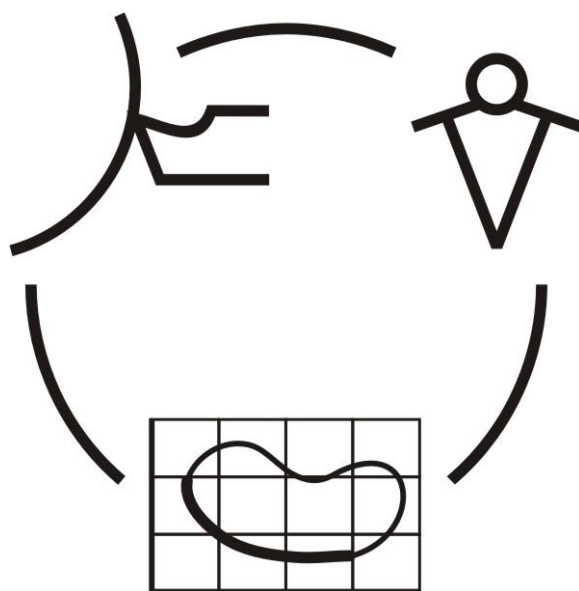


Міністерство освіти і науки України
Донбаська державна машинобудівна академія

**НАДІЙНІСТЬ ІНСТРУМЕНТУ
ТА
ОПТИМІЗАЦІЯ ТЕХНОЛОГІЧНИХ СИСТЕМ**

Збірник наукових праць
Випуск 37



КРАМАТОРСЬК 2015

УДК 621.9: 658.3: 658.5: 519.8

**НАДЕЖНОСТЬ ИНСТРУМЕНТА
И ОПТИМИЗАЦИЯ
ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ СИСТЕМ**

Сборник научных работ

Выпуск 37 – 2015

Основатель

Донбасская государственная
машиностроительная академия

Свидетельство

про государственную регистрацию

серия КВ 15277-3849Р

от 30.04.2009

**НАДІЙНІСТЬ ІНСТРУМЕНТУ
ТА ОПТИМІЗАЦІЯ
ТЕХНОЛОГІЧНИХ СИСТЕМ**

Збірник наукових праць

Випуск 37- 2015

Засновник

Донбаська державна
машинобудівна академія

Свідоцтво

про державну реєстрацію

серія КВ 15277-3849Р

від 30.04.2009

Надежность инструмента и оптимизация технологических систем. Сборник научных трудов. – Краматорск, вып. №37, 2015. – 128 с.

Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Збірник наукових праць. – Краматорськ, вип. №37, 2015. – 128 с.

Reliability of the tool and optimisation of technological systems. Collection of science papers. - Kramatorsk, №37, 2015. – 128 p.

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

Статті прорецензовані членами редакційної колегії.
Матеріали випуску друкуються мовою оригінала.

ISSN 2222-9000

© Донбасская государственная машиностроительная академия, 2015

© Донбаська державна машинобудівна академія, 2015

© Donbass State Engineering Academy, 2015

УДК 621.923

Кленов О.С.

Фирма «ДиМерус Инженеринг» ООО, г. Харьков, Украина

**ОПРЕДЕЛЕНИЕ ВРЕМЕНИ НАГРЕВА ПОВЕРХНОСТНОГО СЛОЯ
ОБРАБАТЫВАЕМОЙ ДЕТАЛИ ПРИ ШЛИФОВАНИИ****Введение**

Как показывает практика, в настоящее время в машиностроительном производстве метод шлифования является основным методом финишной обработки деталей, обеспечивающим высокие показатели качества и точности обрабатываемых поверхностей. Существенным его недостатком является образуемая при обработке деталей из закаленных сталей высокая тепловая напряженность, что приводит к возникновению прижогов, микротрещин и других температурных дефектов на обрабатываемых поверхностях. Поэтому многочисленные исследования [1-3] процесса шлифования направлены, прежде всего, на поиск путей уменьшения температуры шлифования и исключения образования температурных дефектов на обрабатываемых поверхностях.

По физической сути процесс шлифования весьма сложен и при исследовании требует разработки глубоких математических моделей [3, 4], учитывающих различные стороны его функционирования. В особой степени это относится к определению доли образуемого при шлифовании тепла, уходящего в стружки и обрабатываемую деталь, поскольку до настоящего времени отсутствует достаточно правильное аналитическое решение этой задачи. Поэтому работа посвящена исследованию времени нагрева поверхностного слоя обрабатываемой детали при шлифовании, определяющего истинную глубину проникновения тепла в поверхностный слой обрабатываемой детали и соответственно толщину дефектного слоя материала.

Основная часть

В работе [3] предложено снимаемый припуск при шлифовании рассматривать в виде пакета бесконечно тонких адиабатических стержней, расположенных перпендикулярно направлению движения шлифовального круга, которые в процессе обработки перерезаются кругом. Для определения глубины проникновения тепла в адиабатический стержень предложено использовать аналитическую зависимость [5]:

$$l_2 = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho}} \cdot \tau, \quad (1)$$

где λ – коэффициент теплопроводности материала обрабатываемой детали, Вт/м·К; c – удельная теплоемкость материала обрабатываемой детали, Дж/(кг·К); ρ – плотность материала обрабатываемой детали, кг/м³; τ – время контакта движущегося шлифовального круга с торцевой поверхностью адиабатического стержня, с.

Поскольку в процессе шлифования происходит перерезание шлифовальным кругом адиабатических стержней, то время нагрева адиабатического стержня будет меньше времени его контакта с шлифовальным кругом, поскольку часть образующегося тепла будет уходить в стружки, а не в адиабатический стержень. Поэтому время нагрева адиабатического стержня

может быть определено из условия: $l_{2n} = l_{2(n-1)} + V_{рез} \cdot d\tau$, где $l_{2n} = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho}} \cdot \tau_n$;

$l_{2(n-1)} = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho}} \cdot (d\tau + \tau_{n-1})$ – глубина проникновения тепла в адиабатический стержень после условного $(n-1)$ -го бесконечно малого $d\tau$ его контакта с кругом, м; τ_n , τ_{n-1} – время нагрева адиабатического стержня после n -го и $(n-1)$ -го бесконечно малых $d\tau$ его контактов с кругом, с. После преобразований получено уравнение для определения времени нагрева адиабатического стержня τ_n при шлифовании:

$$\frac{\tau_n}{d\tau} = \left(\sqrt{1 + \frac{\tau_{n-1}}{d\tau}} - \alpha \right)^2, \tag{2}$$

где $\alpha = \frac{V_{рез} \cdot d\tau}{l_{2_0}} < 1$; $l_{2_0} = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho}} \cdot d\tau$; $V_{рез}$ – скорость перерезания адиабатического стержня, м/с.

Принимая исходные данные для закаленной стали ШХ15: коэффициент температуропроводности $a = \lambda / c \cdot \rho = 8,4 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2/\text{с}$; $V_{рез} = 3,33 \text{ мм/с}$ на рис. 1 приведены расчетные значения $\tau_n / d\tau$ в зависимости от n бесконечно малых контактов круга с адиабатическим стержнем для условий $\alpha = 0,1$ и $\alpha = 0,2$. Как видно, с увеличением числа шагов n расчетные значения $\tau_n / d\tau$ непрерывно увеличиваются, асимптотически приближаясь к определенным установившимся (максимальным) значениям. Расчетами установлено, что $d\tau = 0,0151 \text{ с}$ для $\alpha = 0,1$ и $d\tau = 0,0605 \text{ с}$ для $\alpha = 0,2$. Исходя из этого, на рис. 2 приведены расчетные значения τ_n для случаев $\alpha = 0,1$ и $\alpha = 0,2$, полученные путем умножения значений $\tau_n / d\tau$ (приведенных на рис. 1) на значения соответственно $d\tau = 0,0151 \text{ с}$ и $d\tau = 0,0605 \text{ с}$. Как видно, расчетные значения τ_n аналогично значениям $\tau_n / d\tau$ с увеличением числа шагов n непрерывно увеличиваются, асимптотически приближаясь к установившимся (максимальным) значениям.

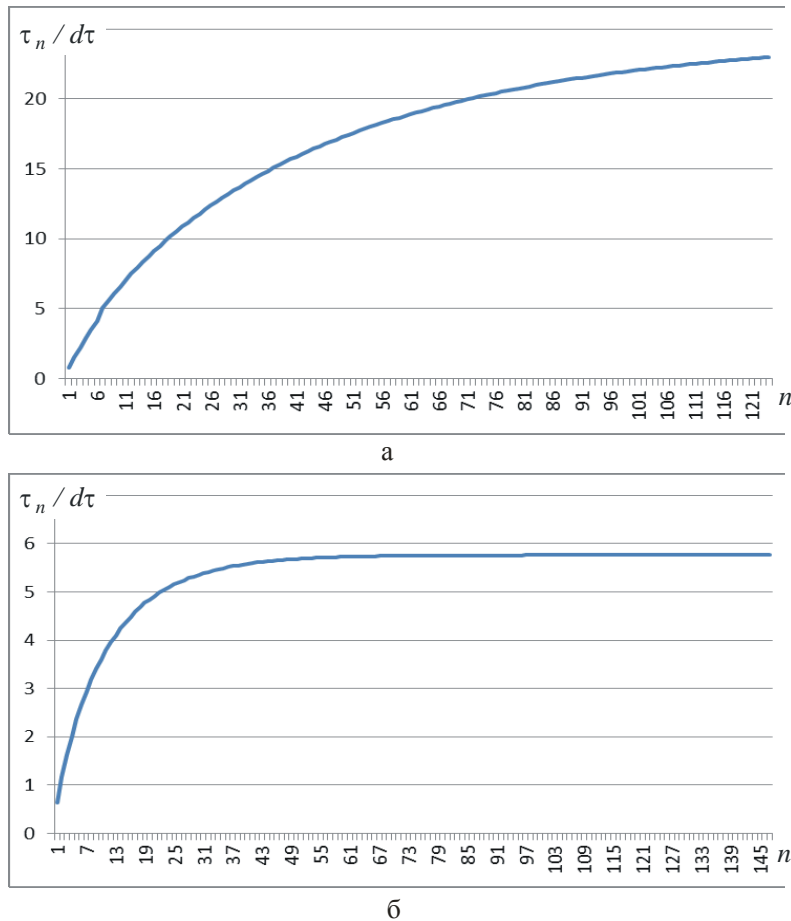
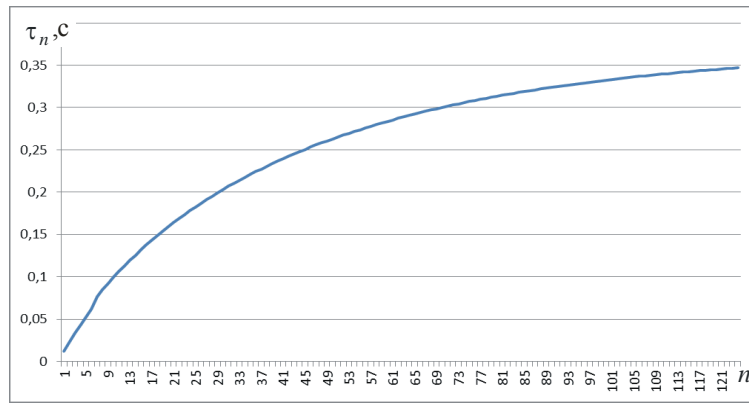
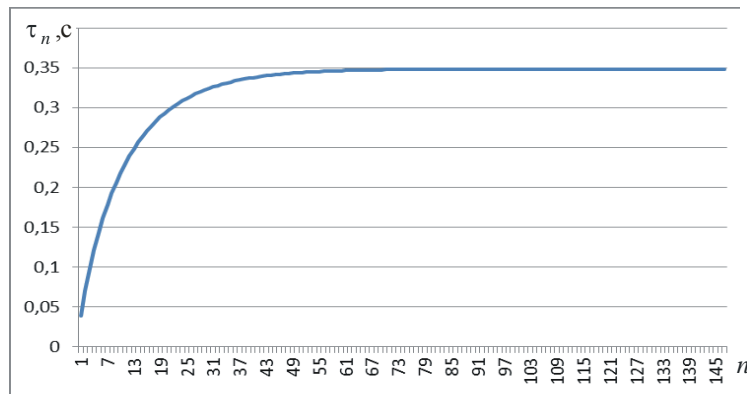


Рисунок 1 – Расчетные значения $\tau_n / d\tau$ в зависимости от числа шагом n для $\alpha = 0,1$ (а) и $\alpha = 0,2$ (б)



а



б

Рисунок 2 – Расчетные значения τ_n в зависимости от числа шагов n для $\alpha=0,1$ (а) и $\alpha=0,2$ (б)

На рис. 3 показан характер изменения времени нагрева адиабатического стержня τ_n от времени контакта круга с адиабатическим стержнем $\tau = n \cdot d\tau$. Как видно, с увеличением времени τ время τ_n изменяется аналогично зависимости τ_n от n (рис. 2).

На рис. 4 приведены расчетные значения отношения τ_n/τ в зависимости от времени τ : чем больше τ , тем меньше отношения τ_n/τ . Причем, для случая $\alpha=0,2$ отношение τ_n/τ принимает меньшие значения, чем для случая $\alpha=0,1$. Поскольку уменьшение величины $d\tau$ позволяет получить более точные значения τ_n и τ_n/τ , то очевидно, случай $\alpha=0,1$ более точно отражает закономерности изменения этих величин. Поэтому отношение τ_n/τ должно уменьшаться до значения 0,2 (рис. 4,а), а не до значения 0,02, как это следует из рис. 4,б.

Уравнение (2) можно представить в виде интегрального уравнения:

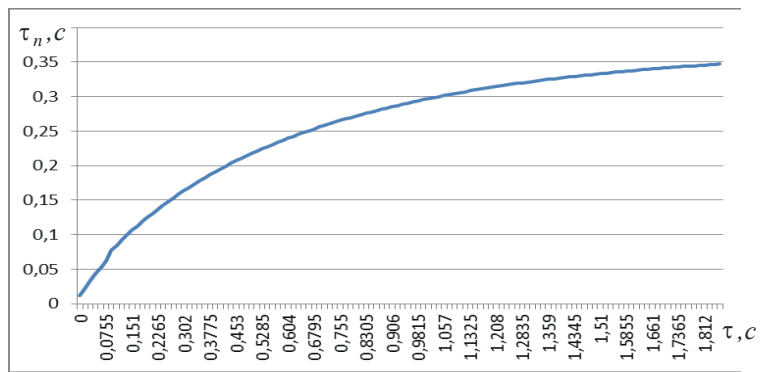
$$d\tau = \frac{d\tau_n}{\left(1 - 2 \cdot V_{pez} \cdot \sqrt{\frac{c \cdot \rho}{2 \cdot \lambda} \cdot \tau_n}\right)} \tag{3}$$

С учетом нулевого начального условия получено решение интегрального уравнения (3):

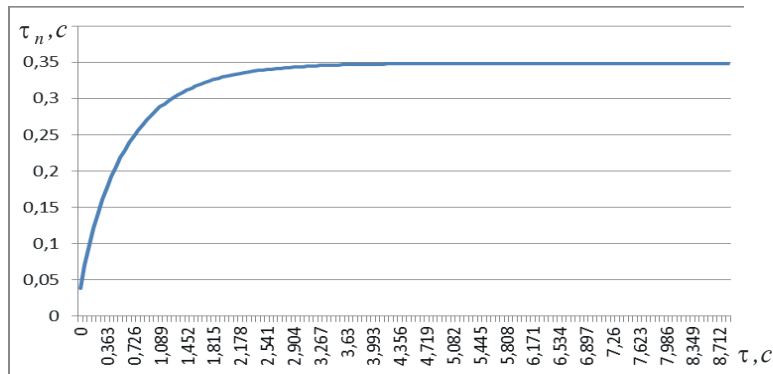
$$\tau = -\frac{2}{m} \cdot \sqrt{\tau_n} - \frac{2}{m^2} \cdot \ln(1 - m \cdot \sqrt{\tau_n}), \tag{4}$$

где $m = 2 \cdot V_{pez} \cdot \sqrt{\frac{c \cdot \rho}{2 \cdot \lambda}}$.

