привода бабки изделия, кВт;
 $\eta_{гд}$ – КПД привода главного движения станка.

Учитывая, что $N_p = P_z \cdot V_k / 10^3 = P_y \cdot K_{ш} \cdot V_k / 10^3$,

$$W_{шл} = \frac{P_y \cdot K_{ш} \cdot V_k}{\eta_{гд} \cdot 10^3} + N_2 + N_o + N_i. \quad (21)$$

Электроэнергия, затрачиваемая на электроэрозионные воздействия для восстановления режущих свойств РПК [4]:

$$W_{упр} = \frac{U_{sm} \cdot I_{cp}}{10^3}, \quad (22)$$

где U_{sm} – значение напряжения на межэлектродном промежутке (МЭП) в процессе электроэрозионных воздействий, В;

I_{cp} – средняя сила тока электроэрозионных воздействий, А;

Затраты на технологическую энергию для обеспечения процесса шлифования:

$$\mathcal{E}_{шл} = \left(\frac{P_y \cdot K_{ш} \cdot V_k}{\eta_{гд} \cdot 10^3} + N_2 + N_o \right) \cdot \mathcal{C}_9. \quad (23)$$

Затраты на технологическую энергию ЭЭВ:

$$\mathcal{E}_{ЭЭВ} = (U_{sm} \cdot I_{cp} \cdot 10^{-3}) \cdot \mathcal{C}_9. \quad (24)$$

Затраты, связанные с расходом СТМ:

$$C_{СТМ} = \frac{M \cdot C_a}{200}, \quad (25)$$

где M – количество зерен СТМ, удаленных в процессе электроэрозионных воздействий, рассчитываемое по формуле (8), мг;

C_a – стоимость одного карата СТМ, грн/карат.

200 – масса одного карата СТМ, мг.

Себестоимость периода шлифования $0 - \tau_5$ определяется в зависимости от величины периода обработки $\tau_{прп}$, количества циклов «шлифование - шлифование с ЭЭВ», и величины неполного цикла $\tau_{ост}$.

Если $\tau_{ост} \leq T$, то себестоимость шлифования за время шлифования τ_5 определяется по формуле:

$$C_{шл} = (Z_o + A_m + P_{mm} + \mathcal{E}_{шл}) \cdot \tau_5 + C_{СТМ} + \mathcal{E}_{ЭЭВ} \cdot \tau_{ЭЭВ} \cdot N_{ц}. \quad (26)$$

Если $\tau_{ост} > T$, то себестоимость шлифования равна:

$$C_{шл} = (Z_o + A_m + P_{mm} + \mathcal{E}_{шл}) \cdot \tau_5 + C_{СТМ} + \mathcal{E}_{ЭЭВ} \cdot \tau_{ЭЭВ} \cdot N_{ц} + \mathcal{E}_{ЭЭВ} \cdot (\tau_{ост} - T). \quad (27)$$

Для выполнения расчета удельной себестоимости шлифования по формулам (1) – (27) в зависимости от периода T между ЭЭВ, составлена программа расчета на ПЭВМ в среде программирования Mathcad.

Пример. Рассчитать оптимальный период между ЭЭВ при внутреннем врезном шлифовании кольца из твердого сплава ВК15 кругом 1А1 40×16×10×3 АС6 200/160-4-М-2-01 за время обработки $\tau_5 = 60$ мин. Диаметр шлифуемого отверстия $D_o = 43$ мм, ширина обрабатываемой поверхности $B = 10$ мм.

Для определения зависимостей изменения режущей способности круга и расхода СТМ проводили экспериментальные исследования. Внутреннее шлифование по упругой схеме выполняли на станке модели 3А227П, модернизированном для ЭЭВ на РПК и обеспечивающем шлифование по упругой схеме [6] с использованием в качестве источника технологического тока для ЭЭВ генератора импульсов модели ИТТ-35. Величина среднего тока электроэрозионных воздействий $I_{cp} = 10$ А, значение напряжения на межэлектродном промежутке (МЭП), образованном кругом и заготовкой, в процессе электроэрозионных воздействий $U_{sm} = 1,5$ В. Рабочая среда – 0,3%-ный водный раствор кальцинированной соды.

