

**ВЕСТНИК
НАЦИОНАЛЬНОГО ТЕХНИЧЕСКОГО УНИВЕРСИТЕТА
"ХПИ"**

**Сборник научных трудов
Тематический выпуск**

53'2010

"Технологии в машиностроении"

**Издание основано Национальным техническим университетом "Харьковский
политехнический институт" в 2001 году**

Государственное издание
Свидетельство Госкомитета по информационной
политике Украины КВ № 5256 от 2 июля 2001
года

КООРДИНАЦИОННЫЙ СОВЕТ:

Председатель

Л.Л.Товажнянский, д-р техн. наук, проф.

Секретарь координационного совета

К.А. Горбунов, канд. техн. наук, доц.

А.П.Марченко, д-р техн. наук, проф.
Е.И.Сокол, д-р техн. наук, проф.;
М.Д.Годлевский, д-р техн. наук, проф.;
А.И.Грabenко, д-р техн. наук, проф.;
В.Г.Данько, д-р техн. наук, проф.;
В.Д.Дмитриенко, д-р техн. наук, проф.;
В.Б.Клепиков, д-р техн. наук, проф.;
О.К.Морачковский, д-р техн. наук, проф.;
М.И.Рыщенко, д-р техн. наук, проф.;
В.Б.Самородов, д-р техн. наук, проф.;
Ю.В.Тимофеев, д-р техн. наук, проф.;
Б.Т. Бойко, д-р техн. наук, проф.;
Е.Е. Александров, д-р техн. наук, проф.;
Л.М. Бесов, д-р ист. наук, проф.;
Ф.Ф. Гладкий, д-р техн. наук, проф.;
И.Ф. Домнин, д-р техн. наук, проф.;
Г.М. Сучков, д-р техн. наук, проф.;
В.А. Пуляев, д-р техн. наук, проф.;
П.Г. Перерва, д-р экон. наук, проф.;
В.И. Николаенко, канд. ист. наук, проф.;
В.С. Лупиков, д-р техн. наук, проф.;
П.А. Качанов, д-р техн. наук, проф.;
С.И. Кондрашов, д-р техн. наук, проф.;
В.М. Кошельник, д-р техн. наук, проф.;
В.И. Кравченко, д-р техн. наук, проф.;
Г.В. Лисачук, д-р техн. наук, проф.;
В.В. Елифанов, д-р техн. наук, проф.;
Ю.И. Зайцев, канд. техн. наук, проф.;
И.А. Ткачук, д-р техн. наук, проф.

РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ:

Ответственный редактор:

Ю.В.Тимофеев, д-р техн. наук, проф.

Ответственный секретарь:

В.В.Фролов, канд. техн. наук, доц.

С.С.Добротворский, д-р техн. наук, проф.;
В.Е. Карпуть, д-р техн. наук, проф.;
А.Я. Мовшович, д-р техн. наук, проф.;
Ю.А.Сизый, д-р техн. наук, проф.;
В.Д. Хицан, д-р техн. наук, проф.;
А.А. Пермяков, д-р техн. наук, проф.;
А.Н. Шелковой, д-р техн. наук, проф.

Адрес редколлегии: 61002, Харьков,
ул. Фрунзе, 21. НТУ "ХПИ".
Каф. ТМС, Тел. (057) 7076-625.

Вісник Національного технічного університету "Харківський політехнічний інститут". Збірник наукових праць. Тематичний випуск: Технології в машинобудуванні. – Харків: НТУ «ХПІ». – 2010. – №53 . – 158 с.

В збірнику представлені теоретичні та практичні результати наукових досліджень та розробок, що виконані викладачами вищої школи, аспірантами, науковими співробітниками різних організацій та установ.

Для викладачів, наукових співробітників, спеціалістів.

В сборнике представлены теоретические и практические результаты исследований и разработок, выполненных преподавателями высшей школы, аспирантами, научными сотрудниками различных организаций и предприятий. В области технологии машиностроения, металлорежущего оборудования, оснастки, средств автоматизации.

Для преподавателей, научных сотрудников, специалистов.

**Рекомендовано до друку Вченою радою НТУ "ХПІ"
Протокол № 7 від «1» жовтня 2010 р.**

© Національний технічний університет "ХПІ"

Шановні колеги!

Старіший у складі НТУ «ХП» машинобудівний факультет і усі його кафедри мають загальні з заснуванням університету та ясні предметно-історичні витоки.

Вже першим студентам тоді Харківського практичного технологічного інституту його перший директор В. Л. Кирпичов викладав “Загальний курс будовання машин”, розвитком якого стала поява поряд з іншими загальноінженерними кафедрами кафедри “Деталі машин і прикладна механіка”.

Серед предметів за першими навчальними планами інституту знайшли своє місце також “Гідравліка” і “Устрій підйомних машин”, викладання яких було першими предтечами кафедр “Гідропневмоавтоматика і гідропривід” і “Підйомно-транспортні машини і обладнання”.

У першому навчальному плані значилась й “Холодна обробка металів”, потім “Машинобудівельне виробництво”, тепер “Технологія машинобудування, металорізальні верстати та інструменти”. Ця спеціальність є основою однойменної кафедри і кафедри “Інтегровані технології машинобудування” ім. М. Ф. Семка.

Ознакою висоти математичного рівня інституту з перших років його заснування є перебування його першого директора водночас на вибірній громадській посаді заступника голови Харківського математичного товариства.

Серед випускників факультету відзначені зіркою Героя М. Ф. Семко, А. П. Шех, О. А. Жданов; почесними званнями Заслуженого діяча науки і техніки М. Ф. Семко, Н. Й. і А. Н. Резникови, Г. В. Карпенко, П. М. Заїка, Б. С. Ковальський, М. С. Тернюк, працівника освіти А. І. Грабченко, Б. П. Румянцев, машинобудівника В. Д. Хицан, В. Ф. Самарчанц, В. І. Псарюк, лауреата Державної премії А. І. Грабченко, академіка Г. В. Карпенко, П. М. Заїка та багато інших, що гідно прославили і прославляють alma mater в Україні та за її межами.

125-річчю НТУ «ХП» і машинобудівного факультету в його складі присвячено організований ним за ініціативою А. І. Грабченка XVIII міжнародний науково-технічний семінар “Високі технології: тенденції розвитку” 5-7 жовтня 2010 року, про участь в якому заявили вчені та дослідники Грузії, Куби, Німеччини, Польщі, Росії, Румунії, Угорщини і України.

Щиро дякую голові координаційної ради Віснику НТУ«ХП» Л. Л. Товажнянському і відповідальному редактору тематичних випусків “Технології машинобудування” Ю. В. Тимофієву за надану можливість представити широкій науковій спільноті результати досліджень викладачів і співробітників факультету, а також наших зовнішніх друзів-партнерів за співпрацею.

Бажаю всім причетним до випуску у світ цієї збірки наукових праць і її читачам подальшої наполегливої праці, успіхів та визнання.

Разом з усім НТУ«ХП» машинобудівний факультет впевнено крокує в майбутнє. Щиро бажаю того ж всім.

З повагою,

М. С. Степанов, декан машинобудівного факультету

А. А. АНДИЛАХАЙ, канд. техн. наук, доцент, зав. кафедрой,
ПГТУ, Мариуполь

АНАЛИЗ СТРУЙНО-АБРАЗИВНЫХ МЕТОДОВ ОБРАБОТКИ ПОВЕРХНОСТЕЙ

Викладено результати вивчення патентно-ліцензійних матеріалів, опублікованих за останні роки. Встановлено доцільність подальшої розробки перспективного методу оздоблювальної обробки поверхонь повітряними струменями, затопленими абразивної суспензією

Изложены результаты изучения патентно-лицензионных материалов, опубликованных за последние годы. Установлена целесообразность дальнейшей разработки перспективного метода отделочной обработки поверхностей воздушными струями, затопленными абразивной суспензией.

The results of examination of patent and licensing of material published in recent years. The expediency of the further development of a promising method for the finishing touch, the surfaces of the air stream, flooded the abrasive suspension

Введение. Технология отделочной обработки деталей зернистым абразивом характеризуется широкими возможностями по сравнению с известными методами абразивной обработки, особенно привлекательной является возможность обработки поверхностей деталей малой жесткости.

К деталям малой жесткости относят почти все детали приборостроения и оптико-механического производства, тонколистовой прокат, а также ряд тонкостенных, легкодеформируемых деталей, из других отраслей производства, обработка которых жестким инструментом приводит к потере требуемой точности геометрической формы. Вместе с тем увеличение выпуска товаров народного потребления, получаемых прессованием или штамповкой, отнесенных к деталям сложной конфигурации в значительной мере тормозится отсутствием высокопроизводительных методов получения требуемого качества поверхностей, подвергающихся в дальнейшем гальваническим и лакокрасочным покрытиям. Кроме того, скругление острых кромок и удаление заусенцев, образующихся на деталях после различных операций обработки резанием, (например, после обработки на токарных автоматах) является не менее сложной и поэтому актуальной задачей, для обеспечения высокой производительности механической обработки.

По данным ВНИИАШ [1] более 80% трудоемкости финишных операций обработки лопаток и дисков паровых и газовых турбин выполняется вручную. Нормативы трудоемкости на скругление кромок на рабочих дисках турбин составляют в зависимости от размера деталей от 4 до 20 ч на один диск. Проблема механизации операций удаления заусенцев и скругления кромок

уделяется самое серьезное внимание в мировой практике. По данным проблемам созданы европейский и японский комитеты; в которые входит ряд машиностроительных фирм. По данным этих комитетов, трудозатраты на удаление заусенцев составляют от 5 до 30% производственных затрат. Обследование около 400 машиностроительных фирм США (данные журнала «Production») показало, что затраты на удаление заусенцев и скругление кромок составляют от 10 до 40%.

Публикации последних лет, указывают на неуклонно возрастающий интерес разработчиков новых технологий и оборудования, к созданию методов отделочной обработки поверхностей деталей потоком свободного абразива.

Особое место среди них занимает струйная обработка зернистыми материалами (абразивными частицами).

Состояние вопроса. Целью настоящей работы является сравнительная характеристика существующих на протяжении нескольких лет струйно-абразивных установок и методов отделочной обработки и вновь создаваемых, обеспечивающих обработку затопленными струями.

Обработка деталей потоком абразивных частиц может достигаться несколькими путями: обработка абразивной суспензией [2 - 18, 23, 25], пневмо-пескоструйная обработка [24 - 34, 40] и пневмо-гидро-пескоструйная обработка [41, 44]. Жидкостно-абразивные струйные установки можно классифицировать по величине рабочего давления, по способу подачи абразивного материала, а также по виду носителя абразивных частиц. По первому признаку различают установки двух типов: использующие высокое давление – 1–10 МПа и низкое давление 0,5–0,6 МПа.

Установки высокого давления применяются для предварительной обработки относительно крупных деталей и характеризуются большими габаритными размерами (рис. 1). Установка снабжена двумя баками абразивной суспензии, благодаря чему обеспечивается практически непрерывная обработка деталей, располагаемых на столе под сопловым аппаратом. При включении установки сжатый воздух подается в сопловой аппарат и к распределителю 4. Через распределитель 4 сжатый воздух подается в один из баков (по схеме на рис. 1 в правый бак). Одновременно клапан 5 включают для забора суспензии из правого бака, клапан 2 закрывают для создания избыточного давления в правом баке, а клапан 8 открывают для слива суспензии самотеком в левый бак, благодаря этому подается к сопловому аппарату и ускоряется потоком сжатого воздуха. По мнению авторов, устройство обеспечивает высокую производительность обработки и экономичность процесса. Однако нельзя не признать неизбежность потерь машинного времени на смену сопел, подвергающихся интенсивному износу, прокачиваемой абразивной суспензией, а также

расходов на изготовление сопел, являющихся быстроизнашиваемыми деталями.



Рисунок 1 – Установка для струйно-абразивной обработки деталей с использованием давления сжатого воздуха до 2 МПа

Установки низкого давления используются для обработки деталей средних и относительно малых размеров. Как правило, установки содержат сопловой аппарат и стол для размещения обрабатываемых деталей [3] (рис. 2). Питание осуществляется сжатым воздухом промышленной пневмосети. На базе этой конструкции автором создана гамма установок, в число которых вошли модификации с самоочисткой суспензии (см. рис. 2), с механизированной загрузкой и съемом обрабатываемых деталей, а также для обработки прессформ.



Рисунок 2 – Установка для струйно-абразивной обработки деталей с использованием давления сжатого воздуха до 0,6 МПа

В зависимости от способа подачи абразива струйные установки, работающие под давлением до 0,6 МПа, могут быть разделены на две группы: установки, в которых суспензия подается под давлением из емкости через сопла на обрабатываемые детали [30, 32, 34], а также установки, в которых подача абразива из бака к соплу осуществляется за счет эжекции [42, 43, 44].

Известны две разновидности энергоносителей, применяемых при струйно-абразивной обработке – газообразные (как правило - сжатый воздух) и жидкие (как правило - вода). При обработке деталей с помощью сжатого воздуха на пескоструйных аппаратах достигается достаточное качество поверхности, однако обильное пылевыведение послужило причиной запрета на применение этого способа без специальных мер защиты.

Фирмой "Lockheed-California [47] была опробована обработка металлических изделий порошком из твердой углекислоты – «сухого льда», обладающего достаточной твердостью.

При этом достигалась не только очистка поверхностей металлических изделий, но и создание на поверхности алюминия требуемой шероховатости, обеспечивающей в дальнейшем прочное сцепление с наносимым слоем защитного покрытия. Основным достоинством метода является исключение загрязнения окружающей среды и необходимости эвакуации отработанного песка или дроби. Однако метод не нашел широкого применения в связи с тем, что для получения «сухого льда» необходима температура минус 18° С и давление 2 – 3 МПа.

Широкое применение в промышленности как в Украине, так и за рубежом, находят установки для жидкостно-абразивной обработки, работающие на сжатом воздухе. Они выполняются в виде шкафов, часто оснащаются вспомогательными устройствами для загрузки и выгрузки обрабатываемых деталей, транспортерами, приспособлениями для мойки и сушки.

На основании многолетней эксплуатации жидкостно-абразивных установок некоторые авторы [44, 46] пришли к выводу о целесообразности обработки мелких деталей сложной формы струйными аппаратами с ручным управлением [8]. Подобные установки выпускаются фирмами «Abrasive Developments» и «Filghments» [47]. Струйная обработка деталей, помещенных на поворотный стол, обеспечивается подвижным сопловым аппаратом, управляемым оператором вручную. Жидкостно-абразивные установки, как правило, снабжены баком для сбора и подготовки абразивной суспензии, которая транспортируется по трубопроводам к сопловому аппарату.

В работах [13, 14, 25, 40, 45] предложены оригинальные конструкции сопловых аппаратов, обеспечивающих равномерную подачу абразивной суспензии на обрабатываемые детали, однако и в этих устройствах каналы сопловых аппаратов не защищены от интенсивного износа.

В общем виде струйная обработка обладает рядом достоинств, к которым можно отнести следующие:

- низкий уровень шума (10–20 дБ);
- универсальность (возможностью обработки различных деталей сложной конфигурации, а также деталей из различных материалов без переналадки);
- легкость плавной регулировки интенсивности процесса;
- низкие эксплуатационные расходы;
- возможность совмещения удаления заусенцев с удалением окалины, окисной пленки, старых покрытий и загрязнения;
- возможность многократного использования абразива;
- возможность простого разделения деталей и абразивного материала;
- возможность обработки деталей в труднодоступных местах.

Наряду с этим все струйные установки характеризуются весьма существенным недостатком: вследствие подачи абразивной суспензии через сопла, являющиеся наиболее ответственными элементами устройств, последние подвергаются интенсивному абразивному разрушению. Так, при обработке суспензией из кварцевого песка при давлении 0,5 МПа износ сопла диаметром 4 мм из стали У10А за три часа работы составил 1 мм. По данным Е.И. Пазюка [44] стойкость сопел из стали У10А не превышает 8–10 часов. Стойкость сопел из белого чугуна, по данным В.С. Посохина [46] составила 4–6 часов. Аналогичные результаты получены зарубежными исследователями [72]. Так, при обработке порошком карбида кремния зеленого (63С) стойкость сопел, изготовленных из твердого сплава на основе карбида вольфрама, составляет 5–10 часов, из керамики – 3–5 часов, чугуна – 2–3 часа.

Попытки применить сопла из резины, капрона, полиуритана не дали положительного результата [44].

Экспериментальная обработка конструктивных параметров, за счет профилирования продольного сечения сопел, позволила повысить их стойкость в 2–2,5 раза. Однако при малой исходной стойкости это увеличение составляет всего 10–15 часов.

Заключение. Коренное изменение схемы струйной обработки позволило исключить существенный недостаток, связанный с низкой стойкостью струйных аппаратов, открыло перспективу эффективного использования струйной обработки для отделки и зачистки поверхностей малой жесткости.

Сущность предложенного метода обработки заключается в том, что в рабочую камеру, содержащую свободно помещенные обрабатываемые детали и абразивную суспензию, подают сжатый воздух в виде струй, расположенных таким образом, чтобы достигались обработка и одновременное перемешивание деталей [4], а также обеспечивалась сохранность внутренних поверхностей рабочей камеры, рис. 3.

Особенностью процесса обработки является то, что вовлечение абразивных зерен из суспензии в струи сжатого воздуха и сообщение им запаса кинетической энергии, достаточной для выполнения работы микрорезания, осуществляется за пределами сопла.



Рисунок 3 – Сопловой аппарат – дно рабочей емкости.

Таким образом, решение задач механизации финишных операций обработки деталей малой жесткости затопленными струями позволит, во-первых, значительно уменьшить затраты на содержание оборудования за счет обеспечения сохранности сопел, во-вторых, повысить производительность обработки за счет экономии времени на замену сопел. Для решения этих задач необходимо выявить оптимальные значения и сочетания технологических и конструктивных параметров процесса и оборудования.

Список литературы: 1. Кремень З. И., Турбоабразивная обработка деталей сложного профиля. / З. И. Кремень, М. Л. Миссарский, В. З. Гузэль. - М.: НИИмаш, 1987. - 53 с. 2. Белецкий Д. Г. Основные параметры безжекционной гидроабразивной обработки. /Д. Г. Белецкий, В. Н. Жемчужов// Вестник машиностроения, 1967, №5.- С. 53 – 56. 3. Проволоцкий А. Е. Струйно-абразивная обработка деталей машин. /А. Е. Проволоцкий - К: Техника, 1989. - 177 с. 4. Заявка 4239429, МКИ В 24 С 7/08. Способ гидроабразивоструйной обработки высокого давления и установка для его осуществления.1987. 5. Пат. 277038 ФРГ, МКИ⁴ В 24 С 3/06. Очистные пескоструйные установки. 1991. 6. Пат. 286775 ФРГ, МКИ⁴ В 24 С 3/06. Дробеструйная очистная установка.1992. 7. Пат. 98127 Румыния, МКИ⁴ В 24 С 3/14. Конвейерная установка для ручной пескоструйной очистки, с перемещением обрабатываемых деталей в разные положения.1992. 8. Пат. 98408 Румыния, МКИ⁴ В 24 С 3/16 Машина для пескоструйной очистки внутренней поверхности цилиндров.1992. 9. Пат. 4704826 США, МКИ⁴ В 24 С 3/06, НКИ 51/411. Устройство для пескоструйной очистки. 1988. 10. Пат. 4709515 США, МКИ⁴ В 24 С 5/04, В 24 С 7/00, НКИ 51/ 436. Устройство для мокрой пескоструйной очистки. 1988. 11. Пат. 4735021 США, МКИ⁴ В 24 С 7/00. Установка для пескоструйной очистки. 1989. 12. Пат. 4792116 США, МКИ⁴ F 16 K 31/53, F 16 L 58/10. Регулируемый вентиль пескоструйного аппарата. 1990. 13. Пат. 4843770 США, МКИ⁴ В 24 С 5/04. Сопло для пескоструйной очистки. 1990. 14. Пат. 4866889 США, МКИ⁴ В 24 С

3/14. Устройство для пескоструйной очистки. 1990. **15.** Заявка 3617692 ФРГ, МКИ⁴ В 24 С 7/00. Устройство для пескоструйной очистки. (ФРГ) 1988. **16.** Заявка 3812914 ФРГ, МКИ⁴ В 24 С 7/00, В 65 G 53/66. Пескоструйная установка (ФРГ) 1990. **17.** Заявка 3827887 ФРГ, МКИ⁵ В 24 С 9/00. Платформа для проведения пескоструйной обработки (ФРГ). 1991. **18.** А. с. 1570889 СССР, МКИ⁴ В 24 С 5/04. Устройство для струйной обработки изделий. Открытия, изобретения. – 1990. **19.** А. с. 1595945 СССР, МКИ⁵ В 23 О 4/00. Агрегат для струйной обработки изделий. Открытия, изобретения. – 1991. **20.** Пат. 4922664 США, МКИ⁵ В 24 С 5/04. Гидропескоструйная установка. 1991. **21.** Пат. 4936059 США, МКИ⁵ В 24 С 5/04. Способ и устройство для гидроабразивной струйной обработки. 1991. **22.** Заявка 3702675 ФРГ, МКИ⁴ В 08 В 3/02. Устройство для гидроструйной очистки, (ФРГ). 1989. **23.** Заявка 3817641 ФРГ, МКИ⁴ В 08 В 3/02. Устройство для гидроструйной очистки поверхности (ФРГ). 1990. **24.** А. с. 1351764 СССР МКИ В 24 С 3/06. Струйный аппарат для гидроабразивной обработки деталей. Открытия, изобретения. – 1988. **25.** А. с. 1364452 СССР МКИ В 24 С 3/04. Устройство для струйно-абразивной обработки. Открытия, изобретения. – 1988. **26.** А. с. 1388268 СССР МКИ В 24 С 7/00. Установка для струйно-абразивной обработки. Открытия, изобретения. – 1988. **27.** А. с. 1404309 СССР МКИ⁴ В 24 С 1/00. Способ абразивно-струйной обработки деталей. Открытия, изобретения. – 1988. **28.** А. с. 1414598 СССР МКИ⁴ В 24 С 3/16. Устройство для абразивно-струйной обработки. Открытия, изобретения. – 1989. **29.** А. с. 1450989 СССР МКИ⁴ В 24 С 1/00. Способ струйной обработки. Открытия, изобретения. – 1990. **30.** А. с. 1450990 СССР МКИ⁴ В 24 С 57/04. Струйный аппарат для гидроабразивной обработки. Открытия, изобретения. – 1989. **31.** А. с. 1502666 СССР МКИ⁴ С 25 С 7/00. Устройство для абразивно-струйной обработки деталей. Открытия, изобретения. – 1990. **32.** А. с. 1511092 СССР МКИ⁴ В 24 С 1/00. Способ оценки распределения энергии в гидроабразивной струе. Открытия, изобретения. – 1990. **33.** А. с. 1530167 СССР МКИ⁴ В 24 С 3/22. Устройство для струйно-абразивной обработки. Открытия, изобретения. – 1990. **34.** А. с. 1530426 СССР МКИ⁴ В 24 С 3/16. Установка для абразивно-струйной обработки. Открытия, изобретения. – 1990. **35.** А. с. 1569206 СССР МКИ⁴ В 24 С 1/00. Способ струйно-абразивной обработки. Открытия, изобретения. – 1990. **36.** А. с. 1569208 СССР МКИ⁴ В 24 С 1/00. Способ струйно-абразивной обработки. Открытия, изобретения. – 1990. **37.** А. с. 1634464 СССР МКИ⁵ В 24 С 5/04. Сопло для абразивной обработки деталей. Открытия, изобретения. – 1990. **38.** А. с. 1636199 СССР МКИ⁵ В 24 С 3/12. Устройство для струйной обработки деталей. Открытия, изобретения. – 1991. **39.** А. с. 1657357 СССР МКИ⁵ В 24 С 7/00. Ротационный питатель к устройству для струйной обработки деталей. Открытия, изобретения. – 1992. **40.** А. с. 1662713 СССР МКИ⁵ В 08 В 3/02. Устройство для струйной очистки деталей. Открытия, изобретения. – 1992. **41.** А. с. 1662819 СССР МКИ⁵ В 24 С 1/00. Способ защиты поверхностей в струйно-абразивном эжекционном аппарате. Открытия, изобретения. – 1992. **42.** Пат. 383980 Австрия, МКИ⁵ В 24 С 11/00. Абразивно-струйная обработка деталей из черных сплавов. 1988. **43.** Заявка 2207625, МКИ⁴ В 24 С 1/04. Устройство для абразивно-струйной отделки поверхности (Великобритания). 1990. **44.** Пат. 271076 ГДР, МКИ⁴ В 24 С 5/04. Сопло для абразивно-пневматической обдувки. 1990. **45.** Пат. 272247 ГДР, МКИ⁴ В 24 С 7/00. Система управления абразивно-струйной установкой. 1990. **46.** Пазюк Е. И. Современные установки и технология гидроабразивной обработки. Л.: Лениздат, 1953. - 175 с. **47.** Mai E. Центробежные установки для абразивно-струйной очистки. / E. Mai, H-J Mügge // *Metalloberfläche*. - 1989. -43, №4. - С. 172 - 173. - Нем. **48.** Горбунов Б. И. Процессы и оборудование абразивно-алмазной обработки. Вып. 4. Межвузовский сборник научных трудов / под редакцией Б. И. Горбунова /ВЗМИ., М.: 1980. -161 с. **49.** Наумов А. Л., Новгородцев В. В. Беспыльная пескоструйная обработка. /А. Л. Наумов, В. В. Новгородцев// Автомобильная промышленность. - 1991.-№ 5. - С. 26 - 27. **50.** Обработка деталей качающимися струями жидкости //Produktion. - 1992. - № 14. - С. 29. - Нем.

Надійшла до редколегії 31.05.2010

Я.В. ВАСИЛЬЧЕНКО, канд. техн. наук, доцент, ДГМА, Краматорск

ОПРЕДЕЛЕНИЕ РАЦИОНАЛЬНЫХ ТЕХНИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ НОВЫХ СТАНКОВ НА БАЗЕ СТАТИСТИЧЕСКИХ ИССЛЕДОВАНИЙ ПРЕДПРИЯТИЙ ТЯЖЕЛОГО МАШИНОСТРОЕНИЯ

Визначено параметри важких верстатів на підставі статистичних досліджень розмірів та характеристик заготовок, технологічних операцій, режимів різання. Верстати спроектовані, виготовлені та впроваджені у виробництво. Розроблено адаптивну систему управління важким верстатом.

Определены параметры тяжелых станков на основе статистических исследований размеров и характеристик заготовок, технологических операций, режимов резания. Станки спроектированы, изготовлены и внедрены в производство. Разработана адаптивная система управления тяжелым станком.

Parameters of lathes which are connected with the sizes of workpieces and cutting modes, on the basis of the analysis of use of machine tools. Heavy lathes are projected, made and applied in industry. Adaptive control system by a heavy machine-tool is developed.

Введение. Специфические особенности тяжелого машиностроения не позволяют механически переносить прогрессивные методы технологии и организации, применяемые в крупносерийном и массовом производствах, на предприятия, производящие различные виды уникальных машин. Предприятия тяжелого машиностроения имеют свои особенности технологического цикла подготовки производства, производства, обработки и сборки, которые обусловлены уникальностью оборудования и технологических процессов обработки на тяжелых станках: большие размеры обрабатываемых деталей (цилиндры, валы, штоки, бандажы длиной до 24000 мм и более, диаметром до 5000 мм, массой до 250 тонн); большие глубины резания и подачи; высокая стоимость заготовок; большой путь резания; высокие производственные затраты, связанные со стоимостью уникального оборудования и режущего инструмента; неравномерность припусков; сложности наблюдения и влияния на процесс резания, обусловленные эргономическими факторами; повышенные вибрации при резании и т.д.

При обработке крупных деталей часто требуются иные технические решения, не свойственные другим отраслям машиностроения. Эти особенности вызывают необходимость исследования закономерностей обработки на тяжелых станках, управления процессами резания, обеспечения точности и работоспособности оборудования, повышения эксплуатационных свойств режущих инструментов, оптимизации хозяйственной деятельности предприятий.

В структуре производства предприятия тяжелого машиностроения все более возрастает доля деталей – тел вращения для современных машин.

Например, в табл. 1 приведены данные по выпуску прокатных валков (рис. 1, а) на ЗАО «Новокраматорский машиностроительный завод», г. Краматорск [1].



а

б

Рисунок 1 – Детали-представители предприятия тяжелого машиностроения

Таблица 1 – Динамика выпуска прокатных валков на ЗАО НКМЗ

Год	Валки холодного и горячего проката	
	Масса, т	Стоимость, млн. грн.
2002	13 946	112, 346
2003	25 283	188, 793
2004	28 564	235, 336
2005	31 054	322, 838
2006	30 957	405, 758
2007	31 436	509, 214
2008	32 520	714, 983
Итого: рост по отношению к 2002 р. (в абс. выражении)	18 574	602, 637
Итого: рост по отношению к 2002 р., в % (в абс. выражении)	233,19%	636,41%

Также изготавливаются другие детали: уникальные роторные валы (диаметр – 1600 мм, длина – 2500 мм, масса 7,7 т) для комплектации ветровых энергетических установок (рис. 1, б), как альтернативного направления, направленного на энергосбережение, в рамках крупного международного энергетического проекта по созданию ветровых электростанций для США, Германии, Голландии. В 2008 году этой продукции только на АО НКМЗ изготовлено 220 единиц общей массой более 4000 т.

Задачи исследования. Для развития этого производства в настоящее время является необходимым анализ использования тяжелых станков для изготовления деталей современных машин с применением новых инструментов с целью определения требуемых технических характеристик при проектировании новых моделей.

Цель работы – установление параметров станков на основании анализа особенностей деталей современных машин, применения прогрессивных инструментов и оптимизации режимов резания.

В связи с проектированием новой гаммы тяжелых токарных станков были поставленные следующие задачи:

- определить оптимальные технические характеристики станков;
- установить оптимальный состав и размерный ряд гаммы, рациональный знаменатель ряда, рациональное количество моделей «нормального», «легкого» и «тяжелого» исполнения, определить рациональные новые компоновки и схемы резания;
- определить оптимальную номенклатуру накладных приспособлений для расширения технологических возможностей станков;
- обеспечить единство конструктивных решений и архитектурное сходство.

Исследованы следующие вопросы:

- разновидности обрабатываемых изделий по конфигурации, материалам, степени точности и классам чистоты обработки;
- применяемый режущий инструмент и режимы резания;
- применение станков по диаметру, длине, высоте и весу установленного изделия;
- используемые границы скоростей главного движения и подачи, мощности главных приводов и допустимые усилия резания;
- используемое количество суппортов, использование накладных приспособлений для накатывания, шлифования, фрезирования, сверления, растачивания, полирования, подачи СОТС, установки и съема тяжелых изделий, измерительных устройств для крупногабаритных деталей и т.п.

Обзор и анализ выполненных работ. Были проведены статистические исследования использования свыше 340 тяжелых станков на 10 предприятиях таких областей как тяжелое машиностроение, турбостроение, судостроение, электромашиностроение, химическое и специальное машиностроения и т.п. Анализ выполнен на основании чертежей деталей, режимов резания и опроса станочников.

В результате исследований создан банк данных, который включает сведения о деталях и технологических операциях: диаметр, длину и вес детали, материал детали, наличие отверстия, наивысшую точность и чистоту обработки, использование задней бабки при установке детали, перечень технологических операций с выделением операций, требующих дополнительной технологической оснастки, а также сведения о режиме резания: глубину резания, подачу, обороты шпинделя, скорость резания, усилие резания, крутящий момент, мощность резания, материал режущей части инструмента.

Например, для условий НКМЗ характеристики обрабатываемых деталей на тяжелых токарных станках приведены в табл. 2.

Таблица 2 – Номенклатура обрабатываемых валков на станках с наибольшим диаметром обрабатываемых деталей 2000 мм (над станиной)

Габаритные размеры валков Øбочки/ Lдетали	Масса валков, т	Материал валков	Твердость бочки и шеек	Точность валков	Шероховатость поверхности
1600x2700x6700 1500x2500x6300 1400x2000x5500 1200x1200x5000 1100x1500x4800	от 12-60т	Ст50, 60ХН, 50ХН, 75Х2МФ, 75ХМФ, 90ХФ, 70ХЗГНМФ	Бочки и шеек до 320НВ Бочки от 60 до 85 HSD Шеек от 30 до 55 HSD	Биение бочки и шеек от 0,02мм до 0,005мм	от Ra3,2 до Ra0,4

На рис. 2 приведен перечень выполняемых технологических переходов и их относительная продолжительность. Примерно 80–90% всего времени расходуется на обтачивание наружных поверхностей, растачивание отверстий и подрезание торцовых поверхностей. Около 1% времени приходится на выполнение отделочных операций – шлифование и накатывание.

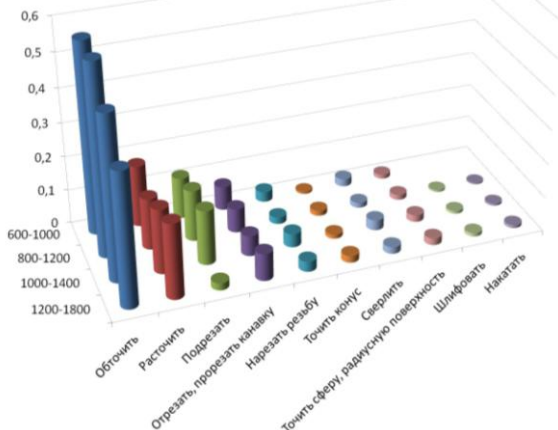


Рисунок 2 – Технологические переходы и их относительная продолжительность

Нарезание резьбы винтом занимает в среднем 5% времени, а относительное количество деталей, для нарезания резьбы на которых требуется ходовой винт, равно в среднем одной четверти.

По данным наблюдений (табл. 3) наиболее часто обработка деталей на токарных станках ведется с точность по 11 качеству и с чистой поверхностью Rz 20, хотя требования к точности деталей и чистоте поверхности гораздо выше. Точность деталей по чертежу соответствует в основном 6–9 качеству при чистоте поверхности Ra 0,8–1,6. Такое положение объясняется, главным образом, тем, что заводы окончательную обработку деталей после их термообработки почти целиком производят на шлифовальных станках.

Поскольку уровень применяемых режимов резания в первую очередь зависит от материала обрабатываемых заготовок и от материала режущей части инструмента, был выполнен анализ их применяемости.

Половину общей трудоемкости составляет обработка поковок из углеродистой стали. Примерно вдвое меньше приходится на обработку поковок из легированной стали. Остальное приходится на обработку литых заготовок из стали, чугуна, бронзы.

Таблица 3 – Относительная повторяемость видов обрабатываемых материалов

Источник информации	Сталь			Чугун, бронза
	кованая		литая углеродистая	
	углеродистая	легированная		
Анализ чертежей деталей	0,46	0,27	0,12	0,15
Анализ опроса станочников	0,56	0,24	0,07	0,13
Анализ режимов резания	0,49	0,34	0,06	0,11

Из инструментальных материалов более половины времени приходится на долю твердого сплава марки P15-P40 (табл. 4). В 2–3 раза реже применяется сплав P10 и совсем редко – P01. Применение сплавов M30 и в редких случаях K20 соответствует повторяемости чугунных и литых заготовок. До 10% времени приходится на обработку деталей инструментами из быстрорежущей стали и, частично, из углеродистых или легированных сталей (метчики, развертки). В данном обзоре не выделялись такие разновидности инструмента, как шлифовальный круг, наждачное полотно, накатки.

Данные исследования позволяют дать практические рекомендации для разработки и проектирования новых конструкций станков, соответствующих требованиям современных условий.

Так, для условий ЗАО НКМЗ освоена в серийном производстве и внедрена гамма тяжелых токарных станков с ЧПУ нового поколения. В новой гамме тяжелых токарных станков предусмотрены повышенные мощности и грузоподъемности, изменено количество суппортов и люнетов, расширены

диапазоны регулирования приводов подач и главного движения, станки стали универсальными, легче в управлении, имеют меньший вес при одновременном повышении их точности, производительности, надежности.

Таблица 4 – Относительная применяемость инструментальных материалов

Источник информации	Марка материала инструмента				
	P15-P40	P10	P01	M30, K15-K20	HSS
Анализ опроса станочников	0,56	0,20	0,02	0,13	0,09
Анализ режимов резания	0,61	0,22	0,003	0,097	0,07

Гамма станков отличается широкой степенью унификации станков, которые проектировались и изготовлялись в соответствии с конструктивно-размерными рядами архитектурно-подобных машин.

Унификация деталей между базовыми моделями станков достигает 70%, а с учетом значительного количества модификаций – до 90%.

За счет унификации и сокращения количества наименований оригинальных деталей количество партий выпуска возросло в среднем в 3,5 раза.

Предпосылкой для широкой унификации станков гаммы стало агрегатирование отдельных механизмов в самостоятельные узлы, которые собираются и испытываются предварительно и поступают на общий монтаж в готовом виде.

Унификация и агрегатирование позволили типизировать технологические процессы, сократить номенклатуру технологического оснащения и циклы производства, снизить себестоимость изготовления станков на заводах производителей и облегчить условия ремонта станков у потребителей.

Проведены исследования, синтез и анализ новых адаптивных систем управления. Разработано дополнительные адаптивные модули для осуществления адаптивного управления процессом обработки с компенсацией упругих и температурных деформаций элементов несущей системы станка, заготовки, для осуществления предельного и оптимального регулирования режимов работы станков.

Система адаптивного управления резанием (рис. 3) представляет собой необходимую для обработки данной заготовки на станке регулирующую совокупность инструментов, приспособлений, технологической среды, с одной стороны, и процесса резания – с другой. Процесс резания характеризуется большим числом параметров. Регулирование процесса обработки заключается в том, чтобы, исходя из наличия первичных

параметров, характеризующих выбранный тип заготовки (материал, размер, припуск и т.д.) и принятого метода обработки (станок, приспособление, схема резания, технологическая среда), изменяя управляемые параметры (режимы резания, вариант и геометрические параметры инструмента, параметры и структура несущей системы станка), воздействовать на параметры регулирования (механика процесса резания, наростообразование, стружкодробление, тепловые явления, сила и мощность резания, вибрации) и добиться получения необходимых технологических параметров (точность, качество поверхности, стойкость инструмента, прочность инструмента, производительность, экономичность, форма стружки).



Рисунок 3 – Схема регулирования процесса обработки

Выводы

1. Создание нового оборудования должно основываться на изучении потребностей предприятий при выпуске современных машин, содержащих детали из новых материалов с повышенными требованиями к точности и качеству с применением новых прогрессивных инструментов и методов обработки.

2. Перспективным направлением развития конструкций тяжелых токарных станков является оснащение их фрезерными, расточными и шлифовальными модулями, что позволит совместить операции, выполняемые с одной установки детали и повысить производительность и качество изготовления.

3. Разработана система адаптивного управления резанием. Регулирование процесса обработки заключается в том, чтобы, исходя из наличия первичных параметров и принятого метода обработки, изменяя управляемые параметры, воздействовать на параметры регулирования и добиться получения необходимых технологических параметров.

4. Созданная гамма тяжелых токарных станков с ЧПУ и элементами адаптивного управления соответствует мировым стандартам. Дальнейшим направлением развития является создание станков нового поколения на этой основе.

Список литературы: 1. Ковальов В. Д., Нікогосян С. М., Владимиров А. Ю., Палашек О. Г., Безкоровайний Г. І., Кориткін В. І., Волошин О. І., Волкогон В. М., Антонюк В. С., Муковоз Ю. О. Створення, освоєння серійного виробництва та впровадження високоефективних конкурентоспроможних важких токарних верстатів нового покоління // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Збірник наукових праць. – Краматорськ, вип. №24, 2009. – С 3-8. 2. Базров Б. М. Определение технологических возможностей станка / Б. М. Базров // Вестник машиностроения. – 2007. – №3. – С. 31. 3. Ковалев В. Д. Экспертная оценка проектных решений при создании тяжелых токарных станков повышенной точности / В. Д. Ковалев, О. Ф. Бабин, М. С. Мельник // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. – Краматорськ : ДДМА, 2005. – Вип. №17. – С. 124–131. 4. Васильченко Я. В., Ковалев В. Д. Выбор оптимальных режимов резания при автоматическом управлении тяжелыми станками // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем : зб. наук. праць. – Краматорськ-Київ : ДДМА, 2006. – Вип. №20. – С. 48–53.

Надійшла до редколегії 30.09.2010

УДК 620.3: 621.762.5: 669.017.16

Э.С. ГЕВОРКЯН, д-р техн. наук, доцент, профессор УкрГАЗТ, Харьков
Ю.Г. ГУЦАЛЕНКО, с.н.с., НТУ "ХПИ", Харьков

ГЕНЕЗИС ЭКСПАНСИИ СЕМИКАРБИДА ВОЛЬФРАМА В ВОЛЬФРАМОКЕРАМИЧЕСКИХ ИНСТРУМЕНТАЛЬНЫХ КОМПОЗИТАХ ГОРЯЧЕГО ПРЕССОВАНИЯ С ЭЛЕКТРОКОНСОЛИДАЦИЕЙ НАНОПОРОШКОВ НА МОНОКАРБИДНОЙ ОСНОВЕ

Розглядається тенденція збільшення змісту семікарбиду вольфраму (карбиду дивольфраму) W_2C , що виявлено за результатами швидкісного спікання щільних керамічних структур на основі карбиду (монокарбиду) вольфраму WC з нанопорошків у технологіях електроконсолідації під тиском. Сформульовано і пояснено питання генезису експансії W_2C у цих технологіях отримання нанопорошкових консолідатів на основі WC.

Рассматривается тенденция увеличения содержания семикарбида вольфрама (карбида дивольфрама) W_2C , выявленная по результатам скоростного спекания плотных керамических структур на основе карбида (монокарбида) вольфрама WC из нанопорошков в технологиях электроконсолидации под давлением. Сформулированы и объяснены вопросы генезиса экспансии W_2C в этих технологиях получения нанопорошковых консолідатов на основе WC.

The tendency of content gain of tungsten semicarbide (ditungsten carbide) W_2C after rapid sintering of compact ceramic structures on the base of tungsten carbide (monocarbide) WC from nanopowders technology-based on electroconsolidation under pressure is been considered. The questions of W_2C expansion genesis in these technologies of production of nanopowder consolidates on WC base are formulated and explained.

Введение

Востребованность карбида вольфрама среди других тугоплавких керамических материалов, используемых в инструментальных применениях, обуславливается объединением в этом соединении уникального комплекса эксплуатационных свойств, среди которых выделяются [1-3] износостойкость, сопротивляемость к термоудару (скачку температуры) и устойчивость к окислению. Карбид вольфрама является самым твердым бинарным карбидом, сохраняющим эффективный уровень свойств при температурах порядка $1000^{\circ}C$. Поэтому вольфрамокарбидный базис сохраняет приоритетность в современном развитии и наноматериалов инструментального назначения, и соответствующих им нанотехнологий.

Температуростойкий карбид вольфрама составляет основу подавляющего марочного большинства вольфрамосодержащих твердых

сплавов. Для примера, в версии наиболее распространенных промышленных твердых сплавов по [4] – для всех приведенных марок, от 66% (Т30К4) до 98% (ВК2), причем для 32-х из 37-ми марок, приведенных в [4] как наиболее распространенные, паспортное содержание WC не ниже 80%. Лишь в некоторых, немногочисленных марочных случаях в числе вольфрамсодержащих твердых сплавов (например, Т60К6) основным карбидом является невольфрамовый.

Наиболее проблемным эксплуатационным свойством металлокерамических твердых сплавов, в том числе вольфрамовой керамики, во все времена единодушно [5-9, 4, 3] признается прочность. Для вольфрамовой керамики это объясняется повышенной хрупкостью или весьма малой пластичностью, что связано с относительно низким сопротивлением растягивающим напряжениям и, особенно, ударным нагрузкам. Поэтому любые возмущения структуры твердого сплава, вызванные технологическими особенностями его металлургии, рассматриваются прежде всего с позиций влияния на прочностные свойства конечного продукта.

Постановка проблемы

Известно [5-7, 3], что в системе W–C, рис. 1 [10], наряду с монокарбидами WC низкотемпературной гексагональной и высокотемпературной кубической, соответственно α и β модификаций, наблюдается полиморфизм W_2C_x . Повышенное присутствие фаз W_2C_x в продуктах развиваемых нами нанотехнологий электроконсолидации под давлением монокарбида вольфрама WC и композитов на его основе, в том числе инструментального назначения [11-17], побуждает нас уделить отдельное внимание возможным эксплуатационным последствиям (в том числе понижению прочности, предвосхищаемому сопоставлением свойств WC и W_2C [10]) и причинам повышенной побочной карбидизации вольфрама с трансформацией основного монокарбида WC в семикарбид W_2C , объясняющим его генезис и экспансию.

В контексте с этим мы считаем особенно важным определиться с возможными последствиями такой экспансии, уделить внимание свойствам неполных карбидов вольфрама на примере его семикарбида, ролевому прогнозу влияния повышенного присутствия неполных карбидов на эксплуатационные свойства конечного керамического продукта, в том числе с перспективой последующего изыскания возможно необходимых оптимизационных технологических управляющих механизмов регулирования присутствия неполных карбидов в нем.

Необходимость экспериментальных и аналитических разработок в этом направлении диктуется еще и тем, что предыдущие работы, в которых обращалось внимание на связь эксплуатационных свойств керметов на вольфрамокарбидной основе с присутствием в них семикарбида W_2C , среди

которых можно выделить [1, 9, 18], выполнялись с оглядкой на относительно небольшое присутствие W_2C (обычно менее 3 мас.%) и, соответственно, априорно предвосхищаемое незначимое влияние этого присутствия на свойства объекта присутствия в целом.

С переходом к использованию нанопорошков и к формированию наноразмерных фазовых структур в производстве твердосплавных WC-Co порошковых композитов проявляется повышенное внимание к сопутствующим химическим процессам, их влиянию на качество конечного продукта технологических реализаций [19]. Разрабатываются новые технологии напыления новых твердосплавных составов с повышенной адгезионной способностью, поддерживаемой повышенным содержанием Co [20-22]. Отнюдь не противоречит такому пути в развитии инструментального материаловедения, мы обращаем внимание на возможности, предоставляемые в совершенствовании традиционных подходов расширяющимся промышленным освоением производства нанопорошковых материалов, в рассматриваемой задаче – монокарбида WC (практически работаем с нанопорошками WC производства Wolfram (Австрия) – см., например, [17]).

В построениях своих экспериментальных исследований принимаем во внимание драматичность (в оригинале [23] – "dramatic effect") уплотнения нанопорошков нагревом, наблюдаемого в спекаемых WC-Co системах с жидкой компонентой, и избегаем ее, на необходимость чего со ссылкой на результаты работ Р. Пората и др. [24] указывает Дж. Гроза [23]. Полное и низкотемпературное уплотнение ускоренным спеканием в размерном нанодиапазоне способно обеспечить только спекание твердотельных WC-Co состояний.

Нанозеренные WC-Co порошки могут быть полностью консолидированы с минимальным ростом зерен традиционным спеканием, но окончательный размер зерна будет составлять все же порядка 100-200 нм. [25-27]. Сопоставимые результаты с использованием нетрадиционных методов спекания, в том числе относящихся к развиваемой нами группе поддерживаемого (активированного) электрическим полем (Field Assisted Sintering, [23]), достижимы при более низком уровне температур и за более короткое время.

В исследованиях диффузионных процессов в технологиях консолидации нанопорошковых керамических материалов [28-30] указывается на возрастание их роли. Вместе с тем, среди других характерных особенностей работы с нанопорошками, в обобщении мирового опыта [23] выделяются меньшие уровни энергии активации, чем этого требует поверхностная диффузия. Например, в случае вольфрамового порошка со средним размером зерна 40 нм, соответственно [31] 134 кДж/моль и ~340 кДж/моль. В силу этого сглаживающее вакансионные нарушения кристаллической архитектуры, и поэтому улучшающее объемное диффундирование в наноструктурах уже обеспечивается, если в результате дополнительного энергетического, в первом

приближении равномерно распределенного воздействия, например теплового под прямым электронагревом, достигается запуск уплотняющих структуру диффузионных процессов в поверхностном слое.

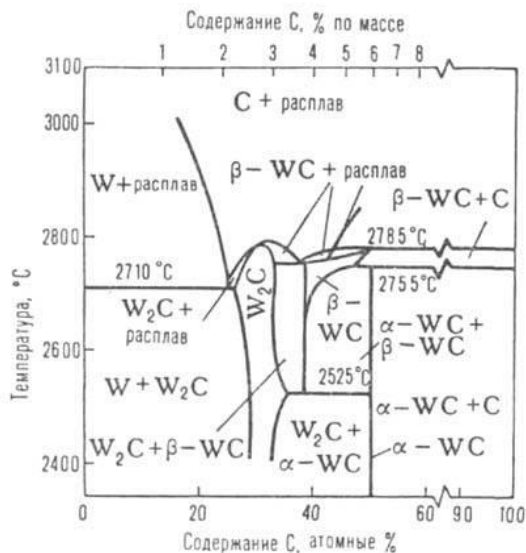


Рисунок 1 – Фазовая диаграмма системы вольфрам – углерод [10]

Предлагаемым исследованием нами предпринята попытка отойти от сложившегося стереотипа достаточно пассивного, фактически конформистского восприятия W_2C в вольфрамокарбидной керамике вообще и, особенно, инструментального назначения, через выделение и рассмотрение возможных причин увеличения содержания W_2C в продуктах электроконсолидации под давлением – передового скоростного метода, предоставляющего изготовителю серьезные экономические преимущества в производстве изделий высокоплотной субмикро- и наноразмерной структуры.

Генезис W_2C под прессованием WC с прямым токоподводом

Присутствие фаз W_2C_x в продуктах электроконсолидации с участием порошкового монокарбида WC, характерных его разложению с выделением углерода [32], зафиксировано рентгенографически, например, и в наших композитных образцах из нанопорошковых смесей Al_2O_3 -WC [11] (рис. 2а), и в экспериментах по твердосплавному производству на основе стандартной порошковой комбинации ВК8, усиленной нанопорошковыми добавками монокарбида WC (рис. 2б). При этом было замечено, что введение нанозернистых добавок WC в стандартную вольфрамокобальтовую порошковую комбинацию повышает выход фаз W_2C_x в конечном продукте.