Аналитическое решение (4) увязывает время контакта шлифовального круга с адиабатическим стержнем τ с временем нагрева адиабатического стержня τ_n .

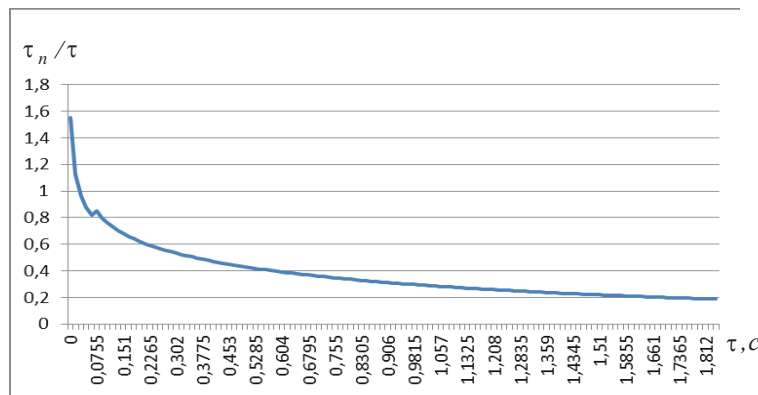


а

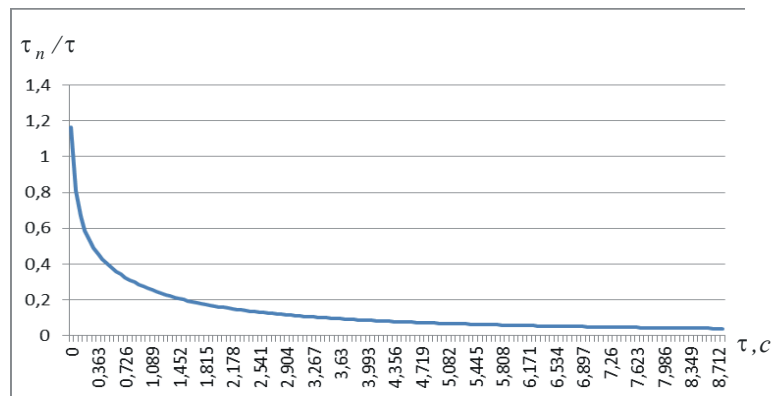


б

Рисунок 3 – Расчетные значения τ_n в зависимости от времени τ для $\alpha=0,1$ (а) и $\alpha=0,2$ (б)



а



б

Рисунок 4 – Расчетные значения τ_n/τ в зависимости от времени τ для $\alpha=0,1$ (а) и $\alpha=0,2$ (б)

На рис. 5 и рис. 6 приведены значения τ_n и τ_n/τ , рассчитанные на основе зависимости (4), для различных значений τ . Полученные расчетные значения τ_n и τ_n/τ незначительно отличаются от аналогичных значений, полученных в результате численного расчета для случая $\alpha=0,1$ (рис. 3,а и рис. 4,а). В случае $\alpha=0,2$ наблюдается большее расхождение значений τ_n и τ_n/τ (рис. 3,б и рис. 4,б). Следовательно, чем меньше безразмерная величина α и соответственно величина $d\tau$, тем выше точность расчетов величин τ_n и τ_n/τ . Этим показано, что значения τ_n и τ_n/τ , установленные численным (для случая $\alpha=0,1$) и аналитическим методами расчета, отличаются незначительно (менее, чем на 10 %). Это свидетельствует о достоверности разработанной математической модели и возможности применения этих двух методов для расчетов величин τ_n и τ_n/τ .

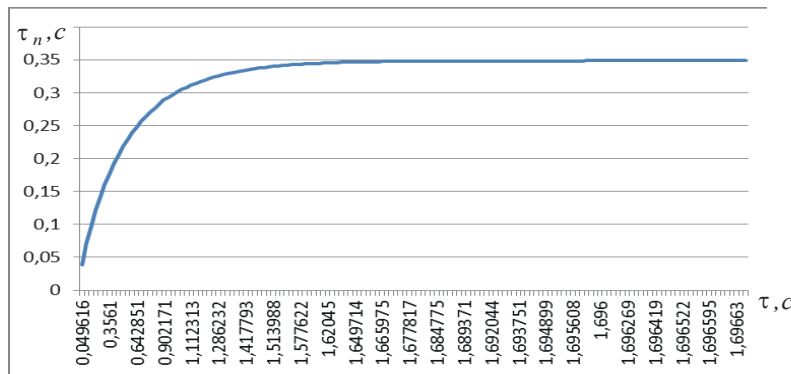


Рисунок 5 – Расчетные значения τ_n в зависимости от времени τ , полученные из уравнения (4)

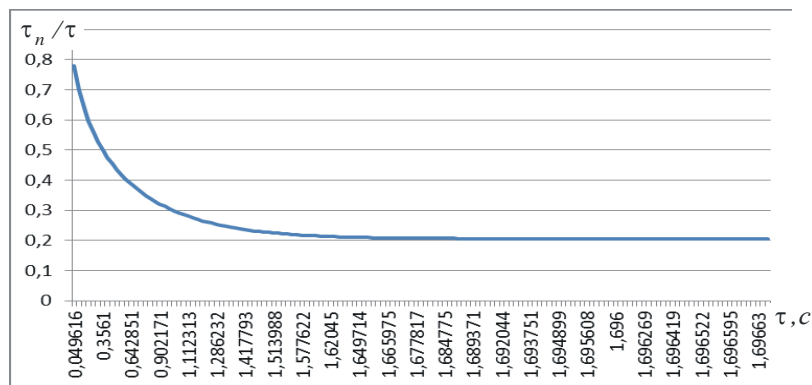


Рисунок 6 – Расчетные значения τ_n/τ в зависимости от времени τ , полученные из уравнения (4)

Задачу определения параметров установившегося теплового процесса при шлифовании можно решить из условия, что разность $l_{2n} - l_{2(n-1)}$ является бесконечно малой величиной $dl_2 = V_{pez} \cdot d\tau$. Тогда:

$$l_{2n} - l_{2(n-1)} = dl_2; \tag{5}$$

$$\frac{dl_2}{d\tau} = V_{pez}. \tag{6}$$

Рассматривая в зависимости (6) вместо времени τ время τ_n и выполняя операцию дифференцирования по времени τ_n , получено:

$$\sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho}} \cdot \frac{1}{2} \cdot \frac{1}{\sqrt{\tau_n}} = V_{рез}, \quad (7)$$

откуда:

$$\tau_n = \frac{\lambda}{2 \cdot c \cdot \rho} \cdot \frac{1}{V_{рез}^2}; \quad (8)$$

$$l_2 = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot \frac{\lambda}{2 \cdot c \cdot \rho} \cdot \frac{1}{V_{рез}^2}} = \frac{\lambda}{c \cdot \rho} \cdot \frac{1}{V_{рез}}. \quad (9)$$

В результате установлены аналитические зависимости для определения максимальных значений времени нагрева адиабатического стержня τ_n и глубины проникновения тепла в поверхностный слой обрабатываемой детали l_2 . Как видно, уменьшить параметры τ_n и l_2 можно уменьшением скорости перерезания шлифовальным кругом адиабатического стержня $V_{рез}$. При этом скорость $V_{рез}$ в большей степени влияет на параметр τ_n , чем на l_2 . Следовательно, уменьшение времени нагрева адиабатического стержня τ_n по отношению к времени τ его контакта с шлифовальным кругом при шлифовании в меньшей мере влияет на изменение глубины проникновения тепла в поверхностный слой обрабатываемой детали l_2 .

Если принять, что отношение $\tau_n/\tau=0,2$ (или $\tau/\tau_n=5$), то величина l_2 , определяемая зависимостью (1), в которой вместо времени τ необходимо рассматривать время τ_n , уменьшится в $\sqrt{5}=2,24$ раза по сравнению с исходным значением, определяемым зависимостью (1). Этим показано, что величина l_2 в связи с учетом перерезания шлифовальным кругом адиабатического стержня в среднем уменьшается до 2-х раз. Зная величину l_2 , можно прогнозировать возможную толщину дефектного слоя в обрабатываемом материале при шлифовании.

Выводы

В работе рассмотрены численный и аналитический подходы к определению времени нагрева адиабатических стержней, которыми условно представлен снимаемый припуск при шлифовании. Определены условия, при которых результаты расчетов, полученные на основе численного и аналитического подходов, примерно равны. Расчетами установлено, что время нагрева адиабатического стержня до 10 раз меньше времени его контакта с шлифовальным кругом при шлифовании. Это указывает на то, что значительная доля тепла, образуемого при шлифовании, уходит в образуемые стружки, а в обрабатываемую деталь уходит меньшая доля тепла. На основе полученного значения времени нагрева адиабатического стержня определена фактическая глубина проникновения тепла в поверхностный слой обрабатываемой детали, позволяющая оценить толщину дефектного слоя обрабатываемой детали при шлифовании. Определено максимальное время нагрева адиабатического стержня, которое уменьшается с уменьшением скорости перерезания шлифовальным кругом адиабатического стержня.

Перечень источников литературы: 1. Резников А.Н. Теплофизика процессов механической обработки материалов / А.Н. Резников. – М.: Машиностроение, 1981. – 279 с. 2. Ящерицын П.И. Шлифование металлов / П.И. Ящерицын, Е.А. Жалнерович. – Минск: Беларусь, 1970. – 464 с. 3. Якимов А.В. Оптимизация процесса шлифования / А.В. Якимов. – М.: Машиностроение, 1975. – 175 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. Яценко С.М. Повышение эффективности технологии финишной обработки деталей пар трения поршневых насосов: автореф. дис. на соискание научн. степени канд. техн. наук: спец. 05.02.08 "Технология машиностроения" / С.М. Яценко. – Одесса, 2006. – 21 с.

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

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ВРЕМЕНИ НАГРЕВА ПОВЕРХНОСТНОГО СЛОЯ ОБРАБАТЫВАЕМОЙ
ДЕТАЛИ
ПРИ ШЛИФОВАНИИ
Кленов О.С.

Рассмотрены численный и аналитический подходы к определению времени нагрева адиабатических стержней, которыми условно представлен снимаемый припуск при шлифовании. Определены условия, при которых результаты расчетов, полученные на основе численного и аналитического подходов, примерно равны. Расчетами установлено, что время нагрева адиабатического стержня до 10 раз меньше времени его контакта с шлифовальным кругом при шлифовании. Это указывает на то, что значительная доля тепла, образуемого при шлифовании, уходит в образуемые стружки, а в обрабатываемую деталь уходит меньшая доля тепла. На основе полученного значения времени нагрева адиабатического стержня определена фактическая глубина проникновения тепла в поверхностный слой обрабатываемой детали, позволяющая оценить толщину дефектного слоя обрабатываемой детали при шлифовании. Определено максимальное время нагрева адиабатического стержня, которое уменьшается с уменьшением скорости перерезания шлифовальным кругом адиабатического стержня.

ВИЗНАЧЕННЯ ЧАСУ НАГРІВАННЯ ПОВЕРХНЕВОГО ШАРУ ОБРОБЛЮВАНОЇ ДЕТАЛІ
ПРИ ШЛІФУВАННІ
Кленов О.С.

Розглянуто чисельний та аналітичний підходи до визначення часу нагрівання адиабатичних стержнів, якими умовно поданий припуск, що знімається при шліфуванні. Визначено умови, при яких результати розрахунків, що отримані на основі чисельного й аналітичного підходів, приблизно рівні. Розрахунками встановлено, що час нагрівання адиабатичного стержня до 10 разів менший часу його контакту зі шліфувальним кругом при шліфуванні. Це вказує на те, що значна частка тепла, утвореного при шліфуванні, переходить в утворені стружки, а в оброблювану деталь переходить менша частка тепла. На основі отриманого значення часу нагрівання адиабатичного стержня визначена фактична глибина проникнення тепла в поверхневий шар оброблюваної деталі, що дозволяє оцінити товщину дефектного шару оброблюваної деталі при шліфуванні. Визначено максимальний час нагрівання адиабатичного стержня, який зменшується зі зменшенням швидкості перерізання шліфувальним кругом адиабатичного стержня.

DEFINITION OF TIME SURFACE HEATING THE WORKPIECE IN A GRINDING
Klenov O.S.

Numerical and analytical approach to the determination of the time of adiabatic heating rods that are conventionally represented removable allowance for grinding. The conditions under which the calculation results obtained on the basis of numerical and analytical approaches, are approximately equal. Calculations showed that the time of the adiabatic heating of the rod up to 10 times less than the time of its contact with the grinding wheel during grinding. This indicates that a significant proportion of the heat generated during grinding goes formed chip and the workpiece takes a smaller proportion of heat. On the basis of the obtained values of the adiabatic heating time bar to determine the true depth of penetration of heat into the surface layer of the workpiece, allowing to estimate the thickness of the defect layer of the workpiece during grinding. Defined maximum adiabatic heating rod, which decreases with decreasing speed cutting grinding wheel adiabatic rod.

Ключевые слова: процесс шлифования, обрабатываемая деталь, шлифовальный круг, поверхностный слой, дефектный слой, адиабатический стержень, температура шлифования, время нагрева

Ключові слова: процес шліфування, оброблювана деталь, шліфувальний круг, поверхневий шар, дефектний шар, адиабатичний стержень, температура шліфування, час нагрівання

Keywords: grinding process, the workpiece, the grinding wheel, the surface layer, the defective layer adiabatic rod, grinding temperature, heating time

Дата подання статті до редакції: 21 жовтня 2015 р.

УДК 921.9

Ковалев В.Д., Губенко А.А.
ДГМА, г. Краматорск, Украина.

РАЗРАБОТКА И ИССЛЕДОВАНИЕ ГИДРОСТАТИЧЕСКОЙ ЧЕРВЯЧНО-РЕЕЧНОЙ ПЕРЕДАЧИ ДЛЯ ТЯЖЕЛЫХ ТОКАРНЫХ СТАНКОВ ПОВЫШЕННОЙ ТОЧНОСТИ

Введение

С развитием станкостроения, гидростатические червячно-реечные передачи считается лучшим техническим решением для гашения вибраций в месте нагрузки системы. Гидростатика также может выдержать тяжелые грузы и загрязненные среды. Однако, всегда загвоздкой: большинство традиционных гидростатических червячно-реечных передач является относительная дороговизна, много времени для установки и требует больших инженерных решений по ее изготовлению. По этим причинам, они редко применяются.

Создание работоспособной червячно-реечной передачи с гидростатической смазкой и её освоение в серийном производстве требует решения ряда конструкторско-технологических задач. Поэтому возникла необходимость комплексного исследования этих передач. Значительная трудоёмкость изготовления деталей червячно-реечной передачи с гидростатической смазкой, их высокая точность, чувствительность к погрешностям изготовления, сборки и монтажа требуют оценки критериев работоспособности передачи в реальных условиях производства.

Основная часть

Целью работы является проектирование работоспособной гидростатической червячно-реечной передачи с регулируемым зазором в качестве привода продольных перемещений.

Не смотря на актуальность рассматриваемой проблемы, червячно-реечные передачи с гидростатической смазкой представляют собой недостаточно изученный объект. Значительный вклад в изучение передач с гидростатической смазкой внесли работы, выполненные в Московском станкоинструментальном институте под руководством Пуша В.Э., в НПО ЭНИМС Лурье Б.Г., Герасимовым А.Д. и другими под руководством Решетова Д.Н., а также Артюховым Е.С.

Создание работоспособной червячно-реечной передачи с гидростатической смазкой и её освоение в серийном производстве требует решения ряда конструкторско-технологических задач. Поэтому возникла необходимость комплексного исследования этих передач. Значительная трудоёмкость изготовления деталей червячно-реечной передачи с гидростатической смазкой, их высокая точность, чувствительность к погрешностям изготовления, сборки и монтажа требуют оценки критериев работоспособности передачи в реальных условиях производства.

Наиболее предпочтительной системой питания для гидростатической червячно-реечной передачи является система «насос-карман», отличающаяся простотой изготовления и минимальными энергетическими потерями, поскольку давления в карманах устанавливается в зависимости от величины внешней нагрузки.

При повышенных требованиях к жесткости и нагрузочной способности может быть использована система с мембранным делителем потока (система постоянного расхода масла). При её применении возможно увеличение статической жесткости более чем в 2 раза. Питание передачи в этом случае может производиться от одного насоса, производительностью в 2 раза меньшей, чем суммарная производительность насосов в системе «насос-карман».