Режущую способность РПК и расход алмазов при внутреннем шлифовании по упругой схеме определяли после обработки на режимах $V_k = 26$ м/с, $V_d = 24$ м/мин и силе прижима РПК к образцу 20 Н, которая обеспечивают точность обработки по 6 качеству с параметром шероховатости $R_a = 1,25$ мкм.

Восстановление режущей способности осуществляли до значения $Q_I = 350$ мм³/мин.

Коэффициент шлифования $k_{ш}$ при обработке твердых сплавов ВК15 алмазными кругами составляет 0,31.

Полученные зависимости имеют следующий вид:

- закон изменения режущей способности в процессе шлифования:

$$Q(\tau) = 20 + 400,1 \cdot \exp(-0,13 \cdot \tau);$$

- закон изменения расхода алмазов при шлифовании без ЭЭВ:

$$M(\tau) = 0,5 + 166,8 \cdot \exp(-0,98 \cdot \tau);$$

- закон изменения режущей способности в процессе шлифования с ЭЭВ:

$$Q_{ЭЭВ}(\tau) = 250,4 \cdot \tau + 17,5;$$

- закон изменения расхода алмазов при шлифовании с ЭЭВ:

$$M_{ЭЭВ}(\tau) = 121,6 \cdot \tau + 22,7.$$

Расчеты показателей себестоимости осуществляли по нормативным данным на декабрь 2011 г. Средняя заработная плата в отрасли составляла ЗП = 3438 грн; первоначальная стоимость станка $C_{cm} = 40000$ грн; первоначальная стоимость источника

технологического тока $I_{umm} = 5000$ грн; категория ремонтной сложности механической части оборудования K_m : станка – 8,5, ИТТ – 1; категория ремонтной сложности электрической части оборудования K_e : станка – 12, ИТТ – 3; стоимость 1 кВт·мин электроэнергии $C_e = 0,2$ грн/(кВт·ч); мощность двигателя гидропривода станка $N_e = 2,2$ кВт; мощность двигателя насоса охлаждения, $N_o = 0,12$ кВт; мощность двигателя привода бабки изделия $N_u = 0,76$ кВт; стоимость одного карата алмазов зернистостью 200/160, $C_a = 0,91$ грн/карат.

Результаты расчета удельной себестоимости шлифования твердого сплава ВК15 по разработанной программе в соответствии с описанной методикой представлены в табл. 1.

Проведенные исследования показали, что удельная себестоимость станко-часа шлифования твердого сплава ВК15 кругом АС6 200/160-4-М2-01, при величине промежутка между периодическими электроэрозионными воздействиями $T = 3$ мин, составила 0,0016 грн/мм³, которая в 3,6 раза ниже удельной себестоимости шлифования без ЭЭВ на идентичных режимах (0,0058 грн/мм³). При этом средняя производительность обработки при шлифовании без ЭЭВ – 71 мм³/мин, а с периодическими ЭЭВ – 312 мм³/мин, что обеспечивает увеличение производительности на 339%.

Таблица 1

Влияние времени между электроэрозионными воздействиями на удельную себестоимость станко-часа шлифования твердого сплава ВК15

Время между ЭЭВ T , мин	Количество сошлифованного материала $V_{ст.ч}$, мм ³	Масса израсходованных алмазов, $M_{ст.ч}$, мг	Себестоимость шлифования $C_{шл}$, грн	Удельная себестоимость обработки, $C_{уд}$, грн/мм ³
1	20970	2443	35,356	0,0017
2	19790	1742	32,164	0,0016
3	18740	1378	30,507	0,0016
4	17750	1175	29,585	0,0017
5	16900	1042	28,981	0,0017
6	16010	932	28,478	0,0018
10	13560	785	27,808	0,0020
15	11000	620	27,058	0,0024
30	7066	365	25,899	0,0037
45	6599	369	25,917	0,0039
60	4276	200	25,149	0,0059

Выводы

1. Предложена методика расчета удельной себестоимости при внутреннем шлифовании с электроэрозионными воздействиями на РПК в зоне резания с учетом расхода алмазов в циклах «шлифование – шлифование с ЭЭВ», а также состояния РПК, с которого начинается ее обновление.