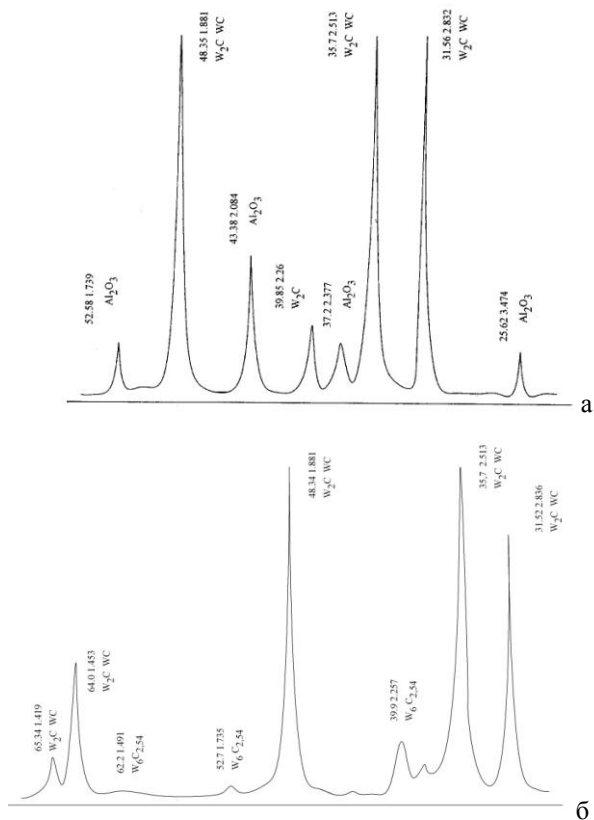


Рисунок 2 – Рентгенограммы образцов Al₂O₃-WC (50/50 мас. %) (а) и ВК8 с добавкой 15 мас. % нанопорошка WC (б) после горячего вакуумного прессования с прямым электронагревом переменным током

Если убедительное объяснение локальных всплесков температур до порогового предела (при нормальном давлении – 2780°C [32]), открывающего "шлюзы" разложению WC с выделением фаз W₂C_x и углерода, в традиционных технологиях спекания представляется сложным, в том числе с привлечением фактора взаимного сдавливания стремящихся к тепловому росту зерен, трибологического аспекта интенсификации трения по скользящим друг по другу их границам, то в практикуемых нами технологических решениях с привлечением электроконсолидации прямым пропусканием тока [11-17] понимание такой возможности совершенно естественно. Повышенный температурный режим вне пределов регистрируемой средней по объему камеры спекания температуры нагрева ее

содержимого, необходимый для такого разложения, соответствует низкотемпературной плазме [33] в зоне локальных электрических разрядов, например, короткоживущей в скользящих искровых разрядах в переменном электрическом поле на границе газообразной и твердотельной сред между порой и порошковым консолидатом [34, 35].

Как известно [33], области с преобладанием заряда какого-либо знака, возникающие в электрическом поле, охватывающем нетокопроводную порошковую смесь или связанные совокупности нетокопроводных компонентов порошковой смеси, инициируют на диэлектрических поверхностях заряды другого знака, вследствие чего по этим диэлектрическим поверхностям стелются (скользят) искровые каналы искровых разрядов. Это приводит, во-первых, к эффективному электронагреву и уплотнению консолидируемой среды [36-38], обусловленному значительным электрическим сопротивлением в зоне электропередачи; во-вторых, – к термическому очищению межзеренных границ [35]. В имитационных модельных приближениях применительно к использованию промышленного переменного тока частота возникновения искровых разрядов может рассматриваться соответствующей частотной характеристикой этого тока.

Высокоэнергетическая специфика действия электрических разрядов сопровождается к тому же высокоскоростными ударно-волновыми микроэффектами дополнительного давления. По различным, но практически сходящимся в порядке величин оценкам, приводимым, например, А. Л. Лившицем и Ю. С. Волковым для электроэрозионных микроразрушений [39], эти скорости достигают нескольких сотен метров в секунду, до 500-1000 м/с. В смесях спекаемых под действием электрического тока наноразмерных порошков такие эффекты ожидаемы прежде всего на границах наноразмерных пор, одновременно с нанесением короткоживущей в канале разряда низкотемпературной плазмой термического удара в пятне контакта канала разряда с поверхностью кристаллита.

В канву такого рода термических ударов, сопровождаемых ударно-волновой динамикой, органично вписывается инициирование известного высокотемпературного ($T > 2780^\circ\text{C}$) термического разложения WC по химическому механизму с образованием W_2C и C [32]. При этом импульсный и вероятностный во времени возникновения и по времени протекания характер электроразрядной специфики в порах между кристаллитами вдоль их границ и в межкристаллитных контактах, в уплотняемой под давлением порошковой среде по электрофизической сути аналогичных подвижным электрическим контактам [40]; высокоскоростной локальный импульсный нагрев по следу канала разряда и быстрое (в силу локальности воздействия) охлаждение способствуют расширенному проявлению полиморфизма W_2C_x , поскольку теплоэнергетическая поддержка термического разложения WC не

является достаточно стабильной для заверщенного перехода к однородной однофазной семиркарбидной структуре.

Процессы электроконсолидации порошковых сред под давлением по своей природе особенно чувствительны к изменению площади зеренных границ консолидируемых порошков, являющихся как бы подмостками в театре электроразрядных действий, на которых эти действия собственно и происходят. В предположении прямой пропорциональности выхода фаз W_2C_x от суммарной площади зеренных границ консолидируемой порошковой смеси можно рассмотреть приближенную модель влияния исходного привнесения нанодобавок в обычные порошковые среды, подготавливаемые для электроконсолидации (в общем случае – привнесения группировки частиц меньшего размера, например, в субмикронном диапазоне, к основному порошку большего размерного уровня, например, микронного).

Определим далее в качестве оценки такого влияния коэффициент изменения (вариации) количественного присутствия фаз W_2C_x , который идентифицируем как $k_{\text{var } W_2C_x}$. Очевидно, что в контексте выдвинутого предположения о прямой пропорциональности можем записать:

$$k_{\text{var } W_2C_x} = mk_s + 1 - m, \quad (1)$$

где m – концентрация добавки в химически идентичной насыпке; $0 < m < 1$ в нетривиальных случаях (ненулевых в смысле участия добавки, $m \neq 0$, и в смысле присутствия в насыпке основного порошка, $m \neq 1$);

k_s – коэффициент изменения площади поверхности зерен в единице массы или объема, причем объема – в чистом безвоздушном измерении, обеспечивая тем самым индифферентность выбора ввиду равнозначности

$$k_{\text{var } W_2C_x} (\text{мас.}) = k_{\text{var } W_2C_x} (\text{об.}).$$

Из преобразования (1) к более удобному виду

$$k_{\text{var } W_2C_x} = 1 + m(k_s - 1) \quad (2)$$

следует, что в интервале $0 < m < 1$ $k_{\text{var } W_2C_x} > 1$ при $k_s > 1$, т.е. в рассматриваемом нами случае нанодобавок следует ожидать увеличения выхода W_2C_x в конечном продукте.

Именно такой результат и был получен нами в опытной практике по рис. 2б, когда выход фаз W_2C_x составил примерно 5-8 мас. % по сравнению с выходом в размере 2-3 мас. % тех же структур при спекании традиционного сплава ВК8.

И наоборот, в общем гипотетическом рассмотрении, от добавления крупноразмерного порошка-добавки в мелкозернистую порошковую основу

следует ожидать уменьшения выхода W_2C_x в конечном продукте электроконсолидации под давлением.

Исходя, например, далее из простой и максимально энергетически устойчивой сферической (строго говоря, в кристаллографических описаниях, – квазисферической) модели элементарного зерна порошка, при имитации зерен равноразмерными сферами

$$k_s = d_{1-m} / d_m, \quad (3)$$

где d_{1-m} и d_m – диаметры зерен основного порошка (d_{1-m}) и добавки (d_m).

Подстановкой (3) в (2) получаем:

$$k_{\text{var}} W_2C_x = 1 + m \frac{d_{1-m}}{d_m} - 1, \quad (4)$$

или, в частном случае, когда зерна вводимой добавки на один порядок меньшего размера, чем зерна основного порошка, как это имело место в проиллюстрированном рис. 2б случае,

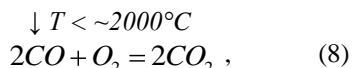
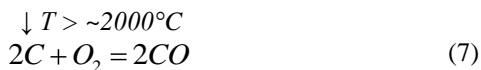
$$k_{\text{var}} W_2C_x = 1 + 9m. \quad (5)$$

Тогда, приблизительно оценивая привнесенные 15 мас. % нанокарбида WC в основную рецептуру ВК8 как 1/6 всего содержания карбида вольфрама в ней, в контексте наших модельных выкладок из (5) для показанного на рис. 2б следовало бы ожидать $k_{\text{var}} W_2C_x = 2,5$, что при базовом значении 2-3 мас. % фаз W_2C_x в реализации основной технологии означает ожидание 5-7,5 мас. % фаз W_2C_x в рассматриваемой экспериментальной, что практически идентично объявленным выше 5-8 мас. %, установленным рентгенографически.

Поскольку электрическое сопротивление и, соответственно, интенсивность теплового действия тока, увеличиваются по мере увеличения концентрации эквиполярных линий (уменьшения сечения проводника), то в области нарушения консолидируемой проводящей среды газозвушной порой наблюдается более высокая температура, чем в зонах полной сплошности. В связи с этим очевидно, и это используется в модельных теоретических интерпретациях формирования плотных структур спеканием порошков при наложении электрического тока [41], что чем крупнее пора, тем больше температура на пограничной с ней поверхности спекаемой порошковой среды и тем больше кинетическая и химическая активность содержимого поры, особенно на ее периферии. Следовательно, больше и вероятности, во-первых, подвижки этого содержимого к интеграции с менее нагретыми порами меньших размеров; во-вторых, первоочередного связывания активированного повышенным нагревом содержимого пор в

химических реакций с участием материала порошкового консолидата, вызванных высокотемпературным нагревом.

Одним из примеров такого связывания является возможная цепочка реакций в случае горячего прессования порошка монокарбида вольфрама:



представляющая получение вольфрамового семикарбида (6), а также, с понижением температуры (7), образование связывающего кислород воздуха оксида углерода (угарного газа), вытеснение которого из консолидата по сравнению с воздухом вообще и, тем более, кислородом, требует меньших усилий, благодаря его меньшей плотности. Более легкий, он стремится улечься в менее плотные верхние слои атмосферы, не требуя дополнительного механического или иного принудительного воздействия в условиях связности с внешней воздушной средой пор уплотняемого горячим прессованием консолидата.

Ликвидация пористости под давлением, как это практикуется и нами [11-17], с корректным управлением усилием прессования в цикле спекания [17], препятствует росту зерен в пространство пор, как это обычно наблюдается [42, 43]. При этом присутствие в газовой среде пор потенциальных реагентов химических реакций, возможных в результате термодинамических фазовых превращений, стабилизирует их протекание [44] и является дополнительным фактором локальных и общего уплотнений.

Кроме того, дополнительная энергия искровых разрядов, привносимых в газозвушную среду межзеренных пор при прямом токоподводе, в подвижных при прессовании порошков межзеренных контактах, в технологиях электроконсолидации выступающих аналогами обычных электрических контактов [40], обратимо поглощается молекулярным кислородом воздуха с образованием озона O_3 [32]:



Очевидно, что выделяющийся в обратной реакции самопроизвольного разложения известного [32] своей неустойчивостью озона атомарный кислород повышает активность его связывания с тем же выходом (7):



Реакции (7) и (10) в консолидируемых прессованием системах (или фрагментах систем) с открытой пористостью дополнительно интенсифицируют их уплотнение в воздушной среде, а также с открытием до того закрытых пор в среду еще более плотного аргона, который, следуя [45,

46], мы также практикуем, противоборствуя нежелательному самопроизвольному адгезионному агломерированию наноразмерных порошков до активированного спекания.

Предотвращению закрытия пористости до ее полной ликвидации избранным нами [11-17] комбинированным действием электрического тока и прессования способствует определенная постепенность (ступенчатость) нагрева и управление (контроль) его скорости [47, 48], обеспечивающие постепенность вытеснения газовых пор на поверхность.

В то же время процесс подавления (вытеснения) газов из пор спекаемого консолидата не следует понимать как одноактный, автоматически разрешаемый, например, реакцией по типу (7) в системах с открытой пористостью, поскольку известно [48], что уровень абсорбции нанопорошками таких газов как CO и CO₂ может быть весьма высоким, т.е. в общем случае процесс может развиваться в обе стороны, и как раз непрерывность в системе определенных режимов давления и электроконсолидации до полного или достаточного уплотнения консолидата призвана обеспечить эффективность уплотнения.

Из экспериментальной практики известно [44], что с уменьшением зернистости исходных порошков степень усадки твердосплавных керамических композитов повышается в любых технологиях спекания, в частности, при спекании и в твердой фазе, и в присутствии жидкой. Как и в наших опытах [11-17], в этом проявляется более высокоплотный (менее пористый) не только исходный потенциал мелкозернистых насыпок (с меньшим объемом межзеренных зазоров), но и консолидационный (с меньшим объемом больших пор на месте отсутствующих кристаллитов и меньшим объемом вакансионных агломератов в их стыках [45, 46, 49]). В ряду характерных дефектов субмикро- и нанокристаллической вольфрамовой керамики, к которым можно отнести, помимо упомянутых выше больших пор и вакансионных агломератов в межзеренных стыках, состояние границ зерен с вакансиями по линиям их контактов, присутствие нежелательных фаз и микротрещин, облегчается влияние локальных пористых образований, особенно больших пор, частично подавляемых с образованием семикарбида вольфрама по реакционной схеме (6)-(8), в том числе с учетом меньших объемов интегрированных газообразных продуктов реакций по отношению к сумме объемов реагентов.

Заключение

Экспансия W₂C в вольфрамокерамических инструментальных композитах горячего прессования с электроконсолидацией нанопорошков своим генезисом обязана прежде всего электроразрядным эффектам в газовых порах вдоль границ зерен спекаемого порошка и образованием в их зоне низкотемпературной плазмы электрического разряда, вызывающей локальные всплески температуры достаточного уровня для разложения основного карбида (WC). Другим важным фактором интенсификации выхода фаз W₂C_x в электроконсолидационной работе с порошками меньших зернистостей является повышенная площадь зеренных границ –

потенциальных электродов искровых разрядных контактов. В объединении этих двух факторов в нанопорошковом спекании под давлением с прямым токоподводом к консолидируемой среде заключается основной источник расширенного присутствия семикарбидной фазы в конечном продукте на основе монокарбида WC.

В связи с этим целесообразно исследовать свойства инструментальных материалов на нанокарбидвольфрамовой основе, полученных по методу электроконсолидации под давлением, наиболее значимые в практических применениях и определяющие устойчивость в механических, тепловых, электрических и комбинированных нагружениях (твердость, прочность, трещиностойкость и др.). При установлении значимых негативных проявлений, вызванных повышенным выделением семикарбидной фазы в активированном электрофизическим воздействием и его последствиями разложении WC, провести дополнительные экспериментальные исследования и, по аналогии с [17], принять экономически взвешенные решения относительно ступенчатых структур и параметризации циклограмм по току, температуре и давлению в технологических процессах спекания под давлением с участием прямого действия электрического тока, обеспечивающих получение высокоплотных тонкодисперсных структур повышенной функциональности.

Список литературы: 1. Самсонов Г. В., Упадхя Г. Ш., Нешпор В. С. Физическое материаловедение карбидов. – К.: Наук. думка, 1974. – 455 с. 2. Болгар А. С., Турчанин А. Г., Фесенко В. В. Термодинамические свойства карбидов. – К.: Наук. думка, 1973. – 270 с. 3. Панов В. С., Чувилин А. М. Технология и свойства спеченных твердых сплавов и изделий из них: Учеб. для вузов. – М.: МИСИС, 2001. – 428 с. 4. Либенсон Г. А. Производство порошковых изделий: Учеб. для техникумов. – 2-е изд., перераб. и доп. – М.: Металлургия, 1990. – 240 с. 5. Нейбургер М. Рентгенография металлов и сплавов / Пер. с нем. – Л.: Госхимтехиздат, Ленингр. отд-ние, 1932. – 223 с. 6. Киффер Р., Шварцкопф П. Твердые сплавы / Пер. с нем. – М.: Металлургия, 1957. – 664 с. 7. Самсонов Г. В., Уманский Я. С. Твердые соединения тугоплавких металлов. – М.: Изд-во лит. по чер. и цв. металлургии, 1957. – 388 с. 8. Тинклето Дж. Р., Крэндалла У. Б. Керметы / Пер. с англ. – М.: Изд-во иностр. лит., 1962. – 368 с. 9. Третьяков В. И. Основы металловедения и технологии производства спеченных твердых сплавов. – М.: Металлургия, 1976. – 527 с. 10. Вольфрама карбиды / А. Н. Пиляквич // Химическая энциклопедия: В 5 Т: Т. 1. – М.: Сов. энциклопедия, 1988. – С. 420-421. 11. Геворкян Е. С. Щільні та поруваті конструкційні матеріали з нано- та субмікронних порошоків WC, Al₂O₃ і SiC поліфункціонального призначення: дис. ... д-ра техн. наук: 05.17.11 – Технологія тугоплавких неметалічних матеріалів. – Харків, 2008. – 289 с. 12. Sintering of Al₂O₃ and WC powders activated by electric field / E.S. Gevorkyan, Yu.G. Gutsalenko, V.A. Chishkala, A.P. Khrishtal // Proceedings of the 5-th International Conference "Research and Development in Mechanical Industry" RaDMI 2005 4-7 Sept. 2005, Vrnjaska Banja, Serbia and Montenegro. – PP. 694-696. 13. Активоване електричним полем спікання порошоків кераміки Al₂O₃ і WC / Е.С. Геворкян, Ю.Г. Гуцаленко, В.О. Чішкала, А.П. Хриштал // Высокие технологии: тенденции развития. Материалы XIV междунар. науч.-техн. семинара, 12-17 сент. 2005 г. – Харьков-Алушта: НТУ „ХПИ“, 2005. – С. 31-32. 14. Gevorkyan E.S., Gutsalenko Yu.G. Electrically activated hot pressing behavior of Al₂O₃ and WC nanopowders // 8-th International Conference "Research and Development in Mechanical Industry" RaDMI 2008 14-17 Sept. 2008, Uzice, Serbia: Proceedings on CD-ROM. – PP. 198-201. – ISBN 978-86-83803-24. 15. Геворкян Э.С., Гуцаленко Ю.Г. Особенности формирования тугоплавкой керамики из нанопорошков Al₂O₃ и WC прессованием с прямым электронгревом // Физические и компьютерные технологии: Тр. 14-й Междунар. науч.-техн. конф., 24-25 сент. 2008 г. – Харьков: ХНПК „ФЭД“, 2008. – С. 174-178. 16. Геворкян Э.С., Гуцаленко Ю.Г. Некоторые

закономерности горячего прессования нанопорошков монокарбида вольфрама // Вісн. Нац. техн. ун-ту "Харк. політехн. ін-т". Темат. вип.: Технології в машинобудуванні. – 2008. – №35. – С. 44-48. **17. Георгян Э. С., Гуцаленко Ю. Г.** Подбор оптимальных режимов горячего прессования нанопорошковых смесей Al_2O_3 -WC для инструментальных применений // Восточно-европейский журнал передовых технологий. – 2010. – № 5/1 (47). – С. 13-18. **18. Чапорова И. Н., Чернышский К. С.** Структура спеченных твердых сплавов. – М.: Металлургия, 1975. – 248 с. **19. McCandlish L.E., Kear B.H., Kim B.K.** Chemical Processing of Nanophase WC-Co Composite Powders // Materials Science and Technology, 6 (1990): pp. 953-957. **20. He J., Ice M., Lavernia E.J.** Synthesis of Nanostructured WC-12%Co Coating Using Mechanical Milling and HVOF Thermal Spraying // Metall. Mater. Trans., 31A (2000): pp. 541-543. **21. Stewart D.A., Shipway P.H., McCartney D.G.** Abrasive Wear Behavior of Conventional and Nanocomposite HVOF-sprayed WC-Co Coatings // Wear, 225-229 (1999): pp. 789-798. **22. Verdon C., Karimi A., Martin J.-L.** A Study of High Velocity Oxy-Fuel Thermally Sprayed Tungsten Carbide Based Coatings. Part 1: Microstructures // Mat. Sci. & Eng. A, 246 (1998): pp. 11-24. **23. Groza J.R.** Nanocrystalline Powder Consolidation Methods // Nanostructured Materials: Processing, Properties and Potential Applications / Ed. by C.C. Koch. – Norwich, N.Y., U.S.A.: Noyes Publications, William Andrew Publishing, 2002. – PP. 115-178. **24. Porat R., Berger S., Rosen R.** Dilatometric Study of the Sintering Mechanism of Nanocrystalline Cemented Carbides // Nanostr. Mater., 7 (1996): pp. 429-436. **25. Grain Growth Inhibition in Sintering of Nanostructured WC-Co Alloys / L. Wu, B.K. Kim, B.H. Kear, L.E. McCandlish // Proc. 13th Intern. Plansee Seminar / Ed. by A. Bildstein and R. Eck, Vol.3. – Reute: Metallwerk Plansee, 1993: pp. 667-679. **26. Fang Z., Eason J.W.** Study of Nanostructured WC-Co Composites // Int. J. Refractory & Hard Met., 13 (1995): pp. 297-303. **27. McCandlish L.E., Kear B.N., Kim B.K.** Processing and Properties of Nanostructured WC-Co // Nanostr. Mater., 1 (1992): pp. 119-124. **28. Horvath J., Birringer R., Gleiter H.** Diffusion in Nanocrystalline Material // Sol. Stat. Comm., 62 (1987): pp. 319-322. **29. Mishin Y., Herzig C.** Diffusion in Fine Grained Materials: Theoretical Aspects and Experimental Possibilities // Nanostr. Mater., 6 (1995): pp. 859-862. **30. Atkinson A.** Diffusion in Ceramics // Materials Science and Technology, Vol.11, Structure and Properties of Ceramics / Ed. by M.V. Swain. – Weinheim: VCH, 1994. – pp. 299-338. **31. Trusov L.I., Lapovok V.N., Novikov V.I.** Problems of Sintering Ultrafine Powders // Science of Sintering / Ed. by D.P. Uskokovic, H. Plamour III, R.M. Spriggs. – N.Y.: Plenum Press, 1989. – PP. 185-192. **32.** Химический энциклопедический словарь / Гл. ред. И.Л. Кнунянц. – М.: Сов. энциклопедия, 1983. – 792 с. **33.** Физический энциклопедический словарь/Гл. ред. А. М. Прохоров. – М.: Сов. энциклопедия, 1983. – 928 с. **34.** Особенности скользящего разряда по границе раздела диэлектриков с различной диэлектрической проницаемостью / В.К. Бакиши, Г.П. Кузьмин, И.М. Минаев, А.А. Рухадзе, Н.Б. Тимофеев // Прикладная физика. – 2005. – №6. – С. 54-59. **35. Anderson K.R., Groza J.R.** Surface oxide debonding in field assisted powder sintering // Mater. Sci. Engin., 27 (1990): pp. 278-282. **36. Groza J.R.** Field assisted sintering // Powder Metallurgy., Vol.7., No.2 (1998): pp. 583-589. **37. Tokita M.** Mechanism of Spark Plasma Sintering // J. Material Science., Vol.5, No.45 (2004): pp. 78-82. **38.** Dense nanostructured materials obtained by Spark Plasma Sintering and Field Activated Pressure Assisted Synthesis starting from mechanically activated powder mixtures/F. Berhard, S. Le Gallet, N. Spinassou et al. // Science of Sintering., 36 (2004): pp. 155-164. **39. Лившиц А.Л., Волков Ю.С.** О физическом механизме эвакуации металла из лунки // Электрофизические и электрохимические методы обработки. – 1974. – Вып.12. – С. 1-4. **40. Намитков К.К.** Электроэрозионные явления. – М.: Энергия, 1978. – 456 с. **41. Райченко А.И.** Основы процесса спекания порошков пропусканием электрического тока. – М.: Металлургия, 1987. – 128 с. **42. Lin Y., Patterson R.R.** Grain Growth Inhibition by Porosity // Acta Metall. Mater., 41 (1993): pp. 2651-2656. **43. Mayo M.J., Hague D.C.** Porosity-Grain Growth Relationships in the Sintering of Nanocrystalline Ceramics // Nanostruct. Mater., 3 (1993): pp. 43-52. **44. Porter D.A., Easterling K.E.** Phase Transformations in Metals and Alloys, 2nd ed. – London: Chapman & Hall, 1992. – 113 p. **45. Гусев А. И.** Нанокристаллические материалы: методы получения и свойства. – Екатеринбург: УрО РАН, 1998. – 199 с. **46. Гусев А. И., Ремпель А. А.** Нанокристаллические материалы. – М.: Физматлит, 2001. – 224 с. **47. Скороход В. В., Уварова И. В., Разуля А. В.** Фізико-хімічна кінетика в наноструктурних системах. – Київ: Академперіодика, 2001. – 180 с. **48. Andrievski R.A.** Compaction and Sintering of Ultrafine Powders // Intern. Powder Metall., 30 (1994): pp. 59-66. **49.** Nanostructured Materials: Processing, Properties and Potential Applications / Ed. by C. C. Koch. – Norwich, N.Y., U.S.A.: Noyes Publications, William Andrew Publishing, 2002. – 612 p.**

Поступила в редколлегию 15.09.2010

Ю.Г. ГУЦАЛЕНКО, ст. научн. сотрудник, НТУ "ХПИ", Харьков;
Ф.В. НОВИКОВ, д-р техн. наук, проф., ХНЭУ, Харьков;
В.И. ПОЛЯНСКИЙ, директор, ООО "Империя металлов", Харьков

РАСЧЕТЫ ТЕРМОУПРУГИХ НАПРЯЖЕНИЙ, ВОЗНИКАЮЩИХ ПРИ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКЕ

С применением методов теории упругости произведен расчет и обоснованы условия уменьшения термоупругих напряжений, возникающих в отрезном алмазном круге, а также в поверхностном слое обрабатываемой детали при резании и шлифовании

Із застосуванням методів теорії пружності виконано розрахунок і обґрунтовані умови зменшення термопружного напруження, що виникає у відрізаному алмазному крузі, а також у поверхневому шарі оброблюваної деталі при різанні та шліфуванні

Using the methods of elasticity theory is used to calculate and justify the conditions to reduce thermoelastic stresses arising in the cutting diamond disc, and also in the surface layer of the workpiece during cutting and grinding

Введение и постановка задачи. Выделяющееся в процессе механической обработки тепло идет на нагревание обрабатываемой детали, инструмента, элементов станка, что вызывает их деформирование и снижение точности и качества обработки. Для управления температурными деформациями элементов технологической системы необходимо знать законы изменения термоупругих напряжений. Рассчитать их в телах сложной формы с помощью элементарных методов фактически невозможно. Поэтому необходимо применять методы теории упругости, позволяющие описать поля напряжений в двух- и трехмерных системах координат [1, 2]. Целью работы является теоретическое обоснование условий уменьшения термоупругих напряжений в отрезном алмазном круге и в поверхностном слое обрабатываемой детали при резании и шлифовании.

Материалы и результаты исследований. Нагрев отрезного алмазного круга вызывает появление в нем термоупругих напряжений и деформаций. Деформация круга увеличивает силы резания и вызывает заклинивание и разрушение круга. Для управления процессом обработки важно знать количественный уровень возникающих термоупругих напряжений и возможности их уменьшения. Исходя из теории упругости [3], радиальные σ_r и тангенциальные σ_φ напряжения удовлетворяют условию равновесия

$$\frac{d\sigma_r}{dr} + \frac{\sigma_r - \sigma_\varphi}{r} = 0. \quad (1)$$

Касательные напряжения $\tau_{r\varphi}$ равны нулю ввиду симметрии поля деформаций (рис. 1). Для решения уравнения (1) примем соотношения между радиальной ε_r и тангенциальной ε_φ деформациями и напряжениями в виде

$$\varepsilon_r - \alpha \cdot \theta = \frac{1}{E} \cdot \sigma_r - \nu \cdot \sigma_\varphi ; \quad \varepsilon_\varphi - \alpha \cdot \theta = \frac{1}{E} \cdot \sigma_\varphi - \nu \cdot \sigma_r , \quad (2)$$

где E – модуль упругости; ν – коэффициент Пуассона; α – коэффициент теплового расширения материала; θ – температура тела.

Подставляя (2) в уравнение (1), с учетом $\varepsilon_r = dU/dr$, $\varepsilon_\varphi = U/r$ (где U – радиальное перемещение), получим

$$\frac{d}{dr} \left[\frac{1}{r} \cdot \frac{d r \cdot U}{dr} \right] = 1 + \nu \cdot \alpha \cdot \frac{d\theta}{dr} . \quad (3)$$

Решение дифференциального уравнения (3):

$$U = 1 + \nu \cdot \frac{\alpha \cdot \theta}{2r} \cdot r^2 - a^2 + C_1 \cdot r + \frac{C_2}{r} . \quad (4)$$

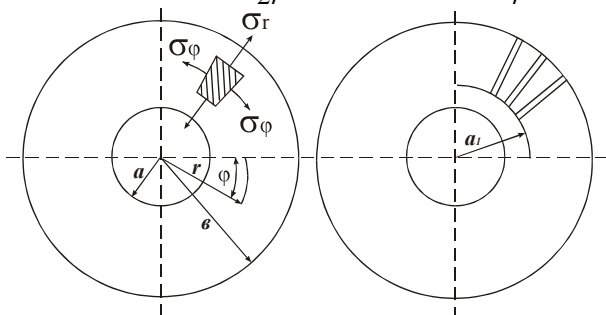


Рисунок 1 – Расчетная схема термоупругих напряжений в диске круга

Подчиняя (4) граничным условиям $U \Big|_{r=a} = U \Big|_{r=b} = 0$,

определяются постоянные C_1 и C_2 . В табл. 1 приведены расчетные значения U , σ_r , σ_φ для исходных данных: $a=12$ мм, $b=120$ мм, $\nu=0,3$ (сталь), $E=2,1 \times 10^4$ кГс/мм², $\alpha=0,12 \times 10^{-4}$ град⁻¹, $\theta=1000^\circ\text{C}$.

Таблица 1 – Расчетные значения параметров U , σ_r , σ_φ

r , мм	12	50	100	120
U , мм	0	0	0	0
σ_r , кГс/мм ²	-360	-360	-360	-360
σ_φ , кГс/мм ²	-360	-360	-360	-360

Как видно, перемещение U во всех точках отрезного круга равно нулю, т.е. контуры круга жестко защемлены. Напряжения σ_r и σ_φ – сжимающие, равны между собой во всех точках диска (отрезного круга) и принимают значения, превышающие предельно допустимые напряжения. Высокий уровень напряжения указывает на то, что диск будет деформироваться в поперечном

направлении, принимая самые разнообразные формы. На практике, как правило, наблюдается деформирование диска круга в форме волны вдоль его рабочей поверхности. Как отмечалось выше, это приводит к снижению качества обработки и работоспособности круга. Отрезные круги с прерывистой рабочей поверхностью (с радиальными пазами) работают более стабильно и со значительно меньшими деформациями в поперечном направлении. Для оценки степени уменьшения напряжения в диске за счет наличия радиальных пазов, уравнение (1) решим при условии, что σ_φ не зависит от угла φ в диске (рис. 1):

$$U = \int_0^r \alpha \cdot \theta \cdot dr + C_3 \cdot \ln r + C_4 ; \quad \sigma_r = E \cdot \frac{C_3}{r}. \quad (5)$$

Данное решение справедливо при условии $a_1 < r < b$. При условии $b < r < a_1$ справедливо предыдущее решение (4). Для определения постоянных C_1, C_2, C_3, C_4 используем два граничных условия: $U_1 \Big|_{r=a} = 0$; $U_2 \Big|_{r=b} = 0$ (где U_1 и U_2 – значения U для сплошного и прерывистого отрезных кругов) и два условия совместности для $r = a_1$: $U_1 \Big|_{r=a_1} = U_2 \Big|_{r=a_1}$; $\sigma_{r1} \Big|_{r=a_1} = \sigma_{r2} \Big|_{r=a_1}$.

Таблица 2 – Расчетные значения параметров σ_r, σ_φ

$r, \text{мм}$	12	20	120
$\sigma_r, \text{кГс/мм}^2$	-725	-640	-107
$\sigma_\varphi, \text{кГс/мм}^2$	-470	0	0

В табл. 2 приведены значения напряжений σ_r, σ_φ в отрезном круге с параметрами $a = 12 \text{ мм}$, $b = 120 \text{ мм}$ для случая $r = a_1 = 20 \text{ мм}$. Напряжение σ_r увеличивается по мере уменьшения радиуса r . На внешнем контуре прерывистого отрезного круга напряжение $\sigma_r = -170 \text{ кГс/мм}^2$, а в диске без продольных пазов $\sigma_r = -360 \text{ кГс/мм}^2$. Таким образом показано, что наличие пазов позволяет уменьшить напряжения в отрезном круге в области его рабочей зоны. Это уменьшает поперечные деформации круга, исключая заклинивание его в процессе работы круга. Однако следует отметить, что наличие радиальных пазов не устраняет напряжения, а перераспределяет их в пределах контура круга. Увеличение напряжений σ_r и σ_φ до (-725 кГс/мм^2) и (-470 кГс/мм^2) соответственно так же нежелательно, поскольку может вызвать в процессе работы разрыв круга.

Таблица 3 – Расчетные значения параметров σ_r , σ_ϕ

r , мм	12	40	120
σ_r , кгс/мм ²	-460	-425	-142
σ_ϕ , кгс/мм ²	-393	0	0

Таблица 4 – Расчетные значения параметра σ_r

r , мм	12	100	120
σ_r , кгс/мм ²	-188	-247	-206

В табл. 3 приведены значения напряжений σ_r и σ_ϕ в отрезном круге с параметрами $a = 12$ мм, $a_1 = 40$ мм, $b = 120$ мм. С уменьшением длины радиальных пазов на прерывистом круге напряжение σ_r на внешнем контуре увеличивается, а на внутреннем – уменьшается. Уменьшается так же значение σ_ϕ . В табл. 4 приведены значения напряжений в прерывистом круге с параметрами $a = 12$ мм, $a_1 = 100$ мм, $b = 120$ мм.

С уменьшением длины радиальных пазов напряжение σ_r на внешнем контуре круга увеличивается, а на внутреннем – уменьшается. Следовательно, оптимизация конструкции прерывистых отрезных кругов создает условие для рационального использования кругов. Уменьшение температуры в зоне резания способствует снижению общего уровня напряжений σ_r и σ_ϕ . Приведенные решения использованы для совершенствования технологии изготовления алмазных отрезных кругов. При спекании алмазного слоя в условиях высоких температур и давлений возникает коробление круга, которое, как правило, не исправляется при правке. Наличие продольных пазов на круге позволяет управлять короблением круга в процессе термообработки его алмазного слоя на стадии изготовления.

Применим приведенное выше решение для расчета термоупругих напряжений в поверхностном слое обрабатываемого материала. Для этого условно разобьем рассмотренный диск с внутренним отверстием на две одинаковые части. Будем считать, что диаметральной плоскостью определяет обрабатываемую поверхность детали, в центре которой действует тепловой источник длиной, равной диаметру внутреннего отверстия. Примем в первом приближении, что тепловой источник действует по контуру внутреннего отверстия, а распределение напряжений σ_r и σ_ϕ симметрично. Наружный радиус будем считать границей обрабатываемого материала, где температура равна нулю. Рассмотрим плоское напряженное состояние тела с учетом температурных деформаций. Если через ε_r обозначить полную радиальную деформацию, а через $(\varepsilon_r - \alpha \cdot \theta)$ – ее составляющую, обусловленную действием напряжения, то закон Гука [3] выразится зависимостями (2).

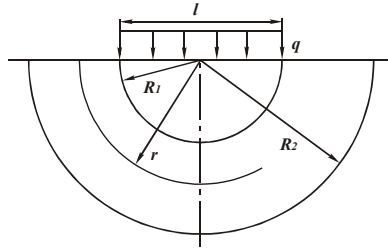


Рисунок 2 – Расчетная схема деформаций от нагрузки q .

Принимая для упрощения расчетов $\sigma_\varphi = 0$, уравнение (1) опишется

$$\frac{d^2U}{dr^2} + \frac{1+\nu}{r} \cdot \frac{dU}{dr} = 1+\nu \cdot \alpha \cdot \left[\frac{d\theta}{dr} + \frac{\theta}{r} \right]. \quad (6)$$

Решение дифференциального уравнения (6):

$$U = \alpha \cdot \theta \cdot r - \frac{C_1}{\nu \cdot r^\nu} + C_2; \quad \sigma_r = \frac{E}{1-\nu^2} \cdot \frac{\nu \cdot C_2}{r}. \quad (7)$$

Подчиняя решение граничным условиям: $U \Big|_{r=R_1} = 0$, $U \Big|_{r=R_2} = 0$ (рис. 2), получено

$$\sigma_r = - \frac{E \cdot \alpha \cdot \nu \cdot \theta \cdot R_1}{1-\nu^2 \cdot r} \cdot \left[\frac{\left(\frac{R_2}{R_1} - 1 \right)}{\left(1 - \frac{R_1^\nu}{R_2^\nu} \right)} + 1 \right]. \quad (8)$$

При условии $R_2 \gg R_1$, имеем

$$\sigma_r = - \frac{E \cdot \alpha \cdot \nu \cdot \theta \cdot R_2}{1-\nu^2 \cdot r}. \quad (9)$$

Из зависимости (9) следует увеличение σ_r с увеличением параметров E , α , ν , θ и R_2/r . При условии $\sigma_r = \sigma_{сж}$ возможно разрушение материала в точках полуокружности диаметром $D = l$ (где $\sigma_{сж}$ – предел прочности на сжатие обрабатываемого материала). Исходя из зависимости (8), определяется предельная температура θ при $R_1 = r$ (знак “минус” опускаем) с учетом $R_2 \gg R_1$:

$$\theta = \frac{1-\nu^2 \cdot \sigma_{сж}}{E \cdot \nu \cdot \alpha} \cdot \frac{R_1}{R_2}. \quad (10)$$

Температура θ тем больше, чем меньше R_2 и больше R_1 . Отношение $\sigma_{сж}/E$ определяет упругую деформацию материала $\varepsilon_{уп}$. Следовательно, чем

больше ε_{ypr} , тем больше должна быть температура θ , обеспечивающая выполнение условия $\sigma_r = \sigma_{сж}$. Исходя из этого, хрупкие материалы, характеризующиеся меньшими значениями ε_{ypr} , в большей степени подвержены разрушению от действия термоупругих напряжений. Например, значение $\varepsilon_{ypr} = \sigma_{сж}/E$ для алмаза равно 0,002; для твердых сплавов – 0,009; для быстрорежущих сталей – 0,016.

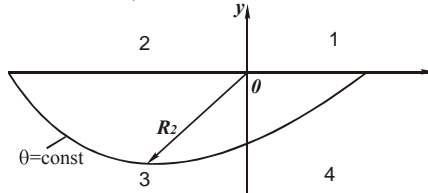


Рисунок 3 – Положение изотермы в обрабатываемом материале

Применительно к процессу резания (рис. 3), напряжения σ_r , возникающие в точках полуокружности диаметром $D = 1$ (1 четверть), определяются суммой напряжений, вызванных силовым и тепловым фактором (при $R1 = r$):

$$\sigma_r = -\frac{2 \cdot q}{\pi} = -\frac{E \cdot \nu \cdot \alpha \cdot \theta}{1 - \nu^2} \cdot \left[\left(\frac{R_2}{R_1} - 1 \right) + 1 \right] \cdot \left[\frac{1 - \frac{R_1^\nu}{R_2^\nu}}{1 - \frac{R_1^\nu}{R_2^\nu}} \right]. \quad (11)$$

При условии $\sigma_r = \sigma_{сж}$ с учетом $R2 \gg R1$ справедливо равенство

$$\sigma_{сж} = -\frac{2 \cdot q}{\pi} - \frac{E \cdot \nu \cdot \alpha \cdot \theta \cdot R_2}{1 - \nu^2 \cdot R_1}. \quad (12)$$

С учетом $q = P/l = P/2R_1$, имеем

$$\sigma_{сж} = \frac{1}{R_1} \cdot \left[\frac{P}{\pi} + \frac{E \cdot \nu \cdot \alpha \cdot \theta \cdot R_2}{1 - \nu^2} \right]. \quad (13)$$

Чем больше параметры θ и $R2$, тем меньше сила P , обеспечивающая разрушение материала. Термоупругое напряжение σ_r , определяемое (9), зависит от $R2$. Принципиально температурное поле (положение изотермы $\theta = \text{const}$) при резании имеет вид, показанный на рис. 3. Следовательно, в 3 четверти параметр $R2$ существенно больше, чем в 4 четверти. Это предопределяет более высокие значения σ_r в 3 четверти и условия разрушения поверхностных слоев материала. Уменьшить σ_r в 3 четверти,

согласно (9), можно уменьшением параметров θ и R_2 , в том числе путем применения охлаждающей жидкости.

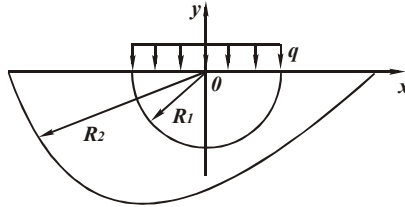


Рисунок 4 – Расчетная схема термоупругих напряжений при шлифовании

При шлифовании (рис. 4) термоупругое напряжение, описываемое зависимостью (9), при условии $r = R_1$ выразится

$$\sigma_r = -\frac{E \cdot \nu \cdot \alpha \cdot \theta \cdot R_2}{1 - \nu^2 \cdot R_1} \quad (14)$$

Чем больше R_2 / R_1 , тем больше σ_r . Очевидно, в 3 четверти напряжение σ_r больше, чем в 4 четверти, т.к. температурное поле охватывает большую область. Наибольшее значение R_2 достигается на поверхности обработанного материала, что может стать причиной разрушения поверхностных слоев материала.

Длина контакта круга с обрабатываемым материалом равна $2 \cdot R_1$. Поэтому σ_r зависит от отношения толщины прогретого слоя материала R_2 и длины контакта круга с материалом $2 \cdot R_1$. Очевидно, при глубинном шлифовании параметры R_2 и R_1 больше, чем при обычном многопроходном шлифовании. Однако, из этого еще не следует увеличение σ_r при глубинном шлифовании, т.к. отношение R_2 / R_1 и средняя температура θ в диапазоне $R_1 \dots R_2$ могут быть меньше, чем при многопроходном шлифовании. Этим, в частности можно объяснить повышение качества обработки при глубинном шлифовании [4]. При условии $\sigma_r = \sigma_{сж}$ приходим к зависимости (10). С учетом $\varepsilon_{ymp} = \sigma_{сж} / E$ она принимает вид

$$\theta = \frac{1 - \nu^2 \cdot \varepsilon_{ymp}}{\nu \cdot \alpha} \cdot \frac{R_1}{R_2} \quad (15)$$

Температура θ уменьшается с уменьшением ε_{ymp} . Это требует значительного снижения температуры при шлифовании таких материалов как, например, твердые сплавы, алмазы и т.д., характеризующиеся относительно небольшими значениями ε_{ymp} [5]. Эффективно увеличение соотношения R_1 / R_2 (при $\theta = \text{const}$).

Определим напряженно – деформированное состояние поверхностного слоя обрабатываемой детали при изменении температуры по закону $\theta = A/r^n$, где А, n – некоторые постоянные.

Решая дифференциальное уравнение (6), имеем

$$U = \frac{\alpha \cdot 1 + \nu \cdot A}{1 + \nu - n} \cdot r^{1-n} - \frac{C_1}{\nu} \cdot r^{-\nu} + C_2 \quad (16)$$

Постоянные C1 и C2 определяются из граничных условий $U(r=R_1) = U(r=R_2) = 0$.

При условии n = 0 приходим к решению (11).

При условии n = 1, имеем

$$\sigma_r = -\frac{E \cdot \alpha \cdot A}{1 - \nu \cdot r} = -\frac{E \cdot \alpha \cdot \theta}{1 - \nu} \quad (17)$$

Напряжение σ_r изменяется по закону $\theta \cdot r$. Уменьшить σ_r можно лишь уменьшением $\theta \cdot r$.

Максимальное значение $\sigma_r = \sigma_{сж}$ достигается при $r = R1$

$$\sigma_{сж} = -\frac{E \cdot \alpha \cdot A}{1 - \nu \cdot R_1} \quad (18)$$

откуда параметр А, пропорциональный температуре θ , равен

$$A = -\frac{1 - \nu \cdot \sigma_{сж} \cdot R_1}{E \cdot \alpha} \quad (19)$$

Параметр А тем больше, чем больше длина контакта обрабатываемого материала с передней поверхностью резца $2 \cdot R1$. Следовательно, увеличение $2 \cdot R1$ предполагает увеличение параметра А (или θ) для выполнения условия $\sigma_r = \sigma_{сж}$. В зависимости (18) параметр R2 отсутствует. Максимальное значение σ_r зависит лишь от R1, т.е. механизмы формирования термоупругих напряжений при n = 0 и n = 1 различны.

Список литературы: 1. Теплофизика механической обработки: учеб. пособие / А.В. Якимов, П.Т. Слободяник, А.В. Усов. – К.: Одесса: Лыбидь, 1991. – 240 с. 2. Резников А.Н. Теплофизика резания / А.Н. Резников. – М.: Машиностроение, 1969. – 287 с. 3. Тимошенко С.П. Теория упругости / С.П. Тимошенко, Дж. Гудьер. – М.: Наука. Гл. ред. физ.-мат. лит., 1975. – 576 с. 4. Оптимизация технологии глубинного шлифования / С.С. Силлин, Б.Н. Леонов, В.А. Хрульков и др. – М.: Машиностроение, 1989. – 120 с. 5. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общ. ред. Ф.В. Новикова и А.В. Якимова. В десяти томах. – Т. 10. "Концепции развития технологии машиностроения" – Одесса: ОНПУ, 2005. – 565 с.

Поступила в редколлегию 15.09.2010

В.Д. КОВАЛЬОВ, д-р. техн. наук, професор, ДДМА, Краматорськ;
С.О. ГАКОВ, канд. техн. наук, асистент, ДДМА, Краматорськ;
Т.О. СУКОВА, аспірантка, ДДМА, Краматорськ

ДОСЛІДЖЕННЯ ПРОЦЕСУ РЕМОНТНОГО ВІДНОВЛЕННЯ КОЛІСНИХ ПАР РУХОМОГО СКЛАДУ ТОКАРНОЮ ОБРОБКОЮ

Встановлено відсотковий розподіл основних видів зношення колісних пар, що надходять до вагонних та локомотивних депо на ремонтне відновлення. Визначені основні види зношень та поломок різального інструменту при обробці колісних пар з наявним термомеханічним зношуванням поверхні кочення колеса.

Установлено относительное распределение основных видов износа колесных пар, поступающих в вагонные и локомотивные депо на ремонтное восстановление. Определены основные виды изнашивания и поломок режущего инструмента при обработке колесных пар при наличии термомеханического износа поверхности качения колеса.

The percent distributing of basic types of wheelpairs wear which act to the carriage and locomotive depots on repair renewal is set. The basic types of wears and breakages of cutting instrument at wheelpairs treatment with the present termomechanical wear of surface of wheel wobbling are presented.

1. Вступ. Особливості обробки колісних пар рухомого складу.
Залізнична колісна пара є одним з найскладніших, відповідальних елементів ходової частини рухомого складу.

Складна термосилова взаємодія залізничного колеса та рейки викликає комплекс фізико-механічних явищ [1, 5], що призводять до інтенсивного зношування їх контактуючих поверхонь.

Виникаючі види зношування та дефекти коліс призводять до вилучення колісної пари з експлуатації і наступному її відновлювальному ремонту на спеціальних колесообробних верстатах, що полягає у механічній обробці різальним інструментом поверхні кочення коліс до одержання необхідного вихідного профілю. Основні види дефектів колісних пар за класифікацією наведено на рис. 1. Жирним вказані дефекти, що можуть бути виправлені механічною обробкою. Для ідентифікації дефектів під час обробки необхідно знати природу їх виникнення та основні причини.

Зношування термомеханічного походження найчастіше розташовані на ободі колеса та мають природу повзунів або наварів.

За результатом аналізу вибірки колісних пар (Краснолиманське вагоноремонтне депо та депо "Дебальцеве-сортувальне") визначено, що до механічної обробки на колесотокарний верстат надходять пари з зношуваннями термомеханічного походження – 57,4% від загальної кількості

деталей, серед яких: повзунів – 25,4%; вищербин – 24,5%; наварів – 7,5% (рис. 2).

Зношування колісних пар зумовлює необхідність глибоких обточувань, однак, зняття металу при обточуваннях в 5 разів перевищує витрати металу за прокатом. Повне припустиме зношування на залізниці складає від 25 до 35 мм, включаючи "чисте" зношування в результаті взаємодії колеса і рейки та зняття металу при обточуваннях для відновлення профілю та видалення поверхневих дефектів (число обточувань може досягати п'яти).