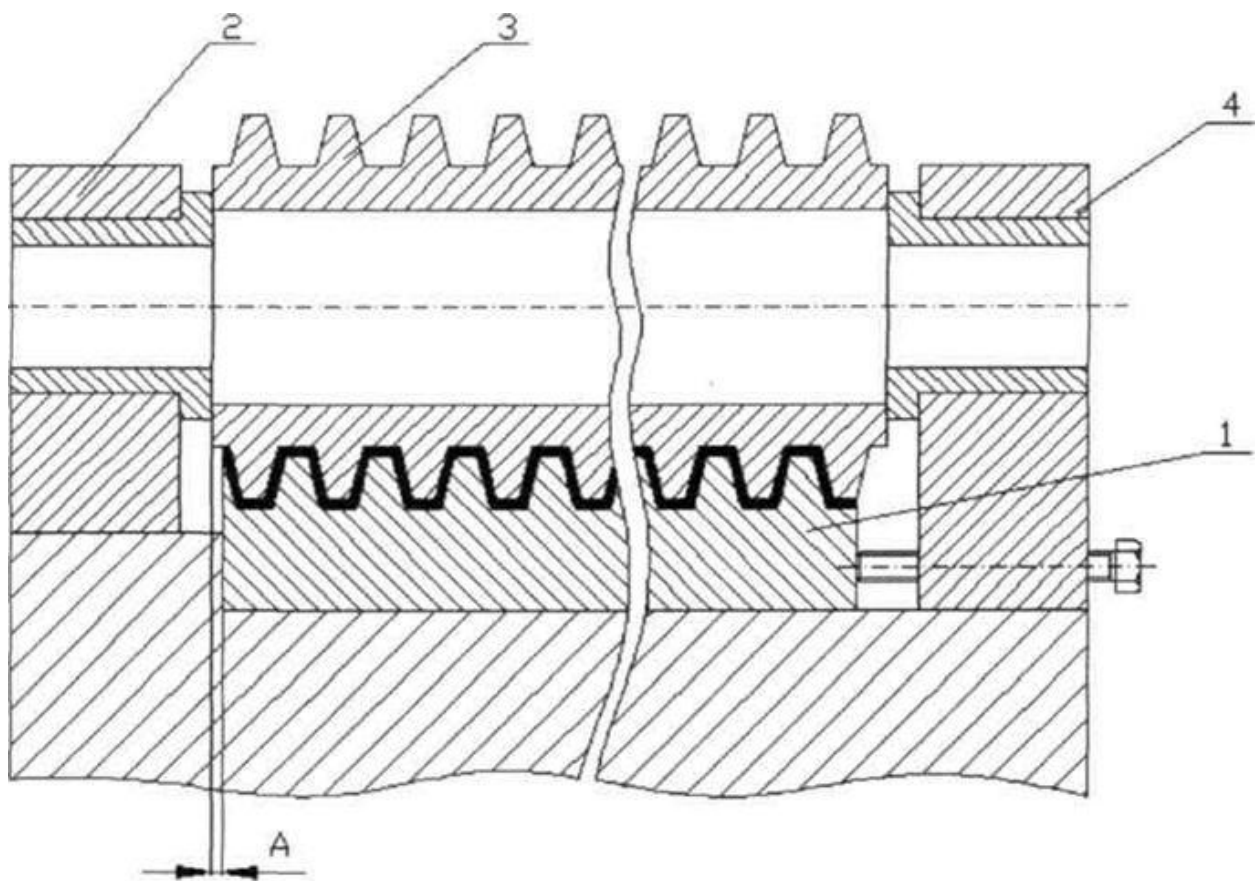


Рисунок 1- Схема формирования рабочих поверхностей профиля реек при помощи самоотверждающих пластмасс:
1 – рейка; 2,4 – опоры; 3 – мастер-червяк

Последовательность изготовления следующая:

Производят шлифование профилей рабочего червяка и мастер-червяка при неизменной настройке резьбошлифовального станка. Толщина витка мастер-червяка делается больше, чем рабочего червяка на величину зазора в передаче (50...60 мкм в зависимости от $e^?$ размеров). Рейку устанавливают в приспособлении, в котором размер А выдержан таким, чтобы при установке рейки 1 между $e^?$ зубьями и боковыми поверхностями мастер-червяка 3 образовался зазор около 1 мм на сторону.

Полимерный материал наносят на зубья рейки, а профиль мастер-червяка покрывают тонким слоем автопалироля (разделительный состав).

Мастер-червяк закрепляют полу втулками 2 и 4 в приспособлении. При этом эпоксидная композиция полностью заполняет зазоры между витками мастер-червяка и зубьями рейки, а излишки $e^?$ вытесняются. После отвердевания полимера мастер-червяк удаляется и на рейках образуется требуемый профиль.

Обычно погрешность шага червяка при этом не превышает 5 мкм при диаметре червяка до 200 мм и 8 мкм при диаметре до 320 мм. Накопленная погрешность шага на длине червяка, как правило менее 15 мкм. Червяк выполняют из стали и шлифуют, обеспечивая высокую идентичность профиля с мастер-червяком, как указывалось выше, при неизменной настройке станка.

Погрешность установки червяка относительно реек на станке должна быть не более $\pm 0,01$ мм по межцентровому расстоянию и $\pm 0,02$ мм в перпендикулярной плоскости [3].

Опыты показали, что перекося червяка в обеих плоскостях в пределах 0,25 мм на длине 1000 мм мало сказывается на несущей способности передачи. При стыковке реек на станке их точное расположение можно осуществлять и контролировать при помощи мастер-червяка, который вводится в зацепление одновременно с двумя соседними рейками.

Контроль проводят индикаторами, установленными на мастер-червяке, касающимися профиля реек. Осевой зазор в передаче 0,05...0,1 мм.

Опыты показали хорошие эксплуатационные характеристики передач червяк-рейка. Наряду с высокой жесткостью, несущей способностью и демпфированием обеспечивается надежная работа даже в условиях недостаточного смазывания (без давления).

При проектировании передачи следует учитывать сильное влияние на жесткость деформаций опор червяка, кронштейна и других элементов, входящих в силовую схему. Податливость масляного слоя обычно не превышает деформации этих элементов [3].

Была спроектирована гидростатическая червячно-реечная передача тяжелого токарного станка. (Схема гидростатической червячно-реечной передачи представлена на рисунок 2).

Также разработана блок-схема алгоритма работы управляющего микроконтроллера. Алгоритм работы разбит на две функциональные части: основную программу, подпрограмму перевода прямого двоичного кода в код датчика и обработчик прерывания по переполнению таймера.

Схема гидростатической червячно-реечной передачи представлена на рис. 2

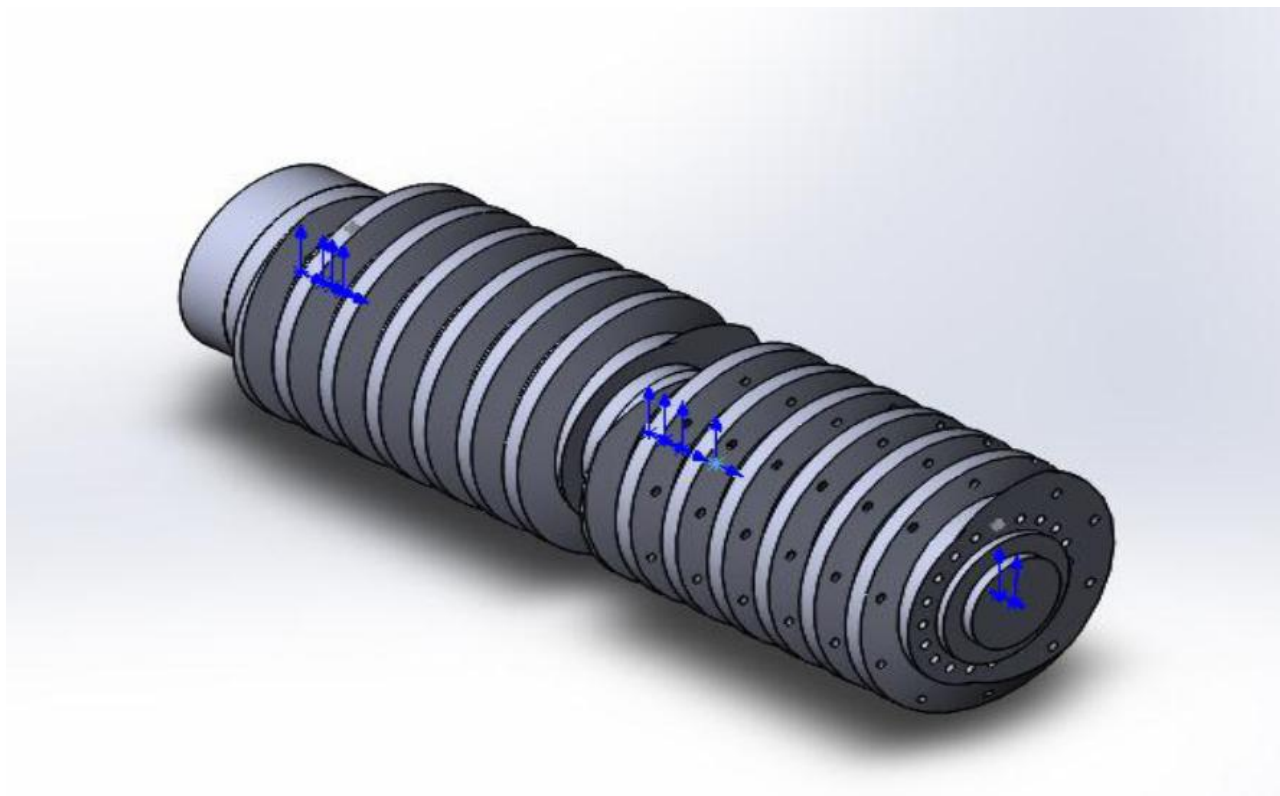


Рисунок 2 - Схема гидростатической червячно-реечной передачи

Выводы

1. Проанализированы гидростатические червячно-реечные передачи тяжелых станков.
2. Разработана методология создания станков на концептуальном уровне.
3. Спроектирована гидростатическая червячно-реечная передача в Solidworks.
4. Спроектирована адаптивная система управления передачи.
5. Доминирующими факторами, которые влияют на точность обработки на тяжелых токарных станках, являются геометрические погрешности и тепловые деформации направляющих продольного перемещения, а наиболее проблемным параметром точности типичных изделий является точность формы в продольном пересечении.

Перечень источников литературы: 1. Ковалев В.Д. Адаптивная система компенсации упругих деформаций с приведением измерительной базы к поверхности заготовки. / В.Д. Ковалев, М.С. Мельник // Вісник Академії наук Вищої школи України. Механіка та машинобудування. – Харків : НТУ «ХПІ», 2002. – Вип.1. – С. 3–6; 2. Ковалев В.Д. Адаптивное управление точностью тяжелых токарных станков / В.Д. Ковалев, О.Ф. Бабин, М.С. Мельник // Новые материалы и технологии в металлургии и машиностроении. – Запорожье, 2001.– Вып.2. – С. 108–110 3. Ковалев В.Д. Адаптивные системы управления точностью тяжелых токарных станков / В.Д. Ковалев, О.Ф. Бабин, М.С. Мельник. // Матеріали ІХ міжнародної науково-технічної конференції «Надійність інструменту та сучасні технологічні системи». – Краматорськ : ДГМА, 2002. – С. 21 4. Мельник М.С. Динамический анализ привода поперечной подачи тяжелого токарного станка с системой адаптивного управления / М.С. Мельник. // Важке машинобудування. Проблеми та перспективи розвитку : матеріали ІV міжнародної науково-технічної конференції 5–8 червня 2006 року / Під заг. ред. В.Д. Ковальова. – Краматорськ : ДДМА. – 2006. – С. 67 5. Балакшин Б.С. Использование систем адаптивного управления для повышения точности и производительности обработки / Б.С. Балакшин // Станки и инструмент. - 1972. - № 4. - С. 15-18.

Рецензент: **Гузенко В.С.**, к.т.н., доц., ДГМА

РАЗРАБОТКА И ИССЛЕДОВАНИЕ ГИДРОСТАТИЧЕСКОЙ ЧЕРВЯЧНО-РЕЕЧНОЙ ПЕРЕДАЧИ ДЛЯ ТЯЖЕЛЫХ ТОКАРНЫХ СТАНКОВ ПОВЫШЕННОЙ ТОЧНОСТИ

Ковалев В.Д., Губенко А.А.

Найдены решения ряда конструкторско-технологических задач, которые способствуют быстрейшему освоению гидростатической червячно-реечной передачи в производстве, в том числе определены основные допуски на изготовление и монтаж передач, от чего в прямой зависимости находятся эксплуатационные характеристики механизма.

Предложена гидростатическая червячно-реечная передача изготавливаемая с помощью механической обработки с возможностью регулирования радиального зазора в зацеплении.

На основании проведенного анализа сформулированы задачи и разработана методика исследований.

РОЗРОБКА І ДОСЛІДЖЕННЯ ГІДРОСТАТИЧНОЇ ЧЕРВ'ЯЧНО-РЕЙКОВОЇ ПЕРЕДАЧІ ДЛЯ ВАЖКИХ ТОКАРНИХ ВЕРСТАТІВ ПІДВИЩЕНОЇ ТОЧНОСТІ

Ковальов В.Д., Губенко О.О.

Знайдено вирішення ряду конструкторсько-технологічних завдань, які сприяють якнайшвидшому освоєнню гідростатичної черв'ячно-рейкової передачі у виробництві, в тому числі визначені основні допуски на виготовлення і монтаж передач, від чого в прямій залежності знаходяться експлуатаційні характеристики механізму.

Запропоновано гідростатична черв'ячно-рейкова передача виготовляти-травня за допомогою механічної обробки з можливістю регулювання радіального зазору в зачепленні.

На підставі проведеного аналізу сформульовані завдання і розроблена методика досліджень.

DEVELOPMENT AND RESEARCH OF HYDROSTATIC WORM RACK GEAR FOR HEAVY LATHES INCREASED ACCURACY

Kovalev V.D., Gubenko A.A.

Found the solution of several engineering tasks that contribute to the rapid development of the hydrostatic worm-rack and pinion in the production, including defining the basic tolerances for the manufacturing and installation of gears, which are in direct proportion to the performance of the mechanism.

Proposed hydrostatic worm-rack and pinion izgotovlenie-may using a mechanical processing with the possibility of regulation of radial clearance in the engagement.

Based on the analysis articulated objectives and developed methods.

Ключевые слова: тяжелый токарный станок, гидростатическая червячно-реечная передача, точность, адаптивная система управления

Ключові слова: важкий токарний верстат, гідростатична черв'ячно-рейкова передача, точність, адаптивна система управління

Keywords: heavy lathe, hydrostatic worm rack gear, accuracy, adaptive control system

Дата подання статті до редакції : 19 жовтня 2015р.

УДК 621.9

Ковалев В.Д., Зверев А.А.
ДГМА, г. Краматорск, Украина.

РАЗРАБОТКА ГЛУБОКОРАСТОЧНОГО СТАНКА С АДАПТИВНЫМ УПРАВЛЕНИЕМ ДЛЯ ОБРАБОТКИ ОТВЕРСТИЙ ДО 200 ММ

Введение

В различных отраслях машиностроения применяются детали, в конструкции которых широко распространены отверстия с различными геометрическими характеристиками и параметрами качества. Многие из них обрабатываются традиционными методами, сложность применения которых возникает при обработке глубоких отверстий.

Традиционные методы обработки глубоких отверстий не всегда позволяют достичь требуемых показателей точности и качества поверхности. Для решения этих вопросов на многих предприятиях применяют различные комбинированные методы, одним из которых является вибрационное сверление. Анализ показывает, что до настоящего времени вопросы теории и практики вибрационной обработки изучены недостаточно.

Несмотря на многочисленные теоретические и экспериментальные исследования обработки отверстий, вопросы, касающиеся качества обработки при высокой производительности, еще до конца не решены. Поэтому исследование этих вопросов является актуальной задачей машиностроения.