2. Минимальная удельная себестоимость внутреннего шлифования твердого сплава ВК15 кругом АС6 200/160-4-М2-01 обеспечивается при времени между ЭЭВ со средней силой $I_{cp} = 10$ А равном 3 мин и равна 0,0016 грн/мм³. При этом средняя производительность обработки составляет 312 мм³/мин.

3. Способ шлифования с периодическими ЭЭВ обеспечивает снижение удельной себестоимости обработки в 3,6 раза и повышение средней производительности на 339% в сравнении со способом шлифования без периодического электроэрозионного восстановления режущих свойств круга в процессе обработки.

Перечень источников литературы: 1. Матюха П.Г., Полтавец В.В., Стрелков В.Б. Определение оптимального интервала времени между электроэрозионными воздействиями на рабочую поверхность круга при алмазном шлифовании твердого сплава. Прогресивні технології і системи машинобудування. Донецьк: ДонНТУ, 2006. – Вип. 31. – С. 203-209. 2. Стрелков В.Б. Определение себестоимости алмазного шлифования твердых сплавов при периодических электроэрозионных воздействиях на РПК. Машинобудування і машинознавство. Випуск 92. / Редкол. Машков Є.О. (голова) та ін. – Донецьк: ДонНТУ, 2005. – С. 134-143. 3. Матюха П.Г., Стрелков В.Б. Расчет объема сошлифованного материала в процессе алмазного шлифования твердого сплава ВК8 с периодическими электроэрозионными воздействиями на рабочую поверхность круга. Сверхтвердые материалы. Научно теоретич. журнал. – Киев: 2005, №1 С. 51-57. 4. Матюха П.Г. Високопродуктивне шліфування ванадієвих штампових та інструментальних сталей. – Донецьк: ДВНЗ „ДонНТУ”, 2008. – 222 с. 5. Матюха П.Г. Полтавец В.В. Алмазне шліфування з електроерозійними керуючими діями на робочу поверхню круга. – Донецьк: ДонНТУ, 2006 – 164 с. 6. Пат. 94813 С2. Україна, МПК В24В 47/00. Шліфувальна бабка. / П.Г. Матюха, В.В. Габітов, М.С. Войтов, А.О. Благодарний; Донец. держ. техн. ун-т (Україна). – а 200911847 заявл. 19.11.2009; опубл. 10.06.2011. 7. Полтавец В.В. Себестоимость шлифования с управляющими воздействиями на РПК // Прогрессивные технологии и системы машиностроения: Международный сб. научн. трудов. – Донецьк: ДонГТУ, 2000. – Вып. 10. – С. 202-207. 8. Середня номінальна заробітна плата за видами економічної діяльності у 2011 році. www.donetskstat.gov.ua/statinform – Дата доступу: груд. 2011. – Назва з екрана. 9. Типовая система технического обслуживания и ремонта металло- и деревообрабатывающего оборудования / Минстанкопром СССР, ЭНИМС,- М.: Машиностроение, 1988. – 672с.

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

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ОПТИМАЛЬНЫХ РЕЖИМОВ ВНУТРЕННЕГО
ШЛИФОВАНИЯ ТВЕРДОГО СПЛАВА ВК15 ПО УПРУГОЙ СХЕМЕ
С ПЕРИОДИЧЕСКИМИ ЭЛЕКТРОЭРОЗИОННЫМИ ВОЗДЕЙСТВИЯМИ

Габитов В.В.

В работе приведенная методика определения оптимального периода между электроэрозионными воздействиями на рабочую поверхность круга по критерию минимальной удельной себестоимости при внутреннем шлифовании твердого сплава алмазными кругами, которая учитывает затраты алмазов в циклах обработки "шлифование - шлифование с ЭЭВ", а также состояние РПК, с которого начинается ее восстановление. Установлено, что использование оптимизированного способа шлифования с периодическими электроэрозионными воздействиями обеспечивает увеличение производительности обработки на 339% и снижение удельной себестоимости в 3,6 раза в сравнении с обычным процессом шлифования.

ВИЗНАЧЕННЯ ОПТИМАЛЬНИХ РЕЖИМІВ ВНУТРІШНЬОГО
ШЛІФУВАННЯ ТВЕРДОГО СПЛАВУ ВК15 ЗА ПРУЖНОЮ СХЕМОЮ
З ПЕРІОДИЧНИМИ ЕЛЕКТРОЕРОЗІЙНИМИ ВПЛИВАМИ

Габітов В.В.