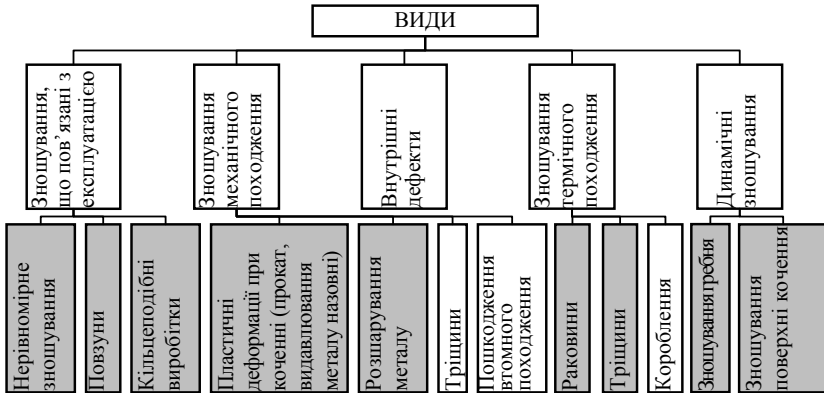


Рисунок 1 – Основні види зношувань та дефектів колісних пар

Неефективна механічна обробка колісних пар з поверхневими термомеханічними дефектами гальмового характеру призводить до значного перевищення мінімально необхідного припуску на обробки різанням, підвищення зношування верстатного обладнання та зростання витрат на різальні інструменти. Все це в цілому призводить до збільшення накладних витрат на ремонт і скорочення загального терміну служби коліс.

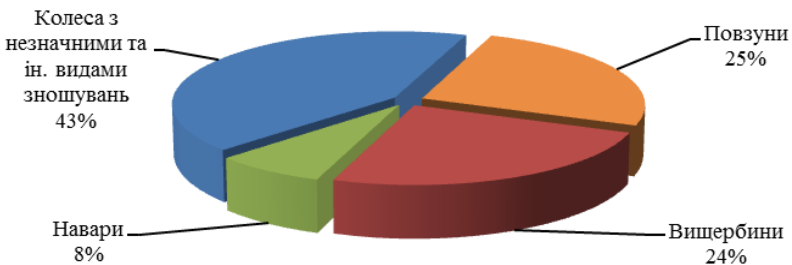


Рисунок 2 – Відсотковий склад різних видів дефектів

2. Дослідження особливостей ремонтного відновлення колісних пар на колесотокарному верстаті. Обробка обох коліс пари проводиться одночасно двома супортами, на яких встановлено різцетримачі з двома тангенційними твердосплавними пластинами (рис. 3, *а, б*). Кожна пластина встановлюється у спеціальній касеті, фіксується штифтом (вставленому в касету за посадкою з натягом) та прихватом зверху (форма прихвату може бути різною залежно від виробника інструменту) (рис 3, *а*), або самовстановлюється та притискається за допомогою важеля, шляхом затяжки гвинта (рис. 3 *б*, рис. 4).

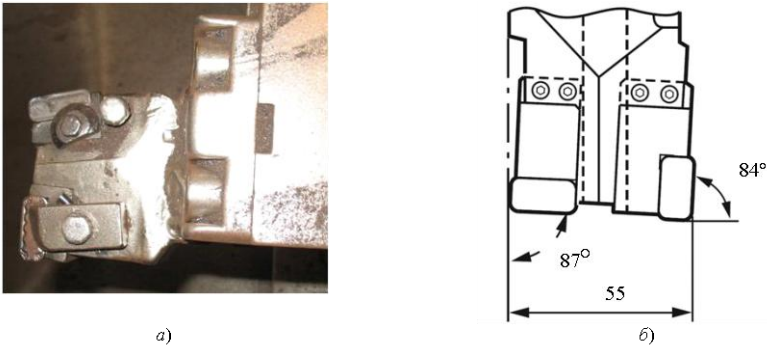


Рисунок 3 – Конструкція різцевого блоку:
а) конструкція різцевого блоку з кріпленням касети та пластини прихватом;
б) конструкція різцевого блоку з кріпленням касети гвинтами, пластини важелем

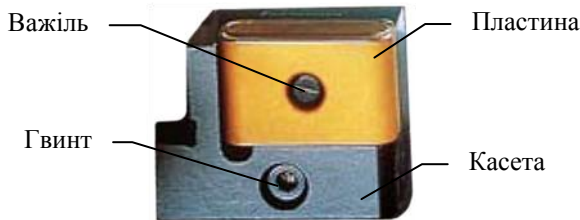


Рисунок 4 – Касетна вставка виробництва "Sandvik Coromant"

При дослідженні ремонтного обточування колісних пар використовувались твердосплавні тангенційні пластини (табл. 1) з матеріалів марок: MMC221, T14K8, TT7K12 (вир. ВАТ "КЗВВ"), пластини цих марок сплавів можуть бути виготовлені з покриттям PVD відповідно до ТУ 19-4205-77-2004; 4025 та СТ15М – виготовляються з покриттям PVD; PT20, MM2 – без покриття (вир. фірми "Sandvik Coromant"); ЖС-17 – без покриття (вир. фірми "АЛГ"); T14K8, MM2 – без покриття (вир. ВАТ "Росінструмент").

Компоновка верстата двосупортна, тому обробка колісної пари проводиться у два етапи: спочатку обробляється профіль кочення, потім різець перебігає і обробку гребня колеса виконує інша пластинка (рис. 5). Така особливість технології зумовлена конструкцією копіра та розташуванням різальних пластин.

Припуск на обробку призначався після вимірювання профілю колісної пари у ручний спосіб.

Режимна частина призначалась в залежності від припуску та стану оброблюваних поверхонь колісної пари в межах забезпечення задовільної продуктивності.

Таблиця 1 – Основні геометричні розміри та форми канавок тангенційних твердосплавних пластин для обробки поверхні кочення колісної пари

					З покриттям		Без покриття	
					Загальний вигляд та маркування			
					LNMX 301940-PR	LNMX 301940-PM	LNUX 301940	LNMX 301940-01
Марка сплаву								
L, мм	d, мм	h, мм	b, мм	r, мм	СТ15М, 4025, РТ20, ММ2	4025, ММ2	ММС221, ТТ7К12, УМ20, Т14К8	ЖС-17, ММС221, ММ2
30	6,35	19	12	4				

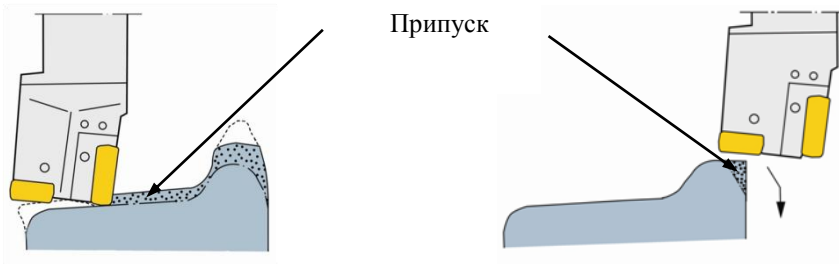


Рисунок 5 – Багаторізева схема обробки профілю колісної пари

На початку обробки призначається середньо навантажений режим обробки $n=10-14$ об/хв; $S=1-1,25$ мм/об (при $t \leq 5$ мм), під час обробки режимна частина регулювалась залежно від стану технологічної системи (за

акустичним шумом та рівнем вібрацій) у межах 15-20% від номінального значення. За наявності значних дефектів термомеханічного походження, оператором верстата, постійно відстежувалось місце знаходження термомеханічного зношування та з наближенням до нього зменшувалась режимна частина до 50% від номіналу, на першому проходженні зони повзуна (перший виток подачі) визначався стан системи зі зміненими режимами і якщо, присутні значні вібрації з "підгальмуванням" приводу головного руху, знижують швидкість до значень у $n=5-8$ об/хв та $S=0,85-1,1$ мм/об.

На гребені колеса було збільшено режими різання до $n=14-18$ об/хв та $S=1-1,25$ мм/об. У зв'язку з тим, що на гребені колеса змінюються умови формоутворення (рис. 6, а), а як наслідок, і стружкоутворення, виникала зливна стружка, яка є суттєвою проблемою при утилізації та становить небезпеку для верстатника, при зміні напрямку її сходу, а також забруднює механізми колісної пари (колесо редуктора) (рис. 6, б, в), що призводить до збільшення допоміжного часу (час на прибирання стружки з механізмів верстату та колісної пари, біля 8-12 хв, що майже дорівнює циклу обточування колісної пари). Єдиним методом боротьби із завиванням стружки було збільшення режимної частини до моменту зміни стружкоутворення, що негативно впливало на стан інструменту [2, 3].

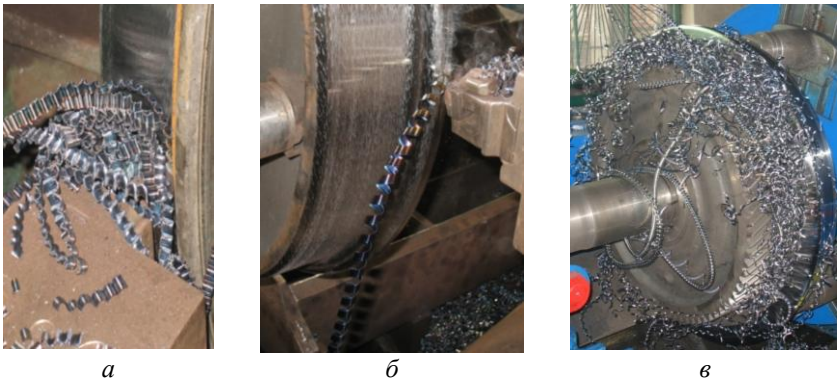


Рисунок 6 – Процес обробки колісної пари:

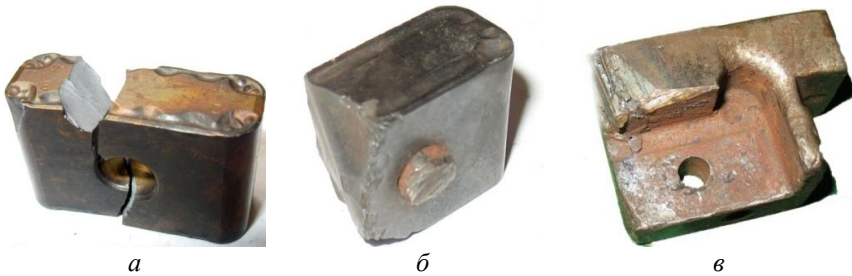
а – стружкоутворення на поверхні кочення колісної пари; б – зливна стружка на гребені колеса; в – забруднення приводного механізму колісної пари

3. Визначення основних видів відмов колесообробної технологічної системи. Колесотокарний верстат відноситься до важких токарних верстатів, елементи та механізми якого проектуються з 2-3 кратним запасом міцності. Міжремонтний цикл складає 5-6 років. Але під час експлуатації виникають різні види відмов технологічної системи, які можна поділити на: відмови

електро- та гідро- обладнання; відмови, пов'язані із зубчатими зачепленнями; втрату жорсткості супортної групи; зношування копирів (для токарно-копіювальних верстатів); відмови різального інструменту. За даними [4, 6, 7] відмови, пов'язані з електро-, гідро- та механічною частиною обладнання, становлять не більш 45% від загального часу ремонтних простоїв колесообробної технологічної системи. Тобто, на відмови пов'язані з іншими видами відмов, у тому числі різального інструменту, становить до 55% загального часу ремонтних простоїв. Звідси випливає, що поломка різального інструменту та його елементів (рис. 7) є найсуттєвішою проблемою збільшення допоміжного часу на ремонт та переналадження обробної колесотокарної системи.

Проаналізувавши вибірку загальної кількості прецедентів ($N = 125$)

відмов різального інструменту встановлено, що основними видами є: поломка різальної тврдосплавної пластини, елементів кріплення та касет, у які встановлюються тангенційні пластини.



a

б

в

Рисунок 7 – Типові відмови різального інструменту:

a – руйнування різальної пластини; *б* – поломка елемента кріплення;

в – поломка касети

Відмова елементів різального інструменту (елементів кріплення та касет, не враховуючи елементів прихвату) пов'язана з руйнуванням різальної пластини (рис. 7, *a*).

У результаті спостережень встановлено, що руйнування різальної пластини у 27% випадків викликає зрізування осьового штифта (рис. 7, *б*) та у 12% викликає зрізування торцевої поверхні касет (рис. 7, *в*).

Зрізування штифта відбувається в наслідок руйнування тврдосплавної різальної пластини від довготривалих циклічних перевантажень технологічної системи. Зрізування торцевої поверхні касет має іншу природу, яка полягає в тому, що при руйнуванні пластини відколота частина силою різання затягується під колесо (на криволінійній ділянці профілю) і

заклинюється між ним та касетою, що призводить до виривання металу з контактної торцевої поверхні касети.

За допомогою хронометражу виробничого циклу обробки колісної пари встановлено (рис. 8), що в середньому витрачається часу: на поворот пластин – 2,5 хв; на заміну пластини після закінчення виробничого циклу – 3,25 хв; при руйнуванні різальної пластини, під час обробки, на заміну та налагоджування верстата та на відновлення циклу обточування – 6,5 хв; при виходу з ладу елемента кріплення більш – 25 хв; на заміну касети – 15 хв.

Різниця припуску на профіль кочення колісної пари становить до 6-8 мм.

Властивості матеріалу залежать від методів зміцнення та відновлення профілю колісної пари та наявності експлуатаційних дефектів поверхні кочення.

4. Дослідження видів відмов твердосплавних різальних пластин.

Циклічні перевантаження, що виникають в процесі обробки колісних пар зі значними коливаннями припуску та фізико-механічних властивостей оброблюваного матеріалу, призводять до критичного зношування та відмов твердосплавних різальних пластин.

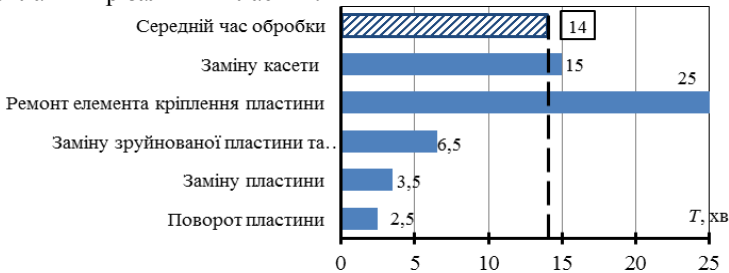


Рисунок 8 – Основні види простою технологічної системи

Для класифікації відмов твердосплавних тангенційних різальних пластин було проаналізовано вибірку пластин (735 шт.), що були списані для подальшої переробки внаслідок різного роду втрати працездатності (рис. 9).

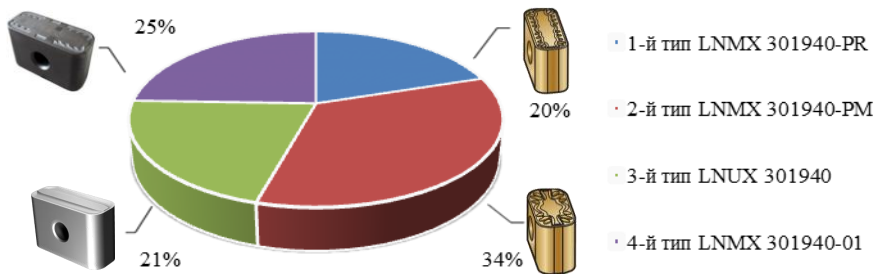


Рисунок 9 – Відсоткове співвідношення різних типів тангенційних пластин

Відсотковий склад марок твердого сплаву в дослідній вибірці наведено на рис. 10, з якого видно, що для обробки колісних пар найчастіше використовують сплави марок: MM2, MMC221, T14K8, 4025 та ЖС-17.

Інші марки використовувались як дослідні зразки. На рис. 11 представлено відсоткове співвідношення марок твердих сплавів за різними типами тангенційних пластин.

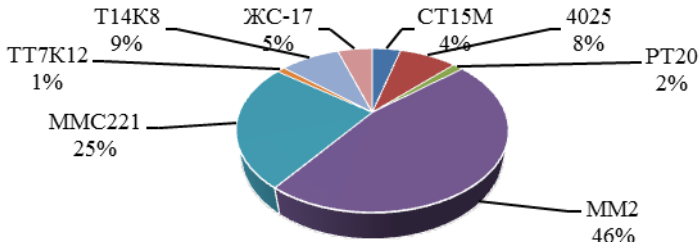


Рисунок 10 – Відсотковий склад марок твердого сплаву в дослідній вибірці

Дослідженням твердосплавних пластин встановлено, що основними причинами їх вибраковки є: граничне затуплення різального інструменту, викришування матеріалу пластини та повне руйнування.

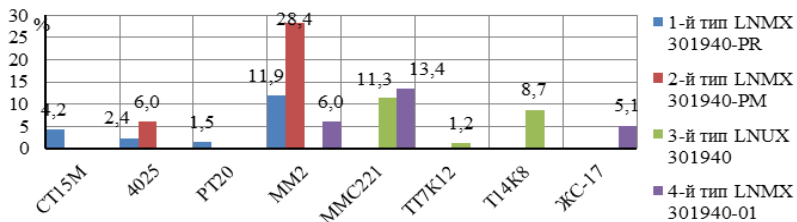


Рисунок 11 – Відсоткове співвідношення марок твердих сплавів за різними типами тангенційних пластин

Для класифікації за технологічними умовами експлуатації було розділено відмови різального інструменту на дві групи: *до першої групи* віднесено пластини, які за експлуатаційних обставин змогли закінчити повний цикл обробки колісної пари, після чого були відбраковані за наступними ознаками – граничне затуплення (за умов різних видів зношування) та викришування (невеликі відколи), за яких можливе продовження обробки колісної пари без зупинки робочого циклу (з виробничої практики, при викришуванні матеріалу пластини до 2% можливо закінчити обробку з прийнятними характеристиками якості); *до другої групи* віднесли пластини, які не змогли закінчити повного циклу обробки колісної

пари за причини значного викришування (від 2 до 10%), або руйнування різальної пластини (рис. 12, 13).

З рис. 12, 13 слідує, що основним видом відмов є руйнування пластини незалежно від матеріалу, конструкції та наявності покриття, це свідчить, що лише у 15% випадків різальні пластини були відбраковані після закінчення технологічного циклу обробки колісної пари, а у 85% випадків необхідно було зупинити виробничий цикл та проводити непланову заміну пластини.

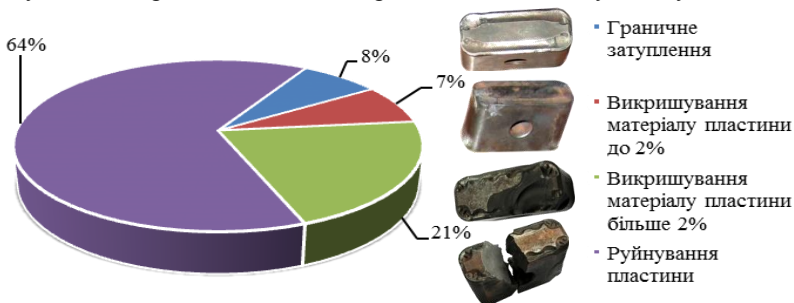


Рисунок 12 – Види відмов твердосплавних тангенційних різальних пластин

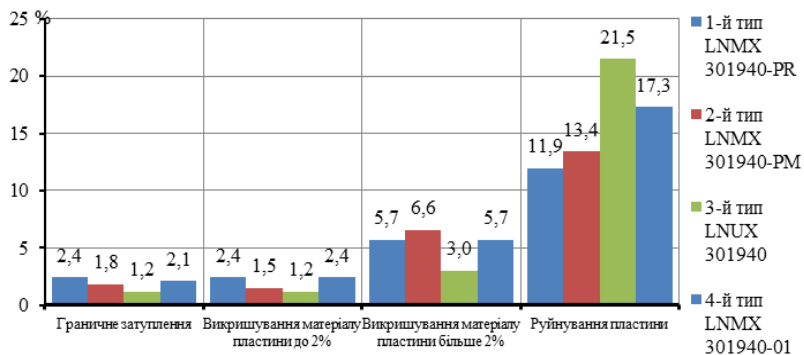


Рисунок 13 – Відсотковий розподіл видів відмов за різними типами тангенційних твердосплавних пластин

Висновки. Основним видом відмов технологічної системи для обробки колісних пар рухомого складу, є відмова різальної твердосплавної пластини, а основними чинниками її відмови є циклічні перевантаження технологічної системи, причиною виникнення яких є нерівномірність припуску та властивостей оброблюваного матеріалу.

Виділено основні проблеми в обробці колісних пар рухомого складу:

- необхідність забезпечення однакової стійкості та працездатності різального інструменту на обох супортах до повного закінчення виробничого циклу обробки колісної пари в умовах змінного припуску та фізико-механічних характеристик оброблюваного матеріалу;

- швидке автоматичне визначення моменту виходу з ладу різальної твердосплавної пластини для запобігання порушення працездатності інших елементів різального інструменту;

- регулювання процесу стружкоутворення, для запобігання завиванню стружки, що значно покращить ефективність її накопичення та утилізації, підвищить безпеку умов праці на колесотокарному обладнанні.

У якості одного з напрямків зниження витрат з ремонтної обробки профілю поверхні кочення колісних пар варто розглядати оптимізацію основних параметрів та елементів технологічної системи, впровадження різних автоматичних та адаптивних систем керування процесом обробки на колесотокарному верстаті. Це може бути реалізовано шляхом комплексного підходу до вибору та впровадження стратегії механічного обробки колісних пар на економічно ефективних типах та моделях верстатного обладнання, в роботі на технологічно обґрунтованих режимах різання з використанням раціонального різального інструменту.

Список літератури: 1. *Богданов А.Ф.* Восстановление профиля поверхности катания колёсных пар / А.Ф. Богданов, И.А. Иванов. – М. Ситаж – СПб.: ИГУПС, 2000. – С. 42–48. 2. *Закураев В.В.* Физические предпосылки разработки метода управления процессом завивания и дробления сливной стружки / В.В. Закураев // Вестник машиностроения. – М.: Машиностроение, 2002. – №12. – С. 19-27. – ISSN 0042-4633. 3. *Васильченко Я.В.* Повышение эффективности работы подсистемы выбора и проектирования режущего инструмента / Я.В. Васильченко, С.А. Гаков / Важке машинобудування. Проблеми та перспективи розвитку: друга міжнародна наук.-техн. конф. 1-3 черв. 2004 р.: тези допов. Краматорськ: ДДМА, – 2004. – 51 с. – ISBN 966-7851-44-3. 4. *Беспалов Б.Л.* Технология машиностроения. Специальная часть: учебное пособие для вузов / Б.Л. Беспалов, Л.А. Глейзер, И.М. Колесов, и др. – 2-е изд., перераб. и доп. – М.: Машиностроение, 1973. – 448 с. 5. *Губенко С.И.* Качество поверхности обода цельнокатаных колёс / Губенко С.И., Жуков Д.А., Иванов И.А. – СПб.: ОМ–пресс, 2003. – С. 38-42. 6. *Решетов Д.Н.* Точность металлорежущих станков / Д.Н. Решетов, В.Т. Портман. – М.: Машиностроение, 1986. – 336 с. 7. *Ковальов В.Д.* Розробка підсистеми визначення припуску для системи адаптивного керування обробкою на колесотокарному верстаті / В.Д. Ковальов, С.О. Гаков – Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. (зб. наук. праць.) вип. 23. – Краматорськ-Київ: ДДМА, 2008. – С. 127-132. – ISBN 978-966-379-250-7.

Надійшла до редколегії 30.09.2010

В.Д. КОВАЛЕВ, д-р. техн. наук, профессор, ДГМА, Краматорск;
А.В. ПОНОМАРЕНКО, канд. техн. наук, ассистент, ДГМА, Краматорск;
М.С. МЕЛЬНИК, канд. техн. наук, ст. преподаватель,
ДГМА, Краматорск

ИССЛЕДОВАНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ ПРИМЕНЕНИЯ СВАРНЫХ НЕСУЩИХ КОНСТРУКЦИЙ ДЛЯ ТЯЖЕЛЫХ ТОКАРНЫХ СТАНКОВ ПОВЫШЕННОЙ ТОЧНОСТИ

У роботі розглянуті основні етапи проектування й аналізу конструкції важкого токарного верстата вантажопідйомністю понад 100 т. Наведений порівняльний аналіз експериментальних даних отриманих у виробничих умовах при випробуванні однієї секції станини та експериментальних даних отриманих у процесі моделювання. Зроблені висновки про доцільність застосування зварених станин для важких токарських верстатів з можливістю обробки деталей довжиною до 12 м.

В работе рассмотрены основные этапы проектирования и анализа конструкции тяжелого токарного станка грузоподъемностью свыше 100 т. Приведен сравнительный анализ экспериментальных данных, полученных в производственных условиях при испытании одной секции станины и экспериментальных данных, полученных в процессе моделирования. Сделаны выводы о целесообразности применения сварных станин для тяжелых токарных станков с возможностью обработки деталей длиной до 12 м.

In the article the main stages of the design and analysis of the heavy lathe design with capacity over 100 tons are discussed. The comparative analysis of experimental data obtained under production conditions in the one section test and of the experimental data obtained in the simulation process. The conclusions about the appropriateness of welded housings for heavy lathes with the possibility of machining of parts up to 12 m are made.

Введение. Тяжелые токарные станки с числовым программным управлением применяются преимущественно для обработки ответственных и дорогостоящих деталей, таких как прокатные валки, роторы турбин, корабельные гребные валы и т.п., жесткие требования к точности изготовления которых определяются их служебным назначением. Поэтому повышение технических характеристик тяжелых токарных станков при сохранении или снижении их себестоимости является актуальной задачей для обеспечения конкурентоспособности, как самих станков, так и выпускаемой с их помощью продукции.

К любому процессу обработки предъявляется два основных требования – производительность и точность получаемого размера. Соответственно, и оборудование, применяемое при данном процессе, должно иметь достаточную точность, жесткость, мощность и скорость. Причем точность, как и во многих подобных задачах, имеет приоритет над производительностью, поскольку быстро и дешево, но неточно изготовленная

деталь не может в полной мере выполнять свое служебное назначение, и не позволяет в итоге достичь исходной цели создания машины.

На точностные характеристики обработки влияет множество взаимозависимых факторов. Для тяжелых станков наибольшее значение имеют следующие группы погрешностей:

- геометрические погрешности;
- упругие деформации, связанные с жесткостью технологической системы;
- контактные деформации в подвижных и неподвижных соединениях;
- температурные деформации;
- погрешности, связанные с износом инструмента;
- погрешности позиционирования в приводах подачи и в системе управления.

Обычно рассматривают три способа достижения заданной точности:

- повышение качества технологической системы за счет повышения ее жесткости, прочности, качества изготовления, температурной стабильности, износостойкости, виброустойчивости и т. д.;
- подавление действующих негативных факторов за счет введения более «мягких» режимов резания;
- коррекция вредных воздействий за счет управления отдельными параметрами технологической системы.

В последнем случае при разработке соответствующей системы управления неизбежно возникает задача выбора совокупности управляемых параметров станка для максимально эффективного улучшения его эксплуатационных характеристик.

Постановка задачи и актуальность исследования

Основной проблемой при производстве тяжелых токарных станков является изготовления крупногабаритных базовых деталей, к которым предъявляются повышенные требования точности и сохранения исходных параметров формы. При производстве базовые детали станков, основным видом которых является станины, применяется литейный чугун. Основными технологическими условиями производства конструкций таких станин, являются: простота изготовления моделей и стержней и простота формовки; получение здоровой отливки без литейных пороков и высоких остаточных напряжений; удобство очистки литья. Вышеперечисленные условия создают значительные трудности при изготовлении крупногабаритных станин тяжелых токарных станков, основными из которых является: сложность получения отливки с постоянством свойств материала во всем объеме отливки; сложность получения тонкостенных перегородок, что значительно увеличивает металлоемкость; невозможность контроля возникновения брака

в процессе производства; высокая сложность исправления дефектов производства.

По сравнению с литыми, применение сварных конструкций становится все более эффективно, особенно для деталей, размеры которых в значительной степени определяются допустимыми прогибами от собственного веса.

К достоинствам сварных станин по сравнению с литыми чугунными относятся: меньший (до 2 раз) вес вследствие большего модуля упругости стали, чем чугуна, и возможности применения более совершенных с точки зрения жесткости форм; меньшая трудоемкость механической обработки; в) возможность исправления дефектов конструкций (вырезания окон, приварки ребер); ускорение процесса производства, в следствии чего повышается конкурентоспособность изготавливаемого станка. Сварные станины, имеющие одинаковые с литыми габариты сечений, при меньшем, чем у литых, весе могут быть выполнены более высокой жесткости, а демпфирующая способность стальных сварных станин близка к демпфирующей способности чугунных вследствие повышенного рассеяния энергии в местах контакта сваренных элементов.

Поэтому было решено при производстве станка грузоподъемностью свыше 100 т с возможностью обработки деталей длиной до 6000 мм использовать сварную сборную многосекционную станину.

Жесткость упругой системы станка определяется собственными деформациями элементов несущей системы станин и корпусных деталей и контактными деформациями в сопряжениях. Так как корпусные детали имеют весьма сложную конструктивную форму и находятся под действием пространственной нагрузки, произвести точный расчет этих деталей не представляется возможным. Поэтому был предложен имитационный расчет в САЕ пакете с последующей проверкой адекватности при натурных испытаниях одной секции.

Основная часть

На первом этапе работы был произведен анализ конструкций литых станин производства ОАО КЗТС, основные параметры и геометрические размеры которых приведены в таблице. После чего были проанализированы различные конструкции (сварные, литые) зарубежных производителей станочного оборудования: ОАО РТЗ, ПО «Коломенский ЗТС», СП «Skoda-Ульяновск»; Skoda Machine Tool (Чехия); Waldrich Coburg и Waldrich Siegen (Германия); TACСНI (Италия).

Второй этап заключался в разработке компоновочной схемы станины (рис. 1). При проектировании новой конструкции сварной станины было принято четырех полочную конструкцию. Такая конструкция обеспечивает

универсальность конфигурации станка, которая значительно позволяет расширить номенклатуру крупногабаритных обрабатываемых деталей.

Для обеспечения экономии металла, и в соответствии с условием размещения зоны обработки на удобном для рабочего уровне от пола, станину тяжелого токарного станка устанавливаются на индивидуальные фундаменты конструируются из условия совместной работы с фундаментом. Поэтому конструкцию станины станка выполняем с минимально допустимой высоты, в этом случае жесткость системы станина-фундамент определяется жесткостью фундамента, и станина работает в условиях, близких к условиям работы плит.

В виду того, что станок обрабатывает детали длиной до 12 м места под главным приводом подливаются и притягиваются болтами, а в остальной части станины, во избежание больших температурных деформаций и деформаций от проседания фундамента, устанавливаются на регулируемых башмаках и притягиваются болтами без подливки основания.

В связи с большими поперечными нагрузками особенно большую роль в общем балансе упругих перемещений играет отгиб направляющих. Поэтому в разработанной конструкции уделено особое внимание жесткости соединения направляющих со стенками. Форма толстостенной сварной станины принципиально тождественна формы литой (рис. 2). Ребра жесткости выполняют в виде конструкций коробчатого типа с замкнутым контуром поперечного сечения (рис. 1).

В связи с тем, что основной задачей при конструировании и изготовлении сварных станин, является уменьшение сварочных деформаций, была применена конструкция с симметричными сечениями и симметричным расположением швов, с одновременным обеспечением условия, чтобы сумма моментов объемов наплавленного металла относительно оси, проходящей через центры тяжести сечений, была бы близкой или равной нулю.

Уменьшение сварочных деформаций достигнуто также общим повышением жесткости конструкции введением дополнительных распорных элементов.

После проработки схемы была создана твердотельная модель четырехполочной составной станины (длина одной секции 4000 мм) для перемещения суппорта и задней бабки (рис.3).

На третьем этапе исследования была проведена проверка адекватности результатов компьютерного моделирования с данными полученными в ходе натуральных испытаний.

Основным условием работоспособности направляющих являются действующие на них давления. При их расчете суппорт, задняя бабка и люнеты перемещаемые по направляющим рассматривались как балки или плиты на упругом основании. Это позволило установить распределение давлений по длине направляющих. Расчет по наибольшим давлениям позволяет оценить истинные условия работы направляющих, влияние

жесткости перемещающихся деталей и вида их нагружения. Допустимые давления установлены на основе опыта эксплуатации тяжелых станков, а также данных приемочных испытаний.

Таблица – Основные характеристики и геометрические размеры типовых станин тяжелых токарных станков выпускаемых ОАО КЗТС

Модель станка	Наибольший диаметр обработки над станиной	Расстояние между центрами	Наибольшее усилие резания одним суппортом, кН	Количество суппортов	Масса станка (без электрооборудования), т	Наибольшая масса обрабатываемого изделия, т	Параметры станины				
							Масса, т	B , мм	B_1 , мм	H , мм	Длина, м
1A660	1250	6300	100	1	35,0	25,0	12,6	1260	1140	680	10,5
1A665	1600	8000	120	2	51,0	40,0	22,3	1850	1730	620	12,8
1A670	2000	10000	125	2	102,0	63	40,4	2240	1940	710	15,9
1A675	2500	12500	125	2	144,0	100,0	100	2840	2560	710	18,6

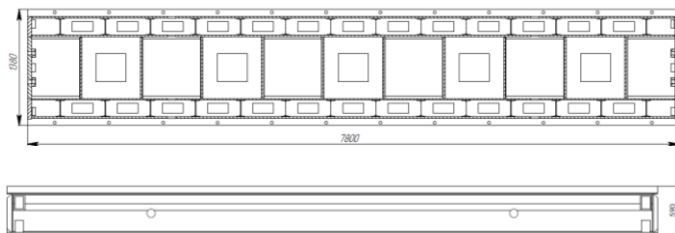
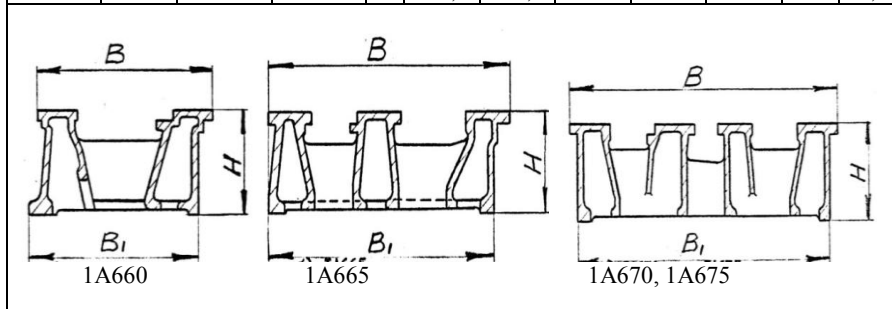


Рисунок 1 – Компонировочная схема станины

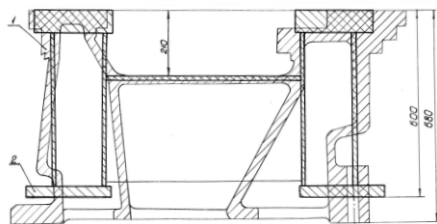


Рисунок 2 – Наложение сечений станин



Рисунок 3 – Твердотельная модель станины тяжелого токарного станка

На третьем этапе исследования была проведена проверка адекватности результатов компьютерного моделирования с данными полученными в ходе натуральных испытаний.

Основным условием работоспособности направляющих являются действующие на них давления. При их расчете суппорт, задняя бабка и люнеты перемещаемые по направляющим рассматривались как балки или плиты на упругом основании. Это позволило установить распределение давлений по длине направляющих. Расчет по наибольшим давлениям позволяет оценить истинные условия работы направляющих, влияние жесткости перемещающихся деталей и вида их нагружения. Допустимые давления установлены на основе опыта эксплуатации тяжелых станков, а также данных приемочных испытаний.

При обработке изделия на токарном станке на вертикальные полки направляющих станины действует радиальная составляющая силы резания. Для проверки жесткости станины в этом направлении к двум соседним вертикальным полкам направляющих станины станка прикладывалась разжимающая нагрузка как показано на рис. 4, 5.

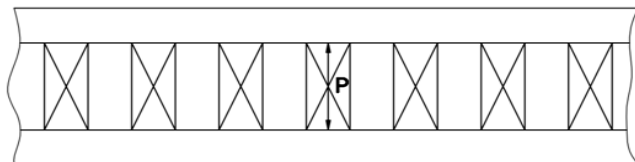


Рисунок 4 – Схема разжима полков сварной станины суппортов станка

Для сравнительного анализа результатов натурных испытаний сварной станины с результатами компьютерного моделирования была использована методика приемки базовых конструкций ВАТ КЗВВ. Разжим полок по поперечной связи производился усилием $P=50 \text{ кН}$, с помощью домкрата с динамометром. Измерение перемещений проводилось по струне с одной стороны секции (рис. 6).

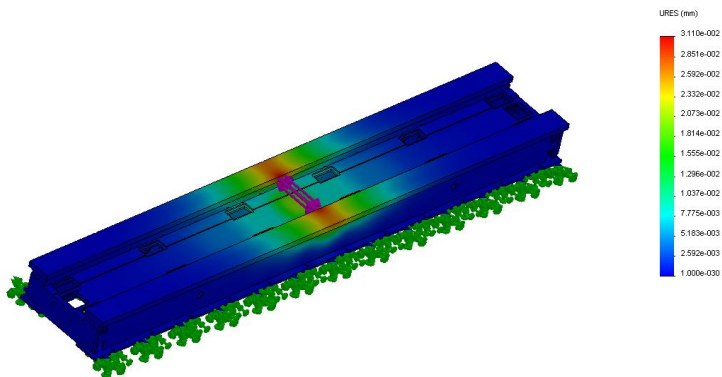


Рисунок 5 – Результаты моделирования разжима полок сварной станины суппортов станка в пакете конечно-элементного анализа

Измерение деформации полок секции станины относительно, ее концов производилось при помощи струны и углового штатива с микроскопом с 10 кратным увеличением. При этом деформация полок вычислялась как разница отклонений от прямолинейности в соответствующих точках вертикальных полок до приложения нагрузки и после приложения нагрузки.

Конечная точность приближенных расчетов по выбранной схеме оценивалась сравнением результатов расчетов и экспериментов на реальных станках при статическом нагружении, соответствующем нормальному нагружению их при резании.

Для оценки вклада контактных деформаций в общую жесткость станка были проведены исследования жесткости технологической системы для двух станков: мод. 1А660Ф3 (на первом году эксплуатации) и мод. 1А64 (со степенью износа близкой к максимально допустимой по нормам точности).

Контактные деформации для реальных конструкций существенно нелинейны, и деформации, измеренные для больших усилий и пропорционально пересчитанные для усилий чистового режима, либо просто рассчитанные по известной жесткости станка, будут некорректны. Следовательно оценку значения упругих деформаций следует проводить в условиях, соответствующих чистовой обработке.

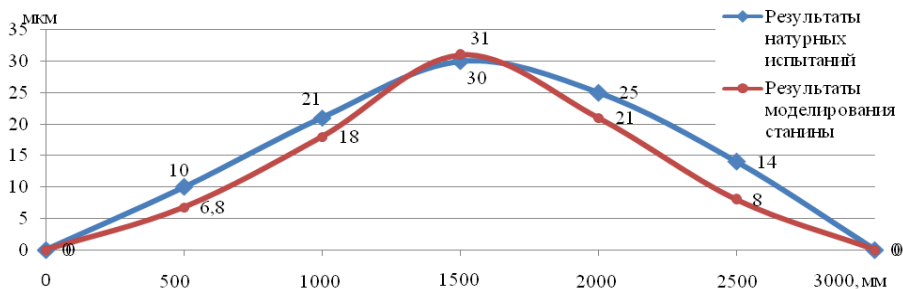


Рисунок 6 – Сравнительный анализ результатов натуральных испытаний сварной станины с результатами компьютерного моделирования

Измерение упругих деформаций производилось для направления поперечной подачи с усилиями 300...400 Н, соответствующих режиму чистовой обработки конструкционной стали: $t = 1...1,5$ мм, $s = 0,15$ мм, $v = 100$ м/мин. Эксперимент выполнялся следующим образом. В станок устанавливалась оправка $\varnothing 350$ мм и длиной 2000 мм (расчетный собственный прогиб при нагружении по центру усилием 400 Н составляет 0,43 мкм), между оправкой и резцедержкой устанавливалось винтовое нагрузочное устройство, кольцевой динамометр и индикатор часового типа с ценой деления 1 мкм.

Перемещением салазок поперечной подачи от ручного маховичка между оправкой, резцедержкой и приборами выбирался зазор, в индикаторе создавался натяг 1...1,5 мм, затем с помощью нагрузочного устройства между суппортом и оправкой создавалось усилие 800...1000 Н в течении 15...30 секунд для выдавливания смазки из направляющих, после чего нагрузка снималась и в этом положении микронная шкала индикатора устанавливалась на ноль. После этого создавалось усилие 400 Н, и снимался отсчет по индикатору.

Измерения проводились в трех точках на расстояниях 200 мм, 1000 мм и 2000 мм от планшайбы. Упругие деформации для этих трех точек составили для станка мод. 1А660Ф3 – 2 мкм, 3 мкм, 2 мкм соответственно, а для станка мод. 1А64 – 10 мкм, 6 мкм и 3 мкм соответственно. Во втором случае логично предположить, что на общую деформацию при измерении у передней бабки существенное влияние оказывают контактные деформации на плохо прилегающих поверхностях направляющих, что обусловлено их износом. Среднестатистически на универсальных станках большой длины

суппорт работает преимущественно в зоне у передней бабки, следовательно, и износ в этой зоне максимален. Таким образом, суммарная жесткость станины и суппортной группы на малых нагрузках составляет 10...20 Н/мкм, что на несколько порядков меньше собственной жесткости станины при максимальных нагрузках (1000...1500 Н/мкм), и к тому же со временем усугубляется вследствие износа. Следовательно и в этом отношении сварные стальные станины имеют преимущество перед чугунными, как более износостойкие и позволяющие достичь лучшего качества обработки направляющих.

Выводы

1. Результаты разработанного и проверенного на моделях расчета упрощенных систем распространяются на реальные конструкции – принимается, что элементы правильной формы, образующие упрощенную систему, имеют те же геометрические характеристики сечений, что и соответствующие элементы реальных систем. Возможность такого распространения проверена сравнением результатов расчетов и экспериментов над реальными конструкциями при схемах нагружения, по возможности более точно соответствующих принятым при расчете.

2. На малых нагрузках, соответствующих чистовым режимам работы, кроме геометрических погрешностей, главной проблемой являются контактные деформации в направляющих и стыках, которые при эксплуатации могут увеличиться в несколько раз вследствие износа.

3. Стальные сварные станины обеспечивают лучшие показатели по металлоемкости, жесткости, качеству поверхности направляющих и износостойкости по сравнению с литыми чугунными станинами.

Список литературы: 1. Решетов Д.Н. Детали и механизмы металлорежущих станков. Шпиндели и их опоры механизмы и детали приводов (том 1) / Д.Н. Решетов, В.В. Каминская, А.С. Липидус, и др. – М.: Машиностроение, 1972. – 520 С. 2. Решетов Д.Н. Точность металлорежущих станков / Д.Н. Решетов, В.Т. Портман. – М.: Машиностроение, 1986. – 336 с. 3. Проников А. С. Программный метод испытания металлорежущих станков. / А. С. Проников. – М.: Машиностроение, 1985. – 288 с. 4. Пронников А. С. Проектирование металлорежущих станков и станочных систем / под ред. А. С. Пронникова. – М.: Машиностроение, 1995. – том 2 часть II. – 320 с.

Надійшла до редколегії 29.09.2010

В.М. КОЗИРЕВ, начальник отдела, НИИ микрографии, Харьков

ФОРМУВАННЯ СТРАХОВОГО ФОНДУ ДОКУМЕНТАЦІЇ, ЯКА НАДАЄТЬСЯ НА ЕЛЕКТРОННИХ НОСІЯХ

В статті розглянуто традиційну технологію – мікрофільмування (формування зображення на мікроплівці) і запропоновано використовувати технологічну модель, побудовану на основі застосування електронно-мікрографічних (цифро-аналогових, гібридних) технологій довгострокового зберігання та оперативної видачі різних видів документів (інтегровану (гібридну) технологію виготовлення та зберігання документів страхового фонду документації)

В статье рассмотрены традиционную технологию - микрофильмирование (формирование изображения на микроплівці) и предложено использовать технологическую модель, построенную на основе применения электронно-микрографических (цифро-аналоговых, гибридных) технологий долгосрочного хранения и оперативной выдачи различных видов документов (интегрированную (гибридную) технологии изготовления и хранения документов страхового фонда документации).

The article reviews the traditional technology - mikrofilmuvannya (imaging of mikroplivtsi) and proposed to use technological model, built on the basis of electron mikrohrafichnyh (digital-analog hybrid) technologies for long-term storage and operational issue different types of documents (integrated (hybrid) technologies and document storage insurance fund documentation).

Вступ до проблеми. Для виготовлення документів страхового фонду документації (СФД) застосовують традиційну технологію – мікрофільмування (формування зображення на мікроплівці). З технічної точки зору, на цей час тільки мікроплівка забезпечує весь комплекс показників, необхідних для надійного довгострокового зберігання документованої інформації. Традиційна технологія мікрофільмування з наступною хіміко-фотографічною обробкою мікроформ добре відпрацьована і досить надійна й продовжує залишатися основною в процесі створення страхового фонду. Але стрімкий розвиток науки та техніки, застосування нових прогресивних технологій з розроблення, коригування та зберігання технічної документації створив нові можливості для одержання та постачання до СФД документації у електронному вигляді.

Сучасне ставлення до проблеми. Все більше постачальників документів пропонують для закладання у СФД документи, які виготовлені не на папері, а на компактних носіях. Вони найбільшим чином задовольняють вимогам щодо оперативного надання інформації для ліквідації надзвичайних ситуацій, у тому числі - для проведення аварійно-рятувальних робіт. Зйомку документації в місцях її зберігання також доцільніше проводити цифровою фотокамерою і при цьому зображення отримаємо в електронному вигляді.

У зв'язку з цим проблема перенесення на мікрофільм документів виготовлених на електронних носіях вирішується лише за допомогою КОМ системи. КОМ-технологія почала розвиватися з 60-х років ХХ століття як відповідь на потреби комп'ютерної галузі, що швидко розвивається. КОМ – технологія визначена своєю назвою й розшифровується, як Computer Output Microfilming, тобто технологія, що дозволяє проводити мікрофільмування не документів, а даних, що поступають з комп'ютера або будь-якого магнітного чи магнітооптичного носія. Особливістю такої технології є високий фактор редукування (зменшення) – до 72-х і швидкість обробки документів (понад 60 сторінок у хвилину), що в десятки разів перевершує швидкість обробки документів при оптичній зйомці а також оперативне конвертування зображень в аналогову форму й запис їх на носій довгострокового зберігання (мікроплівку). КОМ система (Computer output Microfilm), це система цифрового мікрофільмування, інакше кажучи пристрої які дозволяють прямо перекласти електронні документи на мікроформи іншими словами «принтери на мікроформу (на рулонні мікрофільми)», минаючи паперову фазу.

На доцільність довгострокового збереження інформації на мікроплівці вказує світовий досвід створення архівів на комп'ютерних носіях інформації: за оцінками експертів з багатьох країн світу, комп'ютерні носії інформації не можуть скласти цілковиту альтернативу мікроплівці з таких причин:

- гарантовані терміни зберігання таких носіїв без ушкодження інформації становлять 5-15 років;

- на комп'ютерних носіях інформація зберігається в кодованому стані, тобто для отримання „людиночитасмої” копії треба мати апаратні та програмні засоби;

- швидке моральне старіння комп'ютерної техніки та програмного забезпечення, що потребує постійного їх оновлення та переписування інформації.

Таким чином зберігання інформації на мікрографічному носії (мікрофільмі або мікрофіші) є найкращим і не призводить до втрати якості і зберігання становить не менше 100 років, а об'єми, які займають мікрографічні носії в сотні разів менше порівняно з паперовими носіями. Незаперечною перевагою мікроформи, як носія інформації, особливо для страхового копіювання, є також те, що вона унеможливило внесення змін до документу, а у випадку втрати паперових документів у зв'язку з якимись надзвичайними ситуаціями, інформацію легко можна відновити зі страхової копії, використовуючи сканер для мікроформ.

Тому, на цей час носієм інформації для створення СФД, як з юридичних так і з технічних причин, може бути тільки мікроплівка.

Сучасна технологічна модель. Враховуючи вище зазначене найбільшою мірою відповідає вимогам часу технологічна модель, побудована

на основі застосування електронно-мікрографічних (цифро-аналогових, гібридних) технологій довгострокового зберігання та оперативної видачі різних видів документів. Електронно-мікрографічна технологія дозволяє щонайкраще використовувати сумарні переваги мікрографічних (аналогових) і електронних (цифрових) носіїв інформації для побудови високоефективних систем довгострокового збереження й оперативного доступу до найціннішої і важливішої для державних потреб документації. З оглядом на вище зазначене пропонуємо в подальшому використовувати інтегровану (гібридну) технологію виготовлення та зберігання документів СФД.

Існують два шляхи створення мікрофільмів з електронних документів:

- одержання копій з електронних документів на паперових носіях та наступною фотозйомкою за існуючою технологією. Недоліки такого підходу: низька продуктивність, додаткові витрати матеріалів, втрата якості при створенні копій документів на папері;

- виготовлення мікрофільмів СФД за допомогою КОМ-системи.

Другий шлях є найбільш доцільним тому, що використання сучасного високотехнологічного автоматизованого устаткування, яким є КОМ-система, дозволить знизити собівартість мікрофільмів за рахунок низької питомої ваги вартості операції виготовлення мікрофільму за допомогою КОМ-системи у загальній вартості робіт з виготовлення мікрофільмів. З іншого боку, буде збільшення продуктивності праці при формуванні СФД. Схема виготовлення мікрофільмів з використання КОМ-системи вказана на рис. 1.

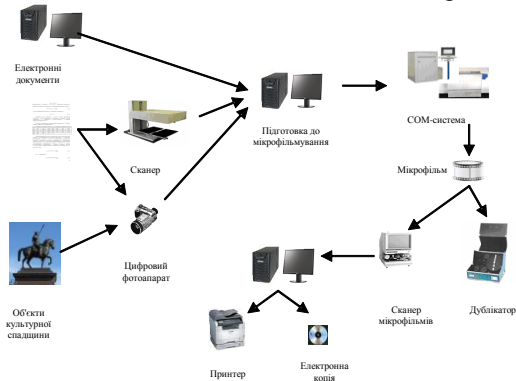


Рисунок 1 – Схема виготовлення мікрофільмів з використання КОМ-системи

Висновок. Виготовлення мікрофільмів з електронних носіїв відтепер можливо здійснювати з використанням сучасного устаткування – КОМ-системи, яка фактично є конвертором документів з електронного вигляду в аналогове зображення - на фотоплівку.