Основная часть

Целью работы является повышение надёжности и эффективности обработки глубоких отверстий.

Глубокое сверление - это типичная технологическая операция с применением системы циркулирующей СОЖ на масляной основе. Для выполнения этой операции требуется создание специальной оснастки, специального оборудования и инструмента. Вследствие значительного развития машиностроения, организации новых отраслей, производящих машины и оборудование различного технологического назначения, номенклатура деталей для сверления глубоких отверстий быстро расширяется. В настоящий момент на предприятиях всех основных отраслей промышленности детали обрабатываются путем применения методов глубоких отверстий (гильзы, электрогенераторы, втулки и оси экскаваторов, плунжеры прессов и цилиндры, трубы буровых установок, валы и роторы турбин, бандажи прокатных станов и оси, гребные винты и др.).

Методы чернового растачивания и глубокого сверления имеют ряд общих особенностей, которые в значительной степени связаны с трудностями, возникающими в процессе операций, например, вынужденное отведение стружки через отверстия с помощью потока СОЖ или другой рабочей среды; нарушения бесперебойности ее отведения приводят к нарушениям или прекращением процессов обработки.

Для повышения эффективности обработки была разработана адаптивная система управления и новая конструкция инструмента.

На структурной схеме приведена совокупность элементарных звеньев объекта и связей между ними. Структурная схема изображена на рисунке 1

При обработке отверстия сравниваются силы резания P_z и P_y , в тот момент когда P_y равной P_z происходит остановка подачи, инструмент отводится назад, включается гидроцилиндр и шток проворачивает храповое колесо на заданный промежуток.

В качестве микроконтроллера был выбран Atmega 8535. Atmega8535 является КМОП 8-битным микроконтроллером, построенным на расширенной AVR RISC архитектуре. Используя команды исполняемые за один машинный такт, контроллер достигает производительности в 1 MIPS на рабочей частоте 1 МГц, что позволяет разработчику эффективно оптимизировать потребление энергии за счёт выбора оптимальной производительности.

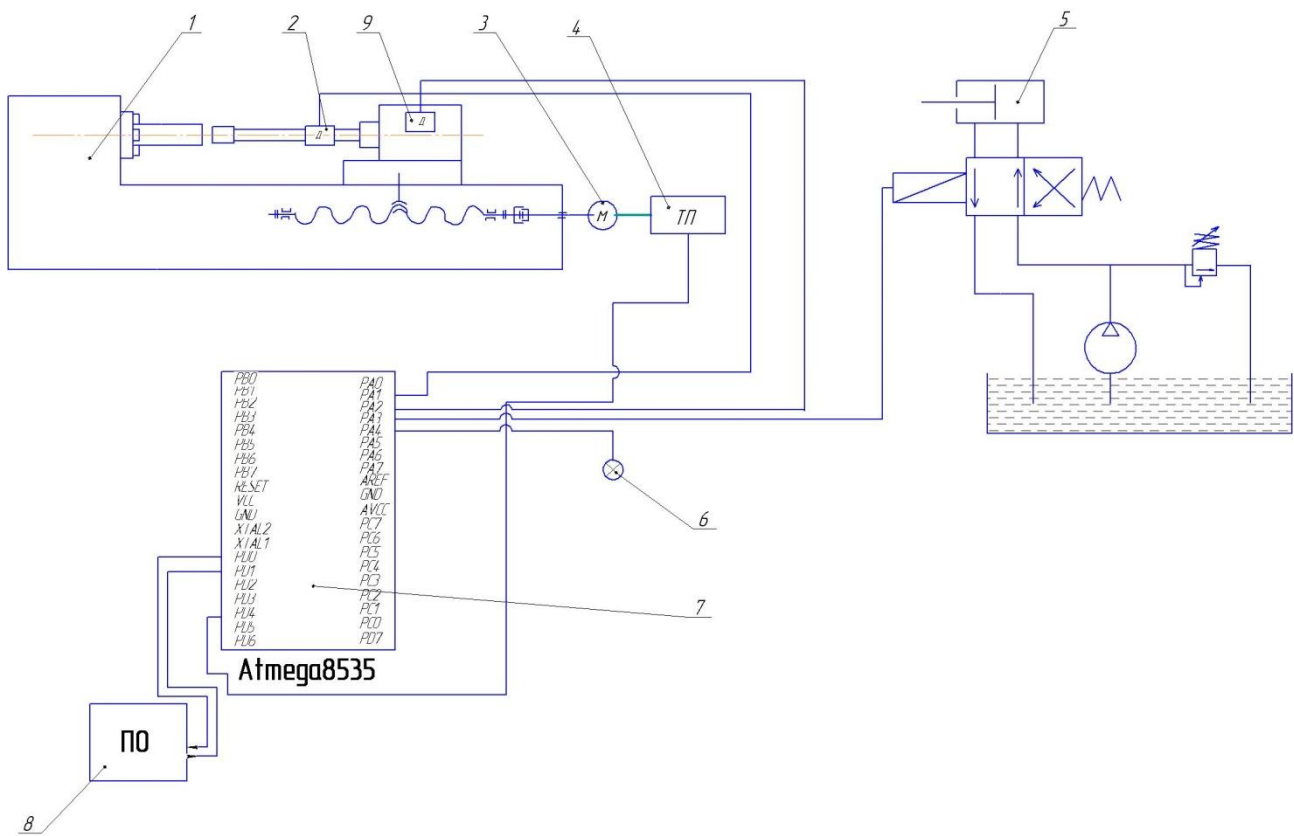


Рисунок 1 - Структурная схема управления проворотом пластинок режущего инструмента:

1 - структурная схема станка, 2 - датчик крутящего момента, 3 – двигатель, 4- тиристорный преобразователь, 5 - гидравлическая схема, 6 – лампочка, 7 – микропроцессор, 8 - пульт управления, 9 - датчик осевого усилия

Конструкция инструмента приведена на рисунке 2.

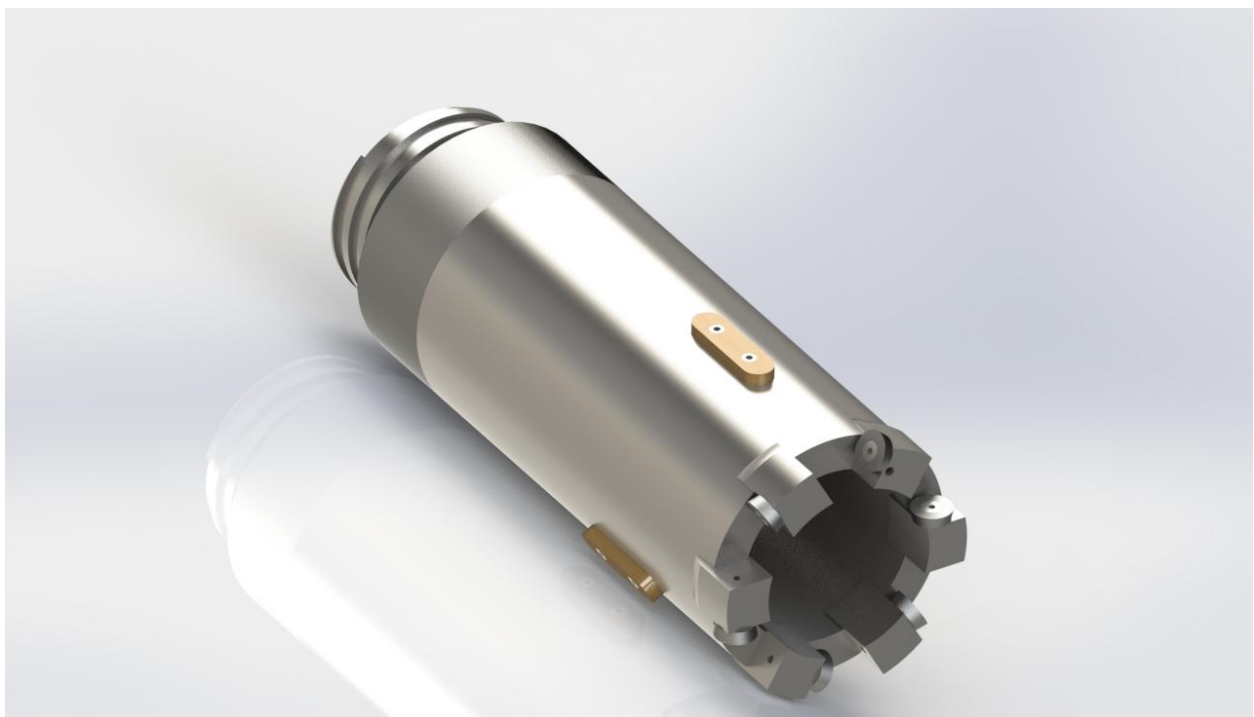


Рисунок 2 – Новая конструкция инструмента



Рисунок 3 – Разрез инструмента

В системе Solidworks Simulation был произведён статический анализ новой конструкции инструмента, который показал что при черновой обработке инструмент выдерживает заданные нагрузки.

Выводы

1. Разработана новая конструкция сверла.
2. Создана 3D модель инструмента.
3. Создана мехатронная адаптивная система управления проворота пластинок режущего инструмента на основе системы датчиков и микропроцессорной обработки данных.
4. Проведён статический анализ новой конструкции инструмента.

Перечень источников литературы: 1. Обработка глубоких отверстий. Н.Ф.Уткин, Ю.И. Кижняев С.К. Плужникови др. – Л.: Машиностроение. 1988. 2. Б.А. Немцев, С.К. Плужников, П.Д. Яковлев. Прогрессивная технология обработки глубоких отверстий диаметром 7-23 мм. – Л.: ЛДНТП, 1989. 3. Лакирев С.Г. Обработка отверстий: Справочник. – М.: Машиностроение, 1984. 4. Сборник трудов. Прогрессивные инструменты для обработки отверстий. Под ред. Д.И. Семенченко. – Москва, ВНИИ инструмент, 1979. 5. Справочник технолога- машиностроителя: в 2-х т. / под ред. А.Г. Косиловой, Р.К. Мещерякова. – М.: Машиностроение, 1985. 6. Справочник металлиста: в 5 т. – М.: Машиностроение, 1977. 7. Технический справочник Sandvic Coromant : рекомендации по обработке сверлением, 2006. 8. Технологическое обеспечение процессов глубокого сверления Botek., Werkstattechnikund Maschinenbau”, 2007.

РАЗРАБОТКА ГЛУБОКОРАСТОЧНОГО СТАНКА С АДАПТИВНЫМ УПРАВЛЕНИЕМ
ДЛЯ ОБРАБОТКИ ОТВЕРСТИЙ ДО 200 ММ

Ковалев В.Д., Зверев А.А.

Найдены решения ряда конструкторско-технологических задач, которые способствуют повышению эффективности обработки глубоких отверстий.

Предложена новая конструкция инструмента и система адаптивного управления которая позволяет проворачивать режущую пластинку при её износе.

На основании проведенного анализа сформулированы задачи и разработана методика исследований.

РОЗРОБКА ГЛИБОКОРОЗТОЧУВАЛЬНОГО СТАНКА З АДАПТИВНИМ УПРАВЛІННЯМ
ДЛЯ ОБРОБКИ ОТВОРИВ ДО 200 ММ

Ковальов В.Д., Зверев О.О.

Знайдені рішення ряду конструкторсько-технологічних завдань, які сприяють підвищенню ефективності обробки глибоких отворів.

Запропоновано нову конструкцію інструменту і система адаптивного управління, яка дозволяє провертати ріжучу пластинку при її зносі.

На підставі проведенного аналізу сформульовані завдання і розроблена методика досліджень.

THE DEVELOPMENT OF A DEEP BORING MACHINE WITH ADAPTIVE CONTROL
FOR HOLES UPTO 200 MM

Kovalev V.D., Zverev A.A.

Found solving a number of design and technological problems that contribute to improve the efficiency of the processing of deep holes.

A new design tools and adaptive control system which allows you to rotate the cutting disc when it is worn.

Based on the analysis articulated objectives and developed methods.

Ключевые слова: адаптивное управление, глубокие отверстия, износ, конструкция инструмента

Ключові слова: адаптивне управління, глибокі отвори, знос, конструкція інструменту

Key words: adaptive control, deep holes, worn, design tools

Дата подання статті до редакції : 15 жовтня 2015р.

УДК 621.865.6

Костюк Г.И., Широкий Ю.В.

НАУ им. Н.Е. Жуковского «ХАИ», г. Харьков, Украина

**НАНОСТРУКТУРЫ НА РИ ИЗ СТМ КИБОРИТ ПРИ ДЕЙСТВИИ
ЛАЗЕРНОГО ИЗЛУЧЕНИЯ**

Применение РИ из сверхтвёрдых материалов сдерживается, так как они имеют высокую твёрдость и значительный модуль упругости, что не даёт возможности их использовать при действии ударных нагрузок (прерывистое резание или при работе РИ по корке). В тоже время наноструктуры обладают высокой твёрдостью, имеют малый модуль упругости и высокую ударную вязкость, что позволяет им выдерживать ударные нагрузки. Всё это свидетельствует о том, что создание на новых сверхтвёрдых материалах наноструктурных слоёв является важной и актуальной задачей для инструментального производства [1–3].

Работа выполнена в рамках программы Министерства образования и науки Украины «Новые ресурсосберегающие технологии в энергетике, промышленности и агропромышленном комплексе» (подсекция 13 «Аэрокосмическая техника и транспорт») и по темам: «Создание физико-технических основ повышения качества материалов аэрокосмических конструкций» и «Разработка технологических основ интегрированных технологий плазменно-ионной обработки деталей аэрокосмической техники», а также подсекция 6 «Физико-технические проблемы материаловедения»; «Концепция создания наноструктур, нано- и традиционных покрытий с учетом влияния адгезии на эффективность и работоспособность деталей АТ, АД и РИ», хозяйственных работ и договоров о сотрудничестве.

Применение киборита (разработан ИСМ им. Бакуля) для лезвийного инструмента исследовалось в работе [3]. При точении высокоуглеродистой стали У8 при скоростях резания от 0,1...2,66 м/с определялся коэффициент усадки стружки. Показано, что он достигает максимума при скорости 1 м/с и составляет 3,5; при возрастании скорости резания до 2,66 м/с он снижается до 3,2. Как показано в наших работах, обобщённых в [2], коэффициент усадки стружки является важной характеристикой, определяющей силу трения, а в конечном случае и силу нормального давления на переднюю поверхность, что позволяет, предположив политропический закон сжатия и воспользовавшись значениями показателя политропы сжатия [2] (считаем, что этот закон справедлив в области текучести), получить исходные параметры для описания процесса резания. В настоящее время новый материал РИ – киборит не достаточно изучен, хотя обладает довольно высокими характеристиками: предел прочности составляет 0,45 ГПа, твёрдость по Кнупу 38,1 ГПа, теплопроводность 100 Вт/(м·Кл), плотность 3,26 кг/м³. Это свидетельствует о достаточно высоких физико-механических характеристиках киборита, получение же на нём наноструктур их существенно улучшит. Поэтому в настоящей работе рассмотрен теоретический вопрос о прогнозировании технологических параметров плотности теплового потока и времени его действия для получения наноструктур при действии лазерного излучения. В работах [3–8] рассмотрена теоретическая задача о получении наноструктур в материале при действии ионизирующего излучения на основе решения совместной задачи теплопроводности и термоупругости с учётом затрат энергии на кристаллизацию. В результате решения задачи были получены размеры зерна, объём кристаллита и глубины его залегания, что в конечном счёте позволяет оценить необходимую плотность теплового потока и время его действия для максимального заполнения слоя наноструктурами. Это позволяет конструировать слои наноструктур требуемой толщины, а, с учётом зависимости физико-механических характеристик от размера зерна, получить требуемые качественные характеристики.

Проводилось исследование действия ионизирующего излучения с плотностью теплового потока 10^8 – 10^{11} Вт/м² и временем действия 10^{-7} – 10^{-4} с. Рассчитывались поля

температур и температурных напряжений, по которым оценивались размеры зоны, где есть вероятность получения НС. Проводилась проверка этих зон по скорости нарастания температуры (необходимым критерием образования НС является скорость нарастания температуры больше 10^7 К/с). На рис. 1 приведены наиболее характерные распределения температур (рис.1. а, в, д) и температурных напряжений (рис.1. б, г, е) на поверхности киборита при действии ионизирующего излучения с плотностью теплового потока $q = 10^{11}$ Вт/м² и временем действия 10^{-7} с (рис. 1, а, б), 10^{-6} с (рис. 1, в, г) и 10^{-5} с (рис. 1, д, е).