В роботі наведена методика визначення оптимального періоду між електроерозійними впливами на робочу поверхню круга за критерієм мінімальної питомої собівартості при внутрішньому шліфуванні твердого сплаву алмазними кругами, яка враховує витрати алмазів в циклах обробки „шліфування – шліфування з ЕЕВ”, а також стан РПК, з якого починається її відновлення. Встановлено, що використання оптимізованого способу шліфування з періодичними електроерозійними впливами на робочу поверхню круга забезпечує значне збільшення продуктивності оброблення на 339% та зниження питомої собівартості в 3,6 рази в порівнянні зі звичайним процесом шліфування.

Determination optimal parameters of inside the roundness grinding of hard alloy vk15 with resilient
chart of treatment with periodical electric influences

Gabitov V.V.

In this article was result method of determination of optimum period between electric influences on the working surface of grinding circle with the criterion of minimum specific prime price in process the roundness grinding of hard alloy by diamond circle, which takes into account the charges of diamonds in the cycles of treatment of „grinding – grinding with electric influences” and also the state of working surface grinding circle, which its renewal is begun. It is resulted that the use of the optimized method of grinding with periodic electro-erosive influences on working surface of circle provides the considerable increase of the productivity of treatment on 339% and decline of specific prime price is in 3,6 times as compared to the ordinary process of grinding.

Ключевые слова: способ шлифования, производительность обработки, расход СТМ, удельная себестоимость.

Ключові слова: спосіб шліфування, продуктивність оброблення, витрати нтм, питома собівартість.

Keywords: kind of grinding, productivity of treatment, expense of diamond, specific prime price

Дата надходження статті: 18 листопада 2011

ЗМІСТ

РОЗДІЛ 1

Процеси та інструменти механообробки

<i>Мироненко Е. В., Ковалёв Д. Г.</i> О характеристиках отказов сборных резцов при точении на тяжелых карусельных станках	3
<i>Рогов В. А., Соловьев В. В., Белов П. С.</i> Исследование влияния модернизированных державок расточных токарных резцов на качество обрабатываемой поверхности при тонком точении	8
<i>Гузенко В. С., Полупан И. И., Миранцов С. Л.</i> Исследование влияния силовых характеристик крепления режущей пластины на прочность сборного чашечного резца	14
<i>Майданюк С. В.</i> Вплив геометричних параметрів На статичні геометричні параметри різальної частини відрізних фрез з різнонаправленими кромками	19
<i>Гриньов Ю.О., Мірошніченко О.В., Воєводіна Т.А.</i> Распределение составляющих силы резания вдоль режущей кромки МНП при сверлении сборными сверлами	24
<i>Шевчук О.С.</i> Результати експериментальних досліджень чистової обробки внутрішніх гвинтових шліцьових канавок твердосплавними багатозубими дорнами	29
<i>Солодкий В. І., Яшина Т. В.</i> Торцева фреза з конічною передньою поверхнею	34
<i>Казакова Т. В.</i> Особенности диагностики состояния современного сборного инструмента в условиях автоматизированного производства	39
<i>Гриньов Ю. О., Воїводіна Т. А., Стрілков В. Б., Кундеус В. В.</i> Визначення кінематичних геометричних параметрів збірних свердел	45
<i>Вовк В. В., Золотов О. С.</i> Вплив кутів установки осі сферичних кінцевих фрез на їх кінематичні геометричні параметри	55
<i>Калиниченко В. В.</i> Перспективы повышения стойкости инструмента за счет выбора рационального сочетания характеристик твердости и упругости материалов слоев износостойкого покрытия	62

РОЗДІЛ 2

Якість та надійність металорізального обладнання

<i>Ковалев В. Д., Агапитова М. В., Пашков Е. В.</i> Исследование гидростатических направляющих тяжелых станков с учетом деформативности несущих систем	70
--	----

Васильченко Я. В., Сукова Т. А., Шаповалов М. В. Методы повышения эффективности процесса резания на тяжелых станках	76
Кроль О. С., Соколов В. И. Исследование вибростойкости шпиндельного узла и поиск оптимальных режимов резания	85
Якимчук Г. К., Пливак А. А. Динамика узла планшайба-основание тяжелых карусельных станков при воздействии импульсным методом	91
Корчак Е. С., Скрипник А. С. Создание систем управления инструментальными манипуляторами с ускоренной подачей инструмента в рабочую зону прессы	96
Дячун А. Є., Ляшук О. Л., Пік А. І., Скиба О. П. Дослідження жорсткості системи затискний гвинтовий пристрій-деталь	101