Надійшла до редколегії 01.09.2010

Г.В. НОВИКОВ, канд. техн. наук, науч. сотрудник,
НТК «Эльбор», Харьков;

А.Н.КОВАЛЬЧУК, канд. техн. наук, гл. инженер ОАО ХМЗ «Свет
шахтера», Харьков

ТЕОРЕТИЧЕСКОЕ ОБОСНОВАНИЕ ПУТЕЙ ПОВЫШЕНИЯ ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТИ ОБРАБОТКИ ПРИ ШЛИФОВАНИИ

Дано теоретичне обґрунтування і здійснено вибір оптимальних умов шліфування по критерію максимально можливої продуктивності обробки

Дано теоретическое обоснование и произведен выбор оптимальных условий шлифования по критерию максимально возможной производительности обработки

The theoretical basis and made the choice of optimal grinding conditions on the criterion of maximum processing performance

Введение. Шлифование является одним из основных методов финишной обработки деталей машин, обеспечивающих высокие показатели качества и точности обрабатываемых поверхностей [1,2]. В особой мере это относится к шлифованию алмазными кругами, которые, благодаря высокой остроте режущих кромок, позволяют существенно уменьшить силы и температуру резания и таким образом повысить качество обработки. Вместе с тем, процессы шлифования характеризуются относительно низкой производительностью обработки, значительно уступающей производительности обработке лезвийным инструментом. Все это требует дальнейшего совершенствования процесса шлифования, особенно в плане интенсификации обработки. **Цель работы** – обоснование и выбор оптимальных условий шлифования по критерию максимально возможной производительности обработки.

Основная часть. Оценку возможностей повышения производительности обработки при шлифовании $Q_{\text{мек}} \tau$ произведем по зависимости, полученной на основе решения уравнения баланса перемещение в технологической системе с учетом начального перемещения y_0 [3, 4]:

$$Q_{\text{мек}} \tau = Q_0 - Q_0 - c \cdot y_0 \cdot \lambda \cdot \exp\left(-\frac{c \cdot \lambda \cdot \tau}{\pi \cdot D_{\text{дем}} \cdot B}\right), \quad (1)$$

где $Q_0 = B \cdot V_{дет} \cdot t$ – номинальная производительность обработки, м³/с; B – ширина шлифования, м; $V_{дет}$ – скорость детали, м/с; t – глубина шлифования, м; τ – время обработки, с; c – жесткость технологической системы, Н/м; λ – удельная интенсивность съема материала, м³/(с·Н); $D_{дет}$ – диаметр детали, м.

Величина упругого перемещения y , возникающего в технологической системе, и радиальная составляющая силы резания P_y определяются зависимостями $y = \frac{\sigma \cdot Q_{тек}}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}}$; $P_y = c \cdot y$, где σ – условное напряжение резания, Н/м² (энергоёмкость обработки); $K_{ш} = P_z / P_y$ – коэффициент шлифования; P_z и P_y – соответственно тангенциальная и радиальная составляющие силы резания, Н; $V_{кр}$ – скорость круга, м/с.

Как следует из рис. 1, построенного на основе приведенных выше зависимостей, характер изменения параметров $Q_{тек}$, y и P_y с течением времени обработки τ может быть самым разнообразным. Все зависит от величины y_0 . Показанные на рис. 1 величины $y_{уст}$ и $P_{уном}$ определяют установившиеся во времени τ значения величины упругого перемещения y и радиальной составляющей силы резания P_y . При условии $y_{уст} > y_0$ параметры $Q_{тек}$, y и P_y увеличиваются во времени, асимптотически приближаясь соответственно к значениям: Q_0 , $y_{уст}$ и $P_{уном}$. При условии $y_{уст} = y_0$ параметры $Q_{тек}$, y и P_y остаются неизменными с течением времени обработки и принимают соответственно значения Q_0 , $y_{уст}$ и $P_{уном}$. При условии $y_{уст} < y_0$ параметры $Q_{тек}$, y и P_y уменьшаются с течением времени обработки, асимптотически приближаясь соответственно к значениям Q_0 , $y_{уст}$ и $P_{уном}$.

В зависимости от величины y_0 из приведенных выше зависимостей вытекают три принципиальных решения (рис.1): $Q_{тек} > Q_0$; $Q_{тек} = Q_0$; $Q_{тек} < Q_0$. Как видно, увеличить производительность обработки $Q_{тек} > Q_0$

при $y_0 > \frac{Q_0}{c \cdot \lambda}$ можно, реализуя условие $y_0 = \Pi$, где Π – величина снимаемого припуска, м.

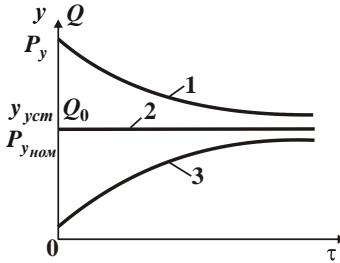


Рисунок 1 – Зависимости производительности обработки $Q_{тек}$, величины упругого перемещения y и радиальной составляющей силы резания P_y от времени обработки

$$\tau : 1 - Q_{тек} > Q_0 ; 2 - Q_{тек} = Q_0 ; 3 - Q_{тек} < Q_0 .$$

При условии $Q_{тек} = Q_0$ будет протекать устойчивый во времени процесс шлифования. Для этого необходимо создать в технологической системе натяг величиной $y_0 = \frac{Q_0}{c \cdot \lambda}$ или обработку вести по упругой схеме с фиксированным радиальным усилием $P_y = Q_0 / \lambda$. Для обеспечения постоянства во времени параметра λ необходимо использовать эффективную правку круга.

Из приведенных зависимостей и рис. 1 следует, что добиться существенного уменьшения параметра y (повышения точности обработки) можно за счет выполнения условия $y_0 > y_{уст} = 0$, т.е. производя обработку по упругой схеме с начальным натягом в технологической системе y_0 . При этом обеспечивается наибольшая производительность обработки $Q_{тек}$.
 Причем, с увеличением величины y_0 производительность обработки $Q_{тек}$ увеличивается.

Основным условием повышения производительности обработки $Q_{тек} > Q_0$ при условии $y_0 < \frac{Q_0}{c \cdot \lambda}$ является увеличение параметра λ .

Параметр λ , не учитывая трение связки круга с обрабатываемым материалом в процессе шлифования, определяется

$$\lambda = V_{кр} \cdot \sqrt[3]{\frac{1}{\tau_{сдв}} \cdot \left(\frac{a_z}{4 \cdot HV \cdot R}\right)^2}, \quad (2)$$

где $V_{кр}$ – скорость круга, м/с; $\tau_{сдв}$, HV – соответственно предел прочности на сдвиг и твердость (по Виккерсу) обрабатываемого материала, Н/м²; a_z – толщина среза отдельным зерном круга, м; R – радиус округления режущей части зерна, м.

Из зависимости (2) следует, что увеличить параметр λ можно увеличением скорости круга $V_{кр}$ и соотношения a_z/R . Чем больше $\tau_{сдв}$ и HV , тем меньше λ и хуже обрабатываемость материала. Твердость материала HV в большей мере влияет на параметр λ , чем прочность материала $\tau_{сдв}$, что хорошо согласуется с практикой шлифования.

С учетом преобразований соотношения a_z/R , зависимость (2) принимает вид

$$\lambda = \frac{2 \cdot V_{кр} \cdot 1 - \eta}{\pi \cdot tg \gamma \cdot HV}, \quad (3)$$

где $\eta = \sqrt{\frac{0,5\pi \cdot tg^2 \gamma \cdot HV \cdot x^2}{P_{y1}}}$ – безразмерный параметр, определяющий степень затупления зерна, изменяется в пределах 0...1 (для острого зерна $\eta \rightarrow 0$, для затупленного зерна $\eta \rightarrow 1$); 2γ – угол при вершине конусообразного режущего зерна; P_{y1} – радиальная составляющая силы резания, действующая на зерно, Н; x – величина линейного износа зерна, м.

Из зависимости (3) следует, что увеличить параметр λ можно путем уменьшения безразмерного параметра η за счет уменьшения величины x и увеличения P_{y1} , т.е. за счет поддержания в процессе шлифования высокой остроты режущих зерен и применения алмазных кругов из прочных алмазных зерен на металлических связках.

Производительность обработки $Q_{мек} > Q_0$, соответствующая условию $Q_{мек} = Q_0$ (рис. 1), определяется зависимостью

$$Q_{тек} = \frac{2 \cdot V_{кр} \cdot P_y \cdot (1 - \eta)}{\pi \cdot \text{tg} \gamma \cdot HV}, \quad (4)$$

где P_y – радиальное усилие, Н (соответствует радиальной составляющей силы резания при шлифовании).

Исходя из зависимости (4), повысить производительность обработки $Q_{тек} > Q_0$ можно увеличением параметров $V_{кр}$, P_y и $(1 - \eta)$, т.е. применением скоростного, силового (глубинного) шлифования, в том числе с непрерывной эффективной правкой круга. Последний фактор играет определяющую роль при шлифовании материалов повышенной твердости, поскольку увеличение параметра HV приводит к уменьшению величины $(1 - \eta)$ и соответственно производительности обработки $Q_{тек} > Q_0$ в соответствии с зависимостью (4).

Из зависимости (4) также следует, что уменьшить P_y при фиксированной производительности обработки $Q_{тек} > Q_0$ можно уменьшением $\eta \rightarrow 0$.

Были определены условия образования микросколов на режущих зернах при шлифовании ($\eta \rightarrow 0$), исходя из зависимости для расчета максимального касательного напряжения, возникающего в зерне

$$\tau_{max} = \frac{16 \cdot P_{y1}}{x^2} \cdot (K_{ш}) \cdot K_{ш}^3, \quad (5)$$

где $K_{ш} = \sqrt{\frac{4 \cdot \sigma_{сж}}{\pi \cdot \text{tg} \gamma \cdot HV} \cdot (1 - \eta)}$ – коэффициент шлифования; $\sigma_{сж}$ – предел прочности обрабатываемого материала на сжатие, Н/м².

Произведение $(K_{ш}) \cdot K_{ш}^3$ с увеличением коэффициента шлифования $K_{ш}$ увеличивается, табл. 1.

Таблица 1

Расчетные значения произведения $(K_{ш}) \cdot K_{ш}^3$

$K_{ш}$	0	0,1	0,2	0,3	0,5
$(K_{ш}) \cdot K_{ш}^3$	0	0,00081	0,005	0,013	0,031

Следовательно, по мере износа зерна (увеличение величины X) максимальное касательное напряжение τ_{max} уменьшается, причем, интенсивнее с увеличением твердости обрабатываемого материала HV .

Заключение. Обеспечить увеличение τ_{max} и таким образом протекание устойчивого процесса микроразрушения режущих зерен при шлифовании можно увеличением силы P_{y1} , действующей на зерно, и применением непрерывной правки круга для удаления затупленных зерен с его рабочей поверхности (с предельной величиной X , определяемой из условия $\tau_{max} = \tau_{сдв\ зерна}$). Это особенно важно при шлифовании алмазными кругами на высокопрочных металлических связках, которые работают в режиме затупления и требуют применения периодической или непрерывной правки. В связи с этим, определены условия реализации процесса электроэрозионного алмазного шлифования, исходя из зависимости для расчета температуры образующихся стружек t^0 (на основе закона Джоуля-Ленца):

$$t^0 = \frac{K_1 \cdot U^2}{\rho \cdot c \cdot \rho_{ом} \cdot l \cdot V_{кр}}, \quad (6)$$

где K_1 – тепловой эквивалент работы; U – напряжение технологического тока, В; ρ , c – соответственно плотность и удельная теплоемкость обрабатываемого материала; $\rho_{ом}$ – удельное сопротивление стружки, Ом·мм²/м; l – толщина межэлектродного зазора, м.

В зависимости от величины l возможны три случая:

1) $l > l_{np}$ (где l_{np} – предельное значение межэлектродного зазора). Тогда $t^0 < t_{np}^0$ (где t_{np}^0 – предельное значение температуры, при которой происходит термическое разрушение стружек и металлической связки алмазного круга), т.е. процесс электроэрозии отсутствует. Согласно зависимости (1.48), необходимо увеличить U или уменьшить $V_{кр}$;

2) $l = l_{np}$, тогда $t^0 = t_{np}^0$, что указывает на протекание устойчивого процесса электроэрозии, обеспечивающего термическое разрушение стружек

и металлической связки круга с интенсивностью, достаточной для поддержания его высокой режущей способности;

3) $l < l_{np}$, тогда $t^0 > t_{np}^0$, что указывает на протекание в начальный период интенсивного процесса электроэрозии, который с течением времени ведет к увеличению l , уменьшению t^0 до значения t_{np}^0 и стабилизации l .

В случае автономной электроэрозионной правки алмазного круга [5] температура нагрева поверхностных слоев металлической связки определится

$$t^0 = \frac{K_1 \cdot U^2 \cdot \tau}{\rho \cdot c \cdot \rho_{ом} \cdot l}, \quad (7)$$

где τ – время контакта фиксированной точки круга с правящим электродом (при постоянной силе тока) или время единичного импульса тока.

Увеличить t^0 (до предельного значения) и обеспечить высокую эффективность процесса электроэрозионной правки можно уменьшением l и увеличением U и τ за счет увеличения силы прижатия алмазного круга к правящему электроду и применения источника технологического тока повышенной мощности.

Список литературы: 1. Якимов А.В. Оптимизация процесса шлифования. – М.: Машиностроение, 1975. – 175 с. 2. Корчак С.Н. Производительность процесса шлифования стальных деталей. – М.: Машиностроение, 1974. – 280 с. 3. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общ. ред. Ф.В. Новикова и А.В. Якимова. В десяти томах. – Т. 1. "Механика резания материалов" – Одесса: ОНПУ, 2002. – 580 с. 4. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общ. ред. Ф.В. Новикова и А.В. Якимова. В десяти томах. – Т. 10. "Концепции развития технологии машиностроения" – Одесса: ОНПУ, 2005. – 565 с. 5. Грабченко А.И. Расширение технологических возможностей алмазного шлифования. – Харьков: Вища шк. Изд-во при Харьк. ун-те, 1985. – 184 с.

Надійшла до редколегії 31.05.2010

Ф.В. НОВИКОВ, д-р техн. наук, профессор, ХНЭУ, Харьков;
Р.А. БЕРЕЖНОЙ, нач. КБ, ОАО ХМЗ «Свет шахтера», Харьков;
С.А. ДИТИНЕНКО, канд. техн. наук, доцент, ХНЭУ, Харьков;
Е.И. ИВАНОВ, канд. техн. наук, доцент, ПГТУ, Мариуполь

ИНТЕНСИФИКАЦИЯ ФИНИШНОЙ ОБРАБОТКИ ВНУТРЕННИХ ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ ПОВЕРХНОСТЕЙ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС

Обґрунтовано умови зменшення основного часу обробки при внутрішньому шліфуванні з урахуванням обмеження по точності розміру оброблюваної поверхні

Обоснованы условия уменьшения основного времени обработки при внутреннем шлифовании с учетом ограничения по точности размера обрабатываемой поверхности

Grounded conditions to reduce the basic processing time for internal grinding, taking into account limitations on the accuracy of the size of the treated surface

Введение. При финишной обработке внутренних цилиндрических поверхностей деталей машин возникают проблемы, связанные с высокой трудоемкостью обеспечения требуемых параметров точности обработки [1,2,3]. В особой мере это относится к операциям шлифования внутренних цилиндрических поверхностей зубчатых колес для приводов шахтных конвейеров, точность изготовления которых должна соответствовать 6–7 качеству, радиальное биение – до 0,01 мм, шероховатость поверхности – $R_a=0,63$ мкм и менее. Как показывает практика, длительность операции внутреннего шлифования зубчатого колеса составляет до трех часов и более. Основной причиной низкой эффективности обработки являются возникающие (из-за низкой жесткости элементов технологической системы) упругие перемещения, которые вызывают значительные погрешности обработки и требуют длительного времени для их устранения. В связи с этим **целью работы** является обоснование условий уменьшения продолжительности обработки при обеспечении заданной точности обрабатываемых поверхностей.

Основная часть. Для решения поставленной задачи воспользуемся аналитическими зависимостями для определения упругого перемещения u , полученными применительно к круглому наружному (внутреннему) шлифованию по жесткой схеме (врезное шлифование со скоростью V_0) и по схеме выхаживания [4,5]:

$$y = y_{уст} \cdot \left(1 - e^{-\frac{\tau}{B}} \right), \quad (1)$$

$$y = y_0 \cdot e^{-\frac{\tau}{B}}, \quad (2)$$

где $y_{уст} = B \cdot V_0$ – величина упругого перемещения, возникающего в технологической системе в установившемся во времени τ процессе шлифования, м; $B = \frac{\sigma}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}}$ – постоянная времени образования

упругого перемещения в технологической системе, с; c – приведенная жесткость технологической системы в радиальном направлении, Н/м; $K_{ш} = P_z / P_y$ – коэффициент шлифования; P_z, P_y – соответственно тангенциальная и радиальная составляющие силы резания при шлифовании, Н; σ – условное напряжение резания при шлифовании, Н/м²; F – площадь поперечного сечения обрабатываемого образца, м²; $V_{кр}$ – скорость круга, м/с; y_0 – начальный натяг в технологической системе, м.

При плоском (внутреннем продольном) многопроходном шлифовании по жесткой схеме и по схеме выхаживания величина y определяется

$$y = y_{уст} \cdot \left(1 - e^{-\frac{n}{B_1}} \right), \quad (3)$$

$$y = y_0 \cdot e^{-\frac{n}{B_1}}, \quad (4)$$

где $y_{уст} = B_1 \cdot t$; t – глубина шлифования, м; $B_1 = \frac{\sigma \cdot H \cdot V_{дет}}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}}$ – безразмерный параметр; H – ширина шлифования, м; $V_{дет}$ – скорость детали, м/с.

Между параметрами B и B_1 существует связь

$$B_1 = \frac{B}{\tau_0}, \quad (5)$$

где $\tau_0 = L / S_{прод}$ – время одного продольного хода круга, с; L – длина хода круга, м; $S_{прод}$ – скорость продольной подачи, м/с.

Первоначально определим параметр B применительно к круглому внутреннему шлифованию по схеме продольного выхаживания отверстия (диаметром 100 мм и высотой 150 мм) зубчатого колеса, изготовленного из стали 18ХГН2МФБ твердостью HRC 57...63. Обработка производилась на внутришлифовальном станке мод. 3К229В абразивным кругом 100x20x63 25А 25 СМ1 8 с режимом шлифования: $V_{кр} = 35$ м/с; $V_{дет} = 30$ м/мин; $S_{прод} = 1,5$ м/мин.

Перебег круга составлял 1/3 его высоты. Время одного продольного хода круга равно $\tau_0 = 7$ с.

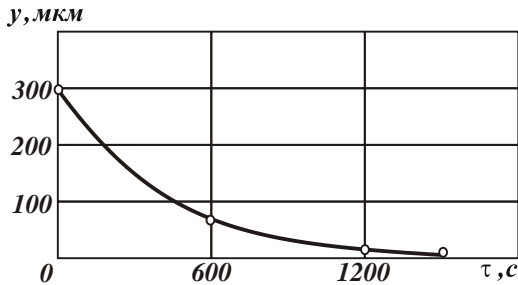


Рисунок 1 – Зависимость величины y от времени обработки τ

На рис. 1 приведены экспериментально установленные значения y с течением времени обработки τ при шлифовании по схеме выхаживания с начальным натягом, равным $y_0 = 0,3$ мм. Как видно, величина y во времени τ непрерывно уменьшается. Подчиним данную закономерность аналитической зависимости (2), для чего разрешим ее относительно параметра $B = \frac{\tau}{\ln y_0 / y}$. Расчетами установлено, что параметр B изменяется в небольших пределах (420...441 с). Это свидетельствует о том, что величина y изменяется во времени по экспоненциальному закону, описываемому зависимостью (2).

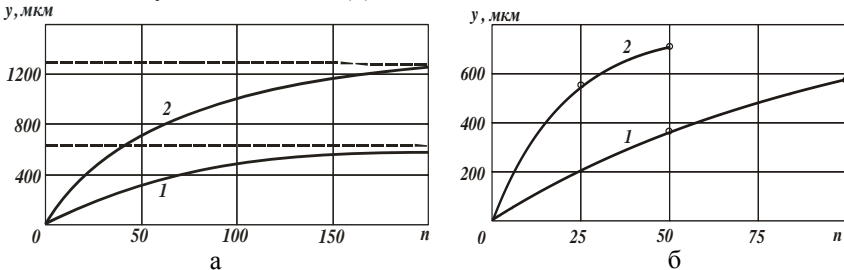


Рисунок 2 – Зависимость величины y от количества проходов круга n : 1 – $t = 0,01$ мм; 2 – $t = 0,02$ мм; а – расчетные значения; б – экспериментальные значения

Зная параметр B , на основе зависимости (5) определим безразмерный параметр B_1 для $\tau_0 = 7$ с. Принимая $B = 420...441$ с, установлено $B_1 = 60...63$. Такие большие значения B_1 свидетельствуют о том, что величина упругого

перемещения y существенно превышает значения фактической глубины шлифования t_{ϕ} . Следовательно, при многопроходном внутреннем шлифовании по жесткой схеме (в соответствии с зависимостью (3)) будут образовываться в технологической системе значительные упругие перемещения. Величина $y_{y_{cm}} = B_1 \cdot t = 63 \cdot t$, входящая в зависимость (3), будет многократно превышать номинальную глубину шлифования t и даже величину снимаемого припуска, рис. 2,а. Выполнение условия $t_{\phi} \rightarrow t$ возможно при весьма большом количестве проходов круга $n > 3 \cdot B_1 = 190$. Практически весь процесс съема припуска будет протекать в неустановившемся режиме. Поэтому с целью сокращения трудоемкости обработки целесообразно шлифование вести не по жесткой схеме, которая на заключительном этапе требует продолжительного выхаживания, а по упругой схеме с начальным натягом в системе, кратным величине снимаемого припуска (т.е. весь припуск необходимо снимать по схеме выхаживания).

Для оценки достоверности сделанного вывода были проведены экспериментальные исследования величины упругого перемещения y в зависимости от количества проходов круга n при внутреннем шлифовании по жесткой схеме. Как следует из рис. 2,б, имеет место значительное увеличение упругого перемещения y с увеличением количества проходов круга n . При $t=0,02$ мм через 50 проходов круга величина y достигала значения 0,7 мм, т.е. при врезании круга в обрабатываемую деталь на глубину 1 мм было удалено всего 0,3 мм припуска. При дальнейшей обработке наблюдалось существенное увеличение упругого перемещения в технологической системе, что не позволило продолжать процесс шлифования. Следовательно, удалить весь припуск (1 мм) в данных условиях не представляется возможным. В связи с этим были проведены опыты с меньшей глубиной шлифования $t=0,01$ мм. Через 50 проходов круга упругое перемещение равно $y=370$ мкм, а через 100 проходов – $y=550$ мкм. Как видно, и в этом случае имеют место значительные упругие перемещения в технологической системе, что не позволяет удалить весь снимаемый припуск.

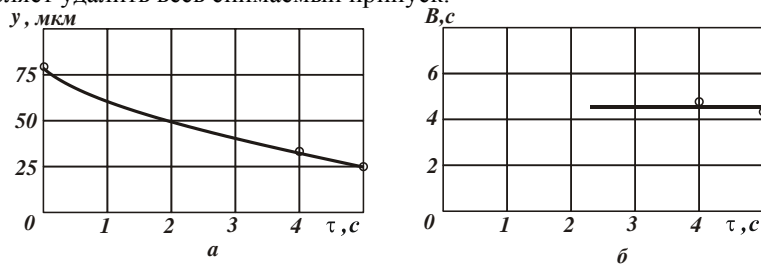


Рисунок 3 – Зависимости величины y (а) и параметра B (б) от времени обработки τ .

Очевидно, для того чтобы уменьшить величину упругого перемещения в технологической системе, необходимо значительно уменьшить глубину шлифования t . Однако, это ведет к снижению производительности обработки, что не эффективно. Таким образом, экспериментально показано, что ведение процесса внутреннего шлифования по жесткой схеме в данных условиях не целесообразно. Такие большие значения y и безразмерного параметра B_1 обусловлены низкой жесткостью технологической системы, равной

$$C = 260 \text{ кГс/мм.}$$

Для сравнения были определены параметры B и B_1 при круглом наружном и плоском шлифовании. В первом случае измерения величины упругого перемещения y производились при круглом наружном шлифовании по схеме выхаживания на круглошлифовальном станке мод. 3У143МВ. Обработывалась цилиндрическая деталь из стали 45 абразивным кругом 1А1 400х80х203 24А 40 СМ1 К6, скорость круга – $V_{кр} = 35$ м/с, скорость детали – $V_{дет} = 13,2$ м/мин, начальный натяг в технологической системе –

$y_0 = 80$ мкм. Как следует из рис. 3,а, через 4 с шлифования величина упругого перемещения уменьшилась с 80 мкм до 35 мкм, а через 5 с шлифования – до 25 мкм.

Используя расчетную зависимость и экспериментальные значения упругого перемещения $y = 35$ мкм и 25 мкм соответственно для $\tau = 4$ с и 5 с, определен параметр B . В первом случае он равен 4,88с, во втором случае – 4,27с, рис. 3,б. По сравнению с внутренним шлифованием (рис. 2,б), при круглом наружном шлифовании параметр B значительно меньше. Это связано с более высокой жесткостью технологической системы при круглом наружном шлифовании.

Были также проведены экспериментальные исследования упругих перемещений при плоском шлифовании по жесткой схеме на плоскошлифовальном станке мод. 3Л722В с использованием абразивного круга 1А1 400х80х203 24А 40 СМ1 К6. Съём припуска осуществлялся за один проход круга с глубиной шлифования $t = 0,05$ мм; $V_{кр} = 35$ м/с; $V_{дет} = 24$ м/мин. В результате установлено, что фактическая глубина шлифования при этом составила $t_{ф} = 30$ мкм, а $y = 20$ мкм. Для определения безразмерного параметра B_1 была использована аналитическая зависимость (4). Подставляя в нее исходные данные: $n = 1$; $y = 20$ мкм; $t = 50$ мкм, получено уравнение относительно неизвестной величины B_1 :

$$B_1 \cdot \left(1 - e^{-\frac{1}{B_1}} \right) = 0,4 . \quad (6)$$

Решая уравнение, установлено $B_1=0,45$. Как видно, данное значение B_1 значительно меньше аналогичных значений $B_1=60\dots63$, полученных при круглом внутреннем продольном шлифовании. Это связано с более высокой жесткостью технологической системы при плоском шлифовании.

Как показывает практика шлифования внутренних цилиндрических поверхностей зубчатых колес приводов шахтных конвейеров, на точность обработки значительное влияние оказывают термоупругие деформации детали, возникающие в процессе шлифования. Особенно опасен неравномерный нагрев обрабатываемой детали. Поэтому с целью обеспечения равномерного охлаждения после шлифования обрабатываемая деталь не снимается со станка до ее полного охлаждения. Это приводит к повышению трудоемкости операции шлифования. Чтобы оценить возможности уменьшения степени нагрева детали при шлифовании, определим работу резания, которая практически полностью превращается в теплоту. Количество тепла, выделяющегося при резании, равно

$$Q = \int_0^{\tau} N \tau \cdot d\tau , \quad (7)$$

где $N \tau = P_z \tau \cdot V_{sp}$ – мощность шлифования, Вт.

При врезном шлифовании $P_z \tau$ с учетом зависимости (1) выражается

$$P_z \tau = K_{ш} \cdot P_y \tau = K_{ш} \cdot c \cdot y = K_{ш} \cdot c \cdot y_{уст} \cdot \left(1 - e^{-\frac{\tau}{B}} \right) . \quad (8)$$

Подставляя зависимость (8) в (7), имеем

$$Q_{врез} = K_{ш} \cdot c \cdot B \cdot y_{уст} \cdot \left(\frac{\tau}{B} + e^{-\frac{\tau}{B}} - 1 \right) . \quad (9)$$

При шлифовании этого же образца по схеме выхаживания (с начальным натягом y_0) величина упругого перемещения y определится зависимостью (2). Соответственно, тангенциальная составляющая силы резания $P_z \tau$ равна

$$P_z \tau = K_{ш} \cdot P_y \tau = K_{ш} \cdot c \cdot y = K_{ш} \cdot c \cdot y_0 \cdot e^{-\frac{\tau}{B}} . \quad (10)$$

Подставляя зависимость (10) в (7), имеем

$$Q_{вых} = K_{ш} \cdot c \cdot B \cdot y_0 \cdot \left(1 - e^{-\frac{\tau}{B}} \right) . \quad (11)$$

На рис. 4,а заштрихованным показаны площади, соответствующие значениям $Q_{\text{врез}}$ и $Q_{\text{вых}}$. Как видно, с увеличением времени обработки τ величины $Q_{\text{врез}}$ и $Q_{\text{вых}}$ увеличиваются, однако с разной интенсивностью. Так $Q_{\text{врез}}$ увеличивается более интенсивно. Поэтому оценим соотношение $Q_{\text{врез}}/Q_{\text{вых}}$ для $y_{\text{уст}} = y_0$ и $B=440$ с, рис. 4. Как видно, с увеличением τ соотношение $Q_{\text{врез}}/Q_{\text{вых}}$ увеличивается. При $\tau/B=4$ соотношение $Q_{\text{врез}}/Q_{\text{вых}}=3,075$. Следовательно, съём всего припуска по схеме выхаживания при внутреннем шлифовании зубчатого колеса позволяет в 3 раза уменьшить тепловыделения по сравнению с врезным шлифованием (по жесткой схеме). Несомненно, это приведет к снижению температуры шлифования и времени охлаждения обрабатываемой детали, что в конечном итоге позволит снизить термоупругие деформации обрабатываемой детали и трудоемкость операции шлифования.

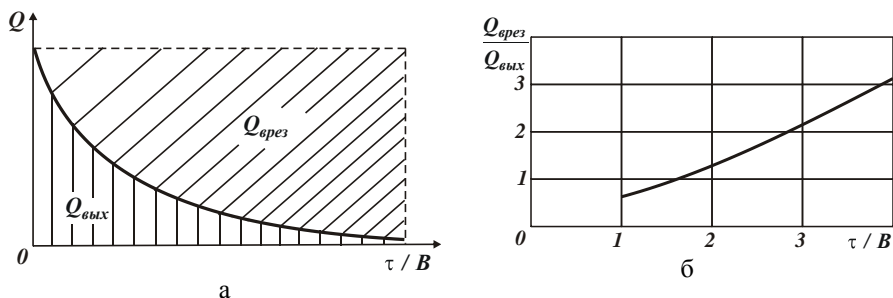


Рисунок 4 – (а) Характер изменения величин $Q_{\text{врез}}$ и $Q_{\text{вых}}$ при изменении τ/B ;

(б) - зависимость $Q_{\text{врез}}/Q_{\text{вых}}$ от τ/B

Выводы. На финишных операциях обработки внутренних цилиндрических поверхностей зубчатых колес приводов шахтных конвейеров традиционно используется внутреннее продольное шлифование по жесткой схеме с периодическим выхаживанием. Операция обработки весьма трудоемка, длится более трех часов при съеме припуска 0,5 мм на сторону. Проведенные теоретические и экспериментальные исследования показали, что в условиях шлифования с низкой жесткостью в технологической системе целесообразно съём всего припуска производить по схеме выхаживания, т.е. с отключенной радиальной подачей, создавая в системе начальный натяг, равный или кратный величине снимаемого припуска. При этом эффективность обработки возрастает с увеличением снимаемого припуска. В

связи с этим, данная схема обработки положена в основу совершенствования операции внутреннего шлифования зубчатых колес.

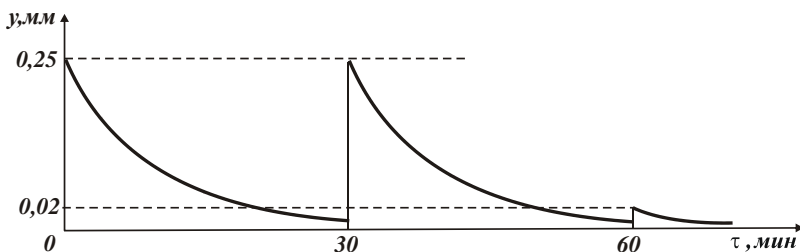


Рисунок. 5 – Характер изменения величины y с течением времени обработки τ .

Опытами установлено, что съем припуска величиной 0,5 мм на сторону может быть произведен за три перехода. На первом переходе в технологической системе создается начальный натяг величиной 0,25 мм, и обработка осуществляется фактически до момента прекращения искрения в зоне резания. При этом обеспечивается точность размера обрабатываемой поверхности на уровне 10–20 мкм. На втором переходе в технологической системе повторно создается натяг величиной 0,25 мм и обработка опять же производится до момента прекращения искрения в зоне резания. Затем оставшийся припуск величиной до 20 мкм удаляется на третьем переходе так же по схеме выхаживания, рис. 5. В результате реализации данной структуры операции внутреннего шлифования производительность обработки увеличилась почти в 2 раза. Продолжительность операции уменьшилась до 2 часов. При этом обеспечиваются требуемые параметры точности и шероховатости обработки. Существенно (с 60 до 30 минут) уменьшилось также время охлаждения обрабатываемой детали после шлифования, которое осуществляется без съема нагретой детали со станка с целью устранения ее термоупругих деформаций и повышения таким образом точности обработки. Это свидетельствует об уменьшении выделяемого при резании тепла, что согласуется с приведенными выше теоретическими решениями.

Список литературы: 1. Управление процессом шлифования / А.В. Якимов, А.Н. Паршаков, В.И. Сверцев, В.П. Ларшин. – К.: Техніка, 1983. – 182 с. 2. Тверской М.М. Автоматическое управление режимами обработки деталей на станках / М.М. Тверской. – М.: Машиностроение, 1982. – 208 с. 3. Рябенков И.А. Повышение эффективности финишной обработки деталей гидроаппаратуры на основе выбора рациональной структуры и параметров операций: автореф. дис. на соискание научн. степени канд. техн. наук: спец. 05.02.08 “Технология машиностроения” / И.А. Рябенков. – Одесса, 2009. – 21 с. 4. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общ. ред. Ф.В. Новикова и А.В. Якимова. В десяти томах. – Т. 1. “Механика резания материалов” – Одесса: ОНПУ, 2002. – 580 с. 5. Новиков Ф.В. Повышение точности и производительности механической обработки / Ф.В. Новиков, Р.А. Бережной // Вісник Харківського національного технічного університету сільського господарства ім. Петра Василенка. – 2009. – Вип. 81. – С. 29-38.

Надійшла до редколегії 31.05.2010

А.А.ПЕРМЯКОВ, д-р техн. наук, профессор, НТУ “ХПИ”;

А.С.ЗАБАРА, аспирант, НТУ “ХПИ”

О ПОВЫШЕНИИ ТОЧНОСТИ ОБРАБОТКИ ДЕТАЛЕЙ НА МНОГОПОЗИЦИОННОМ АГРЕГАТИРОВАННОМ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОМ ОБОРУДОВАНИИ

У статті розглянено особливості багатопозиційних агрегатованих технологічних систем, які впливають на вибір та проектування установчо-затискних пристроїв. Вказано на необхідність підвищення точності обладнання за рахунок вдосконалення установчо-затискних пристроїв.

В статье рассмотрены особенности многопозиционных агрегатированных технологических систем, которые влияют на выбор и проектирование установочно-зажимных приспособлений. Указано на необходимость повышения точности оборудования за счет их усовершенствования

In article features of the multistation aggregated technological systems which influence a choice and designing of clamping devices are considered. It is specified in necessity of increase of accuracy of equipment at the expense of improvement of the clamping device.

Введение. Постоянное повышение требований к производительности и качеству изготовления изделий, снижение энерго- и материалоемкости, стоимости обработки деталей и др. требует от производителей использования наиболее совершенного металлорежущего оборудования. В последнее время широкое распространение получили обрабатывающие центры и станки с ЧПУ, что связано с решением задач обеспечения высокой технологической гибкости оборудования при нестабильных программах выпуска. В то же время в промышленно развитых странах большое внимание уделяется совершенствованию технологического оборудования создаваемого по агрегатно-модульному принципу, ярким представителем которого являются агрегатные станки (АС). Отличительной особенностью агрегатных станков является создание их из набора унифицированных узлов, что позволяет в короткие сроки проектировать разнообразные компоновки и изготавливать станки наиболее полно соответствующие особенностям объекта обработки, обеспечивая высокую эффективность производства.

Ранее агрегатные станки создавались как специальное оборудование для массового производства, без учета в полной мере обратимости их элементной базы. Имея минимум технологических возможностей, необходимых и достаточных для обработки конкретной детали или группы деталей, т.е. не обладая технологической избыточностью и гибкостью, эти станки имеют возможность перекомпоновываться для обработки другой детали или группы деталей, что позволяет их применять в серийном производстве.

Не смотря на преимущества этого технологического оборудования (высокая производительность, низкая технологическая себестоимость изготовления и т.д.), недостатком можно считать невысокую точность обработки, которую можно стабильно обеспечивать в условиях

многопозиционных многоинструментных наладок (она соответствует 10 – 11 качеству). Повышение точности осуществляется за счет применения специальной технологической оснастки и различных компенсирующих устройств, а также большого количества пригоночных работ при сборке.

Анализ проблемы и определение путей решения. Одним из недостатков агрегатированного оборудования является узкий диапазон устанавливаемых (закрепляемых) заготовок без переналадки. Это существенно уменьшает технологические возможности этих станков и приводит к дополнительным затратам времени на переналадку или замену установочных и зажимных элементов. Являясь одним из основных функциональных узлов станка, установочно-зажимное приспособление (УЗП) оказывает огромное влияние на точность и производительность процесса обработки.

Совершенствование станочных приспособлений привело к созданию различных систем: УБП, УНП, СНП, СРП, УСП, СП [1]. Эффективность их применения зависит от условий производства. При проектировании станочных приспособлений широко применяются методы агрегатирования, унификации и стандартизации. Это исключает их повторяемость, упрощает их проектирование, производство и эксплуатацию, создает предпосылки для создания и внедрения информационно-поисковой системы и автоматизации процесса проектирования. Весьма эффективным является также сочетание принципа агрегатирования со свойством переналаживаемости при проектировании станочных приспособлений.

Преимущество использования в технологических процессах агрегатированных, специализированных и переналаживаемых приспособлений из стандартных элементов очевидно, но в некоторых случаях по тем или иным причинам приходится проектировать и специальные приспособления. Так, для повышения точности необходимо стремиться к комплексной обработке деталей на данном оборудовании с одного станка. Ограниченность зоны обработки АС в пределах сектора поворотно-делительного стола не позволяет применять существующие системы переналаживаемой оснастки. Требования обеспечения максимальной производительности, точности и автоматизации процесса загрузки, крепления и снятия деталей заставляют максимально учитывать особенности объекта обработки при проектировании специальных приспособлений.

Использование систем приспособлений, которые могут приспосабливаться к обработке других деталей, таких как УСП, СРП, УНП, СНП, для установки заготовок на агрегатированном оборудовании ставит под вопрос обеспечение необходимой точности и производительности обработки на нём. Эти системы приспособлений полностью (УСП, СРП) или частично (СНП, УНП) состоят из набора стандартных, унифицированных элементов. Точность в этих системах приспособлений обеспечивается за счет достижения высокой точности и прочности при изготовлении, т.е. закладывается точностная и прочностная избыточность, или дообработкой

деталей из которых они состоят. Это повышает стоимость УЗП и время оснащения ими технологического оборудования.

Универсализация и стандартизация УЗП даёт возможность сократить затраты времени и средств при смене объекта обработки. Но возможность варьировать параметрами жесткости конструкторскими методами, как одного их показателей точности, становится затруднительным и будет заключаться в выборе типоразмера того или иного элемента УЗП. Точностные параметры стандартных деталей, как и любых других, имеют естественные отклонения от номинальных значений, заложенных при проектировании. Эти отклонения проявляются как случайные функции и изменяются во времени при старении. И поэтому повторное использование унифицированных деталей не позволяет обеспечить требуемую точность. Также, повышение точностных параметров комплектующих УЗП, за счет унификации, требует чтобы качество их компоновки не снижало эффект комплектации УЗП более точными элементами.

В работе [2] проведена унификация УЗП для обработки однотипных деталей гидроарматуры на многопозиционных агрегатных станках. Но, как и в других научных работах [3,4], посвященных вопросу обеспечения точности на агрегатированном оборудовании, указывается на слабоизученность вопроса обеспечения точности в области такой элементной базы многопозиционной системы агрегатированного оборудования, как УЗП.

Обеспечение точности обработки, зависящей от УЗП, связано с такими особенностями АС: максимально учитывает особенности отдельной детали (поэтому создается как специальное); известна структура несущей системы станка, схема нагружений; ограниченность зоны обработки. Особенности АС вносит свои коррективы в проектирование УЗП, которые не учитываются в других системах станочных приспособлений.

При многоинструментальной обработке задача моделирования точности резко усложняется из-за взаимного влияния факторов, действующих при обработке несколькими инструментами. Это затрудняет прогнозирование и выбор точностных параметров станочных приспособлений и обеспечение их стабильности на основе расчетов точности. В многопозиционных АС часто не учитываются требования технологической наследственности, а также не обеспечивается рациональное распределение суммарной жесткости системы в соответствии с особенностями реализации конкретной в каждом случае схемы многопозиционной обработки. Влияние неравномерно распределенного припуска на точность обработки распространяется на всю систему обрабатываемых поверхностей, даже если неравномерность припуска наблюдается только на одной из них. Заготовки, закрепленные на общем основании - планшайбе, смещаются с планшайбой под действием обработки. Величина и направление смещения может меняться во времени и зависит от износа инструмента, колебания твердости заготовок и др. При смещении планшайбы заготовки на разных позициях смещаются по-разному относительно инструмента. Следовательно, и погрешности обработки, на различных позициях, будут различны. Смещение фиксируемого органа под

действием сил обработки зависит от направления действий усилий на него. Это связано с тем, что при различных направлениях нагрузки воспринимают различные элементы фиксируемых устройств.

Чтобы обеспечить заданную точность и назначить технологические допуски, необходимо знать суммарную погрешность, а, следовательно, и элементарные погрешности, возникающие в процессе механической обработки. Среди погрешностей, которые обуславливают возникновение данных параметров, можно выделить погрешности связанные с изготовлением и сборкой элементов системы позиционирования, составляющей которой является УЗП. Также, погрешности, возникающие при взаимосвязи между УЗП и силовыми агрегатами на разных позициях обработки, которые берут участие в последовательном формообразовании одной поверхности или при получении одной координаты.

Погрешность установки – характеристика точности процесса. Ее рассматривают как фактор, определяющий положение заготовки, исходя из схемы базирования и закрепления. Погрешность приспособления – характеристика конструкции приспособления. Это суммарный фактор, определяющий положение заготовки исходя из схемы приспособления и его погрешностей при условии надежного обеспечения координирующих размеров обработки. Если погрешность установки рассматривается до начала обработки, то погрешность приспособления следует рассматривать в динамике, на протяжении процесса обработки, поскольку динамические характеристики приспособления, такие, как масса, демпфирующие свойства, условия трения и другие, могут оказывать влияние на динамические явления в системе СПЗИ, и главным образом на изменение положения заготовки.

Точность компоновки станочных приспособлений, состоящих из стандартных деталей, заключающаяся по существу в точности координации установочных и направляющих поверхностей относительно плоскости основания, должна быть учтена на стадии проектирования технологического процесса, т.е. тогда, когда известна только схема базирования заготовки. Следовательно, определение погрешностей путем выявления и расчета размерных цепей в конкретных компоновках невозможно на этой стадии. Решение этой задачи возможно на основе анализа структуры УЗП путем выявления типовых схем компоновок при различных методах базирования заготовок.

В действующем производстве фактические величины погрешностей базирования превышают расчетные. При расчете учитываются только проектные зазоры посадок отверстий заготовки и фиксаторов, а фактические погрешности учитывают износ. Формы проявления взаимосвязи между точностью расположения осей обрабатываемых поверхностей с геометрическими погрешностями позиции разнообразны и связаны с видами поверхностей, методами и схемами их обработки. При обработке плоских поверхностей обеспечение их точности взаимного расположения зависит от плоскостности базовых поверхностей, равномерности характеристик жесткости детали в различных её сечениях. Следует заметить, что

соотношение величин, составляющих погрешности базирования по осям координат, можно изменить в желаемом направлении путем иного расположения базовых отверстий. Таким образом, для определенных требований точности расположения оси обрабатываемого отверстия относительно других поверхностей можно в габаритах базовой плоскости найти наиболее выгодный вариант расположения базовых отверстий.

Заклучение. Из выше изложенного видно большое разнообразие направлений при решении вопросов повышения точности станочных приспособлений. Требования, предъявляемые к УЗП АС (компактность при высокой жесткости, из-за геометрических ограничений на зону обработки и высокой концентрации технологических переходов), отличают их от других систем станочных приспособлений и требуют отдельного рассмотрения вопросов точности при конструировании приспособлений для агрегатированного оборудования. Таким образом, для успешного решения задач, которые стоят перед машиностроением, необходимо дальнейшее повышение гибкости, расширение технологических возможностей агрегатированного технологического оборудования, за счет усовершенствования узлов, механизмов и средств технологического оснащения. Создание унифицированных приспособлений с учетом их точности позволит значительно повысить технико-экономические показатели агрегатированного технологического оборудования, расширить технологические возможности и тем самым повысить его конкурентоспособность в условиях серийного производства.

Это указывает на необходимость проведения исследований по созданию компоновочных схем и сборочных комплектов унифицированных приспособлений агрегатированного оборудования при решении вопросов обеспечения высокой точности установки обрабатываемых заготовок.

Список литературы: 1. *Бломберг В.А.* Переналаживаемые станочные приспособления / *В.А. Бломберг, В.П. Близнюк.* – Л. : Машиностроение, 1978. – 360 с. 2. *Фадеев, А. В.* Анализ и синтез компоновок установочно-зажимных приспособлений многопозиционных агрегатированных технологических систем : дис. канд. техн. наук : 05.02.08 / *А. В. Фадеев.* – Х., 2006. – 163 с. 3. *Акинсейе О.А.* Разработка общей структуры и повышение эффективности сборки уникального агрегатированного металлорежущего оборудования : дис. канд. техн. наук : 05.02.08 / *О.А. Акинсейе Огункехин Александр.* – Х., 1993. – 261 с. 4. *Мельниченко А.А.* Теоретические основы управления качеством агрегатированного металлорежущего оборудования : дис. д-ра техн. наук : 05.02.08 / *Мельниченко Александр Анатольевич.* – Х., 1999. – 296 с. 5. *Ильицкий В. Б.* Станочные приспособления. Конструкторско-технологическое обеспечение эксплуатационных свойств [Текст] / *В. Б. Ильицкий, В. В. Микитянский, Л. М. Сердюк.* – М. : Машиностроение, 1989., – 207 с. 6. *Тимофеев Ю.В.* Агрегатные станки средних и малых размеров / *Ю.В. Тимофеев, В.Д. Хицан, В.Д. Васерман, В.В. Гролов ;* Под ред. *Ю.В. Тимофеева.* – М. : Машиностроение, 1985. – 277с.

Надійшла до редколегії 21.09.2010

Є.К. ПОСВЯТЕНКО, д-р техн. наук, профессор, НТУ, Киев;
Н.И. ПОСВЯТЕНКО, канд. техн. наук, доцент, НТУ, Киев;
Р.В. БУДЯК, ассистент, ВГАУ, Винница

К РАСЧЕТУ ПРОТЯЖНОГО ИНСТРУМЕНТА ДЛЯ ОБРАБОТКИ ОТВЕРСТИЙ ГИЛЬЗ ГИДРОЦИЛИНДРОВ

Робочі поверхні протягування піддаються механічному зношуванню: абразивному, адгезійному та адгезійно-утомному. Всі ці види зносу безпосередньо залежать від величини контактного тиску, особливо від градієнту напружень. Головним напрямом посилення опору зносу і довговічності інструменту є придання робочим поверхням криволінійної форми. Це різко зменшує кривизну епюри контактного тиску. Ще одним напрямом посилення опору зносу є використання утворення налипень.

Рабочие поверхности протягивания подвержены механическому изнашиванию: абразивному, адгезионному и адгезионно-усталостному. Все эти виды износа непосредственно зависят от величины контактного давления, в особенности от градиента напряжений. Основным направлением увеличения сопротивления износу и долговечности инструмента является придание рабочим поверхностям криволинейной формы. Это резко уменьшает кривизну эпюры контактного давления. Еще одним направлением увеличения сопротивления износу является использование наростообразования.

Working surfaces pulling are exposed to mechanical deterioration: abrasive, adhesive and adhesive - fatigue. All these kinds of deterioration strongly depend on size of contact pressure, is especial from their gradient curve. A mainstream of increase of wear resistance and durability tool is giving to working surfaces of the curvilinear form. It sharply lowers curvature of the schedule of contact pressure. One more direction of increase of wear resistance tool is use outgrowth.

Актуальность проблемы, состояние вопроса и цель исследования.

Наши исследования [1–4] показали, что ресурсосберегающий процесс обработки глубоких отверстий в гильзах гидроцилиндров, изготавливаемых из трубного проката, целесообразно строить по схеме «комбинированное протягивание – раскатка роликовым инструментом». Однако, при разработке протяжного инструмента нужно решить несколько еще недостаточно исследованных проблем, связанных в конечном счете с надежностью изделия, в частности: снижение негативного влияния на прямолинейность отверстия «пластического шарнира», повышение прочности и стойкости рабочих элементов протяжек, уменьшение уровня вибраций инструмента при обработке гильзы, повышение радиальной жесткости последней технологическими методами, а также разработку программы расчета комбинированного инструмента.