Видно, что при времени действия 10^{-7} с максимальная температура достигает 560 К, то есть в этом случае только для ограниченного участка детали есть возможность получения наноструктур (температура должна быть выше 500 К (рис.1, а)). В тоже время температурные напряжения достигают $4,49 \cdot 10^8$ Па, что может ускорить образование НС. Повышение времени действия до 10^{-6} повышает максимальные температуры до 1120 К. В таком случае зона появления НС существенно возрастает и следует ожидать уже относительно больших размеров кластера. Температурные же напряжения составляют $8,98 \cdot 10^8$ Па. Здесь существует ещё более высокая вероятность получения НС и ускорение их образования за счёт действия температурных напряжений. При временах действия ионизирующего излучения 10^{-5} с температуры возрастают до 2900 К, что может повлиять на размеры зоны НС, которые вначале действия ионизирующего излучения образовались, а потом из-за температур больших 1500 К увеличились до размеров субмикроструктур. В таком случае эта зона может быть окружена кольцом из НС обладающих высокими физико-механическими характеристиками. При этом, температурные напряжения достигают $2,33 \cdot 10^9$ Па, т.е. они приближаются к напряжениям необходимым для реализации НС (10^{10} Па), а значит, они существенно ускоряют процесс их образования.

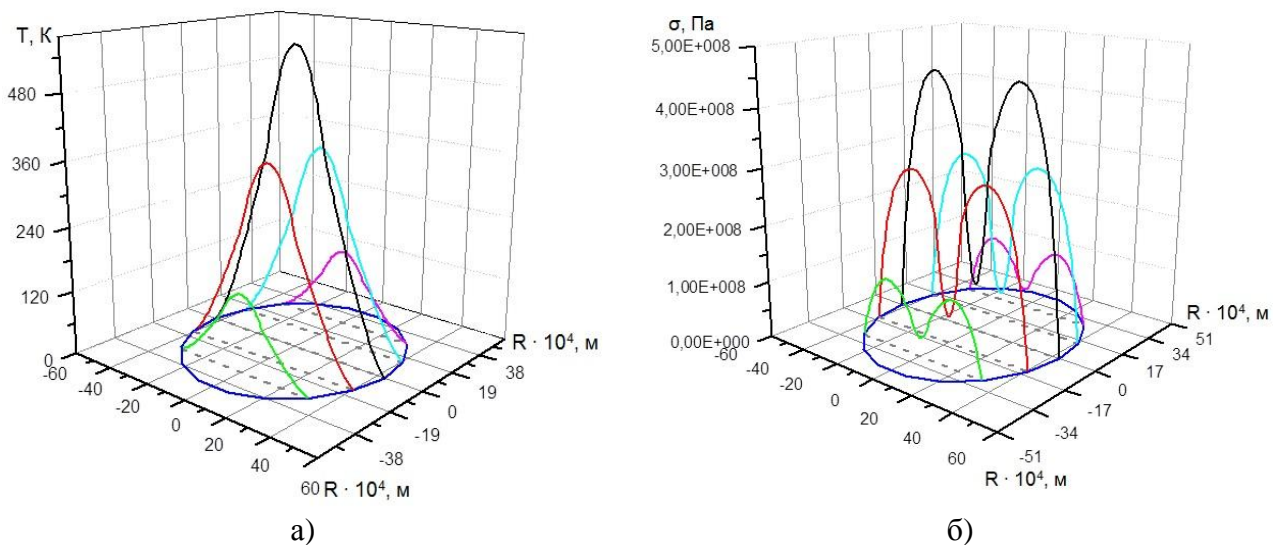


Рисунок 1 – Распределение температур (а, в, д) и температурных напряжений (б, г, е) на поверхностях $x = 4,54 \cdot 10^{-6}$ м (а, б), $1,44 \cdot 10^{-5}$ м (в, г) и $4,54 \cdot 10^{-5}$ м (д, е) при действии ионизирующего излучения на киборит при плотности теплового потока 10^{11} Вт/м² и времени его действия $t=10^{-7}$ с (а, б), $t=10^{-6}$ с (в, г) и $t=10^{-5}$ с (д, е)

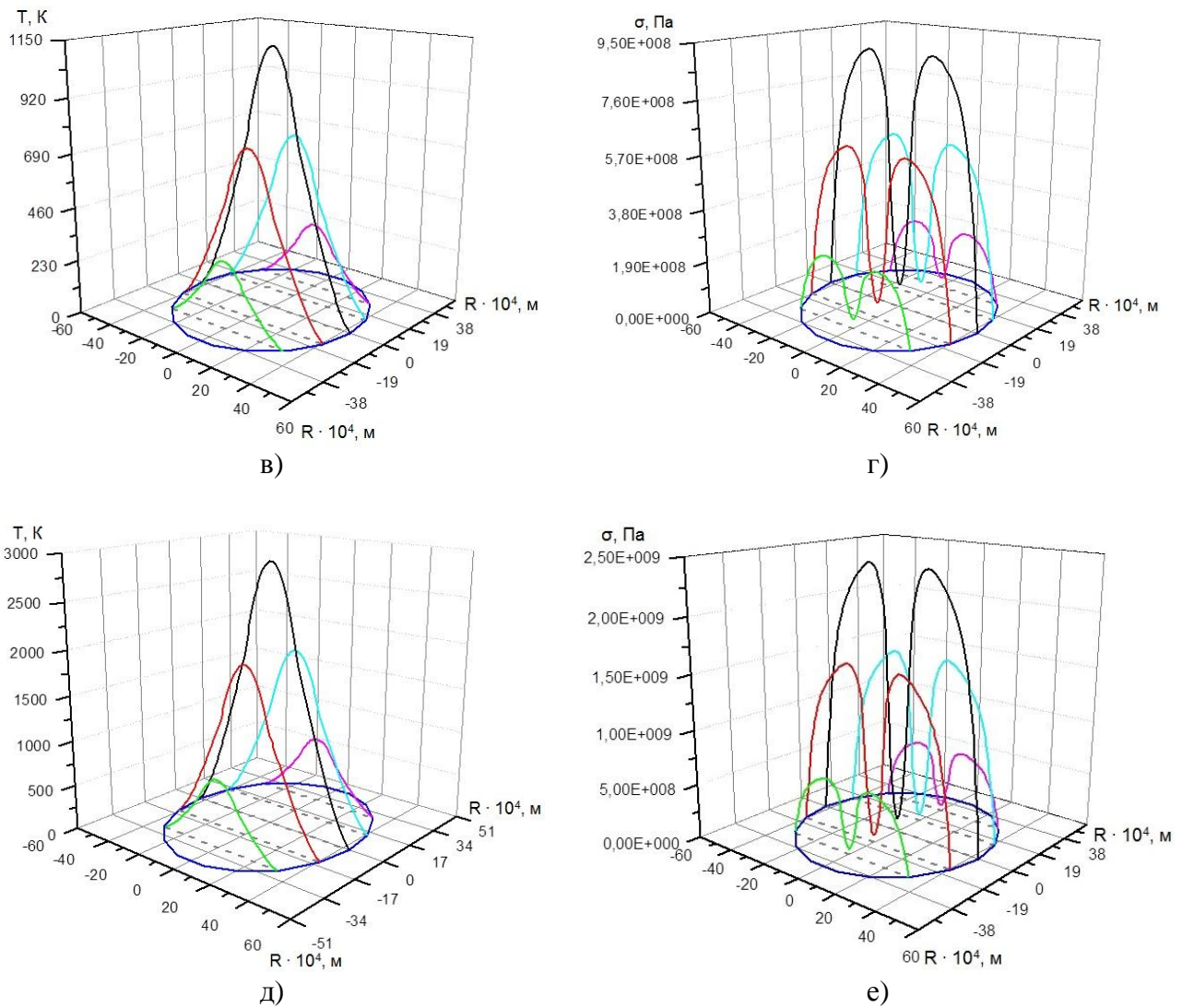
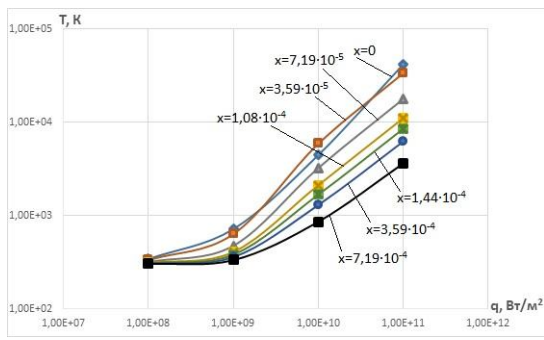


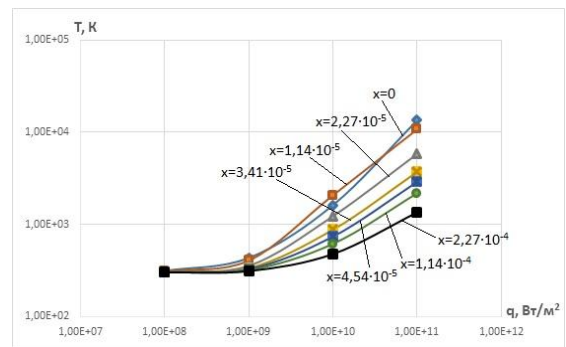
Рисунок 1 –Окончание

В результате расчётов получены зависимости (рис. 2) максимальной температуры в зоне действия ионизирующего излучения на киборит от плотности теплового потока на разных глубинах в теле материала и на поверхности ($x = 0$) при различных временах действия теплового потока (а – 10^{-4} с, б – 10^{-5} с, в – 10^{-6} с, г – 10^{-7} с).

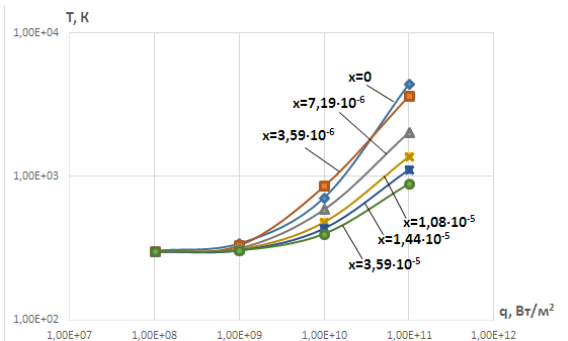
Анализ этих зависимостей показывает, что в случае действия теплового потока плотностью 10^{11} Вт/м² реализуются температуры, которые существенно превышают необходимые для образования наноструктур практически на всех глубинах, исключение составляет глубина $7,19 \cdot 10^{-4}$ м. При меньших величинах плотности теплового потока 10^{10} Вт/м² температуры, необходимые для образования наноструктур, реализуются в зоне от $x = 1,44 \cdot 10^{-4}$ м до $x = 7,19 \cdot 10^{-4}$ м, снижение плотности теплового потока до 10^9 Вт/м² приводит к тому, что необходимые температуры достигаются практически от поверхности и до глубины $3,59 \cdot 10^{-5}$ м, т.е. достигается критерий необходимой температуры. При плотности теплового потока 10^8 Вт/м² температурный режим не позволяет получать наноструктуры (рис.2, а). Для того чтобы определить реальность получения наноструктур, необходимо было найти скорость роста температуры в каждом из рассмотренных случаев.



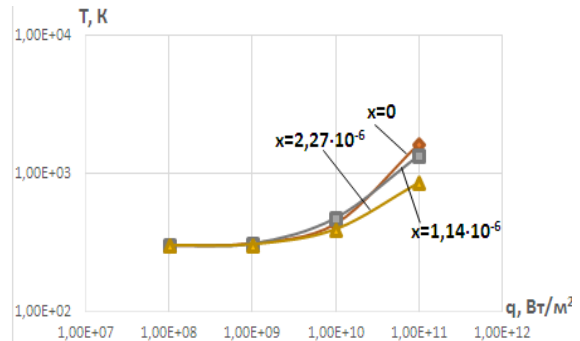
а)



б)

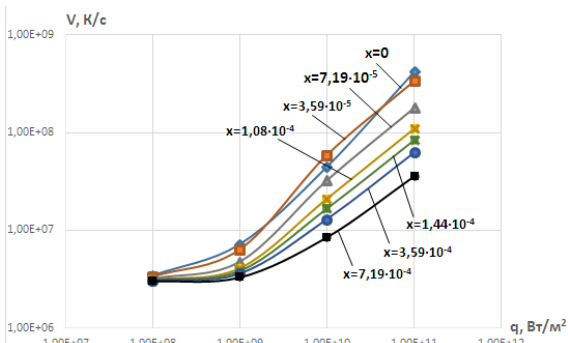


в)

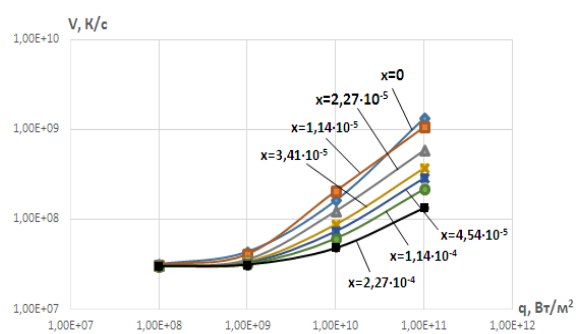


г)

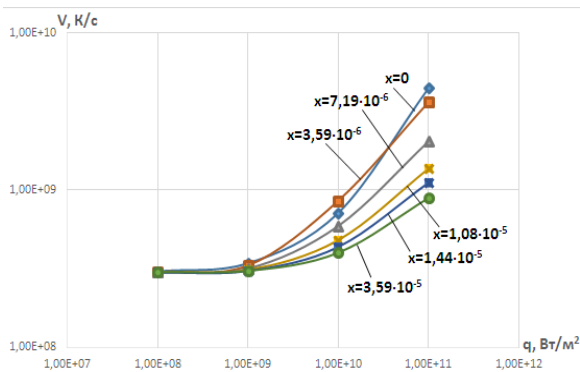
Рисунок 2 – Зависимость максимальной температуры в зоне действия ионизирующего излучения на СТМ киборит от плотности теплового потока на разных глубинах при времени действия: а – $t=10^{-4}$ с; б – $t=10^{-5}$ с, в – $t=10^{-6}$ с, г – $t=10^{-7}$ с



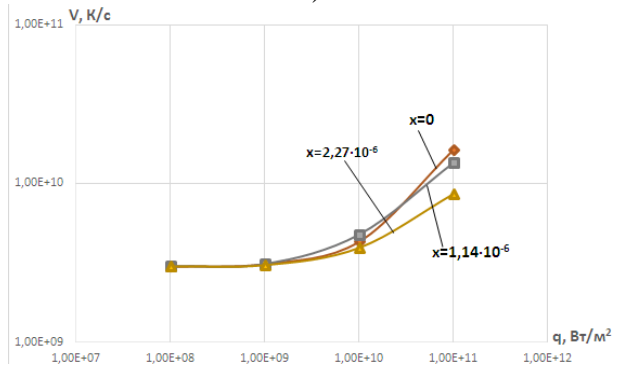
а)



б)



в)



г)

Рисунок 3 – Зависимость скорости изменения температуры в зоне действия ионизирующего излучения на СТМ киборит от плотности теплового потока на разных глубинах при времени действия: а – $t=10^{-4}$ с; б – $t=10^{-5}$ с, в – $t=10^{-6}$ с, г – $t=10^{-7}$ с

На рис. 3 для тех же условий были показаны зависимости скорости нарастания температуры от плотности теплового потока, и видно, что критический барьер 10^7 К/с не преодолели плотности теплового потока 10^8 и 10^9 Вт/м² полностью, а для 10^{10} Вт/м² на глубине $7,19 \cdot 10^{-4}$ м нет реальной возможности получения наноструктур. Такой подход позволяет оценить технологические параметры после ограничения диапазона температур до 1500 К.