РОЗДІЛ 3

Технологія машинобудування

Саленко А. Ф., Мана А. Н., Петропольский В. С., Старикова М. В., Андреев А. В. О возможности гидроабразивной прошивки отверстий в заготовках из функциональных материалов	107
Сорока О. Б., Ковальов В. Д., Васильченко Я. В. Забезпечення міцності виробів з PDV-покриттям з урахуванням механізмів руйнування в системі "основа-покриття"	119
Тимофеев Ю. В., Мироненко Е. В., Шаповалов В. Ф., Печеный В. И., Клочко А. А. Технология зубообработки крупногабаритных зубчатых венцов поверхностным пластическим деформированием	124
Волкогон В. М., Антонюк В. С., Аврамчук С. К., Котляр Д. А. Шлифование инструментальных сталей абразивным инструментом на основе гексанита – А	131
Кривий П. Д., Кашуба Н. П., Сенік А. А., Кривінський П. П. Формування на плоских поверхнях віброобкочуванням регулярного мікрорельєфа з підвищеним ступенем перекриття	138
Мицьк А. В., Федорович В. А. Эффективность новых разновидностей способа вибрационной обработки деталей	147
Венжега В. И. Повышение точности обработки на двусторонних торцешлифовальных станках	154
Боровский Г. В., Музыкант Я. А. Совершенствование производства и применения инструмента и технологий обработки деталей машиностроения РФ	161
Братко О. В. Обработка зносостійких газотермічних покриттів ультразвуковим точінням	166

- Бережная Е. В.** Восстановление деталей станочного оборудования электроконтактной наплавкой порошковой проволокой 175
- Колот Л. П., Онищук С. Г.** Забезпечення точності обробки нежорстких деталей холодною правкою 180

РОЗДІЛ 4

Моделювання та оптимізація елементів технологічних систем

- Гузенко В. С., Черномаз В. Н., Музыкант Я. А.** Общая постановка задачи оптимального выбора комплекта инструмента и режимов обработки 185
- Відміг С. С., Киба С. П., Саленко О. Ф.** До питання аналізу динамічної сталості ТОС при суміщеній обробці 196
- Фролов В. В.** Использование вычислительного ядра параметрической оптимизации технологической системы при обработке деталей на станках с ЧПУ 202
- Токунов В. О.** Формоутворення інструменту для обробки лопаток ГТД методом обкочування 209
- Вакуленко С. В.** Теоретичне дослідження ефективності використання інструментального оснащення з орієнтованим центром жорсткості 215
- Мишура Е. В.** Функционально-стоимостной анализ технологических процессов механической обработки деталей тяжелого машиностроения 221
- Гупка Б. В., Гупка А. Б.** Тертя та зношення при обробці металів різанням. Масштабний чинник 226
- Габитов В. В.** Определение оптимальных режимов внутреннего шлифования твёрдого сплава ВК15 по упругой схеме периодическими электроэрозионными воздействиями 232

ДЛЯ НОТАТОК

ДЛЯ ПОДАТОК

ДЛЯ ПОДАТОК

Наукове видання

НАДІЙНІСТЬ ІНСТРУМЕНТУ ТА ОПТИМІЗАЦІЯ ТЕХНОЛОГІЧНИХ СИСТЕМ

**Збірник наукових праць
Випуск №29**

Постанова президії ВАК України
від 9 червня 1999 р., №1-05/7
Рішення вченою ради ДДМА,
протокол №4 от 29.12.2011

Підп. до друку 06.06.2012
Ум. друк. арк. 15,5.
Тираж 100 прим.

Формат 60×84^{1/16}.
Обл.-вид. арк. 11,27.
Зам. № 96

Видавець і виготівник
"Донбаська державна машинобудівна академія"
84313, м. Краматорськ, вул. Шкадінова, 72
Свідоцтво про внесення суб'єкта видавничої справи до Державного реєстру
серія ДК №1633 від 24.12.2003