Деформирующе-режущее протягивание – один из наиболее эффективных технологических процессов обработки отверстий, в частности глубоких. Отличительными особенностями этого процесса являются низкие скорости обработки (до 10 м/мин), высокая производительность,

обуславливаемая одновременным участием в работе порядка 5 – 15 деформирующих элементов и зубьев с общей длиной их контакта с изделием до 3000 мм, что на четыре порядка выше такого контакта при точении, а также использование сложного дорогостоящего инструмента из современных инструментальных материалов. Последнее обстоятельство требует дополнительного углубленного исследования износа, стойкости и прочности деформирующе-режущих протяжек, поскольку в известных работах принимались ряд допущений, искажавших общую картину этих явлений.

Результаты исследования. При низких и средних скоростях резания, когда диффузионные процессы вследствие невысоких температур в зоне контакта (до 500 °С) маловероятны, причиной изнашивания передней и задней поверхностей инструмента являются интегрально протекающие процессы абразивного, адгезионного и адгезионно-усталостного видов износа. Наши исследования показали, что это справедливо как для зубьев, так и для деформирующих элементов (ДЭ), изготовленных из широкого спектра инструментальных материалов, в частности, твердого сплава марки ВК15 и быстрорежущих или легированных сталей марок Р6М5 и ХВГ, как типичных при изготовлении комбинированных протяжек. Интенсивность названных видов механического износа зависит от контактного давления. Процесс внедрения абразивной частички обрабатываемого материала или технологической среды карбидного, оксидного, нитридного или другого подобного происхождения в инструментальный материал с последующим перемещением («царапанием») стабильно протекает в том случае, когда величина нормальных напряжений (контактного давления) примерно втрое превышает предел текучести σ_T материала, на который наносится царапина. Работа единичной абразивной частицы может быть смоделирована коническим индентированием, при котором при угле конуса $2\beta = 170^\circ$ указанное превышение, обуславливающее начало внедрения, равно $A_k = 2,77$ [5]. Приняв во внимание сказанное, получим значение силы P , как равнодействующей проекции нормальных напряжений в момент завершения внедрения абразивной частички в инструментальный материал на единичную площадку S :

$$P = A_k \cdot \sigma_T \cdot S \cdot \operatorname{tg} \beta. \quad (1)$$

На адгезионную составляющую изнашивания также оказывают сильное влияние нормальные напряжения. Однако механизм износа здесь определяют мостики схватывания, которые возникают при сближении контактирующей пары, когда давление превысит предел упругости одного или обоих материалов. Это содействует началу пластической деформации, приводящей к возрастанию площади мостика схватывания, повышению его несущей способности и, следовательно, к возрастанию интенсивности адгезионного износа. Визуально или при небольшом увеличении этот вид износа хорошо идентифицируется, поскольку при его протекании весьма велика

интенсивность возникновения и разрушения мостиков схватывания. На изношенных площадках зубьев хорошо видны «оспинки» адгезии, которые отчетливо отличаются от абразивных «бороздок». Известно [6], что на один метр пути резания каждая точка контакта подвергается тысячекратному воздействию срезающих напряжений. Такое воздействие приводит к усталости локальных объемов инструментального материала и их последующему разрушению, т.е. возникает третья составляющая механического износа при комбинированном протягивании – адгезионно-усталостная.

Таким образом, контактное давление является главным фактором, определяющим интенсивность изнашивания протяжного инструмента, причем, чем это давление выше, тем ниже будет стойкость последнего. Однако, изучение топографии площадок изношенных ДЭ и зубьев приводит к выводу, что, поскольку интенсивность износа различна по площади контакта, то и контактные давления были неравномерными по этой площади. Наши исследования показали, что эпюра нормальных напряжений на передней поверхности режущей части и рабочего конуса деформирующей части является высокоградиентной, т.е. значение контактного давления могут отличаться вдоль эпюры в 2–10 раз и достигать значения 4 ГПа. Этим и объясняется различная степень изнашивания вдоль площади контакта, которая после определенного времени работы протяжки приобретает форму поверхности, описываемой плоскими кривыми второго порядка типа спирали, конхоиды, эвольвенты, циклоиды. Отсюда вытекает логический вывод о придании, с целью снижения градиента эпюры контактного давления и, как следствие, повышения износостойкости инструмента, его рабочим поверхностям такой криволинейной формы, которую имеет эпюра давлений при плоской рабочей поверхности [7].

Для ДЭ авторами была проведена специальная часть исследования, в процессе которого было установлено следующее. Изучение топографии износа ДЭ после 5–10 тысяч метров пути протягивания и специфики разрушения от напряжений изгиба свидетельствуют о сложном характере эпюры распределения контактных давлений даже в тяжелых условиях обработки. Так, поперечное сечение, по которому происходит разрушение ДЭ, как правило, проходит через поверхность рабочего конуса вблизи границы с цилиндрической ленточкой. Там же находится и место («поясок») наибольшего износа после продолжительной работы инструмента. Другой такой «поясок» размещен вблизи начала поверхности контакта. Разработанная нами методика определения нормальных контактных давлений [8] позволила определить характер их распределения в зависимости от условий протягивания. Эксперименты были проведены на втулках из стали 20 и 20Г, а также из алюминиевого сплава АК6 с исходным диаметром отверстия $d_0 = 45$ мм и толщиной стенки $t_0 = 2–10$ мм при натяге $a = 0,4–$

1,6 мм и скорости протягивания $v = 3$ м/мин. Для обеспечения минимальной (критической) длины контакта соблюдалось условие:

$$t_{0,sp} = 17,0 \cdot a^{0,77} \cdot d^{-0,242} . \quad (2)$$

На рис.1 дан пример распределения нормальных давлений по длине контакта для стали 20Г.

В результате их обработки были получены полиномы 5-ой степени вида:

$$\frac{g}{g_{max}} = \sum_{i=1}^5 B_i \left(\frac{l}{l_{\phi}} \right)^i , \quad (3)$$

где: g_{max} – максимальная величина нормальных контактных давлений для данной эпоры; l – расстояние от начала контакта до точки, где определяется g/g_{max} ; l_{ϕ} – фактическая длина контакта; $B(i)$ – коэффициент регрессии при

$$\left(\frac{l}{l_{\phi}} \right)^i .$$

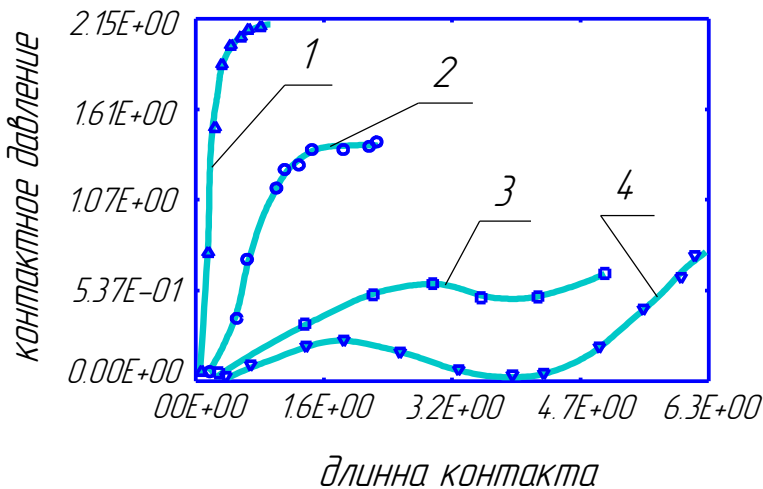


Рисунок 1 – Распределение нормальных давлений по длине контакта ДЭ с деталью из стали 20Г при протягивании втулки с диаметром отверстия 45 мм:

- 1 – $a = 0,4$ мм; $t_0 = 6$ мм; 2 – $a = 1$ мм; $t_0 = 6$ мм; 3 – $a = 1,6$ мм; $t_0 = 6$ мм; 4 – $a = 1,6$ мм; $t_0 = 4$ мм.

Коэффициенты $B(i)$, значимость которых оценивалась по t –критерию Стьюдента, определяются по зависимостям:

$$B_1 = -2,894 \ln \frac{2,239}{1 + \frac{t_0}{t_{0кр}}}; \quad (4)$$

$$B_2 = 41,68 - \frac{\left(\frac{t_0}{t_{0кр}}\right)^{3,2}}{1,588 \cdot 10^{-3} + 2,783 \cdot 10^{-2} \left(\frac{t_0}{t_{0кр}}\right)^{3,55}}; \quad (5)$$

$$B_3 = \frac{\left(\frac{t_0}{t_{0кр}}\right)^{3,57}}{4,187 \cdot 10^{-4} + 6,113 \cdot 10^{-3} \left(\frac{t_0}{t_{0кр}}\right)^4} - 163,2; \quad (6)$$

$$B_4 = 212,2 - \frac{\left(\frac{t_0}{t_{0кр}}\right)^{3,8}}{2,361 \cdot 10^{-4} + 4,475 \cdot 10^{-3} \left(\frac{t_0}{t_{0кр}}\right)^{4,2}}; \quad (7)$$

$$B_5 = \frac{\left(\frac{t_0}{t_{0кр}}\right)^{3,71}}{7,174 \cdot 10^{-4} + 9,899 \cdot 10^{-3} \left(\frac{t_0}{t_{0кр}}\right)^{4,12}}. \quad (8)$$

Для определения максимального контактного давления для зависимости (3) следует воспользоваться уравнением [9]:

$$g_{max} = \frac{P_k}{2 \cos \alpha_\phi l_\phi \pi \left[R_\phi - \sin \alpha_\phi l_\phi \sum_{i=1}^5 \frac{B_i}{i+1} + l_\phi \sin \alpha_\phi \sum_{i=1}^5 \frac{B_i}{i+2} \right]}. \quad (9)$$

Значение радиальной силы P_k для зависимости (9) вычисляется по уравнениям, приведенным в работе [10].

На рис.2 приведены типичные по характеру эпюры распределения нормальных контактных давлений для различных толщин стенок, натягов и обрабатываемых материалов. Эти данные, а также кривые, приведенные на рис.1, свидетельствуют о том, что характер эпюр обуславливается натягом и толщиной стенки детали. На величину нормальных давлений, наряду с этими факторами, влияют свойства обрабатываемого материала. При малых натягах

и больших толщинах стенки эпюра близка к прямоугольнику (рис.2, кривая 1). В этом случае в расчетах инструмента рабочую нагрузку допустимо принимать равномерно распределенной по длине контакта. Увеличение натяга при больших толщинах стенки приводит к приобретению эпюрой вида криволинейного треугольника (кривые 2 и 3), а уменьшение толщины стенки при больших натягах превращает эпюру в два криволинейных треугольника (кривая 4). В последнем случае кривая нормальных давлений имеет два максимума, первый из которых находится вблизи начала контакта, а другой – в точке перехода поверхности рабочего конуса в цилиндрическую ленточку. Минимум кривой находится примерно посередине длины контакта.

Значительно понизить градиент эпюры контактных давлений также можно, используя наростообразование [1, 11]. Нами установлено, что тело нароста при протягивании имеет практически стабильные формы и объём, подвергается лишь действию упругих деформаций и фактически является дополнительным режущим клином с собственными геометрическими параметрами, которые существенно отличаются от геометрических параметров инструмента, полученных при заточке. Нарост генерируется системой «инструмент–деталь» при адаптации последней к заданным условиям резания. Изучение многочисленных микрофотографий «корней» стружки показало, что внешняя граница тела нароста, контактирующая со стружкой, имеет форму плоской кривой типа конхоиды, спирали, эвольвенты, циклоиды. Это значительно выпрямляет эпюру контактных давлений и, как следствие, позволяет повысить износостойкость инструмента.

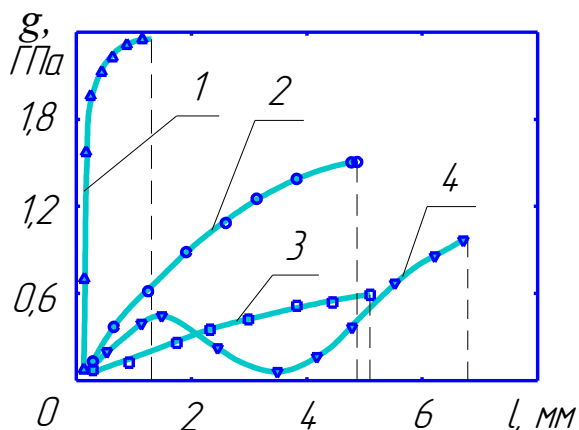


Рисунок 2 – Распределение нормальных давлений g по длине контакта l_{ϕ} ДЭ с деталью (диаметр отверстия 45 мм) при протягивании:

- 1 – сталь 20; $a = 0,4$ мм; $t_0 = 10$ мм; 2 – сталь 20; $a = 1,6$ мм; $t_0 = 10$ мм;
- 3 – сплав АК6; $a = 0,4$ мм; $t_0 = 6$ мм; 4 – сталь 20Г; $a = 1,6$ мм; $t_0 = 4$ мм.

Вывод. Износостойкость протяжного инструмента в значительной степени определяется контактным давлением. Существенно повысить её можно средствами спрямления эпюры этих давлений путем придания рабочей поверхности ДЭ и режущего клина формы кривой эпюры давлений или, используя наростообразование.

Список литературы: 1. *Посвятенко Е.К.* Дослідження процесу обробки гільз циліндрів гідросистем машин/ Е.К.Посвятенко, Р.В.Будяк // Вісник Національного транспортного університету. – К., 2009. – Вип. 19. – Ч.1. – С. 49–53. 2. *Посвятенко Е.К.* Основні напрямки синтезу ресурсозберігаючих процесів виготовлення гідроциліндрів машин/ Е.К.Посвятенко, Р.В.Будяк // Високі технології в машинобудуванні: Зб. наук. пр. Нац. техн. ун-ту «ХПІ». – Х., 2009. – Вип.2 (19). – С.128–134. 3. ХДЗ (Холодне деформаційне зміцнення) як пріоритет підвищення надійності гідроциліндрів для комунальної техніки / Р.В.Будяк, Ю.Б.Паладійчук, В.Г.Писаренко, Л.П.Серета // Зб. наук. пр. Вінницького державного аграрного ун-ту: Серія «Технічні науки». – Вінниця, 2009. – Вип. 2. – С.63–66. 4. *Серета Л.П.* Ресурсозберігаючий процес виготовлення силових гідроциліндрів сільськогосподарських машин / Л.П.Серета, Ю.Б.Паладійчук, Р.В.Будяк // Науково-технічний прогрес у розвитку машин і засобів механізації сільського господарства: Матер. наук.-техн. конф. – Вінниця: ВДАУ, 2009. – С.15–18. 5. *Мальнев В.И.* Исследование усилий, возникающих при алмазном шаржировании / В.И.Мальнев, В.В.Маковецкий // Сверхтвердые материалы. – 1986. – № 1. – С. 61–63. 6. *Верещака А.С.* Работоспособность режущего инструмента с износостойкими покрытиями / А.С.Верещака – М.: Машиностроение, 1993. – 336 с. 7. *Посвятенко Е.К.* Технологічне забезпечення якості деталей машин при протягуванні / Е.К.Посвятенко, Ю.М.Іванов // Резание и инструмент в технологических системах. – 2003. – Вып.64. – С. 8–22. 8. А.С. 1466916 СССР, МКИ В24В 39/02//В21С 51//00. Динамометр для определения контактных давлений при деформирующем протягивании / Э.К.Посвятенко, О.А.Розенберг, А.Д.Крицкий, С.А.Родюков. – Оpubл. 23.03.89. – Бюл. № 11. 9. *Родюков С.А.* К вопросу о распределении нормальных давлений по длине контакта деформирующего элемента/ С.А.Родюков // Физические явления при резании и холодном пластическом деформировании металлов. – Киев: Ин-т сверхтвердых материалов АН УССР, 1988. – С. 143–150. 10. *Посвятенко Э.К.* Научное обоснование эффективности процесса деформирующе-режущего протягивания. Дис. ... д-ра техн. наук: 05.03.01. – Киев: Ин-т сверхтвердых материалов им. В.Н.Бакуля АН Украины, 1993. – 433 с. 11. *Посвятенко Едуард* Підвищення зносостійкості сталених різальних інструментів / Посвятенко Едуард, Посвятенко Наталя // Матеріали міжнародної конференції „Sakon’06”: Metody obliczeniowe i badawcze w rozwoju pojazdów samochodowych i maszyn roboczych samojedznych. – Rzeszów: Politechnika Rzeszowska, 2006. – С. 265–270.

Надійшла до редколегії 24.09.2010

И.Н. ПЫЖОВ, д-р техн. наук, профессор, НТУ «ХПИ»

ПОВЫШЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ УПРАВЛЕНИЯ РАБОЧЕЙ ПОВЕРХНОСТЬЮ ПЕРИФЕРИЙНЫХ АЛМАЗНЫХ КРУГОВ

Приведені результати досліджень по встановленню особливостей процесу електрохімічної правки робочої поверхні периферійних алмазних струмопровідних кругів.

Приведены результаты исследований по установлению особенностей процесса электрохимической правки рабочей поверхности периферийных алмазных токопроводящих кругов.

The results of researches of features of process of electrochemical correction of working surface of peripheral diamond circles are resulted.

Постановка проблемы. Вопрос повышения эффективности алмазного шлифования остается актуальным и на современном этапе развития науки и техники. Особенно это относится к случаю использования токопроводящих алмазных кругов т.к. практическая реализация их потенциала в первую очередь определяется проработанностью вопроса восстановления их режущих свойств, т.е. правки с целью обеспечения развитости режущего рельефа и точности рабочей поверхности кругов (РПК).

Анализ последних исследований и публикаций. Правка алмазных кругов на прочных токопроводящих (в основном металлических) связках является достаточно ответственным и сложным процессом [1]. Особенно это относится к случаю шлифования сверхтвердых материалов на основе алмаза и твердых модификаций нитрида бора [2, 3]. Поскольку обработка этих материалов зачастую ведется торцовыми алмазными кругами, то наиболее полно этот вопрос проработан в литературе именно по отношению к ним. Речь идет в основном об электрохимическом методе правке, основанном на известных законах Фарадея [4, 5]. В тоже время особенности правки РПК кругов, работающих периферией, изучены недостаточно, хотя они довольно широко применяются для обработки ПСТМ.

Цель исследования. Целью данной работы является теоретический анализ факторов, ответственных за непостоянство межэлектродного зазора (МЭЗ) между рабочими поверхностями правящего катода и РПК, и разработка рекомендаций по проектированию эффективных конструкций правящих устройств применительно к алмазным токопроводящим кругам, работающим периферией.

Основные материалы исследования.

Использование периферийных алмазных кругов для шлифования ПСТМ на основе алмаза и нитридов бора имеет ряд особенностей, к которым в

первую очередь следует отнести линейный контакт круга с обрабатываемым материалом, а также изменение радиуса круга по мере его износа, в результате чего при неизменном радиусе рабочей поверхности катода нарушается равномерность МЭЗ.

Линейность контакта круга с обрабатываемым ПСТМ требует особой тщательности в соблюдении условия соответствия скоростей износа круга и съема поликристалла, что на практике может быть обеспечено путем применения автоматического следящего устройства [6].

Что касается непостоянства величины МЭЗ, то для компенсации его отрицательного воздействия на явления, происходящие в зоне управления РПК, необходима разработка специальных правящих устройств, которые имели бы возможность хотя бы частичной компенсации изменения величины МЭЗ по длине электрического контакта рабочих поверхностей круга и катода.

Известно [4], что при размерной электрохимической обработке при постоянной температуре электрическое сопротивление электролита определяется зависимостью:

$$R_3 = \rho \cdot \frac{\Delta}{F},$$

где R_3 - электрическое сопротивление электролита, Ом; ρ - удельное сопротивление электролита Ом·см; Δ - длина столба электролита между электродами (МЭЗ), см; F - площадь поперечного сечения столба электролита см².

Таким образом, величина МЭЗ Δ и степень заполнения его электролитом (от чего во многом зависит удельное сопротивление МЭЗ) существенным образом влияют на величину плотности технологического тока в цепи правки круга, а, следовательно, и эффективности процесса шлифования в целом.

Теоретический анализ показывает, что величина МЭЗ является функцией трех параметров: радиуса рабочей поверхности катода ($R_{кТ}$), радиуса круга ($R_к$) текущее значение которого меняется по мере износа его алмазосодержащего слоя и угла α . Величина последнего фактически определяет длину электрического контакта рабочих поверхностей правящего катода и круга.

Применительно к участку AB на основании расчетной схемы, приведенной на рис. 1 (здесь катод и круг условно показаны во взаимном контакте в точке B), можно записать, что:

$$\Delta = R_{кТ} - \sqrt{R_к^2 - ((R_{кТ} - R_к) \cdot \cos \alpha)^2} + (R_{кТ} - R_к) \cdot \sin \alpha,$$

где Δ - межэлектродный зазор, мм; $R_{кТ}$ - радиус рабочей поверхности катода, мм; $R_к$ - радиус круга, мм; α - угол, град.

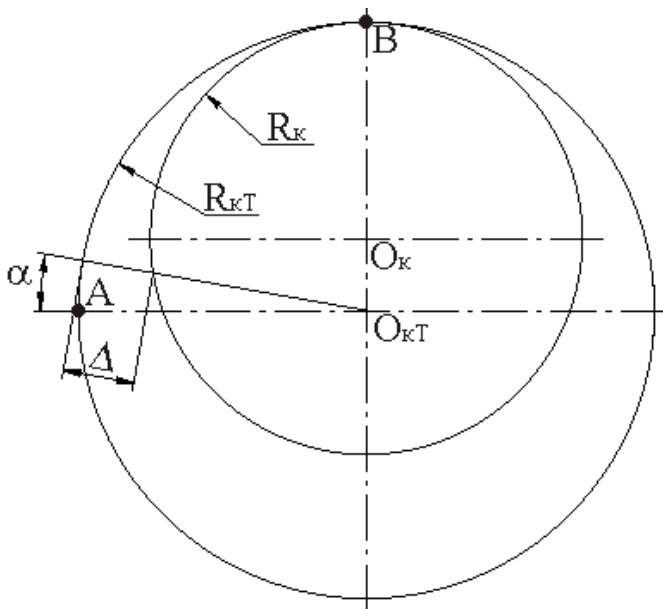


Рисунок 1 – Схема взаимного расположения катода и круга

Обычно величину радиуса рабочей поверхности катода принимают примерно равной максимальному (исходному) радиусу круга. В этом случае, как свидетельствуют данные, приведенные на рис. 2, при простой конструкции правящего катода (рабочая поверхность катода выполнена цельной) необходимо стремиться к использованию кругов с малой толщиной алмазного слоя, что, как правило, повышает себестоимость процесса обработки ПСТМ. В тоже время данные, представленные на рис. 3, иллюстрируют достаточно резкую зависимость зазора Δ от величины угла α . Для уменьшения перепада величин МЭЗ необходимо снижать длину дуги электрического контакта катода с кругом за счет соответствующего уменьшения размера катода. Однако такой путь также ведет к снижению величины силы тока в цепи управления, а, следовательно, ограничению технологических возможностей процесса шлифования.

Наиболее простым (приближенным) решением этого вопроса является использование секционных конструкций правящего катода [7, 8]. Здесь возможны два принципиальных варианта. В первом случае рабочие поверхности секций катода имеют одинаковые радиусы. На рис. 4 представлена конструкция такого секционного катода, которая показала достаточно хорошие результаты по управлению РПК периферийных алмазных кругов применительно к кругло - и плоскошлифовальным станкам [7].

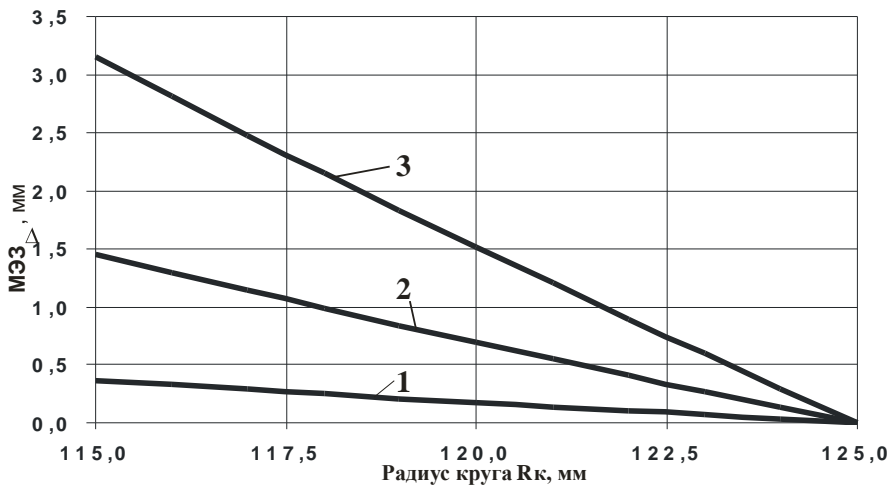


Рисунок 2 – Зависимость $\Delta = f(R_k, \alpha)$ при условии, что $R_{кТ} = 125\text{мм}$
 1- $\alpha = 45^\circ$; 2- $\alpha = 60^\circ$; 3- $\alpha = 75^\circ$

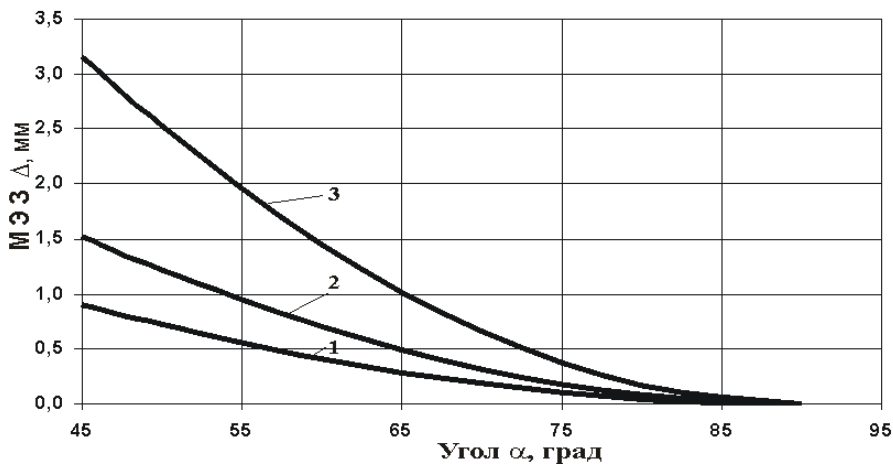


Рисунок 3 – Зависимость $\Delta = f(\alpha, t)$ при условии, что $R_{кТ} = R_{к\text{max}} = 125\text{мм}$, а алмазный слой полностью изношен.
 1- $t=3\text{мм}$; 2- $t=5\text{мм}$; 3- $t=10\text{мм}$

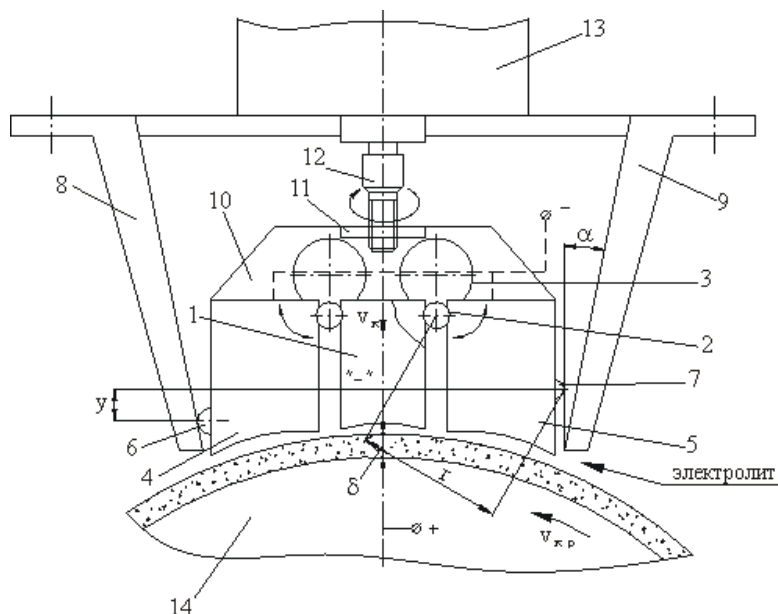


Рисунок 4 – Конструкция секционного правящего катода

Устройство содержит катод, состоящий из неподвижного центрального сегмента 1, соединенных с ним с помощью роликов 2 и пружин 3 боковых секций 4 и 5, на которых установлены опорные элементы 6 и 7, находящиеся в контакте с коническими направляющими 8 и 9, закрепленными неподвижно. Центральная часть катода закреплена неподвижно на корпусе 10, на котором также неподвижно закреплена гайка 11, составляющая с винтом 12 передаточную пару, а винт установлен на валу реверсивного двигателя 13 привода радиальной подачи катода.

В то время как автоматическая следящая система непрерывно поддерживает заданную силу тока в цепи управления РПК (заданную интенсивность удаления связки круга электрохимическим способом) путем изменения величины межэлектродного зазора (МЭЗ) конические направляющие 8 и 9 вызывают поворот боковых секций 4 и 5 на роликах 2. При этом МЭЗ по длине этих секций как бы стремится выровняться.

Поскольку опоры 6 и 7 смещены друг относительно друга на величину Y , то величина МЭЗ на входе в правую секцию (забор электролита) всегда больше межэлектродного зазора на выходе из левой секции (выброс электролита). В результате этого создаются условия для лучшего захвата и удержания электролита в МЭЗ. Все это благоприятно сказывается на величине силы тока в цепи правки РПК.

Во втором случае рабочие поверхности секций катода имеют разные радиусы. Например, при катоде, состоящем из трех секций, они могут быть равны соответственно [8]:

$$R_{c1} = R_{k \max}, R_{c2} = R_{k \text{ ср.}}, R_{c3} = R_{k \min},$$

где R_{c1}, R_{c2}, R_{c3} - радиусы рабочих поверхностей секций катода; $R_{k \max}, R_{k \text{ ср.}}, R_{k \min}$ - максимальный, средний и минимальный радиусы алмазоносного слой круга соответственно.

Положительный эффект при такой конструкции правящего катода заключается в том, что хотя бы одна из его секций работает в условиях приближенных к оптимальным за счет близости величин радиусов их рабочих поверхностей и РПК.

Выводы и перспективы развития. Таким образом, проведенный теоретический анализ изменения величины МЭЗ между рабочими поверхностями алмазного токопроводящего круга и правящего катода дал возможность установить факторы, ответственные за непостоянство его величины по длине электрического контакта этих поверхностей. Это позволило предложить различные варианты конструкций правящих электродов, объединяющим элементом которых является их многосекционность.

В дальнейшем представляет интерес исследования направленные на обеспечение неизменности поперечного профиля РПК периферийных алмазных кругов.

Список литературы: 1. Повышение эффективности заточки буровых коронок алмазными токопроводящими кругами / Грабченко А.И., Пыжов И.Н., Култышев С.А., Линенко - Мельников Ю.П. // Сверхтвердые материалы. К.: 1990.-№ 1.- С.57-60. 2. Грабченко А.И. Расширение технологических возможностей алмазного шлифования / Грабченко А.И. - Харьков: Вища школа, 1985. - 184 с. 3. Семко М.Ф. Алмазное шлифование синтетических сверхтвердых материалов / Семко М.Ф., Грабченко А.И., Ходоревский М.Г. - Харьков: Вища школа, 1980. - 192 с. 4. Попилов Д.Я. Электрофизическая и электрохимическая обработка материалов / Попилов Д.Я. - М.: Машиностроение, 1982. - 400с. 5. Размерная электрическая обработка металлов: Учебное пособие для студентов вузов / [Б.А. Артамонов, А.Л. Вишинцкий., Ю.С. Волков., А.В. Глазков]. Под ред. А.В. Глазкова. - М.: Высш. школа, 1978. -336с. 6. Фадеев В.А., Формообразование высококачественных прецизионных сложнопрофильных лезвийных инструментов из ПСТМ / Фадеев В.А., Пыжов И.Н., Федорович В.А. // Резание и инструмент в технологических системах: Междунар. науч.-техн. сб.–Харьков: 2009.-Вып.76.-С. 225-235. 7. А.с. 1569124 СССР, МКИ В 23 Н 7/00. Способ непрерывной правки токопроводящих абразивных кругов / А.И. Грабченко, И.Н. Пыжов, С.А. Култышев (СССР). -№ 4414396/31-08; заявл. 25.04.88; опубл. 07.06.1990, Бюл. № 21. 8. А.с. 1593807 СССР, МКИ В 23 Н 7/00. Способ электрохимической правки токопроводящих абразивных кругов на внутришлифовальном станке / Грабченко А.И., Пыжов И.Н., Култышев С.А., и др. (СССР). - № 4470665/31-08. Заявлено 08.08.1988; Опубл. 23.09.1990, Бюл. № 35.

Надійшла до редколегії 15.09.2010

А.В. РУДИК, канд. техн. наук, доцент, ЧДТУ, Чернігів

ВПЛИВ ПОХИБОК НАЛАДКИ ВЕРСТАТУ МОДЕЛІ 3342 АДО НА ПОХИБКИ ФОРМОУТВОРЕННЯ ПЛОСКИХ ПОВЕРХОНЬ

Розроблена математична модель точності формоутворення торців, яка враховує відхилення від перпендикулярності базової площини і розсіювання точок поверхні щодо неї. Розрахований і експериментально перевірений вплив параметрів наладки верстата 3342АДО на погрішність оброблених плоских торцевих поверхонь, що дозволяє на етапі удосконалення існуючих верстатів передбачати можливі неточності і діагностувати точність обробки.

Разработана математическая модель точности формообразования торцов, которая учитывает отклонение от перпендикулярности базовой плоскости и рассеивание относительно ее точек поверхности. Рассчитано и экспериментально проверено влияние параметров налажки станка 3342АДО на погрешность обработанных плоских торцевых поверхностей, что позволяет на этапе усовершенствования существующих станков предусматривать возможные неточности и диагностировать точность обработки.

The mathematical model of sharpening precision of butt ends which take into account deviation from perpendicularity of base plane and surface points dispersion in relation to her is developed. Expected and experimentally tested influence of adjusting parameters of machine-tool 3342АДО on the error of the treated flat butt surfaces. It allows on the stage of improvement of existent machine-tools foresee possible inaccuracies and diagnose exactness of treatment.

Питання діагностування точності обробки та розрахунку впливу похибок положення вузлів верстату на процес формоутворення на ньому були приведені в роботі Решетова Д.М. та Портмана В.Т. [1] на прикладі токарного верстата, який має порівняно просту та спрощену функцію формоутворення. Однак ці питання в роботі подані скорочено, у вигляді алгоритму. Подальші детальні дослідження верстатів у даному напрямку автору не відомі. Разом з тим, виявлення похибок формоутворення, особливо для фінішних операцій, ще на етапі проектування складного точного верстатного обладнання, та розрахунок їх внеску у загальну помилку є актуальною, поки що не вирішеною, науковою проблемою.

У роботах Кальченка В.В. [2] знаходиться функція формоутворення даного верстата у розгорнутому вигляді – з врахуванням усіх розмірів верстатних ланок. Однак питання прогнозування зміни точності при удосконаленні конструкцій вузлів не розглядаються.

Метою даної роботи є підвищення точності формоутворення плоских поверхонь деталей при однопрохідному шліфуванні на двохсторонньому верстаті моделі 3342 АДО. Дана мета досягається за рахунок використання розробленої функції формоутворення верстату [2], встановлення взаємних зв'язків між похибками виготовлення і наладки вузлів верстату (вхідними) та технологічними похибками формоутворення на ньому плоских поверхонь

(вихідними) варіаційним методом розрахунку [1] та експериментальної перевірки отриманих теоретичних залежностей.

До вхідних похибок також відносять зазори у sprzęженнях.

На кафедрі Чернігівського державного технологічного університету розроблений спосіб шліфування торцевих поверхонь деталей кругами з комбінованою правкою торців [2,3,4], де кінцева точність обробки забезпечується формотворною кромкою абразивного інструмента.

Радіус-вектор точок торцевої поверхні деталі 4 з врахуванням функції формоутворення верстату 3342 АДО (рис. 1) та формотворної кромки 5 шліфувального круга 2 [4] визначається рівнянням:

$$\vec{r}_0(\beta, \theta) = A^1(-R_B) \cdot A^6(\beta) \cdot A^3(-Z_c) \cdot A^1(-X_c) \cdot A^2(-Y_c) \cdot A^4(-\gamma) \cdot A^5(-\nu) \cdot$$

$$A^1(X_c) \cdot A^6(\theta) \cdot A^1(R_{max}) \cdot A^3(Z_{max}) \cdot e^4, \quad (1)$$

де A^1, \dots, A^6 – матриці 4×4 перетворення систем координат, які моделюють зсуви і повороти уздовж і навколо координатних осей [2];

θ, β – параметри торцевої поверхні деталі, які відповідають за кутове і радіальне положення точки, кут β визначає поворот барабану подачі заготовок;

X_c, Y_c, Z_c – розміри, що визначають положення центру сферичного пальця 6 щодо барабану подачі 3 і робочої площини круга;

γ, ν – кути орієнтації шліфувальної бабки в горизонтальній і вертикальній площинах;

R_B – відстань між осями заготовок та віссю барабану подачі;

R_{max}, Z_{max} – розміри, що характеризують положення формотворної кромки 5 круга 2;

$e^4 = (0, 0, 0, 1)^T$ – радіус-вектор біжучої точки кромки 5 круга.

$$\vec{r}_0(\beta, \theta) = \begin{bmatrix} X(\beta, \theta) & Y(\beta, \theta) & Z(\beta, \theta) & 1 \end{bmatrix}. \quad (2)$$

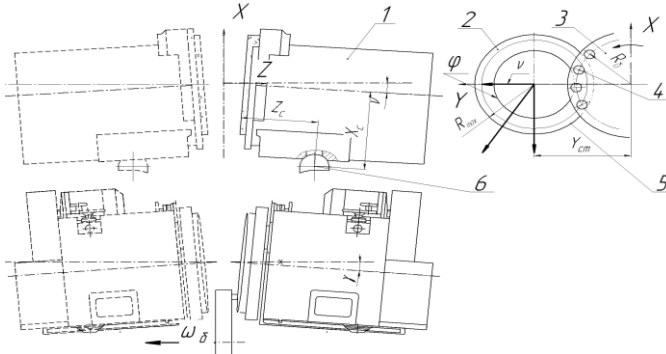
Як відомо, відхилення базових поверхонь від номінального розташування характеризується похибками положення, які у свою чергу поділяються на малі лінійні зміщення та повороти, та похибками розмірів. Отже, радіус-вектор, що визначає векторну похибку розташування базової середньоквадратичної поверхні (база для вимірювань) щодо номінальної площини торця, знаходять за рівнянням [1]

$$\vec{\Delta r}_6(\beta, \theta) = \varepsilon_6 \cdot \vec{r}_0(\beta, \theta) + d\vec{r}_6, \quad (3)$$

де $d\vec{r}_6$ – розмірні похибки базової поверхні, які визначають як сума добутків похідних за розмірними параметрами налашки рівняння функції формоутворення (1) на їх малі невідомі значення, для плоского торця можуть бути просто корегованими переміщенням пинолей шліфувальних бабок, тому їх не враховуємо;

ϵ_{δ} – загальна матриця похибок, яка враховує невідомі похибки положення базової поверхні за рахунок малих зсувів та кутових орієнтацій відносно номінальної системи координат [1]:

$$\epsilon_{\delta} = \begin{bmatrix} 0 & -\gamma_{\delta} & \beta_{\delta} & \delta_{\delta x} \\ \gamma_{\delta} & 0 & -\alpha_{\delta} & \delta_{\delta y} \\ -\beta_{\delta} & \alpha_{\delta} & 0 & \delta_{\delta z} \\ 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}. \quad (4)$$



- 1 – шліфувальна бабка верстату;
- 2 – шліфувальний круг з формотворною ділянкою;
- 3 – барабан подачі заготовок з алмазним олівцем;
- 4 – місце встановлення деталі;
- 5 – калібрувальна ділянка шліфувального круга;
- 6 – сферичний палець

Рисунок 1 – Схема верстату 3342АДО

Елементи $\delta_{x\delta}$, $\delta_{y\delta}$ та γ_{δ} загальної матриці ϵ_{δ} , які визначають зсуви вздовж осей X, Y та кутову орієнтацію навколо осі Z деталі, можна не враховувати, бо ці розміри не впливають на зміну положення базової площини. Елемент $\delta_{z\delta}$, як і розмірні похибки $d\vec{r}_{\delta}$, може бути легко відкоригованим на верстаті.

Вихідні параметри точності обробки, які визначають положення середньоквадратичної базової поверхні щодо обробленого торця, можуть бути описаними лише за допомогою похибок орієнтації α_{δ} , β_{δ} відносно номінальної площини навколо осей X, Y відповідно. Тоді спрощену матрицю ϵ_{δ}^* , що враховує малі кутові похибки, можна представити у вигляді суми добутків шуканих скалярних множників на матриці вхідних похибок [1]:

$$\epsilon_{\delta}^* = \begin{bmatrix} 0 & 0 & \beta_{\delta} & 0 \\ 0 & 0 & -\alpha_{\delta} & 0 \\ -\beta_{\delta} & \alpha_{\delta} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} = \alpha_{\delta} \cdot D^4 + \beta_{\delta} \cdot D^5, \quad (5)$$

де D^1, \dots, D^6 – матриці похибок переміщень [2].

Не враховуючи нескінченно малі, рівняння (3) можна подати у вигляді

$$\Delta \vec{r}_\sigma(\beta, \theta) = \varepsilon_\sigma^* \cdot \vec{r}_0(\beta, \theta) = \alpha_\sigma \cdot D^4 \cdot \vec{r}_0(\beta, \theta) + \beta_\sigma \cdot D^5 \cdot \vec{r}_0(\beta, \theta). \quad (6)$$

Як добуток матриць вираз (6) для визначення векторної похибки має вигляд:

$$\Delta \vec{r}_\sigma(\beta, \theta) = G(\beta, \theta) \cdot \Delta q, \quad (7)$$

де складові матриці $G(\beta, \theta)$ розмірністю 4×2 є векторами, що знайдені як похідні функції формування (1) по вихідних похибках (кути α_σ та β_σ):

$$G(\beta, \theta) = \begin{bmatrix} \partial \Delta \vec{r}_\sigma(\beta, \theta) / \partial \alpha_\sigma & \partial \Delta \vec{r}_\sigma(\beta, \theta) / \partial \beta_\sigma \end{bmatrix}; \quad (8)$$

$\Delta q = \begin{bmatrix} \alpha_\sigma & \beta_\sigma \end{bmatrix}^T$ – вектор вихідних похибок.

Помітимо, що матриця $G(\beta, \theta)$ побудована за правилом градієнта до середньоквадратичної базової поверхні деталі у точці з криволінійними координатами β, θ .

Використовувати рівняння типу (6), (7) зручніше, якщо спроектувати його складові на деякий напрям, звичайно на нормаль. Одиничний вектор нормалі до номінальної поверхні деталі при обраному положенні систем координат верстата спрямований вздовж осі Z (рисунок 1), тому

$$\vec{n} = \begin{bmatrix} 0 & 1 & 0 \end{bmatrix}^T. \quad (9)$$

Тоді проекція вихідної векторної похибки на нормаль

$$\Delta r_{\sigma,n}(\beta, \theta) = \varepsilon_\sigma^* \cdot \vec{r}_0(\beta, \theta) \cdot \vec{n} = \begin{bmatrix} G(\beta, \theta) \end{bmatrix}^T \cdot \vec{n} \cdot \Delta q. \quad (10)$$

Скалярний добуток отриманої транспонованої матриці $G(\beta, \theta)$ з вектором одиничної нормалі визначає вектор $f(\beta, \theta)$ передатних коефіцієнтів векторних вихідних похибок у точці обробленої поверхні на напрям нормалі.

$$f(\beta, \theta) = \begin{bmatrix} G(\beta, \theta) \end{bmatrix}^T \cdot \vec{n}. \quad (11)$$

З урахуванням виразів (2), (11) вектор передатних похибок після спрощень визначають

$$f(\beta, \theta) = \begin{bmatrix} Y(\beta, \theta) \\ -X(\beta, \theta) \end{bmatrix}. \quad (12)$$

Він, як і матриця ε_σ^* , складатиметься з двох елементів. Отже

$$\Delta r_{\sigma,n}(\beta, \theta) = f(\beta, \theta)^T \cdot \Delta q. \quad (13)$$

Передаточні відношення (коефіцієнти) між k -ою вхідною та i -ою вихідною похибками можна визначити [2]

$$w_{ik} = \frac{\iint_S f_i(\beta, \theta) a_k(\beta, \theta) dS}{\iint_S f_i^2(\beta, \theta) dS}. \quad (14)$$

де a_k – елемент матриці вхідних похибок, передаточний коефіцієнт k -ої вхідної похибки при налагодженні верстату, що враховує проекцію векторної похибки на нормаль до номінальної поверхні, S – розміри обробленої торцевої поверхні, dS – її елемент.

Встановимо вплив кутів орієнтації шліфувальних бабок верстата, як вхідних похибок, на відхилення від перпендикулярності обробленої торцевої поверхні. Потім проведемо подібний розрахунок для встановлення впливу похибки положення заготовки в барабані подачі.

Першу частину розрахунку для кутів γ та ν можна вважати як перевірку методики та в подальшому, при користуванні нею, намітити шляхи по удосконаленню конструкцій вузлів верстата. Визначимо елементи матриці вхідних похибок $a_k(\beta, \theta)$, кожен з яких відповідає за кут орієнтації. Їх можна розглядати як передаточні коефіцієнти, що враховують проекцію k -ої вхідної векторної похибки на нормаль до номінальної поверхні.

Кут ν орієнтації шліфувальних бабок у вертикальній площині необхідний для підвищення ефективності шліфування, коли торцеву поверхню інструмента включають у процес зняття припуску (рис.1). За рахунок зміни кута γ орієнтації шліфувальних бабок у горизонтальній площині зменшують похибку формоутворення торця деталі, як це доведено у роботах [2,3,4]. Саме цей кут визначає вибір формотворної ділянки, яка забезпечить найменше значення похибки.

Векторні похибки при варіюванні значеннями кутів орієнтації шліфувальних бабок визначають за допомогою залежностей [4]:

$$\vec{V}_\gamma(\beta, \theta) = A^1(-R_B) \cdot A^6(\beta) \cdot A^3(-Z_c) \cdot A^1(-X_c) \cdot A^2(-Y_c) \cdot D^4 \cdot A^4(-\gamma) \cdot A^5(-\nu) \cdot A^1(X_c) \cdot A^6(\theta) \cdot A^1(R_{\text{пнх}}) \cdot A^3(Z_{\text{пнх}}) \cdot \vec{e}^4,$$

$$\vec{V}_\nu(\beta, \theta) = A^1(-R_B) \cdot A^6(\beta) \cdot A^3(-Z_c) \cdot A^1(-X_c) \cdot A^2(-Y_c) \cdot A^4(-\gamma) \cdot D^5 \cdot A^5(-\nu) \cdot A^1(X_c) \cdot A^6(\theta) \cdot A^1(R_{\text{пнх}}) \cdot A^3(Z_{\text{пнх}}) \cdot \vec{e}^4,$$

де матриці D^4 , D^5 вхідних похибок підставлені у формотворний код поряд з відповідними матрицями орієнтації.

При кутовій налагодці шліфувальних бабок верстату на кути орієнтації γ та ν в горизонтальній та вертикальній площинах [4], передаточні коефіцієнти в точці поверхні з параметрами β , θ визначають, проєктуючи отримані векторні похибки на напрям нормалі:

$$a_\gamma(\beta, \theta) = \vec{V}_\gamma(\beta, \theta) \cdot \vec{n}, \quad (15)$$

$$a_\nu(\beta, \theta) = \vec{V}_\nu(\beta, \theta) \cdot \vec{n}. \quad (16)$$

Для рішення (14) необхідно визначити елементи площі dS плоскої поверхні деталі по криволінійних координатах обробки β, θ за допомогою якобіану перетворення, який складають диференціюванням координат вектору торцевої поверхні (2) по цих параметрах:

$$dS(\beta, \theta) = \begin{vmatrix} \frac{\partial X(\beta, \theta)}{\partial \theta} & \frac{\partial X(\beta, \theta)}{\partial \beta} \\ \frac{\partial Y(\beta, \theta)}{\partial \theta} & \frac{\partial Y(\beta, \theta)}{\partial \beta} \end{vmatrix} \cdot \partial \beta \cdot \partial \theta. \quad (17)$$

Границі площі торцевої поверхні заготовки S визначаються граничними значеннями параметрів обробки β, θ в момент формоутворення.

Розраховані для умов прикладу обробки деталі діаметром 20 мм при кутах орієнтації кругів $\nu = 2/400$ та $\gamma = 1.6 \cdot \nu$ значення передатних коефіцієнтів подані у вигляді матриці

$$W = \begin{bmatrix} w_{\alpha\nu} & w_{\alpha\gamma} \\ w_{\beta\nu} & w_{\beta\gamma} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -0.769 & 0.439 \\ 0.242 & -0.251 \end{bmatrix}.$$

Тоді у матричному вигляді зв'язок між вхідними та вихідними похибками для даних розмірів наладки верстату має вигляд

$$\begin{bmatrix} \alpha_\delta \\ \beta_\delta \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} w_{\alpha\nu} & w_{\alpha\gamma} \\ w_{\beta\nu} & w_{\beta\gamma} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \nu \\ \gamma \end{bmatrix}. \quad (18)$$

Аналізуючи отримані значення можна дійти наступних висновків про корегування похибок.

1 Вплив кутів орієнтації бабок на вихідні похибки протилежний, тому зміну значення одного з цих кутів можна частково компенсувати іншим.

2 Більше впливає на вихідні похибки кут орієнтації ν у вертикальній площині (елементи першого стовпчика матриці, які мають другий індекс ν), що потребує більшої зміни кута γ орієнтації у горизонтальній.

3 Елементи матриці передатних коефіцієнтів дозволяють визначити їх співвідношення, коли вихідна похибка формоутворення буде приймати мінімальне значення – для цього випадку сума квадратів вихідних похибок, що визначає результуючу, повинна бути мінімальною $\alpha_\delta^2 + \beta_\delta^2 \rightarrow \min$.