При времени действия лазерного излучения 10^{-5} с картина изменилась: при плотности теплового потока 10^{11} Вт/м² только для глубин от $x = 1,14 \cdot 10^{-4}$ м до $x = 2,27 \cdot 10^{-4}$ м есть реальная возможность получения наноструктур после проверки скорости нарастания температуры. При плотности теплового потока 10^{10} Вт/м² в диапазоне глубин от $1,14 \cdot 10^{-5}$ м до $2,27 \cdot 10^{-4}$ м есть возможность получения наноструктур по критерию достижения требуемых температур. Тогда как при плотности теплового потока 10^9 Вт/м² реализуется возможность получения наноструктур от $x = 0$ до $x = 2,27 \cdot 10^{-5}$ м. При плотности 10^8 Вт/м² наноструктуры не могут быть образованы (рис.3, б).

Полученные значения диапазонов глубин в материале, где возможно получение наноструктур, проверяем по критической скорости изменения температуры 10^7 К/с. Оказывается, что в этом режиме практически для всех плотностей теплового потока возможно образование наноструктур по скорости нарастания температуры (рис. 3, б).

При действии теплового потока за время 10^{-6} с характер зависимостей несколько изменился: величины температур снизились и при плотности теплового потока 10^{11} Вт/м² есть возможность получения наноструктур при глубинах от $1,08 \cdot 10^{-5}$ до $3,59 \cdot 10^{-5}$ м. Для плотности теплового потока 10^{10} Вт/м² наноструктуры можно получать от поверхности $x = 0$ до $x = 1,08 \cdot 10^{-5}$ м. При плотностях теплового потока 10^9 Вт/м² и 10^8 Вт/м² наноструктуры получить не удаётся из-за того, что температура не достигает 500 К (рис. 2, в).

Анализ зависимости скорости изменения температуры от плотности теплового потока для этого же времени 10^{-6} с показывает, что по скорости нарастания температуры получение наноструктур возможно, когда первый критерий соблюдается, т.е. температура лежит в пределах 500...1500 К. Для времени действия 10^{-7} с при плотности теплового потока 10^{11} Вт/м² в слое от $x = 0$ (поверхность) до $x = 2,27 \cdot 10^{-6}$ м всегда получают наноструктуры, тогда как для плотности теплового потока 10^{10} Вт/м² наноструктуры получают от глубины $1,14 \cdot 10^{-5}$ до $2,27 \cdot 10^{-4}$ м. При плотностях теплового потока 10^9 Вт/м² и 10^8 Вт/м² (рис. 2, г). несмотря на то, что скорости нарастания температуры для всех рассмотренных вариантов действия теплового потока превышают необходимую 10^7 К/с, наноструктуры не образуются из-за невыполнения первого критерия.

При плотности теплового потока 10^9 Вт/м² по температуре можно ожидать наноструктуры при времени действия 10^{-4} с, но в этом случае скорость роста температуры меньше необходимой для их получения и составляет величины от $3,04 \cdot 10^6$ до $7,16 \cdot 10^6$ К/с, то есть мы не имеем возможности получения наноструктур по второму критерию. Анализ результатов расчетов, аналогичных приведенным, показывает, что в случае действия ионизирующего излучения с плотностью теплового потока 10^{11} Вт/м² при временах его действия от 10^{-7} до 10^{-5} с есть реальная возможность получения слоев наноструктур от $7 \cdot 10^{-7}$ до $3,5 \cdot 10^{-5}$ м.

Анализ зависимости максимальной температуры и скорости роста температуры от теплового потока показал, что используя эти зависимости можно получить параметры потока ионизирующего излучения, при которых образуются наноструктуры (при плотностях теплового потока от 10^8 до 10^{11} Вт/м² и временах действия 10^{-7} ... 10^{-4} с).

Выводы

1. Показана возможность получения наноструктур при действии ионизирующего излучения с плотностью теплового потока 10^{11} Вт/м² и временем действия 10^{-7} ... 10^{-5} с, глубина слоя с НС составляет величину от 10^{-7} до 10^{-5} м. При меньших плотностях теплового

потока 10^{10} Вт/м² получение наноструктур даже малой толщины проблематично, а при плотностях теплового потока порядка 10^9 Вт/м² вообще невозможно.

2. Перспективным для получения наноструктур может быть лазерное излучение с плотностью теплового потока порядка 10^{12} Вт/м² и временами действия теплового потока 10^{10} ... 10^{-7} с.

3. Показано, что для выбора технологических параметров ионизирующего излучения необходимо учитывать не только величины температур в зоне действия излучения, но и скорость его роста, т.е. обеспечивать диапазон требуемых температур в диапазоне 500...1000 К и скорость нарастания температур более, чем 10^7 с.

Перечень источников литературы: 1. Костюк Г.И. Эффективный режущий инструмент с покрытием и упрочненным слоем [Текст]: моногр.-справ. / Г.И. Костюк. – Х.: Нац. аэрокосм. ун-т «Харьк. авиац. ин-т», 2007. – 633с. 2. Костюк Г.И. Эффективные покрытия и модифицированные упрочненные слои на режущих инструментах [Текст]: моногр.-справ. / Г.И. Костюк. – К.: Изд. центр Междунар. академии наук и инновац. технологий, 2012. – 728с. 3. Сверхтвердые материалы, получение и применение [Текст]: моногр. в 6 т. / под общей ред. Н.В. Новикова. – К.: ИСМ им. В.Н. Бакуля, ИПЦ АЛКОН НАНУ, 2006. – Т. 5: Обработка материалов лезвийным инструментом / под ред. С.А. Клименко. – 316с. 4. Костюк Г.И. Нанотехнологии: выбор технологических параметров и установок, производительность обработки, физико-механические характеристики наноструктур [Текст]: моногр. / Г.И. Костюк. – К.: Изд. центр Междунар. академии наук и инновац. технологий, 2014. – 472с. 5. Костюк Г.И. Нанотехнологии: теория, эксперимент, техника, перспективы [Текст]: моногр. / Г.И. Костюк. – К.: Изд. центр Междунар. академии наук и инновац. технологий, 2012. – 648с. 6. Костюк Г.И. Наноструктуры и нанопокрyтия: перспективы и реальность [Текст]: учеб.пособие / Г.И. Костюк. – Х.: Нац. аэрокосм. ун-т «Харьк. авиац. ин-т», 2009. – 406 с. 7. Костюк Г.И. Физико-технические основы нанесения покрытий, ионной имплантации и ионного легирования, лазерной обработки и упрочнения, комбинированных технологий [Текст] / Г.И. Костюк. – К.: Изд-во АИНУ, 2002.– Кн.1: Физические процессы плазменно-ионных, ионно-лучевых, плазменных, светолучевых и комбинированных технологий. – 596с. 8. Костюк Г.И. Физико-технические основы нанесения покрытий, ионной имплантации и ионного легирования, лазерной обработки и упрочнения, комбинированных технологий [Текст] / Г.И. Костюк. – К.: Изд-во АИНУ, 2002. – Кн. 2: Справочник для расчета основных физических и технологических параметров, оценки возможностей, выбора типа технологий и оборудования. – 482с.

Рецензент: Долматов А.И., д.т.н., проф., НАУ «ХАИ»

НАНОСТРУКТУРЫ НА РИ ИЗ СТМ КИБОРИТ ПРИ ДЕЙСТВИИ ЛАЗЕРНОГО ИЗЛУЧЕНИЯ

Костюк Г.И., Широкий Ю.В.

Получены максимальные температуры, скорости роста температур и температурных напряжений в режущем инструменте (РИ) из киборита при действии ионизирующего излучения с плотностью теплового потока $10^8 \dots 10^{11}$ Вт/м² и при временах действия $10^{-7} \dots 10^{-5}$ с. Показано, что при плотности 10^{11} Вт/м² для времён действия $10^{-7} \dots 10^{-5}$ с практически всегда есть вероятность получения наноструктур (НС) в материале, тогда как при более низких значениях плотности теплового потока, не смотря на то, что необходимые температуры и достигаются, скорости их роста не достаточны для получения наноструктур. Температурные же напряжения не достигают значений необходимых для получения наноструктур, но они ускоряют процесс образования НС.

НАНОСТРУКТУРИ НА РІ З ВТМ КИБОРИТ ПРИ ДІЇ ЛАЗЕРНОГО ВИПРОМІНЮВАННЯ

Костюк Г.И., Широкий Ю.В.

Отримані максимальні температури, швидкості росту температур та температурних напружень в різальному інструменті (РІ) з кибориту при дії іонізуючого випромінювання зі щільністю теплового потоку $10^8 \dots 10^{11}$ Вт/м² і при часах дії $10^{-7} \dots 10^{-5}$ с. Показано, що при щільності 10^{11} Вт/м² для часів дії $10^{-7} \dots 10^{-5}$ с практично завжди є ймовірність отримання наноструктур (НС) в матеріалі, тоді як при більш низьких значеннях щільності теплового потоку не дивлячись на те, що необхідні температури і досягаються, але швидкості їх зростання не достатні для отримання наноструктур. Температурні напруження не досягають значень, необхідних для отримання наноструктур, але вони прискорюють процес утворення НС.

NANOSTRUCTURES ON RI FROM STM KIBRIT UNDER THE ACTION OF LASER RADIATION

Kostyuk G.I., Shirokiy YU.V.

The maximum of temperatures, the speed of temperatures growth and thermal stresses in the cutting tool (CT) under the action of ionizing radiation with a heat flux density of $10^8 \dots 10^{11}$ W/m² and at the time of action $10^{-7} \dots 10^{-5}$ s. It is shown that at density 10^{11} W/m² for the time of $10^{-7} \dots 10^{-5}$ s action with almost always there is the probability of obtaining nanostructures (NS) in the material, while lower values of heat flux density in spite of the fact that the necessary temperature is achieved, but the speed of their growth is not sufficient to produce the nanostructures. The temperature of the same stresses does not reach values necessary for obtaining the nanostructures, but they accelerate the formation of the nanostructures.

Ключевые слова: наноструктуры, лазерное излучение, температура, скорость роста температуры, температурные напряжения

Ключові слова: наноструктури, лазерне випромінювання, температура, швидкість зростання температури, температурні напруження

Keywords: nanostructures, laser radiation, temperature, the speed of temperature growth, the thermal stresses

Дата подання статті до редакції: 22 жовтня 2015 р.

УДК 621.923

Минчев Р.М.

ООО «Энергореле», г. Мариуполь, Украина

ОЦЕНКА ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ВОЗМОЖНОСТЕЙ УМЕНЬШЕНИЯ ШЕРОХОВАТОСТИ ПОВЕРХНОСТИ ПРИ АБРАЗИВНОЙ ОБРАБОТКЕ ОТВЕРСТИЙ**Введение**

Обеспечение шероховатости поверхности на уровне $R_a=0,05$ мкм и ниже при обработке отверстий в высокоточных деталях является трудноразрешимой задачей, поскольку, используя традиционные схемы внутреннего шлифования, достичь такого высокого уровня шероховатости поверхности фактически невозможно. Поэтому основными методами финишной обработки отверстий является доводка свободным абразивом и обработка методами пластического деформирования материала [1-3]. Между тем, все возрастающие требования к точности и шероховатости обрабатываемых поверхностей отверстий, стремление к повышению производительности обработки требует разработки и применения новых более эффективных методов и условий финишной абразивной обработки. Для этого следует использовать современные теоретико-вероятностные подходы к расчету параметров шероховатости поверхности [4, 5], которые позволяют с высокой степенью точности и достаточно объективно аналитически описать основные закономерности формирования шероховатости поверхности при абразивной обработке. В связи с этим, в работе произведен теоретический анализ технологических возможностей уменьшения шероховатости поверхности при обработке отверстий до уровня $R_a=0,05$ мкм на финишных операциях на основе сравнения расчетных значений параметра шероховатости поверхности R_a для различных схем и условий абразивной обработки.

Основная часть

В работе [6] приведена упрощенная зависимость для определения параметра шероховатости поверхности R_a , полученная применительно к процессу доводки абразивными зернами, имеющими одинаковую высоту выступания, с учетом вероятностного участия зерен в резании с использованием теоремы умножения независимых случайных величин:

$$R_a = \frac{0,367 \cdot B}{\operatorname{tg} \gamma \cdot n}, \quad (1)$$

где B – ширина обработки, мм; γ – половина угла при вершине конусообразного зерна; n – количество абразивных зерен, участвующих в процессе формирования шероховатости поверхности.

С учетом соотношения $n = k \cdot B \cdot L$ зависимость (1) выразится:

$$R_a = \frac{0,367}{\operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot L}, \quad (2)$$

где k – поверхностная концентрация зерен, шт./мм²; L – длина рабочей части абразивного инструмента, участвующая в процессе формирования шероховатости поверхности, мм.

В табл. 1 приведены расчетные значения параметра шероховатости поверхности R_a для $k=50$ шт./мм² и $\gamma=45^\circ$. Как видно, для обеспечения заданного значения параметра $R_a=0,05$ мкм необходимо реализовать значение $L > 200$ мм, что вполне осуществимо при хонинговании отверстия.

Следует отметить, что наряду с увеличением количества одновременно работающих абразивных зерен, процесс хонингования позволяет уменьшить энергоемкость обработки за счет периодического изменения направления движения абразивных зерен и перерезания ими

предыдущих срезов. Это существенно снижает силовую напряженность процесса резания и позволяет повысить качество и точность обрабатываемых поверхностей.

Таблица 1

Расчетные значения параметра шероховатости поверхности R_a

L , мм	1	10	50	100	200	500
R_a , мкм	7,34	0,734	0,147	0,0734	0,0367	0,0147

При внутреннем шлифовании справедливо соотношение $n = k \cdot B \cdot V_{кр} \cdot \tau$, где $V_{кр}$ – скорость круга, м/с; $\tau = l / V_{дет}$ – время контакта фиксированного поперечного сечения обрабатываемой поверхности с кругом, с; l – длина дуги контакта круга с обрабатываемой поверхностью, м; $V_{дет}$ – скорость детали, м/с. Тогда:

$$n = k \cdot B \cdot l \cdot \frac{V_{кр}}{V_{дет}}. \quad (3)$$

Соответственно зависимость (1) принимает вид:

$$R_a = \frac{0,367}{\text{tg} \gamma \cdot k \cdot l} \cdot \frac{V_{дет}}{V_{кр}}. \quad (4)$$

Параметр l при внутреннем шлифовании определяется зависимостью [7]:

$$l = \sqrt{\frac{2 \cdot t}{\left(\frac{1}{R_{кр}} - \frac{1}{R_{дет}} \right)}}, \quad (5)$$

где t – глубина шлифования, м; $R_{кр}$, $R_{дет}$ – соответственно радиусы круга и обрабатываемого отверстия детали, м.

Как следует из табл. 2, параметр l при внутреннем шлифовании принимает весьма малые значения, например по сравнению с процессом хонингования, где параметр l принимает значения, равные или близкие к длине окружности обрабатываемого отверстия. Параметр l при внутреннем шлифовании также значительно меньше, чем при плоском шлифовании и, в особенности, при шлифовании торцом круга. По данным работы [1] при плоском шлифовании торцом алмазного чашечного круга детали, напыленной сплавом СНГН, параметр шероховатости поверхности R_a принимает небольшие значения, близкие к 0,02 мкм. Очевидно, добиться такой шероховатости поверхности при внутреннем шлифовании весьма сложно. Экспериментально установлено, что чем выше твердость обрабатываемого материала, тем меньше может быть параметр шероховатости поверхности R_a вследствие уменьшения глубины внедрения режущих зерен в обрабатываемый материал. Этому также способствует увеличение площадок износа на режущих зернах, что, собственно, и предопределило достижение небольших значений $R_a = 0,02$ мкм при шлифовании торцом алмазного чашечного круга детали, напыленной сплавом СНГН высокой твердости.