Тоді з рівняння (18) випливає, що

$$F(\nu, \gamma) = \left[\nu_{\alpha\nu} \cdot \nu + w_{\alpha\gamma} \cdot \gamma \right]^2 + \left[\nu_{\beta\nu} \cdot \nu + w_{\beta\gamma} \cdot \gamma \right]^2.$$

Графік цієї функції, що визначає похибку формоутворення представлений на рисунку 2.

Отримане рівняння можна записати через співвідношення кутів

$$F(\gamma/\nu) = \left[w_{\alpha\nu} + w_{\alpha\gamma} \cdot \gamma/\nu \right]^2 + \left[w_{\beta\nu} + w_{\beta\gamma} \cdot \gamma/\nu \right]^2.$$

Знаходячи похідну з нього та прирівнявши її нулеві, кінцево отримали

$$\frac{\gamma}{\nu} = - \frac{w_{\alpha\nu} \cdot w_{\alpha\gamma} + w_{\beta\nu} \cdot w_{\beta\gamma}}{\underbrace{\psi_{\alpha\gamma}}^2 + \underbrace{\psi_{\beta\gamma}}^2} = 1,5584.$$

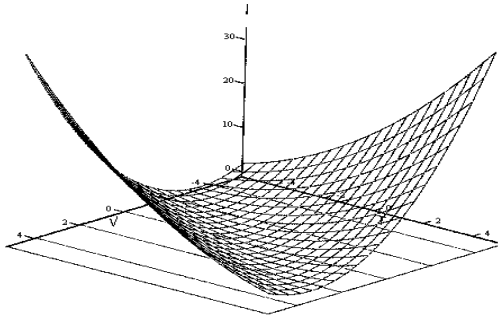


Рисунок 2 – Співвідношення між кутами орієнтації шліфувальної бабки, що визначає мінімальну похибку формоутворення

Результати даної роботи добре співвідносяться з виконаними у співпраці [3,4] та можуть бути використаними для діагностики роботи верстата моделі 3342 АДО та дослідження обробки на ньому. Крім того, вони дозволяють перевірити сходження між отриманими теоретично та при вимірах плоских торцевих поверхонь.

Доведено [2,3,4], що для верстату даних типорозмірів існує оптимальне співвідношення між кутами γ та ν . Отримана залежність, яка багаторазово перевірена при рішенні задач формоутворення проведених різними методами для кругів, що мають плоский торець [2,3]:

$$\gamma \approx 1,57 \cdot \nu. \quad (19)$$

Так в роботі [4] для підвищення точності формоутворення торця деталі наладку верстату проводять корегуванням осевого положення пінолей шліфувальних бабок і кута орієнтації їх в горизонтальній площині γ_k при заданому значенні кута ν , яке обумовлене продуктивним зняттям припуску. Тоді, матриця δ похибок вузлів матиме лише два елементи:

$$\delta = \begin{bmatrix} \delta_k & z^T \end{bmatrix} \quad (20)$$

Знаходимо векторні похибки варіюванням функції формоутворення (1) за параметром z [4]:

$$\vec{V}_\gamma(\theta_o, \theta) = A^6(k \cdot \theta_o) \cdot A^1(-R_B) \cdot A^6(\theta_o) \cdot A^3(-Z_c) \cdot A^1(-X_c) \cdot A^2(-Y_c) \cdot$$

$$A^4(-\gamma) \cdot A^5(-\nu) \cdot A^1(X_c) \cdot A^6(\theta) \cdot A^1(R_{\max}) \cdot D^3 \cdot A^3(Z_{\max}) \cdot e^{-4},$$

де D^3 – матриця вхідної похибки положення пінолі шліфувальної бабки вздовж осі Z .

Матрицю A передатних коефіцієнтів розміром $p \times 2$ складають для p периферійних точок торцевої поверхні заготовки та двох параметрів налашки верстата y і z . Коефіцієнти довільного рядка матриці знаходимо скалярним множенням векторних похибок на нормаль до торцевої поверхні заготовки, яка при прийнятому розташуванні системи координат (рисунок 1) збігається з вектором, спрямованим по осі Z .

Матрицю Δ похибок розміром $p \times 1$ складають по результатам виміру координат периферійної ділянки обробленої торцевої поверхні заготовки або по результатах розрахунку при формоутворенні граничним колом шліфувального круга [4].

Для визначення оптимальних значень кутів орієнтації круга в горизонтальній площині необхідно вирішити матричне рівняння [1]

$$\delta = (A^T \cdot A)^{-1} \cdot A^T \cdot \Delta.$$

Елементи вектора, підставлені із зворотнім знаком у вираз (1) дозволили отримати графік відкоригованої поверхні (рисунок 3).

Проведені експериментальні дослідження точності формоутворення торців за допомогою кругломіра "TALYROOND" (рисунок 4) підтвердили теоретичні розрахунки.

Зняті з профілограми координати N точок M_1, M_2, \dots, M_N обробленої поверхні $\begin{bmatrix} X_i & Y_i & Z_i \end{bmatrix}$, які як правило, розташовані на колі, радіусом R траєкторії руху вимірювального пристрою. Необхідно визначити шукані коефіцієнти a, b, d рівняння базової площини.

Систему лінійних рівнянь, що описують положення базової площини, записують згідно принципу Лежандра, використовуючи мінімум суми квадратів помилок:

$$S = \sum_{i=1}^N \left[a \cdot X_i + b \cdot Y_i + d - Z_i \right]^2 = \min. \quad (21)$$

$$\frac{\partial S}{\partial a} = \frac{\partial S}{\partial b} = \frac{\partial S}{\partial d} = 0, \quad (22)$$

Систему, яка складається з трьох лінійних рівнянь (22), рішають відносно невідомих коефіцієнтів за допомогою матриць :

$$A \cdot K = \delta \quad (23)$$

де $A = \begin{bmatrix} \sum_N X_i \cdot X_i & \sum_N X_i \cdot Y_i & \sum_N X_i \\ \sum_N Y_i \cdot Y_i & \sum_N Y_i & \end{bmatrix}$, $\delta = \begin{bmatrix} \sum_N X_i \cdot Z_i \\ \sum_N Y_i \cdot Z_i \\ \sum_N Z_i \end{bmatrix}$ – матриці, стрічки яких

складені з сум добутоків координат точок обробленої поверхні $M_i(X_i, Y_i, Z_i)$;

$K = \begin{bmatrix} a & b & d^T \end{bmatrix}$ – шуканий вектор коефіцієнтів базової площини, що визначається рішенням матричного рівняння

$$K = A^{-1} \cdot \delta \quad (24)$$

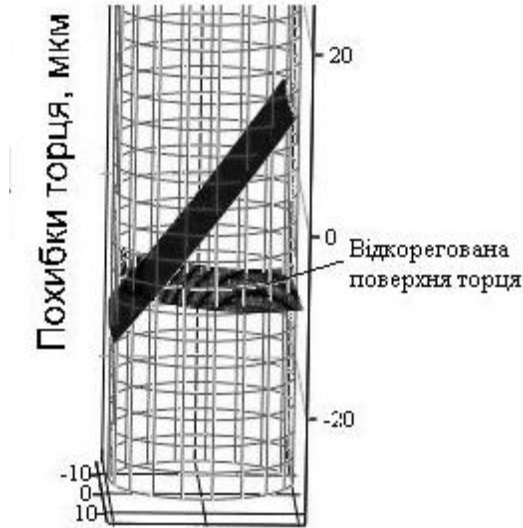


Рисунок 3 – Виправлення похибки торцевої поверхні деталі за рахунок варіювання функцією формоутворення

Таким чином, рівняння базової площини має вигляд

$$Z = a \cdot x + b \cdot y + d \quad (25)$$

Визначимо відхилення точок M_1, M_2, \dots, M_N обробленої поверхні відносно базової площини, для чого сумістимо координатну XU з базовою площиною.

Матриця, яка відповідає похибкам положення базової площини описується рівнянням (4). Елементи її $\delta_x, \delta_y, \gamma$ можна не враховувати, через те що вони не призводять до зміни положення площини у просторі. Елементи $\alpha_\delta, \beta_\delta$ матриці ε_δ відповідають кутовим похибкам навколо осей X та Y відповідно, а елемент γ – зсуву δ_z вздовж осі Z .

Ці елементи матриць визначають з рівнянь (рисунком 5)

$$\alpha_\delta = \frac{b}{\sqrt{a^2 + b^2 + 1}}, \quad \beta_\delta = \frac{-a}{\sqrt{a^2 + b^2 + 1}}, \quad \delta_z = \frac{d}{\sqrt{a^2 + b^2 + 1}}. \quad (26)$$

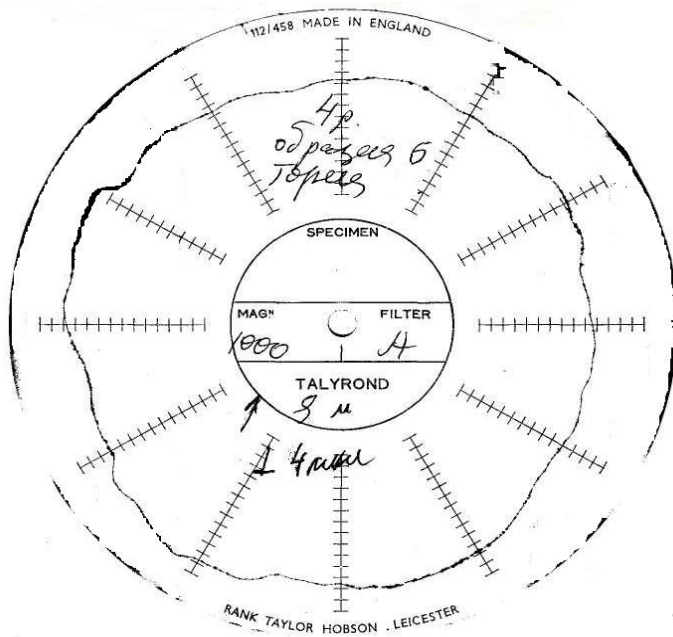


Рисунок 4 – Профілограма торцевого біття

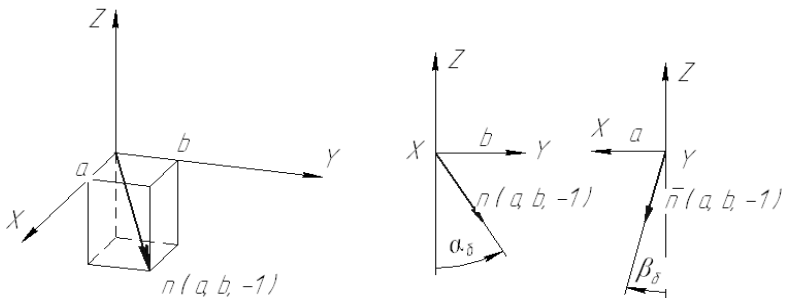


Рисунок 5 – Схема до визначення похибок положення базової площини

Тоді матрицю ϵ_{δ} похибок положення базової площини записують

$$\epsilon_{\delta} = \begin{bmatrix} 0 & 0 & \beta_{\delta} & 0 \\ 0 & 0 & -\alpha_{\delta} & 0 \\ -\beta_{\delta} & \alpha_{\delta} & 0 & \delta_{\delta z} \\ 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}. \quad (27)$$

Враховуючи дані величини зі зворотнім знаком, можна корегувати положення базової площини як основи вимірювань (рисунок 6, а,б).

$$\vec{r}_{\text{корек}} = \vec{r}_0 - \Delta r_{\delta} = \vec{r}_0 - \varepsilon_{\delta} \cdot \vec{r}_0. \quad (28)$$

Відхилення від перпендикулярності базової площини визначають між нормаллю до неї і віссю деталі Z.

$$\gamma \approx \sqrt{\alpha_{\delta}^2 + \beta_{\delta}^2}. \quad (29)$$

Відхилення від площини визначають по різниці найбільшого і найменшого значень координат Z. Розсіювання вектору навколо базової площини визначають за допомогою функції середньо квадратичного відхилення у пакеті MathCAD.

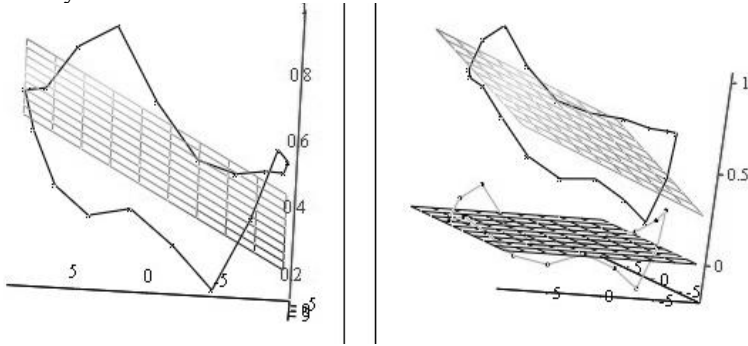


Рисунок 6 – Результати розрахунку

По отриманих з профілографи даних знаходимо відхилення від перпендикулярності $0,01^\circ$ та середньоквадратичне відхилення 0.5 мкм .

Крім похибок положення базової площини, що оцінюється кутом $\sqrt{\alpha_{\delta}^2 + \beta_{\delta}^2}$, математична модель яка складена з виразів (7)-(18) дозволяє визначити міру розсіювання навколо неї через середньоквадратичне відхилення (або дисперсію) у функції вхідних похибок:

$$\sigma^2 = \frac{1}{S} \cdot \iint_S \left[r_n(\beta, \theta) - \Delta r_{\delta, n}(\beta, \theta) \right]^2 dS, \quad (30)$$

де $\Delta r_{\delta, n}(\beta, \theta)$ – визначаються залежності (13), а відношення площин dS/S можна розглядати як елемент ймовірності.

Значення $\Delta r_n(\beta, \theta)$ визначають по вхідних похибках з врахуванням знайдених перетатних коефіцієнтів a_k подібно до (15), (16) за виразом

$$\Delta r_n(\beta, \theta) = \sum_k a_k(\beta, \theta) \cdot q_k. \quad (31)$$

де q – вектор складений з k похибок наладки верстату.

Як бачимо теоретично розраховані похибки можна порівняти з експериментально виміряними на профілографі.

При перевірці вхідних похибок, що виникають при базуванні деталі в отворі барабану подачі заготовок, отримані наступні результати.

Зв'язок між вхідною (кут ψ) та вихідними похибками для даних розмірів наладки верстату у матричному вигляді має вигляд:

$$\begin{bmatrix} \alpha_{\phi} \\ \beta_{\phi} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} w_{\alpha\phi} \\ w_{\beta\phi} \end{bmatrix} \cdot \phi = \begin{bmatrix} 1 \\ 0.06 \end{bmatrix} \cdot \phi .$$

Кутова похибка формоутворення, яка описує положення базової торцевої поверхні відносно номінальної площини та визначається кутом $\sqrt{\alpha_{\phi}^2 + \beta_{\phi}^2}$, визначається сумарним передатним коефіцієнтом, що дорівнює 1,002 у той час, як ці передатні коефіцієнти для кутів ν та γ орієнтації у вертикальній та горизонтальній площинах відповідно були значно меншими і дорівнювали 0,801 та 0,501, крім того, могли бути частково взаємно компенсованими.

Дана похибка є найбільшою з розглянутих та не може бути виправленою. Вона носить випадковий характер, дещо перебільшує похибку базування. Тому її зменшення потребує удосконалення вузла базування заготовок у отворах барабану подачі, наприклад, шляхом розробки нової конструкції, зменшення кількості стиків та т.п.

Висновки

Результати роботи дозволяють давати обґрунтовані рекомендації по підвищенню точності вузлів та удосконаленню конструкції верстату, зіставляти дані виміру профілограм з очікуваними похибками форми обробки, визначати частку загальної похибки яку вносить окремий вузол.

При порівнянні впливу кутів орієнтації шліфувального круга у вертикальній та горизонтальній площинах виявилось, що на похибку більше впливає кут орієнтації у вертикальній площині. Коефіцієнти впливу мають різний знак, тому можуть бути взаємно відкоригованими.

Розрахунки показують, що похибка базування деталі у втулці барабану має найбільший передатний коефіцієнт (орієнтовно на 20% від впливу кута орієнтації у вертикальній площині) та найбільше абсолютне значення, що потребує важливості точного базування заготовки під час обробки.

Дані виміру профілограм можуть бути одержані по різних траєкторіях вимірювань, або розрахунком, що робить методику універсальною. Складені алгоритм та програми розрахунку в пакеті програм MathCAD відхилень від площинності і перпендикулярності та по визначенню матриці передатних коефіцієнтів між вхідними та вихідними похибками.

Список літератури: 1. *Решетов Д.Н., Портман В.Т.* Точность металлорежущих станков. М.: Машиностроение, 1986. – 336 с. 2. *Кальченко В.В.* Разработка научных основ, способов и областей эффективного шлифования при перекрещенных осях абразивного инструмента и детали. Автореф. дис. ... докт.техн.наук. Харьков, 2006, – 38 с. 3. *Венжега В.І.* Підвищення ефективності шліфування торців зі схрещеними осями деталі та круга із калібрувальною ділянкою. Автореф. дис. ... канд.техн.наук. Харьков, 2008, – 25 с. 4. *Рудик А.В., Венжега В.І.* Формоутворення торців деталей автомобілів при двосторонньому шліфуванні// Вісник Чернігівського державного технологічного університету: Збірник – Чернігів: ЧДТУ, 2008. – Вип.34.– С.80-89.

Надійшла до редколегії 17.09.2010

А.В. РУДНЕВ, науч. сотрудник, НТУ «ХПИ»;
М.Д. УЗУНЯН, д-р техн. наук, профессор, НТУ «ХПИ»

ИССЛЕДОВАНИЕ И АНАЛИЗ ВОЗМОЖНОСТЕЙ ПРОГНОЗИРОВАНИЯ ШЕРОХОВАТОСТИ ПОВЕРХНОСТИ

Представлено результати дослідження якості поверхні пластин, оброблених методом алмазно-іскрового шліфування. Показано, що по отриманих залежностях можна визначити якість обробленої поверхні або по необхідній шорсткості визначити режими обробки, що гарантують отримання цієї якості.

Представлены результаты исследования качества поверхности пластин, обработанных методом алмазно-искрового шлифования. Показано, что по полученным зависимостям можно определить качество обработанной поверхности или по необходимой шероховатости определить режимы обработки, которые гарантируют получения этого качества.

The results of research of quality control in high technology of grinding process are presented. The received calculated data permit to prognosticate the surface quality or determine the necessary conditions of cutting process in accordance with demand quality.

Прогностические расчеты микрогеометрии обработанной поверхности

Микрогеометрическое качество поверхности зависит от многих факторов, характеризующих условия обработки. При шлифовании наиболее значимыми принято считать зернистость и концентрацию круга, глубину резания, скорость обработки и продольную подачу. Обычно, проводя исследования с варьированием входных факторов и, имея общие уравнения, описывающие поведение системы, находят ее выходные параметры и определяют условия, при которых они могут быть оптимальными. Это идеальная прямая задача, которую можно моделировать.

Обратная задача, когда по требуемым конкретным выходным параметрам необходимо определить условия, обеспечивающие эти параметры, является более сложной. Эти задачи относятся к классу задач управления.

В технологии обработки шлифованием такие задачи могут быть сформулированы следующим образом – по заданной шероховатости поверхности или необходимой производительности установить параметры процесса, определяющие условия обработки.

Теоретико-экспериментальные основания предлагаемого расчетного подхода

Для того, чтобы оценить потенциальную шероховатость поверхности, необходимо знать разновысотность алмазных зерен на поверхности круга,

которая будет отражена на обработанной поверхности в виде огибающей суммарных наложений режущих профилей круга в направлении вектора скорости резания. Эта огибающая является совокупной характеристикой режущей поверхности круга. Назовем ее суммарный приведенный профиль круга. Характеристика суммарного приведенного профиля зависит от зернистости и концентрации круга.

При каждом обороте и перемещении вдоль направления продольной подачи ($S_{\text{прод}}$) приведенный профиль оставляет на обработанной поверхности определенный соответствующий след. Количественные значения шероховатости поверхности будут получены в результате n соприкосновений перемещающегося приведенного профиля с обрабатываемой поверхностью, где n определяется частотой вращения круга ω , об/мин, скоростью продольной подачи $S_{\text{прод}}$, мм/мин и шириной рабочей поверхности круга b , мм:

$$n = \frac{b \cdot \omega}{S}$$

Чтобы иметь представление о возможных значениях числа встреч n суммарного профиля, которые затем могут быть использованы в расчетах микронеровностей обработанной поверхности, приведем эти значения для некоторых исходных данных: при $b = 10 \text{ мм}$, $\omega = 6000 \text{ об/мин}$ и $S = 200 \text{ мм/мин}$ будем иметь $n = 300$ при одном проходе; при $b = 10 \text{ мм}$, $\omega = 2000 \text{ об/мин}$ и $S = 1000 \text{ мм/мин}$ – $n = 20$ при одном проходе, $n = 40$ при двух проходах и т.д.

При одном обороте круга оставляемый на обрабатываемой поверхности след есть результат наложений всех профилей зерен в различных сечениях круга, перпендикулярных вектору скорости резания. Неровности этого следа являются как бы отпечатком суммарного приведенного профиля круга. Наиболее удобно их характеризовать средним квадратичным отклонением σ_1 профиля.

Очевидно, что стандартное отклонение суммарного профиля σ_1 и стандартное отклонение микронеровностей обработанной поверхности σ_2 имеют тесную связь, то задачу управления системой для получения заданной шероховатости можно реализовать.

Задавшись стандартным отклонением суммарного профиля режущей поверхности круга σ_1 , которое определяется экспериментально для различных условий, можно вычислить σ_2 , характеризующее шероховатость обработанной поверхности.

Расчеты показывают, что среднее квадратичное отклонение приведенного профиля является важнейшей характеристикой, предопределяющей шероховатость обработанной поверхности.

Отношение стандартного отклонения σ_2 микронеровностей поверхности к стандартному отклонению σ_1 суммарного приведенного профиля, есть величина постоянная для любых значений σ_1 , и зависит только от числа контактов n . В связи с этим представляется возможным протабулировать это отношение для любых значений n . Имея табличные значения отношения $\frac{\sigma_2}{\sigma_1}$, можно для любого значения σ_1 , суммарного приведенного профиля найти потенциальную шероховатость поверхности.

Были рассчитаны значения, $\frac{\sigma_2}{\sigma_1}$, $\frac{R_a}{\sigma_1}$ $R_a = 0,80 \cdot \sigma_2$ для n находящегося в диапазоне от 20 до 300. Результаты расчета приведены в таблице 1.

Таблица 1 – Результаты расчета шероховатости $\left(\frac{\sigma_2}{\sigma_1}, \frac{R_a}{\sigma_1}\right)$ и положения

средней линии профиля $\frac{m_2}{\sigma_1}$

n	$\frac{m_2}{\sigma_1}$	$\frac{\sigma_2}{\sigma_1}$	$\frac{R_a}{\sigma_1}$	n	$\frac{m_2}{\sigma_1}$	$\frac{\sigma_2}{\sigma_1}$	$\frac{R_a}{\sigma_1}$
20	1,867	0,525	0,419	160	2,671	0,41	0,327
30	2,043	0,496	0,396	170	2,692	0,407	0,325
40	2,161	0,477	0,381	180	2,711	0,405	0,323
50	2,249	0,464	0,37	190	2,729	0,403	0,322
60	2,319	0,455	0,363	200	2,746	0,401	0,32
70	2,377	0,447	0,356	210	2,762	0,4	0,319
80	2,427	0,44	0,351	220	2,777	0,398	0,317
90	2,47	0,433	0,346	230	2,792	0,396	0,316
100	2,508	0,428	0,341	240	2,806	0,395	0,315
110	2,541	0,42	0,335	250	2,819	0,393	0,313
120	2,572	0,421	0,336	260	2,832	0,391	0,312
130	2,6	0,418	0,334	270	2,844	0,39	0,311
140	2,626	0,415	0,331	280	2,856	0,389	0,31
150	2,649	0,412	0,329	290	2,867	0,388	0,31
				300	2,878	0,387	0,308

Анализ таблицы 1 показывает, что с увеличением n высота микронеровностей (σ_2 или R_a) уменьшается, а математическое ожидание m_2 увеличивается.

Полученные результаты позволяют решать задачи управления - по заданной шероховатости поверхности (σ_2 , R_a) легко рассчитывается необходимые σ_1 для различных n , а затем выбираются соответствующие условия шлифования. Ранее [1] были проведены специальные экспериментальные исследования по установлению значений σ_1 для различных зернистостей алмазного круга и глубин шлифования.

Были получены следующие результаты: для твердого сплава Т15К6 $\sigma_1 = 0,023t^{0,623} z^{0,56}$, для безвольфрамового твердого сплава ТН20 $\sigma_1 = 0,018t^{0,587} z^{0,62}$ (z - средняя величина зернистости в мкм, t - глубина шлифования в мкм).

Поскольку, с нашей точки зрения, концентрация также в немалой степени влияет на величину σ_1 , особенно при обработке сверхтвердых материалов, нами были проведены дополнительные исследования. Обработывались мелкозернистые алмазно-твердосплавные пластины (АТПМ) кругами зернистостью 50/40, 100/80 и 160/125 и концентрацией 2, 4, 6 при глубинах шлифования 0,005 мм, 0,008 мм и 0,011 мм. Затем с помощью профилографирования оценивалась величина σ_1 и была установлена зависимость стандартного отклонения суммарного профиля от зернистости, концентрации алмазов круга и глубины шлифования для пластин АТПМ:

$$\sigma_1 = 3,112 \cdot z^{1,477} \cdot k^{-0,93} \cdot t^{0,881}$$

Таким образом, имея необходимое значение σ_1 для любой требуемой шероховатости для различного числа контактов n , можно рассчитать необходимую зернистость и концентрацию круга, а также величину поперечной подачи.

Требуемая шероховатость может быть обеспечена при различных значениях совокупного фактора σ_1 и соответствующих ему зернистости и концентрации круга, при этом естественно различным σ_1 соответствуют различные числа контактов n круга (суммарного профиля) с материалом за время прохождения расстояния, равного ширине круга.

В качестве примера использования данных таблицы рассмотрим зависимость шероховатости R_a от числа контактов для различных фиксированных значений σ_1 ; на рис. 1 представлены эти зависимости для различных значений σ_1 в диапазоне от 0,35 до 0,1 мкм.

Следует иметь в виду, что одно и тоже значение другого совокупного фактора n может быть получено при различных сочетаниях скоростей резания и продольной подачи; при этом шероховатость поверхности практически не

изменяется, что подтверждается экспериментами; появляется возможность графического представления номограмм с линиями равной шероховатости и построения большого количества пространственно-временных зависимостей.

Таким образом, при установленном положении о постоянстве отношения стандартных отклонений микронеровностей поверхности и суммарного профиля круга $\frac{\sigma_2}{\sigma_1}$ для любых условий шлифования можно прогнозировать потенциальную шероховатость, либо по заданной шероховатости управлять условиями обработки (рис. 2), что представляется важным при проектировании процессов высоких технологий.

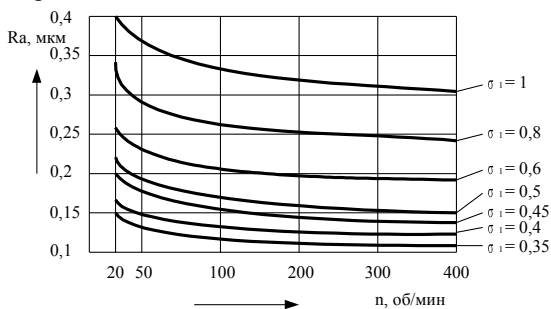


Рисунок 1 – Зависимость шероховатости поверхности от числа контактов для различных значений σ_1 суммарных профилей.

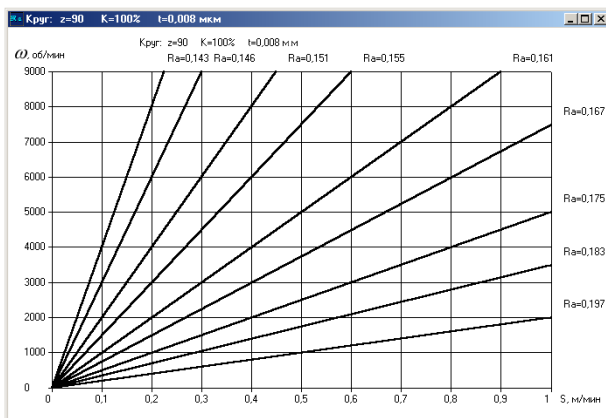


Рисунок 2 – Зависимость шероховатости от условий обработки

Примеры экспериментальных проверок прогностических расчетов шероховатости обработанной поверхности

Исследования по определению шероховатости поверхности и среднего квадратического отклонения приведенного суммарного профиля σ_1 для пластин АТПМ были проведены при различных режимах обработки.

Проводилось две серии экспериментов: по определению среднего квадратического отклонения приведенного суммарного профиля σ_1 при различных режимах обработки и по определению шероховатости поверхности при тех же режимах.

В первой серии экспериментов определялось среднее квадратическое отклонения приведенного суммарного приведенного профиля круга σ_1 при обработке пластин АТПМ при различных режимах обработки. Затем вычисляли значения числа встреч n для каждой скорости резания.

Зная величины числа встреч n , находим методом интерполяции значения R_σ . Затем по значению R_σ , из соотношения $\frac{\sigma_2}{\sigma_1} = R_\sigma$ находим σ_2 и прогнозируемую величину Ra_2 .

Для проверки правильности расчетов были проведены контрольные испытания. Пластины шлифовались на тех же режимах и затем измерялась шероховатость. Результаты экспериментов приведены в табл. 2.

Таблица 2 – Расчетные и экспериментальные значения шероховатости (АТПМ)

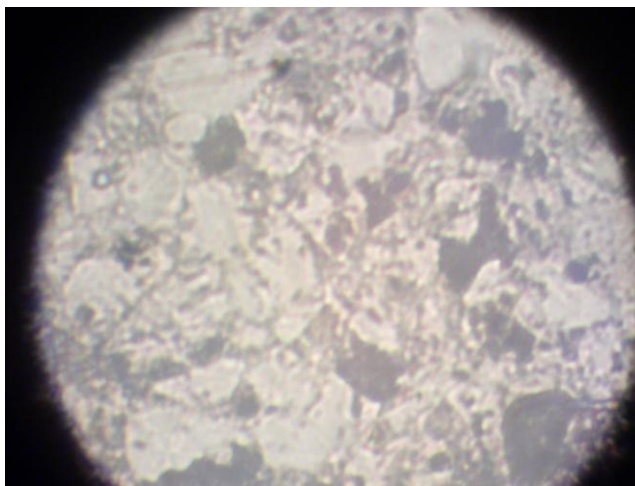
№ п/п	$V_{кр}$, м/с	$S_{\text{поп}}$, мм/дв.х	Z, мкм	K, %	Ra_2 , мкм	Ra, мкм	Δ , %
1	35	0,011	142,5	150	0,3805	0,570	33,25
2	15	0,011	142,5	150	0,2674	0,400	33,15
3	35	0,005	142,5	150	0,2991	0,330	9,35
4	15	0,005	142,5	150	0,3398	0,427	20,37
5	35	0,011	45	150	0,1307	0,198	34,00
6	15	0,011	45	150	0,1447	0,220	34,22
7	35	0,005	45	150	0,1336	0,197	32,19
8	15	0,005	45	150	0,1762	0,267	34,02
9	35	0,011	142,5	50	0,2701	0,280	3,54
10	15	0,011	142,5	50	0,1604	0,227	29,22
11	35	0,005	142,5	50	0,1859	0,207	10,06
12	15	0,005	142,5	50	0,1479	0,227	34,77
13	35	0,011	45	50	0,1046	0,155	32,55
14	15	0,011	45	50	0,1227	0,147	16,35
15	35	0,005	45	50	0,1365	0,200	31,75
16	15	0,005	45	50	0,1384	0,133	3,82
17	35	0,008	90	100	0,1743	0,240	27,40
18	15	0,008	90	100	0,1573	0,230	31,61
19	25	0,011	90	100	0,1755	0,265	33,76
20	25	0,005	90	100	0,2119	0,220	3,70
21	25	0,008	142,5	100	0,1755	0,260	32,48
22	25	0,008	45	100	0,1301	0,190	31,50
23	25	0,008	90	150	0,1483	0,173	14,44
24	25	0,008	90	50	0,1150	0,167	30,99

Обработка результатов экспериментов на ЭВМ позволила установить зависимость шероховатости шлифованных поверхностей пластин АТПМ от параметров обработки.

Для АТПМ получено следующее уравнение регрессии:

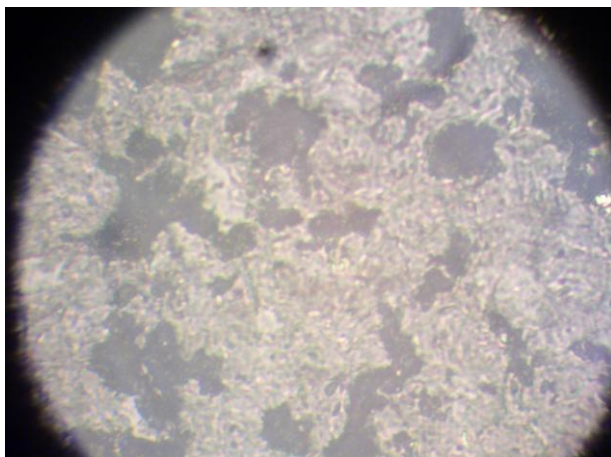
$$\begin{aligned} Ra = & 0,230 + 0,009 \cdot V + 0,017 \cdot S_{\text{поп}} + 0,058 \cdot z + 0,060 \cdot k + 0,034 \cdot V^2 + \\ & + 0,020 \cdot S_{\text{поп}}^2 + 0,050 \cdot z^2 - 0,060 \cdot k^2 + 0,028 \cdot V \cdot S_{\text{поп}} + 0,001 \cdot V \cdot z - \\ & - 0,011 \cdot V \cdot k + 0,022 \cdot S_{\text{поп}} \cdot z + 0,000 \cdot S_{\text{поп}} \cdot k + 0,031 \cdot z \cdot k \end{aligned}$$

Экспериментальные значения шероховатости алмазного слоя (режущего в будущем лезвийном инструменте) отличаются от расчетных. Разброс отклонений составляет от 3,54 до 34,77%. Выяснить причину такого расхождения позволили исследования обработанной поверхности режущей части пластин АТПМ с помощью микроскопа МИМ-11. На изображениях поверхности, полученных при 256-кратном увеличении, видны «кратеры» - неглубокие (не более 30-40 мкм) вырывы обрабатываемого материала различной площади (рис. 3 – 4). Объяснение появления этих «кратеров» можно найти в работе В.А.Федоровича [2]. Для того, чтобы снять слой обрабатываемого алмаза, зерна круга должны несколько раз ударить по обрабатываемому материалу для появления и роста трещины, которая и приводит к сколу частиц обрабатываемого алмаза. Происходят сколы части зерна либо нескольких зерен, обрабатываемого материала одновременно, которые мы и видим на фотографиях.



Условия шлифования: $V = 15$ м/с, $S_{\text{поп}} = 0,005$ мм/дв.ход, круг $z = 160/125$, $k = 150\%$

Рисунок 3 – Поверхность алмазного слоя пластины АТПМ.



Условия шлифования: $V = 35$ м/с, $S_{\text{поп}} = 0,011$ мм/дв.ход, круг $z=160/125$, $\kappa=150\%$
Рисунок 4 – Поверхность алмазного слоя пластины АТПМ.

Обзор основных положений и результатов проверки предложенного теоретико-экспериментального подхода

Использование положения о постоянстве отношения среднеквадратических отклонений микронеровностей поверхности и приведенного суммарного профиля круга σ_2/σ_1 при проектировании процессов высоких технологий является весьма перспективным, так как позволяет с высокой точностью спрогнозировать потенциальную шероховатость поверхности, либо по заданной шероховатости определить необходимые параметры круга и режимов резания, что доказано экспериментально.

Выявлены причины расхождения расчетных и экспериментальных значений шероховатости обработанных пластин АТПМ. Основной причиной является вырыв зерен обрабатываемого материала при шлифовании.

Установлено, что доводка шлифованных пластин АТПМ, которая проводилась в процессе исследований, позволяет повысить качество поверхности до $Ra = 0,02 - 0,06$ мкм или $Ra = 20 - 60$ нм, что даст возможность применять этот инструментальный материал в условиях нанотехнологий.

Список литературы: 1. *Узуян М.Д., Глухов А.Б.* Исследование корреляционной функции ординат приведенного профиля алмазного круга // Резание и инструмент. – 1998. – Вып. 52. – С. 243 - 250. 2. *Федорович В.А.* Алмазное шлифование сверхтвердых материалов с управлением режущим рельефом круга: Дис. ... канд. техн. наук: 05.03.01. – Харьков, 1981. – 219 с.

Надійшла до редколегії 15.07.2010

А.А. СИМОНОВА, аспирант, НТУ «ХПИ»;
Дж. КАПТАЙ, д-р техн. наук, профессор,
Мишкольцкий университет, Мишкольц, Венгрия;
Н.В. ВЕРЕЗУБ, д-р техн. наук, профессор, НТУ «ХПИ»

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ОБЛАСТИ РАЦИОНАЛЬНЫХ УСЛОВИЙ ЛЕЗВИЙНОЙ ОБРАБОТКИ СУБМИКРОКРИСТАЛЛИЧЕСКИХ МЕТАЛЛОВ

Запропоновано методику визначення раціональних параметрів лезової обробки субмікросталічних чистих металів. Пошук раціональних умов обробки представлено на прикладі субмікросталічного титану.

Предложена методика определения рациональных параметров лезвийной обработки субмикросталлических чистых металлов. Поиск рациональных условий обработки представлен на примере субмикросталлического титана.

The method of determining the rational parameters of cutting sub microcrystalline pure metals is offered. Search for rational cutting conditions show in the example sub microcrystalline titanium.

Введение. В настоящее время особое внимание уделяется вопросам разработки новых материалов. Одним из наиболее перспективных научных направлений в области создания новых материалов с уникальными свойствами является разработка специальных технологий получения ультрамелкозернистых материалов, имеющих субмикросталлическую (СМК) и нанокристаллическую (НК) структуру. Для формирования в материалах нано-и субмикросталлической структуры используются различные методы: кристаллизация из расплава, газовая конденсация с последующим компактированием, шаровой размол с последующей консолидацией, электроосаждение и интенсивная пластическая деформация (ИПД) [1]. В данной работе в качестве объекта исследования были выбраны чистые металлы в субмикросталлическом состоянии, полученном методом ИПД, в частности, всесторонней ковкой.

Структурный аспект различия традиционного (исходного) и после ИПД состояния материалов заключается в мелкодисперсной структуре материалов, подвергнутых интенсивной деформации. Структура, полученная методом ИПД, имеет большую объемную долю границ зерен по сравнению с крупнокристаллической структурой, а также нано- и субмикросталлические металлы обладают специфической структурой, характеризующейся высокой концентрацией дефектов (точечных и линейных) в границах зерен и вблизи них, при этом количество дислокаций внутри зерен уменьшается. Неравновесные границы зерен в нано- и

субмикроструктурных металлах вследствие наличия в их структуре дефектов с предельно высокой плотностью обладают избыточной энергией и полями дальнедействующих упругих напряжений. Таким образом, нано- и субмикроструктурные металлы, как термодинамическая система, находятся в неравновесном состоянии по сравнению с традиционными крупнокристаллическими металлами [2-4].

Изделия с нано- и субмикроструктурной структурой получают, как правило, в процессе механической обработки. Поверхностный слой детали в процессе резания испытывает со стороны режущего инструмента силовое и тепловое воздействие.

Экспериментальные исследования, приведенные в работах [5-7], показывают значительное влияние температуры резания, возникающей во время обработки, и времени ее воздействия, не только на структурное и физическое состояние поверхностного слоя детали, но и на параметры обрабатываемости.

Постановка задачи. В данной статье представлена методика определения рациональных параметров лезвийной обработки нано- и субмикроструктурных металлов и предложены режимы обработки, позволяющие сохранить исходную структуру металлов и, как следствие, исходные высокие физико-механические и эксплуатационные характеристики.

Результаты и их обсуждение. Методика определения рациональных параметров лезвийной обработки представлена на примере субмикроструктурного чистого титана ВТ1-0.

Ранее представленная модель распределения температурных полей в обрабатываемой заготовке [8] и расчет интенсивности роста зерна в металле [9] дают возможность определить область рациональных условий обработки заготовок с НК и СМК структурой.

Для поиска рациональной области решения в системе координат «скорость резания – подача» строим поля ограничений, которые разбивают диаграмму на несколько областей. В нашем случае мы строим две линии ограничений и получаем три участка, которые характеризуют состояние поверхностного слоя металлов после механической обработки.

Для построения кривых необходимо выполнить конечно-элементное моделирование распределения температурных полей в обрабатываемой заготовке с целью определения величин температур и времени их воздействия. При исходных условиях: металл заготовки, диаметр заготовки, глубина резания, материал режущей части инструмента, СОТС, комбинируем возможные варианты скорости резания и подачи, допустимые для пары обрабатываемый материал – режущий инструмент, и выполняем конечно-

элементное моделирование. Величину исходного размера зерна металла, полученные значения температур и времени их воздействия подставляем в уравнения для определения окончательного размера зерна. Из рассматриваемых комбинаций скорость резания – подача нас интересует область, которая вызывает рост исходного размера зерна на 10% и область рекомендуемых условий обработки, которая вызывает рост исходного размера зерна свыше 100%.

Строим кривую, показывающую увеличение размера зерна на 10%. Эта кривая ограничивает область условий обработки, обеспечивающая сохранение исходного размера зерна. Данное увеличение размера не может повлечь за собой значительные изменения физических свойствах металла и качества поверхностного слоя после обработки. Выход из этой области характеризует переход в зону неустойчивого состояния зерна металла.

Вторая кривая строится для значений скорости и подачи, ведущих к росту зерна свыше 100%. В зависимости от исходного размера зерна и необходимых для сохранения эксплуатационных свойств вторая кривая создает область недопустимых режимов обработки и определяет размеры области, в которой рост зерна превышает 100%.

Условия обработки в третьей области являются нежелательными.

Моделирование с использованием конечно-элементного метода показало, что температурные поля с высокой температурой, способной вызвать структурные изменения в поверхностном слое, находятся в зоне резания. Наибольшая температура наблюдается в зоне непосредственного контакта режущего инструмента с обрабатываемой заготовкой. Удаление температурных полей от области контакта в направлении подачи приводит к снижению величины температур. С учетом полученных в результате моделирования температурных полей разобьем длину обработанной поверхности в текущий момент времени на дискретные отрезки. Длина текущего отрезка L_i со средним значением температуры T_i . Разделим отрезок на две части - правую и левую: $L_i = L_{ia} + L_{ib}$, исключением является центральный отрезок при $i = 1$, температура в этой области является максимальной температурой и находится в зоне непосредственного контакта режущего инструмента с заготовкой (см. рис.1, 2). Интервал времени t_i в течение, которого температурное поле действует на длине L_{i} , может быть рассчитан по следующей формуле

$$t_i = \frac{0,06 \cdot d_3 \cdot \pi \cdot L_i}{s \cdot v}, \quad (1)$$

где d_3 – диаметр заготовки, (мм);

L_i – дискретная длина отрезка температурного поля, (мм);

s – подача, (мм/об);

v – скорость резания, (м/мин).

Коэффициент 0,06 используется для пересчета минут в секунды и миллиметров в метры.

По результатам моделирования распределения температурных полей в обрабатываемой заготовке (рис.1) рассчитываем значения L_i , t_i и T_i для различных интервалов, которые характеризуют различные температурные поля (минимум пять наибольших температур).

Находим интенсивность роста зерна для титана, подставляя значение температур (табл.) в формулу [9]

$$k = 10^{-0.4668 - \frac{12380}{T}}, \quad (2)$$

где T – температура (К).

Окончательный размер зерна, полученный после механической обработки, определяется по формуле [10]

$$D = \sqrt{(D_0)^2 + 2 \cdot k \cdot t}, \quad (3)$$

где D_0 – исходный размер зерна (м);

k – интенсивность роста зерна ($\text{м}^2/\text{с}$);

t – время воздействия теплового источника (с).

Теоретический расчет производился для условий обработки, которые использовались в эксперименте и последующем моделировании распределения температурных полей в обрабатываемой заготовке.

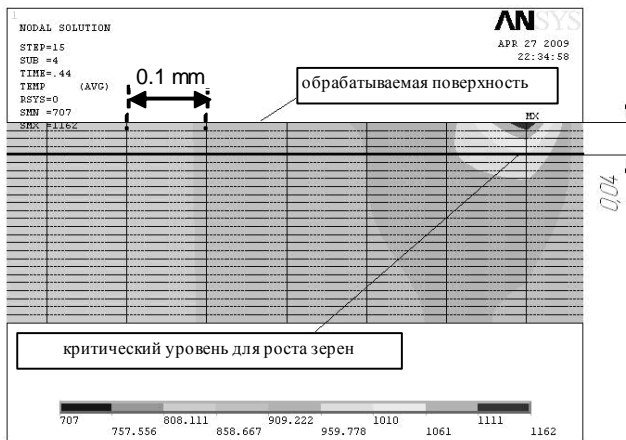


Рисунок 1 – Расчетные температурные поля при обработке титана ($v = 160$ м/мин, $s = 0,14$ мм/об, $t = 0,5$ мм)

Условия обработки I ($v = 30\text{м/мин}$, $s = 0,09\text{мм/об}$, $t = 0,5\text{мм}$) не вызывают структурных изменений в СМК-титане.

Условия обработки II ($v = 160\text{м/мин}$, $s = 0,14\text{мм/об}$, $t = 0,5\text{мм}$) приводят к структурным изменениям и интенсивному росту зерна СМК - титана под воздействием температуры резания [7].

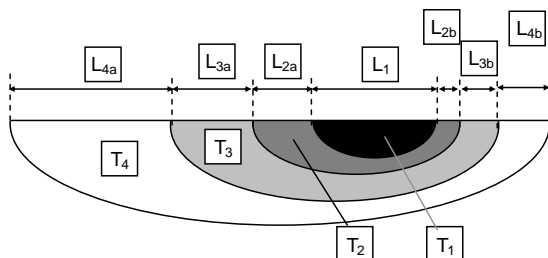


Рисунок 2 – Схема расчёта распределения температур в текущий момент времени

Основные результаты моделирования распределения температурных полей в СМК- титане в пошаговом варианте при квазиустановившемся режиме обработки приведены в таблице.

Таблица – Параметры, полученные моделированием температурных полей
Условия обработки I

Шаг, i	L_i , мм	t_i , с	T_i , К
1	0.068	0.0 51	825
2	0.075	0.0 57	799
3	0.20	0.1 5	774
4	0.30	0.2 3	748

Условия обработки II

Шаг, i	L_i , мм	t_i , с	T_i , К
1	0.032	0,010	1136
2	0.030	0,0094	1086
3	0.030	0,0094	1036
4	0.034	0,011	985
5	0.142	0,045	934

Пошаговый вариант рассмотрения распределения температурных полей в зоне резания при квазиустановившемся режиме обработки представляет собой определение средней температуры, длины, времени воздействия температурного поля на обрабатываемую заготовку в текущий момент времени для температурных полей с наибольшими температурами. Для удобства расчетов рекомендуется выбирать не более пяти температурных полей, каждое поле рассматривается как шаг расчета.

Данные моделирования температурных полей и уравнение (3) используется для построения диаграммы роста размера зерна СМК-титана при механической обработке (рис.3).

В координатах «скорость резания – подача» для определения области рациональных условий обработки СМК-титана строим кривые ограничения, которые разбивают область решения на три участка. Крупно заштрихованный участок представляет собой область, в которой исходный размер зерна сохраняет исходные размеры. Данная область ограничена кривой, характеризующей 10% рост зерна СМК-титана. Из диаграммы на рис.3 видно, что в этой области находится экспериментальная точка т.1, полученная при обработке СМК – титана с режимами обработки $v = 30$ м/мин, $s = 0,09$ мм/об, $t = 0,5$ мм. В работе [7] приведены данные демонстрирующие сохранение исходной структуры зерна СМК титана при обработке с указанными режимами.

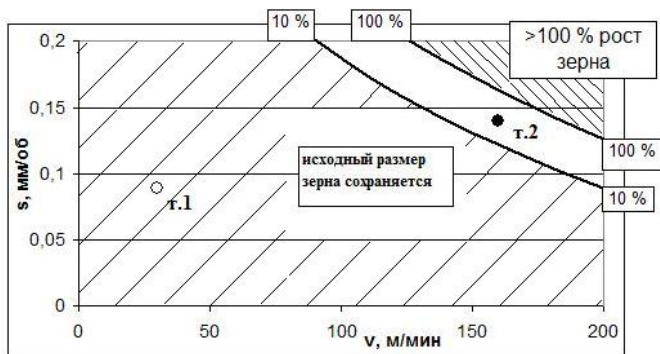


Рисунок 3 – Диаграмма поиска рациональных условий обработки СМК титана

Не закрашенная область представляет собой интервал значений скорости и подачи, которые приводят к росту исходного размера зерна в интервале от 10 до 100%. В эту область входит экспериментальная точка т.2, полученная при обработке СМК – титана с $v = 160$ м/мин, $s = 0,14$ мм/об, $t = 0,5$ мм. При данных условиях обработки происходит увеличение исходного размера зерна 250 нм на 60% до 400 нм.

Мелко заштрихованная область включает в себя интервал скоростей и подач, которые приводят к росту зерна превышающему 100%.

По представленной диаграмме (рис.3) могут быть выбраны рациональные условия обработки (скорость и подача) СМК-титана, которые будут обеспечивать незначительный рост зерна по обрабатываемой поверхности заготовки.

Данная диаграмма справедлива для заданных начальных условий обработки (чистый титан, исходный размер зерна – 250нм, материал режущей части инструмента – ВК8).

Аналогичные диаграммы могут быть построены для различных металлов и условий обработки.

Исходя из данных полученных в результате экспериментов и теоретических расчетов, для СМК меди рекомендуемые области условий обработки целесообразно искать лишь при условии использования технологических сред [11].

В координатах «скорость резания – подача» для определения области рациональных условий обработки СМК меди (рис.4) и никеля (рис.5) строим кривые ограничения, которые разбивают область построения на три участка.

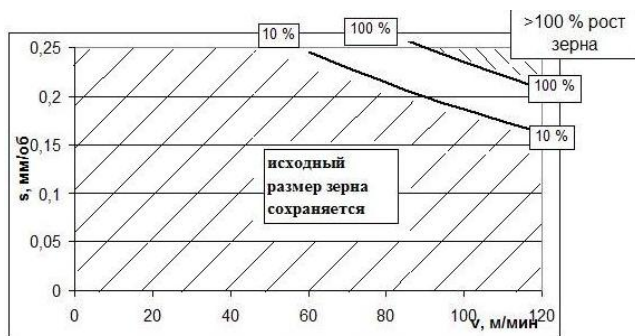


Рисунок 4 – Диаграмма поиска рациональных условий обработки СМК меди

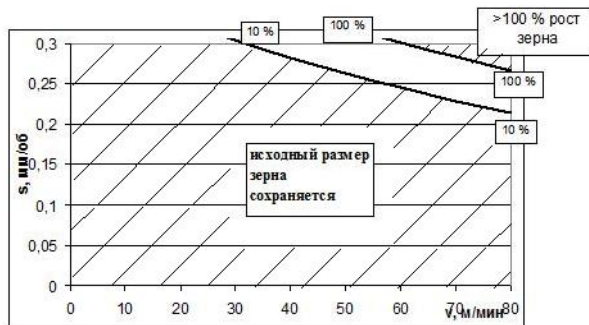


Рисунок 5 – Диаграмма поиска рациональных условий обработки СМК никеля

Расчет проводился для СМК меди с исходным размером зерна 250нм, в диапазоне скоростей от 20 до 80м/мин, которые варьировались с подачей от 0,1 до 0,3мм/об при постоянной глубине резания 0,5мм. Материал режущей части инструмента – Р6М5. Токарная обработка с охлаждением.

По представленной диаграмме (рис.5) могут быть выбраны рациональные условия обработки (скорость и подача) СМК никеля без использования технологических сред, которые будут обеспечивать незначительный рост зерна по обрабатываемой поверхности заготовки.

Выводы. Предложена научно-обоснованная методика, позволяющая установить область рациональных технологических параметров обработки (инструментальный материал, режимы резания, технологические среды) металлов с нано- и субмикроструктурной структурой, обеспечивающих сохранение в обрабатываемой заготовке исходных физико-механических свойств. Алгоритм построен на физических характеристиках заготовки (исходный размер зерна и теплофизические характеристики), модели определения интенсивности роста зерна под действием температурных и временных факторов, характеризующих процесс резания металла заготовки.

Список литературы: 1. Гусев А.И. Наноматериалы, наноструктуры, нанотехнологии / А.И. Гусев.– М.: Физматлит, 2005.– 416с. 2. Валиев Р.З. Наноструктурные материалы, полученные методом интенсивной пластической деформации / Р.З. Валиев, И.В. Александров. – М.: Логос, 2000. – 272с. 3. Дестярев М.В. О термической нестабильности микроструктурной структуры в однофазных металлических материалах / М.В. Дестярев, А.В. Воронова, В.В. Губернаторов, Г.И. Чащухина // ДАН. – 2002. – Т.386. – №2. – С. 180-183. 4. Олемской О возбужденном состоянии границы зерна в нано- и субмикроструктурах / А.И. Олемской, Р.З. Валиев, А.В. Хоменко // Металлофизика и новейшие технологии.– Т.21.– №4.– С.43-58. 5. Чертовских С.В. Обрабатываемость резанием ультрамелкозернистого титана ВТ1-0, полученного методом равноканального углового прессования / С.В. Чертовских // Вестник машиностроения. – 2007. – №5. – С. 43-46. 6. Чертовских С.В. Триботехнические характеристики ультрамелкозернистого титана и его сплавов / С.В. Чертовских. – автореферат канд. дис., Уфа: Уфа-центр, 2008. – 22с. 7. Симонова А.А. Особенности механической обработки титана с субмикроструктурной структурой / А.А. Симонова, А.Я. Мовшиович, Н.В. Везуб, Л.И. Пувань, В.А. Залого, Д.В. Криворучко, А.В. Локтик // Вісник КДПУ імені Михайла Остроградського. – Кременчук: КДПУ, 2009. – вип.6(59), Частина1. – С. 70-75. 8. Симонова А.А.

Моделирование распределения температурных полей в обрабатываемой заготовке из субмикроструктурного титана / *А.А. Симонова, В.А. Фадеев, Н.В. Верезуб, Д.Н. Головки* // Високі технології в машинобудуванні. – Харків: НТУ «ХП», 2009. – вип.2(19). – С. 154-156. **9.** *Verzub N.V.* The Management of Surface Quality of Metal with Nano and Submicrocrystalline Structure during Machining / *N.V. Verzub, G. Kaplay, A.A. Symonova* // Сучасні технології в машинобудуванні. – Харків: НТУ «ХП», 2010. – вип.5. – С. 244-249. **10.** *Geiger J.* Simulation of grain coarsening in two dimensions by cellular-automation / *J. Geiger, A. Roosz, P. Barkoczy* // Acta Mater. – 2001. – 49. – Р. 623-629. **11.** *Симонова А.А.* Обеспечение необходимого качества поверхностного слоя объемных нанокристаллических металлов после механической обработки / *А.А. Симонова* // Наукові нотатки. – Луцьк: Луцький державний технічний університет, 2009. – вип.24. – С. 500-506.

Надійшла до редколегії 15.09.2010

УДК 621.9

В.Б. СТРУТИНСЬКИЙ, д-р техн. наук, професор, НТУУ „КПІ”, Київ;
В.М. ДРОЗДЕНКО, інженер, НТУУ „КПІ”, Київ;
О.Я. ЮРЧИШИН, канд. техн. наук, доцент, НТУУ „КПІ”, Київ

ДИНАМІЧНІ РЕЖИМИ РОБОТИ ТОКАРНОГО ВЕРСТАТА, ОБУМОВЛЕНІ ДІЄЮ ПОЛЯ ГІРОСКОПІЧНИХ МОМЕНТІВ У ПРИВОДІ ГОЛОВНОГО РУХУ

Проведено математичне моделювання впливу поля гіроскопічних моментів на показники динамічної точності токарного обладнання, яке має рухому шпindelну бабку. Розроблено спеціальну методіку для визначення впливу поля динамічних силових факторів на поперечно-кутові коливання шпindelної бабки та деталі, встановленої в патроні.

Проведено математическое моделирование влияния поля гироскопических моментов на показатели динамической точности токарного оборудования, которое имеет подвижную шпindelную бабку. Разработана специальная методика для определения влияния поля динамических силовых факторов на поперечно-угловые колебания шпindelной бабки и детали, установленной в патроне.

The mathematical design of influence of the field of gyroscopic moments is conducted on the indexes of dynamic exactness of lathe equipment which has a mobile spindle holder. The special method is developed for determination of influence of the field of dynamic power factors on the transversal-angular vibrations of spindle holder and detail, set in a cartridge.

Актуальність

Токарне металообробне обладнання з рухомою шпindelною бабкою широко використовується в сучасному виробництві. Воно має широкі функціональні можливості, відзначається продуктивністю та гнучкістю технологічного процесу.

Токарні верстати з рухомою шпindelною бабкою потребують вивчення складних задач динаміки верстатів. Дослідження динамічних режимів роботи

токарного обладнання з рухомою шпindelною бабкою являє собою актуальну науково технічну проблему, яка має важливе значення для розвитку машинобудування.

Постановка проблеми в загальному вигляді

В практиці верстатобудування реалізовано різні схеми металообробного обладнання. Раціональним є схемне рішення в якому шпindelний вузол встановлено у спеціальній шпindelній бабці, що здійснює рух в певній площині. Переміщення шпindelної бабки забезпечується спеціальними мехатронними системами керування [2].

Металорізальний верстат з рухомою шпindelною бабкою є складною технічною системою. Процеси в динамічній системі верстата обумовлені просторовим коливальним рухом окремих вузлів. Дослідження таких систем, зокрема їх динамічних процесів, ефективно здійснюється методами математичного моделювання. Розробка математичних моделей потребує врахування специфіки просторових рухів обертового шпинделя та навантажень, які при цьому виникають.

Зв'язок проблеми із важливими науковими та практичними завданнями

Розглянута проблема лежить в основі розв'язання важливих наукових та практичних завдань, пов'язаних з розробкою прогресивного металообробного обладнання. Підвищення показників динамічної точності верстатів сприяє розвитку вітчизняного верстатобудування.

Аналіз останніх досліджень і публікацій на які спирається автор

В даний час розроблено і використовується різноманітне токарне металообробне обладнання з рухомою шпindelною бабкою [2]. Номінальне переміщення шпindelної бабки в таких верстатах є поступальним. При цьому шпindel зміщується в площині паралельній вісі шпинделя. Це дає можливість здійснювати якісну обробку поверхонь різного виду.

Переміщення шпindelної бабки супроводжується її поперечно-кутовими коливаннями. При цьому на обертові вали привода головного руху діє поле гіроскопічних моментів.

В літературних джерелах не виявлено даних про вплив даних гіроскопічних моментів на загальне динамічне навантаження та переміщення шпинделя верстата. Відсутні методи розрахунку шпindelних вузлів, які навантажені гіроскопічними моментами.

Вирішення невирішеної раніше частин загальної проблеми

До невирішеної раніше частини загальної проблеми створення точного та надійного токарного верстатного обладнання відноситься розробка динамічних моделей просторових рухів окремих вузлів верстата, зокрема рухомої шпindelної бабки із обертовим шпindelом. На основі динамічної моделі будується розрахункова схема і розробляється математична модель динамічних процесів.

Визначення мети і завдань досліджень

Метою досліджень є математичне моделювання впливу поля гіроскопічних моментів на показники динамічної точності токарного обладнання, яке має рухому шпindelну бабку. Основними завданнями досліджень є розробка спеціальної методики для визначення впливу поля динамічних силових факторів на поперечно-кутові коливання шпindelної бабки, а відповідно і деталі встановленої в патроні.

Виклад матеріалу з повним обґрунтуванням отриманих наукових результатів

Рухомі шпindelні вузли використовуються в прогресивному токарному металообробному обладнанні – верстаті ПАБ 350 розробки концерну «Веркон» (рис. 1).

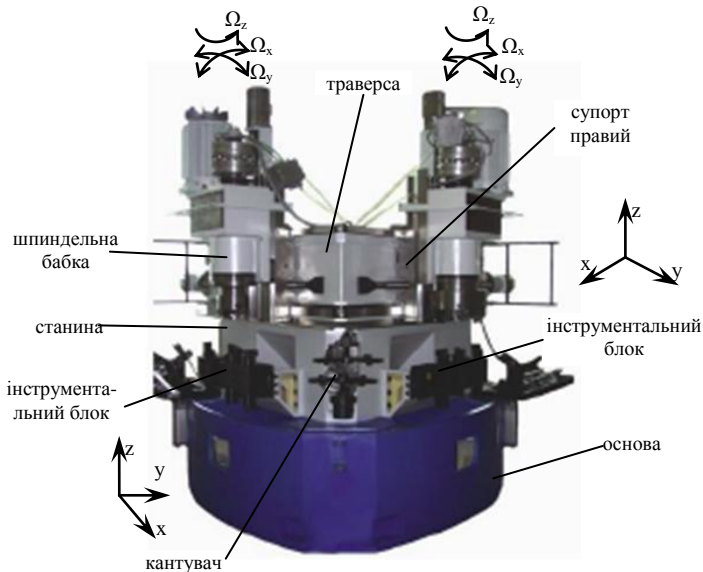


Рисунок 1 – Основні вузли верстата ПАБ-350

Вертикальний двошпindelний токарний верстат з ЧПК ПАБ-350 має два переміщувані вертикально розташованих шпindelі з приводами головного руху. Шпindelі із закріпленими в патронах деталями розташовані вертикально над нерухомо встановленим інструментом. Вони переміщуються в двох напрямках.

Супорт хрестовий складається з подовжніх і поперечних салазок, що переміщуються на направляючих. На кожному супорті встановлюється шпindelна бабка з приводом головного руху.

Оптимальна конструкція станини і шпindelних бабок виключає взаємний вплив шпindelів, дозволяючи одночасно здійснювати чорнову обробку на одному шпindelі і чистову – на іншому.

На станині встановлюються два інструментальних блоки по одному для кожного супорта, таким чином, щоб забезпечити процес обробки закріплених в затискних пристроях шпindelів деталей.

Кожен шпindel та вали привода головного руху мають автономний електропривод головного руху та спеціальні підшипникові опори, що забезпечують необхідну статичну і динамічну точність його обертання.

Високообертотий шпindel має значний кінетичний момент. Це приводить до виникнення поля інтенсивних гіроскопічних моментів в динамічній системі шпindelної групи при наявності переносних поворотних рухів шпindelних бабок.

Хрестові супорти мають значну масу і габарити. Вони встановлені на напрямних із значним вильотом. Хрестовий супорт як просторова динамічна система має шість ступенів вільності. Переміщення супорта разом із шпindelом відповідають просторовим переміщенням еквівалентного твердого тіла навколо вісей x та y . Поперечно-кутові переміщення навколо вісі z не приводять до виникнення поля гіроскопічних моментів обертотих валів. Поступальні переміщення хрестового супорта в напрямках x , y та z також не дають додаткових навантажень у вигляді гіроскопічних моментів.

Розглянемо поперечно-кутові переміщення супорта відносно вісі x . В площині, перпендикулярній вісі x хрестовий супорт здійснює поперечно-кутові коливання незначної амплітуди, але високої частоти. Поворот супорта навколо вісі x характеризується кутом відхилення φ_x та кутовою швидкістю Ω_x (рис. 2).

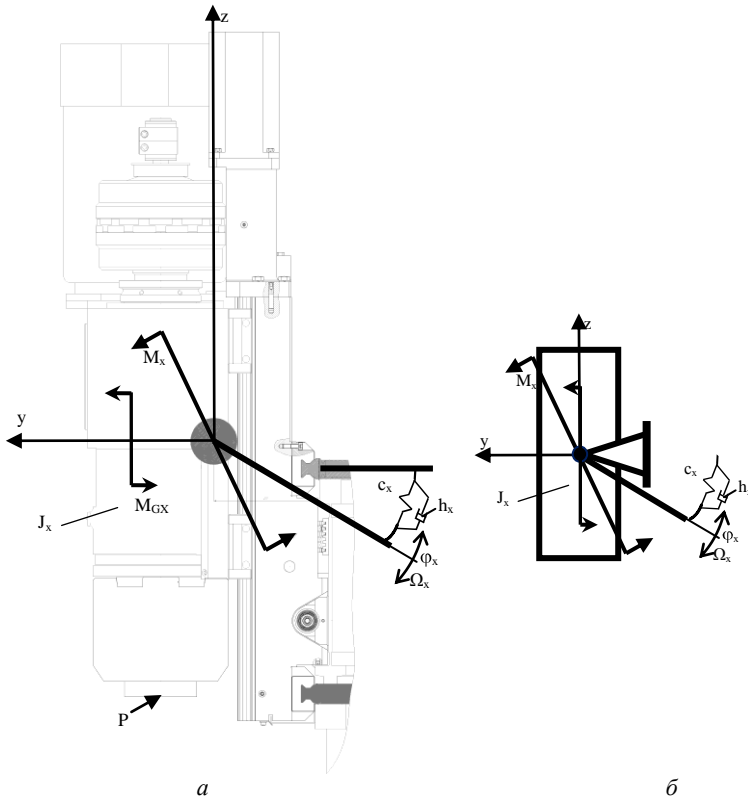


Рисунок 2 – Загальний вигляд хрестового супорта в площині перпендикулярній вісі x (а) та динамічна модель поперечно-кутових коливань супорта відносно вісі x (б)

На динамічну систему діють зовнішні силові фактори у вигляді моментів сил різання M_x та поле гіроскопічних моментів, яке діє на шпиндель і обертові вали привода головного руху та ротор електродвигуна і характеризується еквівалентним моментом M_{GX} . Супорт із шпиндельною бабкою, приводом головного руху та електродвигуном здійснює обмежені поперечно-кутові коливальні рухи відносно вісі x . Коливання мають незначну амплітуду і відбуваються в межах пружних деформацій напрямних та спряжень деталей пружної системи супорта. Пружні деформації характеризуються еквівалентною крутильною жорсткістю c_x . При поперечно-кутових коливаннях виникають сили опору. Вони характеризуються еквівалентним коефіцієнтом опору динамічної системи h_x при поперечно-кутових переміщеннях супорта навколо вісі x .

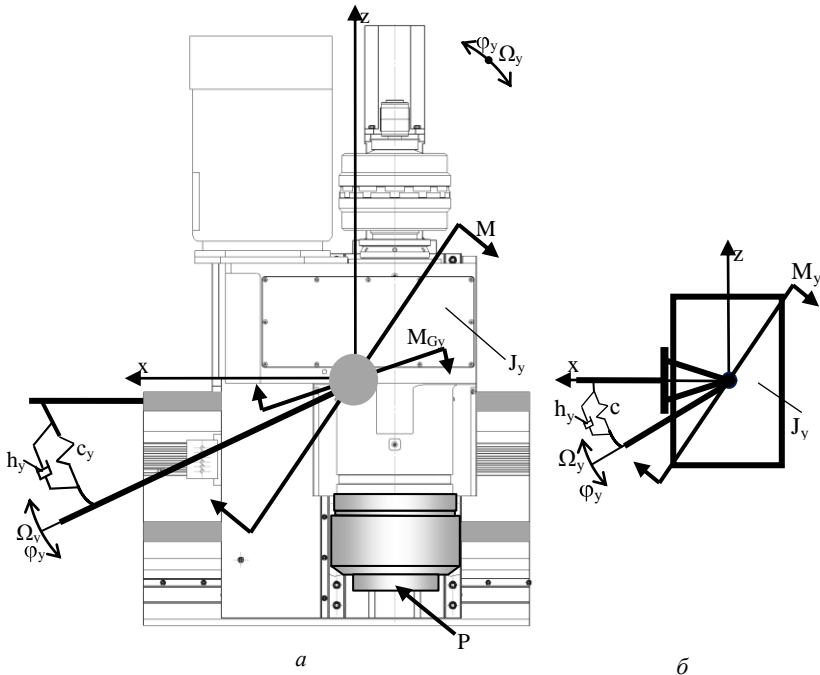


Рисунок 3 – Загальний вигляд хрестового супорта в площині, перпендикулярній вісі у (а) та динамічна модель поперечно-кутових переміщень супорта навколо вісі у(б)

Аналогічно відбуваються поперечно-кутові коливання динамічної системи супорта навколо вісі у (рис. 3). Коливання відбуваються під дією зовнішніх моментів сил, зокрема, моментів від дії сили різання M_y та гіроскопічних моментів M_{Gy} .

Розглянуті динамічні моделі поперечно-кутових переміщень супорта відповідають одномасовим динамічним системам. Рівняння поперечно-кутових переміщень супорта відносно вісі у має вигляд

$$J_y \frac{d^2 \phi_y}{dt^2} + h_y \frac{d\phi_y}{dt} + c_y \phi_y = M_y + M_{Gy} \quad (1)$$

де J_y – момент інерції супорта при його поперечно-кутових переміщеннях навколо вісі у; ϕ_y – кутове відхилення супорта відносно середнього положення; h_y – коефіцієнт опору динамічної системи супорта при поперечно-кутових коливаннях навколо вісі у; c_y – еквівалентна поперечно-кутова жорсткість динамічної системи супорта; M_y – момент сил різання, які діють на супорт; M_{Gy} – гіроскопічний момент, який діє на супорт.

Рівняння динаміки (1) при поперечно-кутових коливаннях супорта відносно вісі у приводиться до вигляду рівняння еквівалентної коливальної ланки

$$T_y^2 \frac{d^2 \varphi_y}{dt^2} + 2\zeta_y T_y \frac{d\varphi_y}{dt} + \varphi_y = K_y \frac{M_y + M_{Gy}}{c_y} \quad (2)$$

де $K_y = 1/c_y$ – коефіцієнт передачі динамічної системи супорта при його коливаннях навколо вісі у; $\zeta_y = \frac{h_y}{2\sqrt{c_y J_y}}$ – параметр згасання поперечно-кутових коливань супорта.

Диференціальне рівняння (2) відповідає передавальній функції по моментному навантаженню

$$W_{\varphi_y(S)} = \frac{\varphi_y(S)}{M_{y(S)} + M_{Gy(S)}} = \frac{K_y}{T_y^2 S^2 + 2\zeta_y T_y S + 1} \quad (3)$$

Кутова швидкість поперечно-кутових коливань супорта при його повороті навколо вісі у визначається диференціюванням:

$$\Omega_y = \frac{d\varphi_y}{dt} \quad (4)$$

При цьому передавальна функція для знаходження кутової швидкості буде мати вигляд

$$W_{\Omega_y(S)} = \frac{\Omega_y(S)}{M_{y(S)} + M_{Gy(S)}} = \frac{K_y S}{T_y^2 S^2 + 2\zeta_y T_y S + 1} \quad (5)$$

Відповідно наведеним передавальним функціям (3-5) побудовано фрагмент структурної схеми, який визначає параметри поперечно-кутових коливань супорта навколо вісі у (рис. 4).

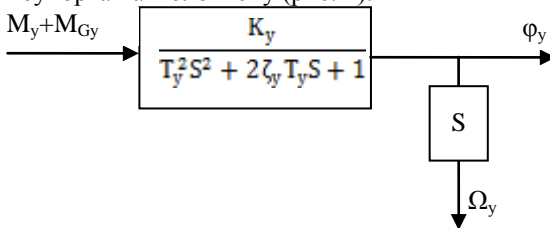


Рисунок 4 – Структурна математична модель для визначення параметрів поперечно-кутових коливань супорта навколо вісі у.

Об'єднавши моделі динамічної системи, що визначають взаємозалежні поперечно-кутові коливання супорта навколо вісей x і у, одержимо загальну структурну математичну модель просторових динамічних переміщень супорта (рис. 5).

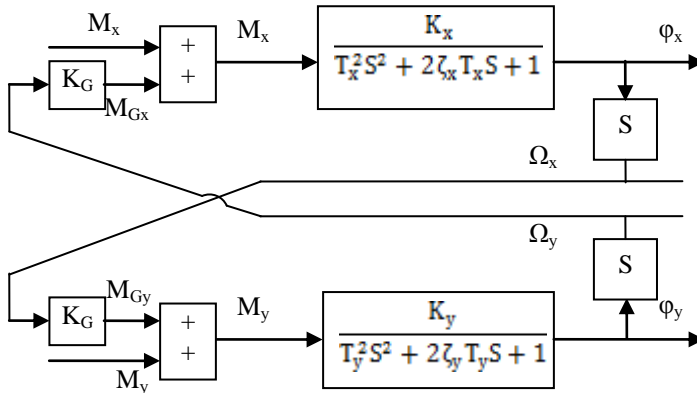


Рисунок 5 – Блок-схема математичної моделі поперечно-кутових коливань супорта із шпindelною бабкою

В динамічній системі супорта діють різноманітні сили фактори. Дослідження їх впливу на поперечно-кутові коливання із врахуванням дії гіроскопічних моментів здійснено по спеціальній методиці. Прийнято, що всі моментні навантаження на супорт можна подати у вигляді еквівалентного випадкового моментного навантаження. Основний стохастичний вплив на динамічну систему має місце за рахунок випадкових змін сили різання. Тому момент поданий у вигляді моменту еквівалентної випадкової сили різання яка діє на динамічну систему верстата. Для розрахунку відповідних даному входу випадкових переміщень супорта сформована математична модель (рис. 6).

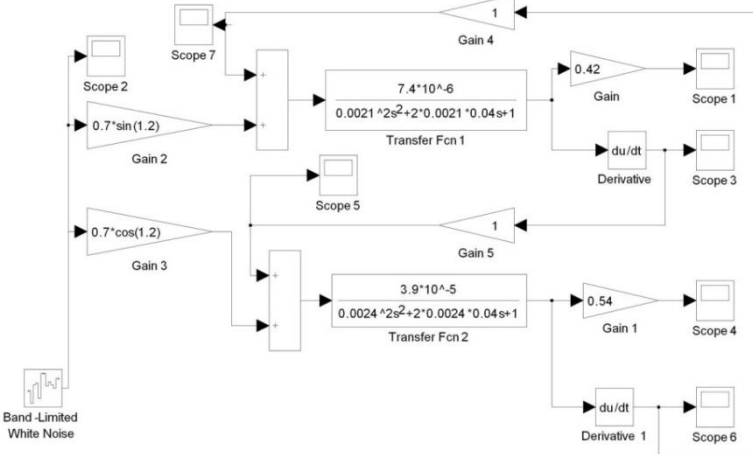


Рисунок 6 – Математична модель для розрахунку коливань супорта при дії випадкової сили різання із врахуванням гіроскопічних моментів при низьких частотах обертання шпинделя ($n=40..50$ об/хв)

Випадкова сила різання задається блоком Band Limited White Noise, який формує широкополосний випадковий процес. Сформована даним блоком випадкова сила різання має вигляд кусочно-постійного випадкового процесу із широким спектром (рис. 7).

В процесі моделювання має місце перехідна складова, яка відповідає виходу динамічної системи на усталений коливальний режим. Перехідний процес характеризується підвищенням амплітуди коливання, яка в подальшому стабілізується (рис. 8).

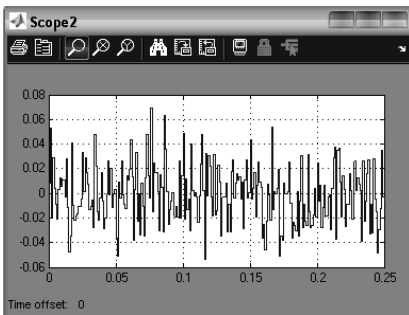


Рисунок 7 – Задана блоком Band Limited White Noise часова реалізація випадкової сили різання, що є вхідним збурюючим фактором динамічної системи супорта

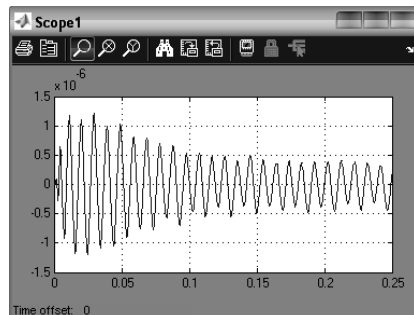
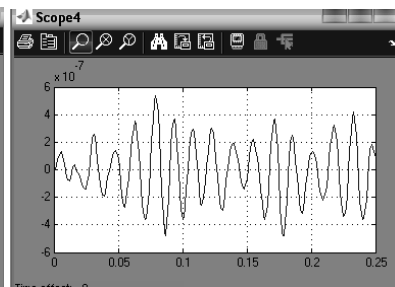
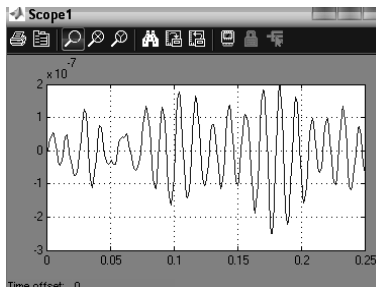


Рисунок 8 – Поперечно-кутові переміщення супорта відносно вісі у при дії випадкової сили різання на частотах обертання шпинделя 40..50 об/хв.

Розмах коливань заданої випадкової сили різання не перевищує 10Н. Це відповідає випадковим змінам сили різання, які мають місце в процесі токарної обробки деталі на верстаті ПАБ 350.

Наявність динамічних збурень випадкового характеру приводить до виникнення взаємопов'язаних коливальних режимів в просторовій динамічній системі верстата (рис. 9).



а

б

Рисунок 9 – Часові реалізації поперечно-кутових коливань супорта навколо вісі у (а) та навколо вісі х (б) які виникають при випадкових змінах сили різання

Із аналізу графіків випливає наявність взаємного впливу поперечно-кутових коливань при переміщеннях супорта навколо двох взаємно-ортогональних вісей x і y . Це відображає наявність параметричного зв'язку коливань, обумовлених впливом гіроскопічних моментів, що діють на обертові вали привода головного руху і шпindel.

Розглянутий перехідний процес відповідає низьким частотам обертання шпindelю. При цьому гіроскопічні моменти в динамічній системі верстата є незначними. Це проявляється у вигляді рівномірних коливань супорта з частотою, близькою до частоти власних коливань.

Підвищення частоти обертання шпindelю до 700..800 об/хв обумовлює виникнення суттєвих гіроскопічних моментів (рис. 10).

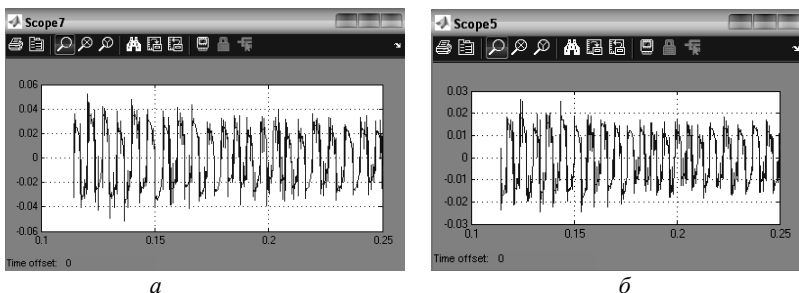


Рисунок 10 – Розрахункові гіроскопічні моменти, що діють на супорт при випадкових змінах сили різання та частоті обертання шпindelю 600..750 об/хв:

а – момент відносно вісі y ; б – момент відносно вісі x

Розмах зміни гіроскопічних моментів загалом є незначним і не перевищує 0.1 Нм. Але резонансна (синфазна) дія гіроскопічних приводить до виникнення незатухаючих поперечно-кутових коливань супорта. Взаємний вплив коливань та диференціальні зворотні зв'язки по швидкості інтенсифікують процес і ускладнюють спектральний склад реалізацій проєкцій гіроскопічних моментів має місце прояв височастотних складових коливань, які обумовлюють явище «биття» з маскуванням.

Наявність широкополосного випадкового моментного навантаження приводить до складних випадкових поперечно-кутових коливань супорта (рис. 11).

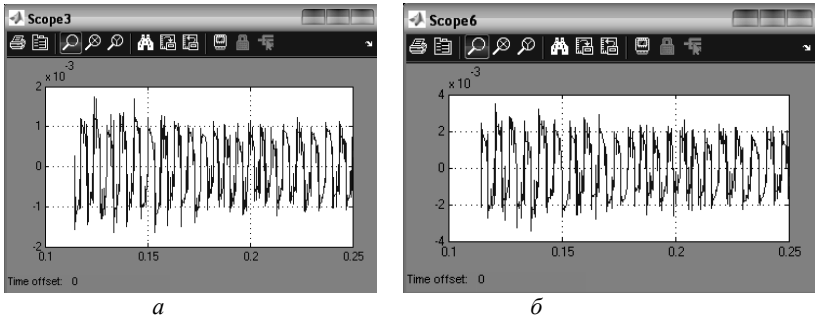


Рисунок 11 – Поперечно-кутові коливальні процеси в динамічній системі супорта: а – відносно вісі у; б – відносно вісі х

Із аналізу графіків поперечно-кутових коливань випливає, що наявність гіроскопічних моментів формує стійкий коливальний рух шпindelної бабаки із шпинделем. Розмах поперечно-кутових коливань шпindelної бабаки складає $7..15'$. При цьому розмах коливань шпindelя при коливаннях відносно вісі у в 1.6..2.2. раз менший розмаху коливань навколо вісі х. Це пояснюється суттєво меншою жорсткістю динамічної системи при її переміщенні навколо вісі х. Наявність незатухаючих коливань приводить до вібраційних переміщень шпindelя верстата з розмахом 0.8..1.8 мкм. Розмах коливань в напрямку вісі у суттєво більший ніж розмах коливань в напрямку вісі х. Тому інструментальне оснащення необхідно розташовувати в площині, близькій до площини oxz .

Поперечно-кутові коливання шпindelної бабаки мають широкий частотний спектр. Основна потужність вібраційного поля поперечно-кутових коливань зосереджена в частотних діапазонах 1150..1320; 620..680; 140..170 Гц. Дані частотні діапазони та кратні їм є небажаними і їх необхідно уникати в процесі обробки.

Висновки

1. Високотехнологічні токарні верстати з рухомим шпинделем мають особливі динамічні процеси, обумовлені дією поля гіроскопічних моментів у приводі головного руху.
2. Дія гіроскопічних моментів обумовлює формування перехресних зв'язків у парціальних динамічних підсистемах верстата відповідних поперечно-кутовим коливанням шпindelної бабаки відносно взаємно-ортогональних вісей.
3. Інтенсивність дії поля гіроскопічних моментів пропорційна кутовій швидкості обертання валів привода головного руху та шпindelя.

- Відповідно суттєвий вплив гіроскопічних моментів проявляється при високих частотах обертання шпинделя.
4. Дія поля гіроскопічних моментів проявляється у виникненні незатухаючих коливань шпинделя, розмах яких має порядок 1 мкм. Коливання мають резонансні частоти в діапазонах 1150..1320; 620..680; 140..170 Гц, які відповідають власним частотам коливань парціальних динамічних підсистем шпиндельної бабки.
 5. Як напрямок подальших досліджень, рекомендується розробка методів компенсації впливу гіроскопічних моментів на динамічні процеси в рухомій шпиндельній бабці токарного верстата.

Список літератури: 1. *Струтинський В.Б.* Математичне моделювання процесів та систем механіки / В.Б. Струтинський. – Житомир: ЖІТІ, 2001. – 616 с. Библиогр.: 601-608. ISBN 966-7570-94-0, тир. 1000 прим. 2. *Струтинский В.Б.* Структурна стохастична математична модель биття шпинделя вертикально-фрезерного верстата / В.Б. Струтинский, П.П. Мельничук // Вісник Житомирського інженерно-технологічного інституту. – 2001. – Спеціальний випуск. – С. 223–228. ISSN 1728-4260, тир. 300 прим. 3. *Струтинський В.Б.* Математична модель вібраційного поля довговимірної маложорсткої заготовки при обробці деталей токарним автоматом / В.Б. Струтинський, А.В. Алексєва // Збірник наукових праць Кіровоградського державного технічного університету. Техніка в сільськогосподарському виробництві галузеве машинобудування, автоматизація. Вип. 12. – 2003. – С. 29–41., тир. 120 прим. 4. *Струтинський В.Б.* Математичне моделювання стохастичних процесів у системах приводів: Монографія. / В.Б. Струтинський, О.В. Колот – Краматорськ: ЗАТ “Тираж-51”, 2005. – 530 с. Библиогр.: 506-520. ISBN 966-302-540-9, тир. 500 прим. 5. *Кудинов В.А.* Динамика станков / А.В. Кудинов. – М.: Машиностроение, 1967. – 360 с. Библиогр.: с.348-357, тир. 10000 екз.

Надійшла до редколегії 15.09.2010

УДК 621.9

М.А. ТКАЧЕНКО, канд. техн. наук, ст. викладач, ДГМА, Краматорськ;
О.Ю. АНДРОНОВ, канд. техн. наук, асистент, ДГМА, Краматорськ

ВИЗНАЧЕННЯ РАЦІОНАЛЬНИХ УМОВ ЕКСПЛУАТАЦІЇ З УРАХУВАННЯМ НАДІЙНОСТІ РІЗЦІВ ВАЖКИХ ТОКАРНИХ ВЕРСТАТІВ

Наведено результати досліджень в умовах підприємств важкого машинобудування експлуатації різальних інструментів при обробленні різних матеріалів. Розроблено модель надійності різця, за

допомогою якої можливе проектування різальних інструментів із заданим рівнем надійності та періодом стійкості, що дозволило розрахувати раціональні режими різання при обробленні на важких токарних верстатах.

Приведены результаты исследований эксплуатации режущих инструментов при обработке разных материалов в условиях предприятий тяжелого машиностроения. Разработана модель надежности резца, при помощи которой возможно проектирование режущих инструментов с заданным уровнем надежности и периодом стойкости, что позволило рассчитать рациональные режимы резания при обработке на тяжелых токарных станках.

The results of research in heavy machinery conditions of operation cutting tools with cutting different materials are given. The model reliability of a cutter which allows design cutting tools with a given level of reliability and tool life, which allowed to calculate a rational conditions of cutting heavy lathes.

Вступ. В умовах сучасного машинобудівного виробництва особливе значення набувають задачі з підвищення продуктивності металообробки, точності та конкурентоздатності продукції, впровадження технологій ресурсозбереження. Найважливішого значення рішення цих задач набуває при експлуатації різальних інструментів на важких верстатах простої яких обходяться дуже дорого. Ефективність процесу механічної обробки деталей на важких верстатах більшою мірою визначається регламентами експлуатації інструментів та їх надійністю.

На важких верстатах виконуються різноманітні операції, з яких приблизно 94% це токарні операції, з яких 70% пов'язані зі зняттям великих припусків [1]. Тому визначення раціональних параметрів експлуатації, визначення стійкості різальних інструментів і підвищення їх надійності є актуальною науковою і практичною задачею. Розробка ефективних режимів обточування інструментів на важких верстатах повинне проводитися, виходячи із заданого рівня надійності різального інструменту.

Дослідження експлуатації різців, оснащених пластинами з твердого сплаву, їх зношення та руйнування розглядалися в багатьох роботах, зокрема [1, 2, 3].

Метою роботи є підвищення ефективності експлуатації та надійності різців важких токарних верстатів.

Дослідження та аналіз даних про експлуатацію інструменту у виробничих умовах здійснювались на підприємствах важкого машинобудування: ЗАТ «Новокраматорський машинобудівний завод», ВАТ «Краматорський завод важкого верстатобудування», Краснолиманських локомотивному та вагонному депо, а також депо Дебальцеве-Сортувальне при обробленні валків прокатування, валів роторів, корабельних гребних валів, залізничних колісних пар тощо. Основна частина досліджень проводилась у механічних цехах №3, 5 ЗАТ НКМЗ на верстатах виробництва ВАТ КЗВВ мод. 1К670Ф3, 1К675Ф3, КЖ16274Ф3 та КЖ16275Ф3 при обробленні продукції валкового виробництва. Зазначені верстати мають

найбільший розмір оброблюваної поверхні над супортом від 1300 до 2000 мм, при найбільшій довжині деталі в центрах до 18000 мм.

Аналіз номенклатури продукції показав, що найчастіше оброблюються сталі з високим вмістом хрому та інших легуючих елементів, зокрема такі як 70ХЗГНМФ, 90ХФ та ін. Розподіл оброблюваних матеріалів наведено на рис. 1. Останнім часом зі зменшенням виробництва валків, спостерігається збільшення частки великогабаритних валів роторів виготовлених зі сталей 34CrNiMo6 (аналог – 35Х2Н2МА), 42CrMo4V (42ХГМ) та корабельних гребних валів зі сталі АіSi4145Н (40ХГМ).

Різальні пластинки піддавалися алмазному шліфуванню й притиранню для видалення можливих нерівностей, що знижують точність вимірювань і для одержання вихідного різального клину з гострими різальними кромками. Кількість випробувань визначалась за умов, що ймовірність відхилення середнього від генеральної середньої на величину, більшу за x була найнижчою:

$$n = \frac{t_{кр}^2 V^2}{K^2}, \quad (1)$$

де V – коефіцієнт варіації величини зношення; K – коефіцієнт, який залежить від похибки Δx ; $t_{кр}$ – критерій Ст'юдента.

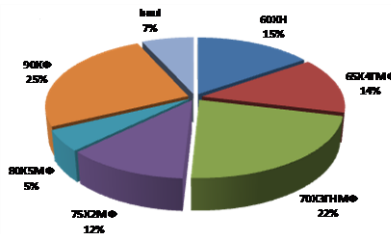


Рисунок 1 – Розподіл оброблюваних матеріалів валкового виробництва ЗАТ «Новокраматорський машинобудівний завод»

Кількість експериментів в одній серії випробувань із однаковими умовами різання перевищувала 12, що забезпечує досить високу точність одержуваних результатів. Для зменшення наслідків розсіювання властивостей матеріалу пластин всі дослідження однієї серії проводилися з використанням однієї партії різальних пластин.

Дослідження проводилися при різних режимах різання і геометрії інструменту. Режими різання змінювали в таких діапазонах: $V = 50\text{--}270$ м/хв, $S = 0,3\text{--}2,5$ мм/об, $t = 0,3\text{--}5$ мм. Із заданими інтервалами машинного часу за допомогою приладу [4] фіксувалися перерізи різця уздовж головної різальної кромки. Дослідження показали, що по довжині різальної кромки величина зношування змінюється незначно, тому для наступного аналізу вибирався

переріз різця, що перебуває на відстані від вершини інструменту. Експерименти виявили, що з різною інтенсивністю зношування завжди відбувається як по передній, так і по задній поверхням різального інструменту. Інтенсивність зношування перебуває в безпосередній залежності від геометрії інструменту.

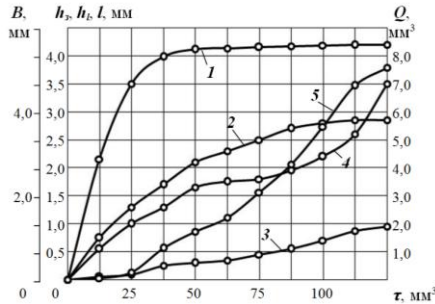


Рисунок 2 – Криві зношування різальної пластини SNMG 380932:
 1 – ширина; 2 – довжина; 3 – глибина лунки;
 4 – ширина фаски зношування по задній поверхні;
 5 – об'єм матеріалу інструменту, вилученого з передньої поверхні

Об'єм матеріалу, який вилучений з передньої поверхні визначався розрахунковим способом за результатами вимірювань ширини, довжини та глибини лунки зношення. В результаті досліджень проаналізовано види відмов інструменту та побудовано криві зношування різальних пластин в умовах виробництва ЗАТ НКМЗ.

Проведені дослідження надійності токарних різців для важких токарних верстатів, конструкція яких найчастіше використовується в експлуатації. Різець токарний збірної конструкції з погляду надійності проаналізований як послідовна система елементів, вихід з ладу будь-якого приводить до відмови всієї технологічної системи.

Розроблена математична модель коефіцієнту готовності збірного різця як системи. Досліджено ремонтпридатність конструкцій, а також розроблено методику визначення поправочних коефіцієнтів на подачу в залежності від товщини пластини збірного різця.

Використовуючи різальні пластини з твердого сплаву, відновлення яких відбувається або обертотом її, або заміною, можливо вважати, що різальний елемент має дублювання. Математична модель надійності (2) розроблена на основі полумарківської моделі для схеми ненапруженого дублювання з відновленням для збірного токарного різця.

Математична модель надійності розроблена у вигляді коефіцієнта готовності

$$K_{\Gamma} = \left(1 + \frac{\int_0^{\infty} f_1(x) dx + \int_0^{\infty} f_2(x) dx}{\int_0^{\infty} f_3(x) dx + \int_0^{\infty} f_4(x) dx} \right)^{-1}, \quad (2)$$

де f_1, f_2 – часи безвідмовної роботи елементів токарного різця, розподілені за деякими законами функції, хв.; f_3, f_4 – часи відновлення, розподілені за деякими законами функції, хв.; x – час відновлення, хв.

За допомогою цієї моделі можливе задаватися інтенсивністю відновлення при конструюванні різальних інструментів, тобто для одержання заданого рівня надійності підібрати такі конструктивні розв'язки, які дозволять забезпечити певні показники ремонтпридатності. Інтенсивність відмов дозволяє оцінити зміну міцності різальної пластини під впливом факторів, що діють за період стійкості.

З погляду надійності збірний різець розглянутий як послідовна технологічна система елементів, для якої загальний рівень надійності дорівнює

$$H_{\text{різця}} = \prod_{i=1}^N P_i,$$

де N – число елементів конструкції збірного різця, P_i – імовірність безвідмовної роботи кожного елемента.

Перевірка адекватності моделі коефіцієнта готовності проводилась за результатами випробувань збірних різців та здійснена за критерієм Колмогорова.

Задача визначення раціональних режимів експлуатації інструменту вирішується з урахуванням всіх технологічних і техніко-економічних факторів. Для визначення точки компромісу найприйнятнішим показником, з погляду виробника, є продуктивність обробки. Разом з тим, очевидно те, що на практиці вибір параметрів інструменту й режимів різання залежить від конкретної виробничої ситуації й зміщується убік зменшення приведених витрат (рис. 3).

Зі змінних параметрів найсуттєвіше змінюється подача s , мм/об у бік зменшення й поступово зростає швидкість різання V , м/хв. Зменшення подачі й збільшення швидкості різання однаковою мірою впливає на основний і штучний час, зменшуючи витрати. Режими різання впливають подвійно на стан процесу механічної обробки. Зі збільшенням подачі зростає ймовірність руйнування різального інструменту, збільшується коефіцієнт варіації стійкості інструменту. Зростання швидкості знижує вартість, але позитивно впливає на коефіцієнт варіації стійкості.

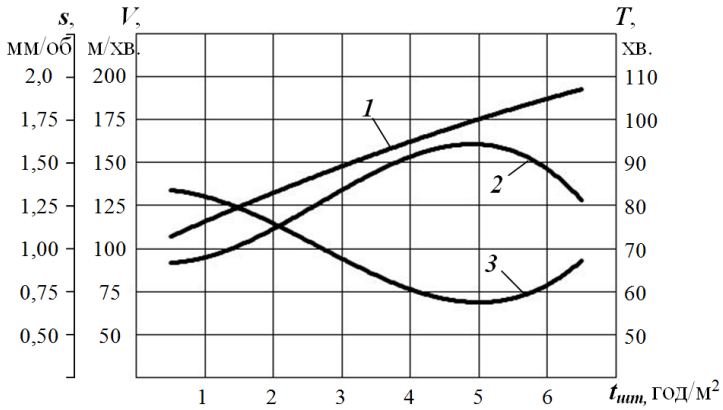


Рисунок 3 – Зміна оптимізованих параметрів залежно від мінімуму прийнятого критерію: 1 – період стійкості, T ; 2 – швидкість різання, V ; 3 – подача, s

На рис. 4 наведено результати розрахунків оптимальних режимів різання при обробленні прокатного валку із сталі 70ХЗГНМФ, які забезпечують максимальну продуктивність.

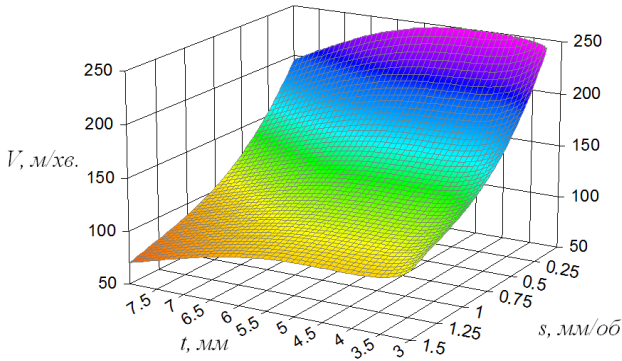


Рисунок 4 – Режими різання для обробки валку із сталі 70ХЗГНМФ в умовах ЗАТ «НКМЗ», що забезпечують максимальну продуктивність

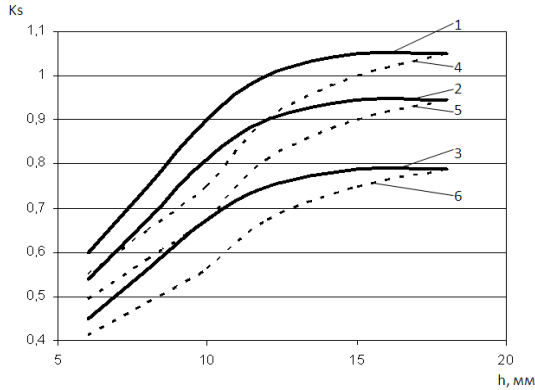


Рисунок 5 – Поправочні коефіцієнти на подачу в залежності від товщини різальної пластини та рівня надійності різця:

1 – висота держака $H = 40$ мм, рівень надійності 0,65; 2 – висота держака $H = 40$ мм, рівень надійності 0,8; 3 – висота держака $H = 40$ мм, рівень надійності 0,9; 4 – висота держака $H = 63$ мм, рівень надійності 0,65; 5 – висота держака $H = 63$ мм, рівень надійності 0,8; 6 – висота держака $H = 63$ мм, рівень надійності 0,9

На рис. 4 наведено результати розрахунків оптимальних режимів різання при обробленні прокатного валку із сталі 70ХЗГНМФ, які забезпечують максимальну продуктивність.

Висновки. В результаті досліджень на основі розробленої математичної моделі надійності та аналізу умов експлуатації різальних інструментів на важких токарних верстатах розраховано раціональні режими різання при обточуванні з урахуванням рівня надійності та прогнозуванням стійкості різця, розроблено поправочні коефіцієнти на подачу (рис.5) при експлуатації збірних різців.

Список літератури: 1. Клименко Г. П. Анализ вероятности разрушения режущих инструментов тяжелых станков / Г. П. Клименко, Я. В. Васильченко, А. Ю. Андронов // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем: зб. наук. праць. – Краматорськ: ДДМА, 2003. – Вип. 13. – С. 77–81. 60. 2. Клименко Г. П. Анализ отказов токарных резцов тяжелых станков / Г. П. Клименко, А. Ю. Андронов, Н. А. Ткаченко // Машиностроение и техносфера XXI века: сборник трудов XIV международной научно-технической конференции : в 5 т. – Донецк: ДонНТУ, 2007. – Т. 2. – С. 148–150. 3. Ткаченко Н. А. Моделирование отказов твердосплавного инструмента / Н. А. Ткаченко // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем: зб. наук. праць. – Краматорськ-Київ: ДДМА, 2006. – Вип. 19. – С. 267–272. 4. Пат. 41192 Україна, МПК G01B 11/30. Оптичний прилад для неруйнівного контролю форми передньої поверхні різальних пластин / Г. П. Клименко, М. А. Ткаченко, Є. В. Мішура, О. В. Пономаренко; заявник та правовласник Донбаська державна машинобудівна академія. – № 200814116; заявл. 08.12.2008; опубл. 12.05.2009, Бюл. № 9/2009.