Таблица 2

Расчетные значения параметра l для $t = 0,01$ мм; $R_{дет} = 40$ мм

$R_{кр}$, мм	20	30	36	39
l , мм	0,894	1,552	2,683	5,585

Вместе с тем, параметр шероховатости поверхности R_a при внутреннем шлифовании, исходя из зависимости (4), зависит от отношения скоростей детали $V_{дет}$ и круга $V_{кр}$, которое принимает небольшое значение, например, при $V_{дет} = 30$ м/мин и $V_{кр} = 30$ м/с равно $V_{дет} / V_{кр} = 0,017$. Тогда с учетом значения $l = 1,552$ мм (для $R_{кр} = 30$ мм), приведенного в табл. 2, и $k = 50$

шт./мм²; $\gamma=45^{\circ}$ параметр шероховатости поверхности $R_a=0,08$ мкм. Для $R_{kp}=36$ мм и соответственно $l=2,683$ мм параметр $R_a=0,047$ мкм, т.е. в этом случае фактически достигается требуемое значение $R_a=0,05$ мкм. Однако, в отличие от процесса доводки абразивными зернами, которые имеют примерно одинаковую высоту выступания, при шлифовании на рабочей поверхности круга абразивные зерна выступают на разную высоту, что приводит к образованию срезов разной толщины и к увеличению шероховатости поверхности в 2 – 3 и более раз.

Очевидно, добиться требуемой шероховатости поверхности $R_a=0,05$ мкм в этих условиях чрезвычайно сложно. Исходя из зависимостей (4) и (5) уменьшить параметр шероховатости поверхности R_a можно лишь за счет существенного уменьшения скорости детали V_{dem} и увеличения глубины шлифования t . Это достигается в условиях глубинного шлифования с относительно небольшой скоростью детали, например равной $V_{dem}=0,5 - 5$ м/мин и глубиной шлифования $t=0,1 - 1$ мм. О возможности достижения такой шероховатости поверхности при глубинном шлифовании сказано в работе [3]. Однако при этом процесс шлифования протекает достаточно нестабильно, с высокой силовой напряженностью, имеет место интенсивное трение круга с обрабатываемым материалом. По сути, этот процесс можно отнести к высокопроизводительному шлифованию, осуществляемому со съемом значительных припусков, что не свойственно для методов финишной абразивной обработки. Поэтому глубинное шлифование нельзя рассматривать эффективным методом финишной обработки, обеспечивающим высокие показатели шероховатости поверхности. Важным условием уменьшения параметра шероховатости поверхности R_a является создание площадок на вершинах абразивных зерен. В работе [6] приведена аналитическая зависимость для определения параметра R_a с учетом образования на вершинах зерен площадок длиной x :

$$R_a = \frac{0,367 \cdot B}{tg \gamma \cdot n} \cdot e^{-\frac{x \cdot n}{B}}. \quad (6)$$

Зависимость (6) отличается от аналогичной зависимости (1) множителем $e^{-\frac{x \cdot n}{B}} < 1$. Очевидно, чем больше параметры x и n , тем меньше R_a . Причем, с увеличением количества зерен n на рабочей поверхности инструмента множитель $e^{-\frac{x \cdot n}{B}}$ уменьшается в значительно большее количество раз, чем множитель $\frac{0,367 \cdot B}{tg \gamma \cdot n}$, входящий в зависимость (6). Это указывает на возможность существенного уменьшения параметра R_a .

Подтверждением сказанному являются результаты численных расчетов по преобразованной зависимости (6), полученной с учетом выражения $n = k \cdot B \cdot L$:

$$R_a = \frac{0,367}{tg \gamma \cdot k \cdot l} \cdot e^{-x \cdot k \cdot l}. \quad (7)$$

Для исходных данных: $k=50$ шт./мм²; $\gamma=45^{\circ}$; $x=0,01$ мм при $L=1$ мм множитель $e^{-x \cdot k \cdot l}=0,6$, а параметр $R_a=4,4$ мкм. Соответственно при $L=10$ мм множитель $e^{-x \cdot k \cdot l}=0,067$, а параметр $R_a=0,005$ мкм. Этим показано, что за счет создания на вершинах зерен площадок длиной $x=0,01$ мм можно стабильно обеспечить требуемое значение параметра шероховатости поверхности $R_a=0,05$ мкм.

Между тем, данное условие выполняется, если все зерна имеют на вершинах одинаковые площадки износа, т.к. при наличии отдельных зерен, выступающих на большую высоту, на обрабатываемой поверхности появятся отдельные “риски-царапины”, что приведет к увеличению параметра R_a . Поэтому важным условием обеспечения высоких показателей шероховатости поверхности следует рассматривать уменьшение или даже исключение разновысотного выступания абразивных зерен, что характерно для

традиционных абразивных кругов. Процесс обработки свободным абразивом в этом плане в меньшей мере подвержен влиянию разновысотного расположения абразивных зерен на рабочей поверхности инструмента, что способствует достижению меньших значений параметра шероховатости поверхности R_a и возможности его эффективного применения на финишных операциях обработки. Исходя из этого, важным решением задачи достижения шероховатости поверхности $R_a=0,05$ мкм при внутреннем шлифовании следует рассматривать создание на рабочей поверхности круга примерно одновысотного расположения абразивных зерен, например путем наклеивания на рабочую поверхность круга абразивного порошка. Это позволит реализовать приведенные выше расчетные значения $R_{sp}=36$ мкм; $l=2,683$ мм; $V_{оem}/V_{sp}=0,017$ и соответственно параметр шероховатости поверхности $R_a=0,05$ мкм. Можно также применять шлифовальные круги с наклеенным на рабочую поверхность мелкозернистым абразивным полотном, характеризующимся одновысотным расположением зерен на рабочей поверхности.

Существенным фактором уменьшения шероховатости поверхности при обработке свободным абразивом (в отличие от обработки связанным абразивом) является применение мелкозернистого абразива в связи с отсутствием необходимости жесткого закрепления зерен в связке инструмента. Для того чтобы оценить влияние зернистости алмазного круга на параметр шероховатости поверхности R_a , выразим поверхностную концентрацию зерен известной зависимостью [8]:

$$k = \frac{3 \cdot m \cdot (1 - \varepsilon)}{200 \cdot \pi \cdot \bar{X}^2}, \quad (8)$$

где m – объемная концентрация зерен круга (например, для 100%-й концентрации алмазного круга – $m=100$); \bar{X} – зернистость круга, м; $(1 - \varepsilon)$ – безразмерная величина, определяющая степень выступания режущих зерен над уровнем связки круга, изменяется в пределах $0 \dots 0,5$.

Тогда зависимость (2) примет вид:

$$R_a = \frac{24,47 \cdot \pi \cdot \bar{X}^2}{\text{tg} \gamma \cdot m \cdot (1 - \varepsilon) \cdot L}. \quad (9)$$

Как следует из зависимости (9), с уменьшением зернистости круга \bar{X} параметр шероховатости поверхности R_a уменьшается по квадратичной зависимости, т.е. чрезвычайно интенсивно. Однако, зернистость круга можно уменьшать до определенной величины, например, $\bar{X}=0,02$ мм в связи с ограниченной возможностью жесткого закрепления зерен в связке круга. Поэтому обработку, например зернами размером 1/0, можно производить исключительно лишь методом доводки свободным абразивом, что и предопределяет возможность существенного уменьшения шероховатости поверхности при обработке свободным абразивом.

Промежуточным решением может быть применение шлифовальных кругов, изготовленных методом электрогальванического нанесения алмазного или абразивного порошка на его рабочую поверхность. В этом случае фактически исключается разновысотное расположение зерен на рабочей поверхности инструмента и появляется возможность использования мелкозернистого абразива, например зернистостью 5/3 и менее. По сути, в этом случае реализуется метод обработки свободным абразивом с обеспечением высоких показателей шероховатости поверхности.

Дополнительным условием обеспечения заданной шероховатости поверхности при внутреннем шлифовании следует также рассматривать расположение оси вращения шлифовального круга перпендикулярно направлению вращения обрабатываемой детали. Это позволит существенно увеличить длину дуги контакта круга с обрабатываемой поверхностью l , которая при обычном внутреннем шлифовании, исходя из табл. 2, принимает весьма небольшие значения, изменяющиеся в пределах 5 мм. Согласно предложенному решению, длина дуги контакта круга с обрабатываемой поверхностью l

может достигать половины длины окружности обрабатываемого отверстия, т.е. $l = 0,5 \cdot \pi \cdot R_{\text{отв}}$. Очевидно, в этом случае будет гарантированно обеспечиваться требуемое значение параметра шероховатости поверхности $R_a = 0,05$ мкм.

Проведенные экспериментальные исследования шероховатости поверхности отверстия при использовании предложенной схемы внутреннего шлифования подтвердили возможность достижения значения $R_a = 0,05$ мкм [9]. Шлифование отверстий в пневмоцилиндрах осуществлялось войлочным (фетровым) кругом с наклеенным абразивным порошком.

Выводы

Проведен теоретический анализ различных методов и условий, направленных на уменьшение шероховатости поверхности при абразивной обработке отверстий. Показано, что внутреннее шлифование является высокопроизводительным методом финишной обработки отверстий, однако обеспечение шероховатости поверхности на уровне $R_a = 0,05$ мкм является трудноразрешимой задачей, в связи с разновысотным расположением абразивных зерен на рабочей поверхности круга и их небольшим количеством, участвующим в формообразовании поверхностей. Обоснованы условия существенного уменьшения шероховатости поверхности за счет применения глубинного шлифования с относительно небольшой скоростью вращения детали, а также за счет создания площадок на вершинах зерен. Расчетами установлено, что обеспечение одновысотного выступания зерен на рабочей поверхности абразивного инструмента и увеличение количества зерен, участвующих в формировании шероховатости поверхности, являются основными условиями уменьшения шероховатости поверхности при абразивной обработке. Выполнить эти условия можно применением доводки свободным абразивом, а также шлифованием абразивными кругами с примерно одновысотным выступанием зерен над уровнем связки, что достигается, например, наклеиванием на рабочую поверхность круга абразивного порошка и изменением оси вращения шлифовального круга – она должна быть направлена перпендикулярно оси вращения обрабатываемой детали.

Перечень источников литературы: 1. Рыжов Э.В. Технологические методы повышения износостойкости деталей машин / Э.В. Рыжов. – К.: Наукова думка, 1984. – 272с. 2. Линчевский П.А. Обработка деталей на отделочно-расточных станках / П.А. Линчевский, Т.Г. Джугурян, А.А. Оргиян. – К.: Техника, 2001. – 300с. 3. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общ. ред. Ф.В. Новикова и А.В. Якимова. В десяти томах. – Т. 4. "Теория абразивной и алмазно-абразивной обработки материалов" – Одесса: ОНПУ, 2002. – 802 с. 4. Королев А.В. Исследование процессов образования поверхностей инструмента и детали при абразивной обработке / А.А. Королев. – Саратов: Изд-во Саратов. ун-та, 1975. – 212с. 5. Новоселов Ю.К. Динамика формообразования поверхностей при абразивной обработке / Ю.К. Новоселов. – Саратов, 1979. – 232с. 6. Нежебовский В.В. Технологическое обеспечение качества обработки зубчатых колес приводов шахтных конвейеров на операциях зубошлифования: дис. канд. техн. наук: 05.02.08 / В.В. Нежебовский. – Одесса: ОНПУ, 2011. – 249с. 7. Новиков Ф.В. Физические и кинематические основы высокопроизводительного алмазного шлифования: автореф. дис. на соискание научн. степени докт. техн. наук: спец. 05.03.01 "Процессы механической обработки, станки и инструменты" / Ф.В. Новиков. – Одесса: ОГПУ, 1995. – 36 с. 8. Алмазно-абразивная обработка материалов: справочник / Под ред. проф. А.Н. Резникова. – М.: Машиностроение, 1977. – 390 с. 9. Брижан Т.М. Забезпечення точності лезової та абразивної обробки отворів у деталях гідравлічної апаратури: автореф. дис. на здобуття наук. ступеня канд. техн. наук: спец. 05.02.08 "Технологія машиностроєння" / Т.М. Брижан. – Одеса: ОНПУ, 2015. – 21 с.

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

ОЦЕНКА ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ВОЗМОЖНОСТЕЙ УМЕНЬШЕНИЯ ШЕРОХОВАТОСТИ
ПОВЕРХНОСТИ ПРИ АБРАЗИВНОЙ ОБРАБОТКЕ ОТВЕРСТИЙ
Минчев Р.М.

Проведен теоретический анализ различных методов и условий, направленных на уменьшение шероховатости поверхности при абразивной обработке отверстий. Показано, что внутреннее шлифование является высокопроизводительным методом финишной обработки отверстий, однако обеспечение шероховатости поверхности на уровне $R_a=0,05$ мкм является трудноразрешимой задачей, в связи с разновысотным расположением абразивных зерен на рабочей поверхности круга и их небольшим количеством, участвующим в формообразовании поверхностей. Обоснованы условия существенного уменьшения шероховатости поверхности за счет применения глубинного шлифования с относительно небольшой скоростью вращения детали и создания площадок на вершинах зерен, применения доводки свободным абразивом и шлифования абразивными кругами с примерно одновысотным выступанием зерен над уровнем связки. Это достигается, например, наклеиванием на рабочую поверхность круга абразивного порошка и изменением оси вращения шлифовального круга – она должна быть направлена перпендикулярно оси вращения обрабатываемой детали.

ОЦІНЮВАННЯ ТЕХНОЛОГІЧНИХ МОЖЛИВОСТЕЙ ЗМЕНШЕННЯ ШОРСТКОСТІ ПОВЕРХНІ
ПРИ АБРАЗИВНІЙ ОБРОБЦІ ОТВОРІВ
Мінчев Р.М.

Проведено теоретичний аналіз різних методів і умов, спрямованих на зменшення шорсткості поверхні при абразивній обробці отворів. Показано, що внутрішнє шліфування є високопродуктивним методом фінішної обробки отворів, однак забезпечення шорсткості поверхні на рівні $R_a=0,05$ мкм є важкорозв'язним завданням у зв'язку з разновисотним розташуванням абразивних зерен на робочій поверхні круга та їх невеликою кількістю, яка бере участь у формоутворенні поверхонь. Обґрунтовано умови істотного зменшення шорсткості поверхні за рахунок застосування глибинного шліфування з відносно невеликою швидкістю обертання деталі й створення площадок на вершинах зерен, застосування доведення вільним абразивом і шліфування абразивними кругами із приблизно одновисотним виступанням зерен над рівнем зв'язки. Це досягається, наприклад, наклеюванням на робочу поверхню круга абразивного порошку й зміною осі обертання шліфувального круга - вона повинна бути спрямована перпендикулярно осі обертання оброблюваної деталі.

ASSESSMENT OF TECHNOLOGICAL OPPORTUNITIES TO REDUCE ROUGH SURFACE
ABRASIVE TREATMENT HOLES
Minthev R.M.

A theoretical analysis of the various methods and conditions, to reduce the surface roughness when abraded holes. It is shown that internal grinding method is a high finishing holes, but providing a surface roughness level of $R_a=0.05$ microns is a formidable task, due to the different height location of abrasive grains on the working surface of the wheel and a small amount of participating in the forming surfaces. Reasonable terms substantially reducing the surface roughness by the use of creep feed grinding with a relatively low speed components and the creation of platforms on the tops of the grain, the use of loose abrasive polishing and grinding abrasive wheels with approximately odnovysotnym protruding grains above the ligament. This is achieved, for example, applying a circle on the working surface of the abrasive powder and change the axis of rotation of the grinding wheel - it must be perpendicular to the axis of rotation of the workpiece.

Ключевые слова: отверстие, абразивная обработка, шероховатость поверхности, внутреннее шлифование, глубинное шлифование, доводка свободным абразивом, обрабатываемая деталь, шлифовальный круг

Ключові слова: отвір, абразивна обробка, шорсткість поверхні, внутрішнє шліфування, глибинне шліфування, доведення вільним абразивом, оброблювана деталь, шліфувальний круг

Keywords: hole, abrasion, surface roughness, internal grinding, creep feed grinding, lapping with a free abrasive, the workpiece, the grinding wheel

Дата подання статті до редакції: 3 листопада 2015 р.