Надійшла до редколегії 29.09.2010

А.В. ШИРОКОВ, инженер, Сф СамГТУ, Сызрань, Россия;
А.П. ОСИПОВ, канд. техн. наук, доцент, декан механического факультета, Сф СамГТУ, Сызрань, Россия

ПРОГНОЗИРОВАНИЕ ПАРАМЕТРОВ ШЕРОХОВАТОСТИ ШЛИФОВАННОЙ ПОВЕРХНОСТИ С УЧЕТОМ ЯВЛЕНИЯ ПЛАСТИЧЕСКОГО ОТТЕСНЕНИЯ МЕТАЛЛА АБРАЗИВНЫМИ ЗЕРНАМИ

У статті представлений висновок залежності параметра шорсткості R_{\max} шліфованої поверхні від основних параметрів, що характеризують процес мікрорізання на основі математичного моделювання взаємодії ріжучої крайки абразивного зерна з оброблюваним матеріалом. Проведено аналіз отриманої залежності. Визначено напрямок зміни шорсткості шліфованої поверхні при зміні умов мікрорізання (царапанія). Зроблено висновки по проробленій роботі.

В статье представлен вывод зависимости параметра шероховатости R_{\max} шлифованной поверхности от основных параметров, характеризующих процесс микрорезания на основе математического моделирования взаимодействия режущей кромки абразивного зерна с обрабатываемым материалом. Проведен анализ полученной зависимости. Определено направление изменения шероховатости шлифованной поверхности при изменении условий микрорезания (царапания). Сделаны выводы по проделанной работе.

On the basis of mathematical modelling of interaction of the cutting edge of abrasive grain with the processed material, the deduction of dependence of ground surface roughness parameter R_{\max} on key parameters of microcutting process is presented in this article. The analysis of the received dependence is carried out. The change direction of the roughness of ground surface is defined at change of conditions of microcutting. Conclusions are drawn.

Основные обозначения и сокращения

АЗ – абразивное (или алмазное) зерно;
РК – режущая кромка;
РП – рабочая поверхность;
ТС – технологическая система;
ШК – шлифовальный круг.

Введение

Для надежной работы детали в изделии большое значение имеет шероховатость обработанных поверхностей. Общеизвестно [0, 0], что шероховатость определяет многие процессы, происходящие в поверхностном слое, и формируется на финишных операциях механической обработки. Одним из основных методов окончательной обработки поверхностей является шлифование.

Формированию шероховатости шлифованной поверхности уделялось большое внимание со стороны отечественных и зарубежных ученых. Анализ литературных источников показал, что имеющиеся зависимости являются в основном эмпирическими [0, 0]. Имеющиеся теоретические модели

образования микронеровностей $[0, 0, 0, 0, 0, 0, 0, 0]$ зачастую сложны и при этом не обеспечивают высокой точности прогнозирования параметров шероховатости шлифованной поверхности. Многие из этих моделей содержат эмпирические коэффициенты, которые отражают влияние неучтенных факторов.

Шлифованная поверхность представляет собой совокупность шлифовочных рисков. Каждая риска представляет собой совокупность канавки и навалов, образующихся в результате пластического оттеснения металла к ее краям $[0, 0, 0]$. Согласно исследованиям, проведенным на установках для микрорезания единичным абразивным зерном $[0, 0]$, навалы увеличивают высоту риски на 20-80%.

В ходе исследований был проведен анализ некоторых математических моделей образования единичной риски-царапины $[0, 0, 0]$. С их помощью ученые пытались оценить шероховатость всей шлифованной поверхности. Основным достоинством этой группы моделей является их простота. Вместе с тем они имеют ряд существенных недостатков.

Во-первых, они базируются на моделях РК АЗ в виде конуса с округленной вершиной. Аппроксимирование РК АЗ сферой или конусом с округленной вершиной, на наш взгляд, является приближенным. Параметры аппроксимации (угол при вершине конуса ε и радиус округления его вершины ρ) довольно сильно изменяются в зависимости от глубины микрорезания. Определение их средних значений приводит к значительным погрешностям в определении параметров шероховатости.

Во-вторых, для оценки высоты навалов с помощью теоретических моделей микрорезания $[0, 0, 0]$ необходимы эксперименты по определению исходных данных (коэффициента навалов, относительной критической глубины внедрения РК АЗ в обрабатываемый материал и др.). Иными словами, использование существующих теоретических моделей не освобождает исследователя (инженера) от проведения экспериментальных исследований.

Таким образом, анализ существующих моделей процесса формирования шероховатости шлифованной поверхности показал, что в настоящее время проблема прогнозирования и обеспечения параметров шероховатости шлифованной поверхности полностью не решена.

Цель работы. Разработка аналитической модели образования единичной риски-царапины, которая может быть использована для предварительной количественной оценки ожидаемой высоты микронеровностей шлифованной поверхности.

Задачи. 1) Выбрать модель РК АЗ; 2) Разработать математическую модель процесса формирования поперечного профиля единичной риски

(царапины); 3) Исследовать полученные зависимости; 4) Сделать выводы по проделанной работе.

В рамках представленной работы приняты следующие **допущения**. 1) ТС является абсолютно жесткой. 2) Весь деформируемый и не переходящий при микрорезании в стружку материал выдавливается в направлениях, перпендикулярных вектору скорости резания, и образует по бокам канавки два навала. 3) Навалы в поперечном сечении имеют форму полукругов.

Логично предположить, что АЗ, внедрившееся на бóльшую глубину, выдавит бóльший объем материала и образует канавку с бóльшими по высоте навалами. Следовательно, самые высокие риски (царапины) формируются наиболее выступающими зернами ШК. На наш взгляд, высоту этих рисков можно использовать для оценки параметра R_{\max} шлифованной поверхности:

$$R_{\max} = t_k + h_{\text{Hmax}}, \quad (1)$$

где t_k – максимальная глубина шлифовочной канавки, h_{Hmax} – высота (радиус) навалов.

Исследования [0, 0, 0] показали тесную корреляционную связь параметров шероховатости шлифованной поверхности:

$$R_{\max} = (6,7 \dots 7,0) \cdot R_a [0, 0], \quad (2)$$

$$R_z = (5,5 \dots 6) \cdot R_a [0, 0], \quad (3)$$

$$S_m = 57,5 \cdot \sqrt{R_a} [0, 0], \quad (4)$$

$$\beta = 17,5 \cdot R_a^{0,8} (0,1 \leq R_a \leq 3,0) [0]. \quad (5)$$

Выразим параметры шероховатости в уравнениях (2)-(5) через R_{\max} :

$$R_a = \frac{R_{\max}}{6,7 \dots 7}, \quad (6)$$

$$R_z = (0,79 \dots 0,90) \cdot R_{\max}, \quad (7)$$

$$S_m = 22,2 \cdot \sqrt{R_{\max}}, \quad (8)$$

$$\beta = 3,69 \cdot R_{\max}^{0,8} (0,7 \leq R_{\max} \leq 21,0). \quad (9)$$

Некоторые ученые [0, 0] вместо первого слагаемого в формуле (1) использовали наибольшую высоту неровностей микропрофиля (продольного [0] и поперечного [0]) R_{\max} , формируемого без учета образования навалов по краям шлифовочных рисков. При этом В.И. Островский [0] отмечает в своей работе, что практическое использование полученных им зависимостей затруднено. То же самое можно сказать и о зависимостях С.Г. Бишутина [0].

Глубину канавки t_k для расчета параметра R_{\max} в первом приближении, действительно, можно принять равной максимальной толщине среза $a_{z_{\max}}$ [0, 0], поскольку этот параметр характеризует максимальную глубину внедрения режущих кромок зерен РП ШК в обрабатываемый материал.

$$t_k = a_{z_{\max}},$$

$$R_{\max} = a_{z_{\max}} + h_{n_{\max}}. \quad (10)$$

В своих исследованиях ученые зачастую пытались получить выражение для средней толщины среза $a_{z_{\text{cp}}}$ [0, 0, 0]. Формул для определения максимальной толщины среза значительно меньше. Согласно Е.Н. Маслову [0]:

$$a_{z_{\max}} = 2 \cdot a_{z_{\text{cp}}}, \quad (11)$$

$$a_{z_{\text{cp}}} = \frac{v_d}{60 \cdot v_{\text{кр}} \pm 2 \cdot v_d} \cdot \sqrt{t_{\phi}} \cdot l_{\phi} \cdot \sqrt{\frac{1}{D} + \frac{\alpha}{d}} \cdot \frac{s}{B}, \quad (12)$$

где $v_{\text{кр}}$ – скорость ШК; v_d – скорость детали; s – продольная подача ШК; t_{ϕ} – фактическая глубина резания; l_{ϕ} – среднее расстояние между режущими кромками; D – диаметр ШК; B – высота ШК; d – диаметр детали; α – коэффициент, который принимает следующие значения: 1 – для наружного круглого шлифования; -1 – для внутреннего шлифования; 0 – для плоского шлифования. Знак «+» в формуле (12) соответствует встречному шлифованию, знак «-» – попутному.

Задача определения максимальной высоты навалов $h_{n_{\max}}$ (второго слагаемого в формуле (1)), на наш взгляд, еще не решена и по-прежнему актуальна. Ее решение позволит определить параметры шероховатости шлифованной поверхности с учетом упруго-пластического деформирования обрабатываемого материала.

1.1 Выбор модели режущей кромки абразивного зерна

Представим РК АЗ параболоидом вращения [0] с уравнением в прямоугольной системе координат $z^2 + x^2 = b^2 \cdot y^{2 \cdot v}$. Ось Z направим в сторону вектора скорости резания \vec{V} , ось Oy – нормально обрабатываемой поверхности, ось Ox – перпендикулярно этим осям, начало координат O поместим в вершину РК (рис. 1). Параметры v и b характеризуют форму образующей РК. Кроме того, для характеристики ее геометрии введем параметр $h_{\text{изн}}$, определяющий линейный износ.

1.2 Разработка модели процесса формирования поперечного профиля единичной риски

Введем в рассмотрение угол сдвига β_1 , определяющий направление скольжения слоев обрабатываемого материала в момент отрыва [0]. Согласно исследованиям авторов статьи угол β_1 определяется по следующей формуле:

$$\beta_1 = \arctg \frac{1}{2 \cdot \left(\frac{1}{\phi} + \frac{1}{\psi} \right)},$$

где $[\delta]$ и $[\psi]$ – относительное удлинение и сужение обрабатываемого материала соответственно, в долях.

Рассмотрим профиль РК в произвольной плоскости β , параллельной центральной (фронтальной) плоскости ZOY (рис. 1). Проведем касательную под углом β_1 к переднему профилю РК. Точку касания обозначим через B . Таким образом, получим разделение переднего профиля на две части. Проводя подобные построения в других плоскостях, параллельных плоскости ZOY , можно получить разделение всей передней поверхности на две зоны (зоны 1 и 2 на рис. 1). Будем полагать, что материал, контактирующий с зоной 1, будет удаляться в виде стружки. Материал, контактирующий с зоной 2, срезаться не будет, поскольку движущееся зерно будет «подминать» его под себя.

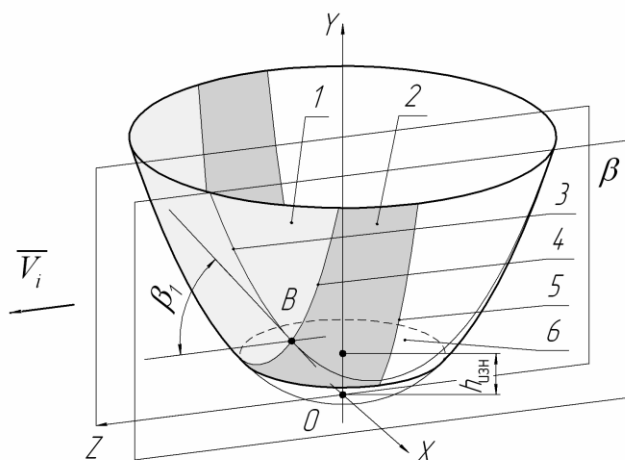


Рисунок 1 – Предлагаемая модель РК АЗ

1 - зона резания; 2 - зона выдавливания; 3 – профиль РК в плоскости β ; 4 – линия разделения передней поверхности РК на зоны; 5 – линия разделения РК на переднюю и заднюю поверхности; 6 – площадка износа

Рассмотрим процесс микрорезания (царапания) режущей кромкой i -го зерна ШК с вершиной M_i (рис. 2) в произвольной плоскости α , нормальной к обрабатываемой поверхности. Участок траектории движения РК, соответствующий одному внедрению в обрабатываемый материал, обозначим AB . Участок траектории, соответствующий прохождению через плоскость α , обозначим CE .

Анализ реальных условий шлифовальных операций, применяемых в качестве финишных (окончательных) при обработке деталей машин, показал, что в большинстве случаев

$$t_M \ll R_{кр},$$

$$t_M \ll R_d,$$

$$S_M \ll V_{кр},$$

где t_M – глубина микрорезания – наибольшая глубина внедрения РК в обрабатываемый материал за одно врезание, $R_{кр}$ и R_d – радиус ШК и детали соответственно, $V_{кр}$ – скорость ШК, S_M – минутная продольная подача (случай цилиндрического шлифования). Первое условие справедливо для всех видов шлифования; второе – для цилиндрического; третье – для цилиндрического с продольной подачей. Из первых двух условий следует, что $CE \ll AB$. В таком случае можно принять, что глубина внедрения РК на участке CE постоянна. Опираясь на приведенные условия можно также принять, что при движении вершины РК M_i из точки C в точку E вектор ее скорости \vec{V}_i перпендикулярен плоскости α .

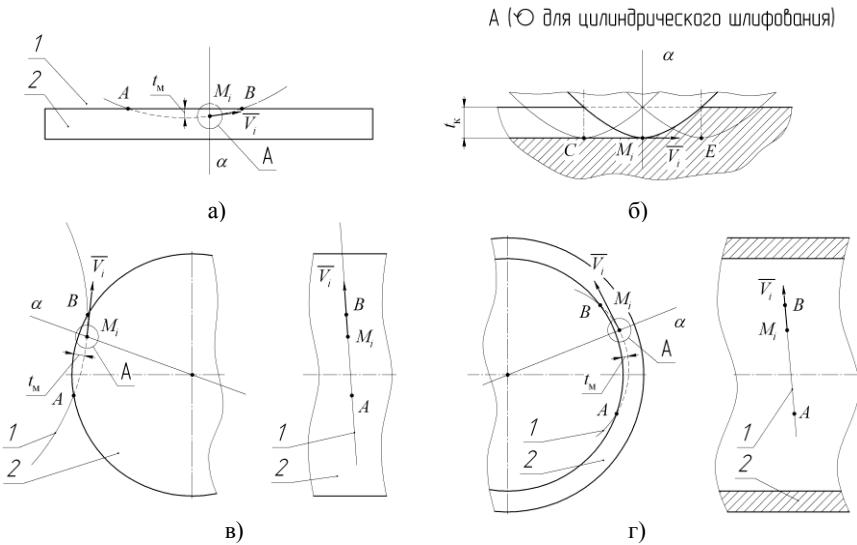


Рисунок 2 – Процесс микрорезания относительно детали при различных видах шлифования: а – плоское шлифование; б – вид А; в – наружное цилиндрическое шлифование с продольной подачей; г – внутреннее цилиндрическое шлифование с продольной подачей; 1- траектория движения РК i -го зерна относительно детали при микрорезании (циклическая кривая); 2 – деталь

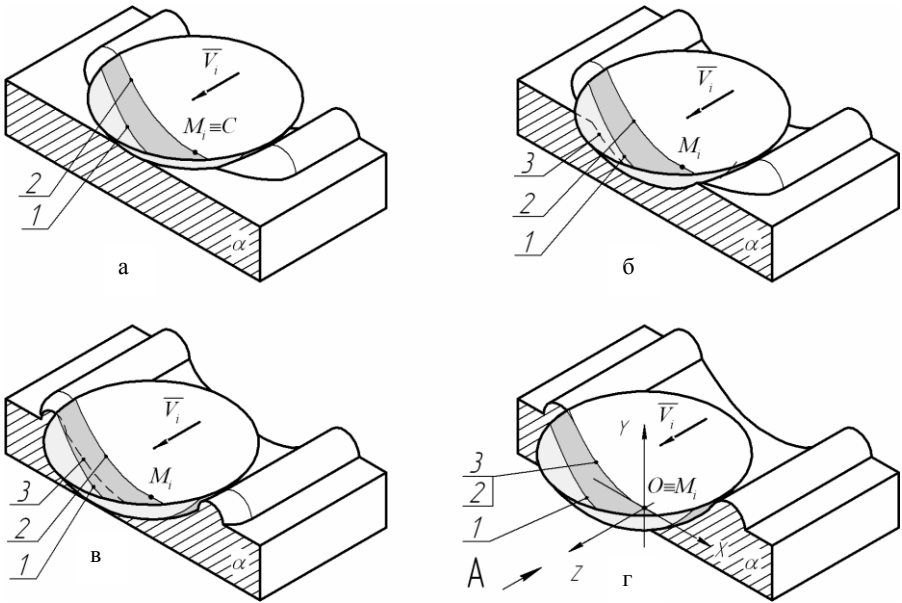


Рисунок 3 – Процесс формирования единичной риски (царапины)
 1 - зона резания; 2 - зона выдавливания; 3 – профиль РК в плоскости α

Рассмотрим процесс образования навалов в плоскости α при движении через нее РК (рис. 3, а). Навалы начинают формироваться в момент контакта зоны выдавливания РК с обрабатываемым материалом (рис. 3, б). По мере движения зоны выдавливания через плоскость α размер навалов увеличивается (рис. 3, в). При этом в соответствии с принятым в начале статьи 3-им допущением высоту (радиус) навала h_n можно определить через его площадь S_n :

$$h_n = \sqrt{\frac{2 \cdot S_n}{\pi}}$$

В соответствии с принятым ранее 2-ым допущением

$$2 \cdot S_n = 2 \cdot S_y, \quad (13)$$

$$h_n = \sqrt{\frac{2 \cdot S_y}{\pi}},$$

где S_y - площадь материала в плоскости α , контактировавшего с зоной выдавливания. По мере движения режущей кромки размеры навалов в плоскости α будут увеличиваться. Навалы достигнут максимальных

размеров, когда вся зона выдавливания пройдет через плоскость α и в ней окажется вершина РК M_i (рис. 3, г):

$$h_{i \max} = \sqrt{\frac{2 \cdot S_{y \max}}{\pi}}. \quad (14)$$

Задача по нахождению параметра $S_{y \max}$ сводится к вычислению определенных интегралов. Пределы интегрирования и вид выражения меняются в зависимости от условий резания (рис. 4):

$$S_{y \max} = \begin{cases} \int_{t_K + h_{\text{ИЗН}}}^{t_K + h_{\text{ИЗН}}} f(y) dy, & t_K + h_{\text{ИЗН}} \leq y_{\min}; \\ \int_{h_{\text{ИЗН}}}^{t_K + h_{\text{ИЗН}}} f(y) dy - \int_{h_{\text{ИЗН}}}^{t_K + h_{\text{ИЗН}}} x(y) dy, & h_{\text{ИЗН}} \geq y_{\min}; \\ \int_{h_{\text{ИЗН}}}^{t_K + h_{\text{ИЗН}}} f(y) dy - \int_{y_{\min}}^{t_K + h_{\text{ИЗН}}} x(y) dy, & \begin{cases} h_{\text{ИЗН}} < y_{\min}; \\ t_K + h_{\text{ИЗН}} > y_{\min}. \end{cases} \end{cases} \quad (15)$$

где $f(y)$ - уравнение профиля режущей кромки в центральной плоскости XOY :

$$f(y) = b \cdot y^v,$$

$x(y)$ - уравнение проекции на плоскость XOY линии разделения передней поверхности на зоны [0]:

$$x(y) = \sqrt{b^2 \cdot y^{2v} - (b \cdot v \cdot y^{2v-1})^2}, \quad (16)$$

y_{\min} - минимальная глубина внедрения неизношенной РК ($h_{\text{ИЗН}}=0$), при которой начнется процесс снятия стружки [0]:

$$y_{\min} = (\text{tg}(\beta_1) \cdot b \cdot v)^{1/(1-v)}.$$

В общем случае минимальная глубина внедрения РК $t_{K \min}$, при которой начнется процесс снятия стружки (рис. 4):

$$t_{K \min} = \begin{cases} y_{\min} - h_{\text{ИЗН}}, & y_{\min} > h_{\text{ИЗН}}; \\ 0, & y_{\min} \leq h_{\text{ИЗН}}. \end{cases}$$

Если величина линейного износа РК $h_{\text{ИЗН}}$ превышает величину y_{\min} ($y_{\min} \leq h_{\text{ИЗН}}$), то процесс микрорезания будет иметь место при любой глубине внедрения РК в обрабатываемый материал.

Первому уравнению в системе (15) соответствует случай, при котором имеет место только процесс выдавливания материала (рис. 4,а). Второму и третьему уравнению системы (15) соответствуют случаи взаимодействия РК с

обрабатываемым материалом, показанные на рис. 4,б и 4,в. В этих случаях образуется стружка.

Упростим систему (15). Анализ значений функции (16) при различных значениях исходных данных (v, b, β_1) показал, что $x(y) \approx f(y - y_{\min})$, и

$$\int_{y_1}^{y_2} x(y) dy \approx \int_{y_1}^{y_2} f(y - y_{\min}) dy. \quad (17)$$

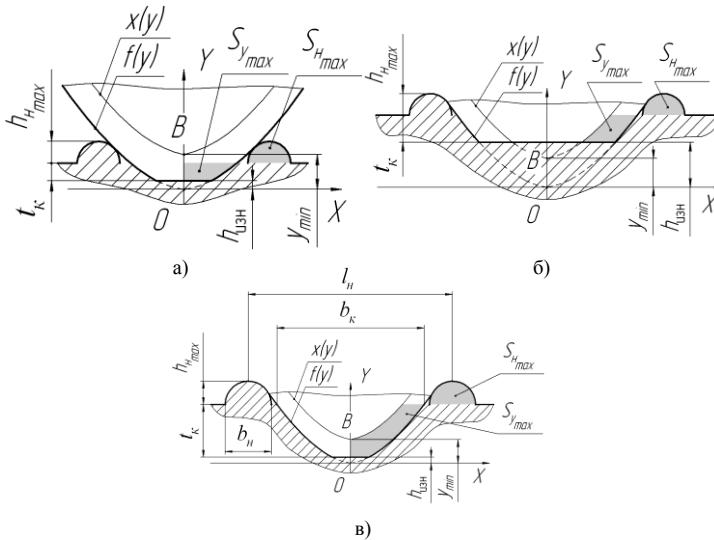


Рисунок 4 – Различные случаи взаимодействия РК с обрабатываемым материалом в плоскости α (вид А на рис. 3, г)

Используя равенство (17), произведем замену в системе (15)

$$S_{y_{\max}} = \begin{cases} \int_{t_{\kappa} + h_{\text{ИЗН}}}^{t_{\kappa} + h_{\text{ИЗН}}} f(y) dy, & t_{\kappa} + h_{\text{ИЗН}} \leq y_{\min}; \\ \int_{t_{\kappa} + h_{\text{ИЗН}}}^{t_{\kappa} + h_{\text{ИЗН}}} f(y) dy - \int_{h_{\text{ИЗН}}}^{t_{\kappa} + h_{\text{ИЗН}}} f(y - y_{\min}) dy, & h_{\text{ИЗН}} \geq y_{\min}; \\ \int_{h_{\text{ИЗН}}}^{t_{\kappa} + h_{\text{ИЗН}}} f(y) dy - \int_{y_{\min}}^{t_{\kappa} + h_{\text{ИЗН}}} f(y - y_{\min}) dy, & \begin{cases} h_{\text{ИЗН}} < y_{\min}; \\ t_{\kappa} + h_{\text{ИЗН}} > y_{\min}. \end{cases} \end{cases} \quad (18)$$

Расхождение результатов, полученных с помощью систем (15) и (18), не превышает 5%.

1.3 Анализ влияния параметров микрорезания на высоту навалов и шероховатость шлифованной поверхности

В ходе данного анализа определялось направление изменения высоты навалов $h_{H\max}$ и параметра шероховатости R_{\max} при изменении условий микрорезания. Исследования проводились в среде математического пакета MathCAD. При этом параметрам микрорезания присваивались следующие значения.

- $v \in [0; 1]$, $b \in [0,5; 30]$. Такие значения были получены при исследовании фотографий абразивных зерен $[0, 0, 0]$.
- $h_{\text{изн}} \in [0; 20]$, мкм.
- $t_k \in [0; 50]$, мкм, $[0]$. Глубина шлифовочной канавки не может превышать предельную толщину среза. В противном случае зерно будет разрушено.

Из формул (6)-(9) следует, что параметры шероховатости шлифованной поверхности R_a , R_z , S_m , β увеличиваются с увеличением параметра R_{\max} . Параметр R_{\max} , в свою очередь, увеличивается при увеличении глубины микрорезания t_k наиболее выступающими режущими кромками зерен ШК (формула (1)), под которыми будем понимать те, вершины которых наиболее удалены от оси ШК.

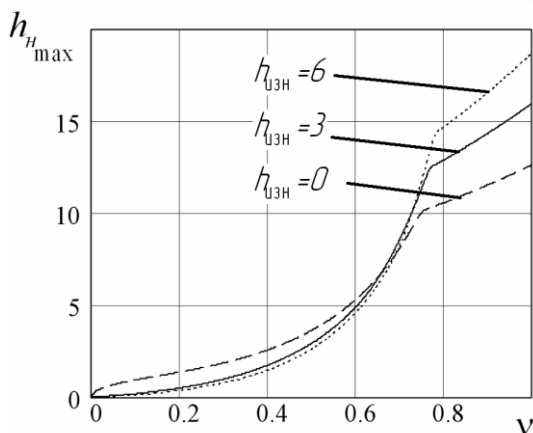


Рисунок 5 – Зависимость шероховатости обработанной поверхности R_{\max} от геометрического параметра РК v при различных значениях ее износа $h_{\text{изн}}$ ($b=5$, $t_k=10$ мкм, $\beta_1=25^\circ$)

Из формул (14) и (18) следует, что увеличение геометрического параметра b РК, глубины ее внедрения в обрабатываемый материал t_k и угла сдвига β_1 ведет к увеличению высоты навалов $h_{n\max}$.

Для определения влияния геометрического параметра v и износа РК $h_{\text{изн}}$ построим график зависимости $h_{n\max}(v)$ при различных значениях износа $h_{\text{изн}}$ (рис. 6). Из графика видно, что с увеличением параметра v высота навалов $h_{n\max}$ увеличивается. Влияние линейного износа неоднозначно: износ РК, характеризуемой значением $v < 0,7$, ведет к уменьшению высоты навалов $h_{n\max}$; износ РК, характеризуемой значением $v > 0,7$, ведет к увеличению высоты навалов $h_{i\max}$.

Выводы

1. Использование существующих теоретических моделей образования единичной риски-царапины $[0, 0, 0]$ не освобождает исследователя (инженера) от проведения экспериментов с целью определения исходных данных (коэффициента навалов, относительной критической глубины внедрения РК АЗ в обрабатываемый материал и др.).

2. Аппроксимирование РК АЗ сферой или конусом с округленной вершиной является приближенным. Параметры аппроксимации (угол при вершине конуса ε и радиус округления его вершины ρ) довольно сильно изменяются в зависимости от глубины микрорезания. Лучшее приближение дает аппроксимация в виде параболоида вращения $[0, 0]$.

3. Выбранная математическая модель РК и разработанная математическая модель образования единичной риски, на наш взгляд, более точно отражают реальный процесс микрорезания: учитывается как собственно резание, так и упругопластическая деформация, а также износ режущей кромки.

4. Установлено, что увеличение геометрических параметров режущих кромок v и b , глубин их внедрения в обрабатываемый материал t_k , угла сдвига β_1 ведет к увеличению шероховатости шлифованной поверхности. Влияние линейного износа $h_{\text{изн}}$ зависит от значений геометрического параметра v . Износ режущих кромок, характеризуемых значениями $v < 0,7$, способствует уменьшению шероховатости, а износ режущих кромок, характеризуемых значениями $v > 0,7$, способствует увеличению шероховатости шлифованной поверхности.

5. Дальнейшим этапом исследований видится оценка адекватности разработанной теоретической модели взаимодействия единичных абразивных зерен с обрабатываемым материалом в результате проведения экспериментов по микрорезанию пластин-образцов единичной РК.

Список литературы: 1. Бишутин С.Г. Обеспечение требуемой совокупности параметров качества поверхностных слоев деталей при шлифовании / С.Г. Бишутин. – М.: Машиностроение-1, 2004. – 144с.: ил. - ISBN 5-94275-128-5. 2. Демкин Н.Б. Контактное взаимодействие шероховатых поверхностей / Н.Б. Демкин. – М.: Наука, 1970. – 227 с. 3. Дрябов А.Н. Программа для анализа режущих кромок абразивных зерен «GrainLab» / А.Н. Дрябов, А.П. Осипов // Научно-техническое творчество: проблемы и перспективы. Сборник статей всероссийской науч.-технич. конф.-семинара / Филиал ГОУ ВПО СамГТУ в г. Сызрани – Самара, 2006. – С. 58-61. - ISBN 5-7964-0880-1. 4. Зубарев Ю.М. Моделирование процесса плоского шлифования однослойными эльборовыми кругами / Ю.М. Зубарев, И.Д. Теннисон // Процессы абразивной обработки, абразивные инструменты и материалы. Сб. статей междунар. науч.-технич. конф. «Шлифабразив-2001» / Волжский инж.-строит. институт, филиал ВолгГАСА – Волжский, 2001. – С. 284-286. 5. Корчак С. Н. Производительность процесса шлифования стальных деталей / С.Н. Корчак. - М.: Машиностроение, 1974 – 280 с. 6. Маслов Е.Н. Теория шлифования материалов / Е.Н. Маслов. - М.: Машиностроение, 1974.- 320 с. 7. Маслова А.Ю. О методике определения геометрических параметров абразивной режущей кромки / А.Ю. Маслова, А.П. Осипов, В.В. Федотов // Процессы абразивной обработки, абразивные инструменты и материалы. Сб. статей междунар. науч.-технич. конф. «Шлифабразив-2006» / Волжский институт строительства и технологий, филиал ВолгГАСУ – Волжский, 2006. – С.74-77. 8. Никифоров И.П. Стохастическая модель процесса шлифования / И.П. Никифоров // Известия вузов. Машиностроение. – 2003. - №6. – С. 64-72. 9. Носенко В.А. Методика расчета распределения вершин зерен на рабочей поверхности абразивного инструмента и параметров шероховатости обработанной поверхности / В.А. Носенко, Е.В. Федотов // Процессы абразивной обработки, абразивные инструменты и материалы. Сб. статей междунар. науч.-технич. конф. «Шлифабразив-2004» / Волжский институт строительства и технологий, филиал ВолгГАСУ – Волжский, 2004. – С.51-54. 10. Носов Н.В. Абразивная обработка деталей инструментами из СВС-материалов / Н.В. Носов. – Самара: Самарский государственный технический университет, 2005. – 362 с. 11. Носов Н.В. Повышение эффективности и качества абразивных инструментов путем направленного регулирования их функциональных показателей: автореф. дис. ... докт. техн. наук.: 05.02.08 / Носов Николай Васильевич. - Самара, 1997. – 46 с. 12. Обеспечение формирования поверхностного слоя конструкционной керамики на основе имитационного моделирования процессов алмазного шлифования [Электронный ресурс] / А.С. Корниенко. – Автореферат магистерской диссертации. – Донецк: ДонНТУ, 2004. – Режим доступа: <http://masters.donntu.edu.ua/2004/mech/korniyenko/diss/index.htm>, свободный. – Загл. с экрана. 13. Осипов А.П. К вопросу расчета сил при резании единичным абразивным зерном / А.П. Осипов // Вестник СамГТУ. Серия “Технические науки”. - 2004. – № 24. - С.144 -151. 14. Островский В.И. Теоретические основы процесса шлифования / В.И. Островский. - Л.: Изд-во Ленинградского ун-та, 1981. - 141 с.: ил. 15. Рыжов Э.В. Математические методы в технологических исследованиях / Э.В. Рыжов, О.А. Горленко. – Киев: Наукова думка, 1990. – 184 с. - ISBN 5-12-001622-7. 16. Свидетельство о государственной регистрации программы для ЭВМ № 2008612376. Исследователь абразивных зерен / Дрябов А.Н., Осипов А.П.; правообладатель ГОУ ВПО «Самарский государственный технический университет». - № 2008611390; заявл. 02.04.2008; зарег. 16.05.2008. 17. Степанов Ю.С. Имитационное моделирование процесса внутреннего шлифования сборным комбинированным инструментом / Ю.С. Степанов, И.Ф. Щадрин, А.И. Поляков // Справочник. Инженерный журнал. – 2007. - №6. – С. 33-35. 18. Сулов А.Г. Технологическое обеспечение параметров состояния поверхностного слоя деталей / А.Г. Сулов. – М.: Машиностроение, 1987. – 208 с. 19. Филимонов Л. Н. Высокоскоростное шлифование / Л.Н. Филимонов. - Л.: Машиностроение, Ленингр. отд-ние, 1979.- 248 с. 20. Hecker R.L. Predictive modeling of surface roughness in grinding / R.L. Hecker, S.Y. Liang // International Journal of Machine Tools & Manufacture. – 2003. – 43. – P.755-761. 21. Zhou X. Modeling and predicting surface roughness of the grinding process / X. Zhou, F. Xi // International Journal of Machine Tools & Manufacture. – 2002. – 42. – P.969-977.

Надійшла до редколегії 05.07.2010

Е.И. ЯКОВЕНКО, аспирант, НТУ «ХПИ»;

А.А. ПЕРМЯКОВ, д-р техн. наук, профессор, НТУ «ХПИ»

О ПЕРСПЕКТИВАХ РЫНКА СТАНКОСТРОЕНИЯ С ПОЗИЦИЙ АНАЛИЗА МИРОВЫХ ТЕНДЕНЦИЙ, КОНЦЕПЦИИ ЖИЗНЕННОГО ЦИКЛА ОБОРУДОВАНИЯ И CALS-ТЕХНОЛОГИЙ

В статті розглядаються існуючі методики вибору та проектування нового обладнання з позицій аналізу найбільш ефективних видів обробки, надається аналіз недоліків „класичного” підходу до вибору обладнання. На основі CALS-технологій, принципу агрегування і паспортизації обладнання пропонується нова модель проектування обладнання, що дозволить подовжити життєвий цикл верстатів, зменшити вартість і терміни проектування і виготовлення обладнання.

В статье рассматриваются существующие методики выбора и проектирования нового оборудования с позиций анализа наиболее эффективных видах обработки, проводится анализ недостатков «классического» подхода к выбору оборудования. На основании CALS-технологий, принципа агрегатирования и паспортизации оборудования предлагается новая модель проектирования оборудования, позволяющая продлить жизненный цикл станков, уменьшить стоимость и сроки проектирования и изготовления оборудования.

This article reviews the existing methods of choice and design of new equipment from the standpoint of analyzing the most effective forms of treatment, an analysis of the shortcomings of "classical" approach to the choice of equipment. Based on CALS-technologies, the principle of aggregation and certification of equipment, a new model for the design of equipment are proposed. This model allows to extend the life cycle of machines, reduce the cost and terms of designing and manufacturing equipment.

Определение и анализ проблемы. Важнейшими тенденциями современного производства является сокращение длительности жизненного цикла выпускаемой продукции и повышение требований к их эргономическим характеристикам.

Концепция, которая позволяет рассматривать и решать такие проблемы, которые сейчас стоят перед отечественной машиностроительной отраслью, является концепция CALS. Задачей CALS является преобразование жизненного цикла изделия в высокоавтоматизированный процесс путем реструктуризации (реинжиниринга) входящих в него технологических и бизнес-процессов [1].

Построение интегрированной системы информационной поддержки жизненного цикла изделия осуществляется на основании анализа существующей ситуации (на рынке, производстве и т.д.) и разработке комплекса функциональных моделей возможных альтернатив совершенствования, как отдельных процессов, так и системы в целом. Одним из основных понятий, с которыми работает данная концепция, является

понятие жизненного цикла изделия, и, как следствие, жизненного цикла оборудования для обеспечения производства этого изделия.

Такой подход создает предпосылки для формирования принципиально нового производства, сочетающего высокий уровень автоматизации и производительности, характерных для массового производства, с гибкостью, присущей серийному производству. Такое производство выдвигает необходимость эффективного использования существующих моделей оборудования (как специального, так и универсального) и концептуального развития нового специального оборудования, соответствующего выдвигаемым требованиям. При таком подходе оборудование должно обладать способностью без остановки и при минимальных стоимостных, временных и овещественных затратах переходить на выпуск новой продукции, удовлетворяя главному требованию - достижению максимальной экономической эффективности, то есть производству изделий с минимальными капитальными и текущими затратами. Наиболее эффективным видом технологического оборудования, применяемого в настоящее время в условиях современного производства, является универсальные и многоцелевые станки, работающие в автоматическом режиме, главные достоинства которых - высокая степень гибкости и полная автоматизация рабочего цикла. Однако у такого оборудования имеются и существенные недостатки – эти станки достаточно дороги и обеспечивают относительно небольшой рост производительности по сравнению с универсальными станками с ручным управлением только за счет автоматизации вспомогательных работ (по некоторым источникам [1,4] в 1,5...2,8 раза). Это выдвигает необходимость при больших партиях организовывать параллельность выпуска изделий и использовать много дорогостоящего металлорежущего оборудования с ЧПУ, что резко увеличивает экономические затраты и себестоимость изделий.

Чтобы преодолеть эти ограничения, компании хотят вкладывать капитал в гибкие и перенастраиваемые станки, которые предлагают большую вариантность обработки с высокой производительностью за минимальное установленное время переналадки. Ориентация только на такие многофункциональные и гибкие станки могла бы быть неэффективной с финансовой точки зрения, так как многие маленькие и средние производственные фирмы станкостроения не могут предсказать развитие конструкций и технологии с точки зрения объектов обработки. Тогда цель инвестиционного планирования должна состоять в том, чтобы оценить станки, которые будут установлены, на предмет соответствия их возможностей и рентабельности. По утверждению многочисленных исследователей, в ближайшее время суммарные расходы жизненного цикла оборудования будут выходить на первый план при формировании себестоимости продукции и иметь все более и более существенное значение [2].

Однако в настоящее время отсутствуют установившиеся методики выбора необходимого типа оборудования для наиболее эффективного выпуска изделий на ранних стадиях технологической подготовки производства из большого многообразия различных классов станков, представленных на современном рынке. Поэтому разработка научно обоснованных подходов к выбору оборудования для оптимальной организации производства по выпуску продукции характерной для конкретного предприятия является актуальной научно-технической задачей.

В настоящее время при проектировании оборудования в основном используется классический линейный процесс жизненного цикла (рис. 1).



Рисунок 1 – Классическая модель жизненного цикла изделия

Однако, сегодня у станков и технических систем машиностроительного производства срок службы составляет 7-12 лет. Может случиться, что новые поколения продукции, которые должны быть изготовлены на старом оборудовании, превышают возможности старых станков в условиях возрастания конкурентной борьбы на рынке и возникнет необходимость приобретения современного, еще более дорогостоящего оборудования. С другой стороны, может возникнуть ситуация, когда для решения вопросов технико-технологической подготовки производства на предприятии достаточно провести реинжиниринг существующего агрегатированного оборудования и решить на какое-то время проблему. Такое оборудование является наиболее перспективным, с точки зрения производительности, видом металлорежущего оборудования, отличающееся максимально возможным уровнем концентрации технологических переходов и обеспечивающее превосходство по производительности над универсальными станками с ручным управлением в десятки раз. Однако они имеют очень низкий уровень переналаживаемости, хотя возможность оперативного

изменения структуры агрегатного металлорежущего оборудования заложена в самом принципе агрегатирования, предполагающем компоновку станков и систем из унифицированных агрегатов и устройств.

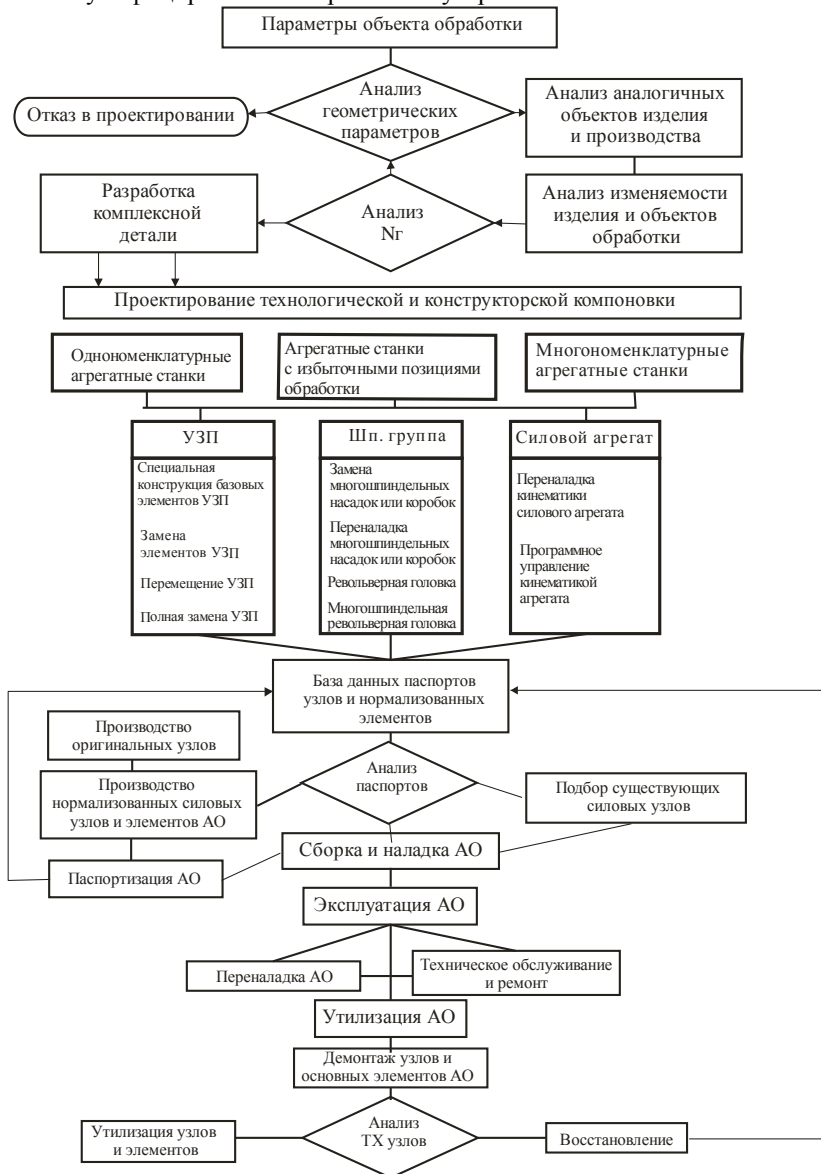


Рисунок 2 – Схема управления жизненным циклом оборудования

Высокопроизводительное агрегатированное оборудование несомненно можно отнести к классу достаточно дорогих, конструктивно сложных наукоемких технических систем. Потребители стремятся продлить срок службы оборудования как можно дольше, а иногда идут на значительные дополнительные затраты для его модернизации. Сокращение длительности жизненного цикла выпускаемых изделий все больше и больше требует от агрегатного оборудования гибкости и многономенклатурности.

В мировом станкостроении все больше и больше создается модульных станков построенных по агрегатному принципу и совместивших в себе преимущества быстрой переналаживаемости станков с ЧПУ и достаточно высокой концентрацией операций характерной для агрегатных станков и автоматических линий [2,3].

Предлагаемый подход. С использованием проведенных выше рассуждений предлагается сформулировать новый подход к управлению жизненным циклом агрегатного оборудования в современных условиях. Сам принцип агрегатирования подразумевает взаимозаменяемость и восстанавливаемость технической системы, поэтому мы предлагаем модель жизненного цикла агрегатного оборудования со сквозной поддержкой информационной модели не только объекта обработки, но и всех элементов агрегатного станка на протяжении всего жизненного цикла.

Такая поддержка должна осуществляться в двух направлениях для объекта обработки с момента начала проведения маркетинговых исследования и до окончания выпуска изделия, а для агрегатного оборудования с начала проектирования до утилизации конкретного агрегата или группы агрегатов.

Таким образом, в процессе проектирования оборудования по агрегатированному принципу, необходимо учитывать концептуально жизненный цикл объектов обработки с одной стороны, а также возможности переналадки или повторного использования нормализованных узлов и агрегатов. Предложенная на рис.2 схема управления жизненным циклом оборудования позволит повысить эффективность использования уже существующего оборудования, сократить себестоимость изготовления «новых» станков, построенных по принципу агрегатированности, либо увеличить жизненный цикл имеющегося агрегатированного оборудования, а также значительно увеличить гибкость за счет использования «сменных» паспортизованных модулей.

Список литературы: 1. Reconfigurable Machine Tools for Mass Production. *Kazuyuki Hiramoto, Masahiko Mori*, Mori Seiki Co., Ltd, Nagoya // Japan IDTL Mori Seiki Inc. California, USA, 2002. - 26P. 2. Reconfigurable Manufacturing System and Their Enabling Technologies, *Mehrabi, M.G., Ulsoy A.G.* //2000 International J. of Manufacturing Technology and Management, Vol. 1, No. 1, pp. 113 – 130. 3. Rapid reconfiguration of machine-tools for holonic manufacturing system, *Strasser T., Fessler K.*, and other, Profactor Research, Austria. 2003. – 46P. 4. Life – cycle oriented development of machine tools- *C. Mohring, D. Lange, H. Noske*, University of Hannover, Institute for Production Engineering and Machine Tools, Germany // Artis GmbH, Germany - Ingenieurburo Dr. Noske, Germany.

Надійшла до редколегії 22.09.2010

ЗМІСТ

<i>Андилахай А. А.</i> Анализ струйно-абразивных методов обработки поверхностей	4
<i>Васильченко Я. В.</i> Определение рациональных технических параметров новых станков на базе статистических исследований предприятий тяжелого машиностроения	11
<i>Геворкян Э. С., Гуцаленко Ю. Г.</i> Генезис экспансии семикарбида вольфрама в вольфрамокерамических инструментальных композитах горячего прессования с электроконсолидацией нанопорошков на монокристаллической основе.....	19
<i>Гуцаленко Ю.Г., Новиков Ф.В., Полянский В.И.</i> Расчеты термоупругих напряжений, возникающих при механической обработке	31
<i>Ковальов В. Д., Гаков С. О., Сукова Т. О.</i> Дослідження процесу ремонтного відновлення колісних пар рухомого складу токарною обробкою	39
<i>Ковалев В. Д., Пономаренко А. В., Мельник М. С.</i> Исследование эффективности применения сварных несущих конструкций для тяжелых токарных станков повышенной точности	49
<i>Козирев В. М.</i> Формування страхового фонду документації, яка надається на електронних носіях	58
<i>Новиков Г. В., Ковальчук А. Н.</i> Теоретическое обоснование путей повышения производительности обработки при шлифовании	61
<i>Новиков Ф. В., Бережной Р. А., Дитиненко С. А., Иванов Е. И.</i> Интенсификация финишной обработки внутренних цилиндрических поверхностей зубчатых колес	68
<i>Пермяков А.А., Забара А.С.</i> О повышении точности обработки деталей на многопозиционном агрегатированном технологическом оборудовании.....	76

<i>Посвятенко Э. К., Посвятенко Н. И., Будяк Р. В.</i> К расчету протяжного инструмента для обработки отверстий гильз гидроцилиндров	81
<i>Пыжов И. Н.</i> Повышение эффективности управления рабочей поверхностью периферийных алмазных кругов	88
<i>Рудик А. В.</i> Вплив похибок наладки верстату моделі 3342 АДО на похибки формоутворення пласких поверхонь	94
<i>Руднев А. В., Узунян М. Д.</i> Исследование и анализ возможностей прогнозирования шероховатости поверхности	106
<i>Симонова А. А., Каптай Дж., Врезуб Н. В.</i> Определение области рациональных условий лезвийной обработки субмикрористаллических металлов	114
<i>Струтинський В. Б., Дрозденко В. М., Юрчишин О. Я.</i> Динамічні режими роботи токарного верстата, обумовлені дією поля гіроскопічних моментів у приводі головного руху	122
<i>Ткаченко М. А., Андронов О. Ю.</i> Визначення раціональних умов експлуатації з урахуванням надійності різців важких токарних верстатів ...	133
<i>Широков А. В., Осипов А. П.</i> Прогнозирование параметров шероховатости шлифованной поверхности с учетом явления пластического оттеснения металла абразивными зёрнами	139
<i>Яковенко Е. И., Пермяков А. А.</i> О перспективах рынка станкостроения с позиций анализа мировых тенденций, концепции жизненного цикла оборудования и CALS-технологий	151

НАУКОВЕ ВИДАННЯ

ВІСНИК НАЦІОНАЛЬНОГО ТЕХНІЧНОГО УНІВЕРСИТЕТУ

"ХПІ"

Збірник наукових праць
Тематичний випуск
Технології в машинобудуванні
Випуск №53

Науковий редактор д-р техн. наук Тимофієв Ю.В.

Технічний редактор канд. техн. наук Фролов В.В.

Відповідальний за випуск канд. техн. наук Обухова І.Б.

Обл.вид. № 184-10

Підп.до друку 7.12.2010 р. Формат 60x84 1/16. Папір Сору Paper.

Друк-ризографія. Гарнітура Таймс. Умов. друк. арк. 9,1.

Облік.вид. арк. 9,5. Наклад 300 прим. 1-й завод 1-100. Зам. № ____.

Ціна договірна.

Видавничий центр НТУ "ХПІ"

Свідоцтво про державну реєстрацію ДК № 3657 від 24.12.2009 р.
61002, Харків, вул. Фрунзе, 21

Друкарня НТУ "ХПІ", 61002, Харків, вул. Фрунзе, 21