УДК 621.91

¹Мироненко Е. В., ¹Гузенко В. С., ¹Калиниченко В. В., ²Носков В. В.¹ДГМА, г. Краматорск, Украина;²ПАО НКМЗ, г. Краматорск, Украина

ПРИМЕНЕНИЕ РЕЗЦОВ С ТВЕРДОСПЛАВНЫМИ РЕЖУЩИМИ ПЛАСТИНАМИ С ИЗНОСОСТОЙКИМИ ПОКРЫТИЯМИ ПРИ ПОЛУЧИСТОВОЙ ОБРАБОТКЕ ВАЛКОВ ПРОКАТНЫХ СТАНОВ

Постановка проблемы

Токарная обработка валков прокатных станов характеризуется значительной удельной долей времени в общей трудоемкости изготовления валков. В связи с этим повышение эффективности токарной обработки прокатных валков является актуальной и важной научно-практической задачей, стоящей перед предприятиями-производителями прокатного оборудования. В ходе технического переоснащения производства прокатных валков на ведущих предприятиях отрасли в полной мере проявляется проблема эффективного инструментального обеспечения токарной обработки. В частности, при токарной обработке стальных прокатных валков все чаще применяются токарные резцы с твердосплавными режущими пластинами с износостойкими покрытиями производства ведущих мировых фирм-производителей инструмента. Особенности технологического процесса изготовления прокатных валков зачастую требуют использования таких резцов не только на чистовых токарных операциях, но и на операциях получистовой обработки. В связи с указанными причинами изучение и научное обоснование возможностей эффективной получистовой токарной обработки стальных валков прокатных стан резцами с твердосплавными режущими пластинами с износостойкими покрытиями различного состава имеет большое практическое значение для предприятий отрасли. При этом решение проблемы повышения эффективности получистовой токарной обработки прокатных валков должно носить комплексный характер и включать обеспечение высоких показателей стойкости резцов и технологических характеристик деталей, а также высоких показателей энергоэффективности процесса обработки. Приводимые в данной работе результаты исследований относятся к проблематике токарной обработки прокатных валков с большими диаметрами бочки вала.

Работа выполнена в соответствии с тематикой госбюджетной работы Донбасской государственной машиностроительной академии «Повышение энергоэффективности процессов механообработки на основе многокритериальной оптимизации параметров технологических систем тяжелого машиностроения».

Анализ исследований и публикаций по рассматриваемой проблеме

Валки прокатных станов с большими диаметрами бочки вала являются характерными деталями тяжелого машиностроения. Примеры характеристик некоторых стальных валков прокатных станов производства ПАО НКМЗ (г. Краматорск, Украина) с большими диаметрами бочки вала (по данным работы [1]) приведены в таблице 1. В структуре технологических процессов изготовления подобных деталей преобладает токарная обработка, выполняемая на тяжелых и крупных токарных станках, причем около 70 % времени затрачивается на точение наружных цилиндрических поверхностей [2].

Анализ производственной технологии токарной обработки стальных прокатных валков с большими диаметрами бочки вала позволил выделить ее основные специфические особенности, среди которых:

- большие значения и неравномерный характер припуска на обработку, обуславливающие высокие силовые нагрузки в зоне резания;
- технологические проблемы, обусловленные невысоким уровнем обрабатываемости многих из используемых в качестве материала вала сталей;

- значительная длина бочки валка, что затрудняет или делает невозможной обработку бочки за один проход без замены режущей пластины;
- большие значения мощности электродвигателя привода главного движения (ПГД) станка, обуславливающие высокий уровень абсолютных затрат (потерь) энергии при заданном значении удельных затрат (потерь);
- большие потери электроэнергии при работе электродвигателя ПГД станка на холостом ходу во время смены режущей пластины (резцового блока) вследствие отказа.

Таблица 1

Характеристики некоторых валков прокатных станов производства ПАО НКМЗ (г. Краматорск) (по данным работы [1])

Габаритные размеры валков (диаметр бочки× длина бочки× длина детали), мм	Масса валков, т	Материал валков	Твердость бочки и шеек	Точность валков	Шероховатость поверхности
1600×2700×6700 1500×2500×6300 1400×2000×5500 1200×1200×5000 1100×1500×4800	12–60	Сталь 50, 50ХН, 60ХН, 75Х2МФ, 75ХМФ, 90ХФ, 70Х3ГНМФ и др.	Бочки и шеек до <i>HB</i> 320; бочки от <i>HSD</i> 60 до <i>HSD</i> 85; шеек от <i>HSD</i> 30 до <i>HSD</i> 55	Биение бочки и шеек от 0,02 мм до 0,005 мм	От R_a 3,2 мкм до R_a 0,4 мкм

Одним из наиболее перспективных направлений повышения эффективности процессов механической обработки является применение режущих инструментов с износостойкими покрытиями [3–9]. Твердосплавные режущие инструменты с износостойким покрытием традиционно широко применяются при чистовой обработке деталей, в том числе в тяжелом машиностроении. Вместе с тем, резцы с твердосплавными режущими пластинами с износостойким покрытием находят все большее применение и в получистовой, и даже в черновой токарной обработке деталей тяжелого машиностроения, в том числе прокатных валков с большими диаметрами бочки валка [10, 11].

Обзор нерешенных частей проблемы

В настоящее время предприятия тяжелого машиностроения имеют широкий выбор твердосплавных инструментов с износостойкими покрытиями различных фирм-производителей. Вместе с тем, область рационального применения для каждой конкретной марки твердого сплава с покрытием весьма ограничена. Для получистовой токарной обработки прокатных валков с большими диаметрами бочки используют твердые сплавы с покрытием, включаемые в группу применения P05–P15 (реже P20–P30) по стандарту ISO 513 Международной организации стандартов. Вместе с тем, далеко не все марки твердых сплавов, входящие в перечисленные подгруппы, показывают удовлетворительные результаты работы в реальных производственных условиях обработки. Указанные обстоятельства требуют проведения широкого комплекса стойкостных испытаний резцов с твердосплавными режущими пластинами с износостойкими покрытиями известных фирм-производителей инструмента, на основании результатов которых в дальнейшем могут быть сформулированы рекомендации по эффективному применению исследованных твердых сплавов на производстве.

Целью работы является систематизация и анализ результатов стойкостных испытаний токарных резцов с твердосплавными режущими пластинами с износостойкими покрытиями

различных фирм-производителей при получистовой обработке стальных валков прокатных станов с большими диаметрами бочки валка, предполагающее дальнейшее формирование комплекса рекомендаций по эффективному использованию исследуемых твердых сплавов в рассматриваемой области обработки.

Основная часть

Для достижения поставленной цели исследований на базе ПАО НКМЗ (г. Краматорск, Украина) были проведены стойкостные испытания токарных резцов с твердосплавными режущими пластинами известных фирм-производителей инструмента («Sandvik Coromant», «Pramet», «Stellram», «Iscar», «ToshibaTungaloy», «Mitsubishi») при продольном получистовом точении валков прокатных станов в диапазоне диаметров бочки 521...1300 мм (материалы валков – стали 90ХФ, 70ХЗГНМФ, 65Х2С3М). Резцы оснащались сменными режущими пластинами формы CNMG 190616 различных конструктивных исполнений. В качестве державки резца использовались державка PCBNL 3232 R19 (при точении бочки \varnothing 1254 мм валка из стали 90ХФ) и ламельный блок суппорта для станков с ЧПУ PCBN R19 (при точении бочки \varnothing 1300 мм валка из стали 70ХЗГНМФ и бочки \varnothing 521 мм валка из стали 65Х2С3М). Состав износостойкого покрытия, свойства и принадлежность твердого сплава к группам применения по стандарту ISO 513 для исследуемых марок твердых сплавов определялись по информации каталогов фирм-производителей и электронных ресурсов [12–16]; марка твердого сплава в таблицах 2–5 указывалась в конце условного обозначения режущей пластины. Режимы резания соответствовали получистовой обработке. Использовалась общепринятая методика проведения и обработки результатов испытаний. Испытания прекращались при достижении времени работы резца, равного 15 минутам, или же при достижении критического износа режущей пластины, если он наступает менее чем за 15 минут работы резца.

Условия проведения и результаты стойкостных испытаний резцов при обработке различных валков приведены в таблицах 2–5.

Анализ результатов испытаний показал, что наименьшая интенсивность изнашивания инструмента при получистовом точении прокатного валка из стали 90ХФ с диаметром бочки валка \varnothing 1254 мм (таблица 2) наблюдается у режущей пластины CNMG 190616-QM GC4005 (производитель – «SandvikCoromant»), износ которой по итогам 15 минут работы резца составил 0,25 мм, и у пластины CNMG 190616-PR GC4225 того же производителя, износ которой по итогам 15 минут работы резца составил 0,3 мм. Интенсивнее изнашивалась режущая пластина CNMG 190616E-M 6610 (производитель – «Pramet»); величина ее износа за 15 минут работы составила 0,34 мм. Остальные исследуемые режущие пластины достигли критического износа менее чем за 15 минут работы резца; их стойкостные характеристики на данном этапе исследований не могут быть признаны удовлетворительными.

При получистовом точении прокатного валка из стали 70ХЗГНМФ с диаметром бочки валка \varnothing 1300 мм (таблица 3) все исследуемые режущие пластины показали высокую интенсивность изнашивания, достигнув критического износа менее чем за 10 минут работы резца. Среди прочего это объясняется низкой обрабатываемостью стали 70ХЗГНМФ по сравнению со сталью 90ХФ. Более низкую по сравнению с другими режущими пластинами интенсивность изнашивания показали пластины CNMG 190616-PR GC4225 производства фирмы «Sandvik Coromant» (критический износ пластины наступил через 9,18 минут) и CNMG 190616E-NR 6620 производства фирмы «Pramet» (критический износ наступил через 8,2 минуты).

Получистовое точение прокатного валка из стали 65Х2С3М с диаметром бочки валка \varnothing 521 мм осуществлялось на двух различных сочетаниях режимов резания: $t = 3,0$ мм, $S = 0,3$ мм/об, $n = 100$ об/мин, $V = 164$ м/мин (таблица 4) и $t = 1,0–6,0$ мм, $S = 0,4$ м/об, $n = 90$ об/мин, $V = 147$ м/мин (таблица 5). Результаты испытаний снова свидетельствуют о наименьшей интенсивности изнашивания у режущих пластин производства фирмы «Sandvik Coromant». В первом случае величина износа пластины CNMG 190616-PM GC4015 за 15 минут работы резца составила 0,22 мм. Во втором случае износ пластины CNMG

190616-PR GC4225 достигает 0,7 мм за 15 минут работы резца. Такая значительная величина износа объясняется, среди прочего, интенсивными режимами резания и невысокими показателями обрабатываемости материала валка. Другие исследуемые при точении стали 65X2C3M режущие пластины достигли критического износа менее чем за 15 минут работы резца; их стойкостные характеристики на данном этапе исследований не могут быть признаны удовлетворительными.

Таблица 2

Результаты стойкостных испытаний токарных резцов с твердосплавными пластинами различных фирм-производителей при продольном получистовом точении прокатного валка Ø 1254 мм из стали 90ХФ

Условия проведения стойкостных испытаний			
Обрабатываемая деталь, диаметр бочки валка		Валок прокатного стана, Ø 1254 мм	
Материал обрабатываемой детали, твердость		Сталь 90ХФ (НВ 240)	
Режимы резания		t = 2,0–4,0 мм, S = 0,4 мм/об, n = 38 об/мин, V = 150 м/мин.	
Режущий инструмент	Державка резца	PCBNL 3232 R19	
	Режущие пластины (фирма-производитель)	CNMG 190616-PR GC4225 («Sandvik Coromant»)	
		CNMG 190616-PM GC4025 («Sandvik Coromant»)	
		CNMG 190616-QM GC4005 («Sandvik Coromant»)	
		CNMG 190616E-M 6630 («Pramet»)	
		CNMG 190616E-M 6610 («Pramet»)	
		CNMG 190616-TH T9025 («Toshiba Tungaloy»)	
		CNMG 190616-TH T5020 («Toshiba Tungaloy»)	
		CNMG 190616-4T NL25 («Stellram»)	
Результаты стойкостных испытаний			
Фирма-производитель режущей пластины	Режущая пластина	Время работы, мин	Износ режущей пластины, мм
«Sandvik Coromant»	CNMG 190616-QM GC4005	15	0,25
«Pramet»	CNMG 190616E-M 6610	15	0,34
«Sandvik Coromant»	CNMG 190616-PR GC4225	15,0	0,3
«Stellram»	CNMG 190616-4T NL25	14,45	критический износ
«Toshiba Tungaloy»	CNMG 190616-TH T5020	13,85	
«Sandvik Coromant»	CNMG 190616-PM GC4025	13,63	
«Toshiba Tungaloy»	CNMG 190616-TH T9025	7,87	
«Pramet»	CNMG 190616E-M 6630	7,63	

Определяющим фактором, влияющим на интенсивность изнашивания инструмента при получистовой токарной обработке стальных прокатных валков, в нашем случае являются свойства используемых марок твердых сплавов. Обобщающая оценка показателей интенсивности изнашивания исследуемых режущих пластин в условиях получистового точения бочек прокатных валков из различных сталей позволил выделить в качестве перспективных следующие марки твердых сплавов:

– твердый сплав GC4225 производства фирмы «Sandvik Coromant», имеющий прочную градиентную структуру и износостойкое покрытие, полученное методом CVD, отличающийся универсальностью и могущий работать в широком диапазоне условий резания от чистой до черновой обработки деталей из стали и стального литья, в том числе и в условиях прерывистого резания (группа применения P10–P40; наилучшие результаты работы сплава соответствуют группе применения P25);

– твердый сплав GC4005 производства фирмы «Sandvik Coromant», имеющий твердую основу с тонким градиентным слоем на периферии пластины и с покрытием TiCN–Al₂O₃–TiCN общей толщиной 18 мкм, полученным методом CVD (твердая основа с тонким градиентным слоем на периферии пластины придает режущей кромке повышенную точность, обеспечивая пластине сопротивляемость лункообразованию на передней поверхности и пластической деформации);

– твердый сплав GC4015 производства фирмы «Sandvik Coromant» с износостойким покрытием TiCN–Al₂O₃–TiN общей толщиной 14 мкм, полученным методом CVD (группа применения P10–P20, наилучшие результаты работы сплава соответствуют группе применения P15);

– твердый сплав 6610 производства фирмы «Pramet» с толстым износостойким покрытием с несущим слоем Al₂O₃, нанесенным методом MT–CVD на функционально градиентном субстрате с низким содержанием кобальта (группа применения P10–P25).

Таблица 3

Результаты стойкостных испытаний токарных резцов с твердосплавными пластинами различных фирм-производителей при продольном получистовом точении прокатного валка Ø 1300 мм из стали 70X3ГНМФ

Условия проведения стойкостных испытаний			
Обрабатываемая деталь, диаметр бочки валка		Валок прокатного стана, Ø 1300 мм	
Материал обрабатываемой детали, твердость		Сталь 70X3ГНМФ (HB 260...300)	
Режимы резания		t = 2,0–7,0 мм, S = 0,4 мм/об, n = 40 об/мин, V = 163,4 м/мин	
Режущий инструмент	Державка резца	PCBN R19 (ламельный блок суппорта для станков с ЧПУ)	
	Режущие пластины (фирма-производитель)	CNMG 190616-PR GC4225 («Sandvik Coromant»)	
		CNMG 190616-NR 907 («Iscar»)	
		CNMG 190616-MH UE6020 («Mitsubishi»)	
		CNMG 190616E-NR 6620 («Pramet»)	
Результаты стойкостных испытаний			
Фирма-производитель режущей пластины	Режущая пластина	Время работы, мин	Износ режущей пластины, мм
«Sandvik Coromant»	CNMG 190616-PR GC4225	9,18	Критический износ
«Pramet»	CNMG 190616E-NR 6620	8,2	
«Iscar»	CNMG 190616-NR 907	5,7	
«Mitsubishi»	CNMG 190616-MH UE6020	4,5	

Назначение рациональных режимов получистового точения стальных прокатных валков с большими диаметрами бочки валка резцами, оснащенными режущими пластинами указанных марок твердых сплавов, не может базироваться только лишь на рекомендациях каталогов фирм-производителей и результатах стойкостных испытаний инструмента. Поскольку процесс получистовой токарной обработки прокатных валков с большими диаметрами бочки является высокоэнергоемким, режимные параметры обработки должны быть максимально энергоэффективными. Решение задачи поиска оптимальных с точки зрения энергоэффективности режимных параметров токарной обработки стальных прокатных валков с большими диаметрами бочки может осуществляться на основании подходов, изложенных в работе [17].

Таблица 4

Результаты стойкостных испытаний токарных резцов с твердосплавными пластинами различных фирм-производителей при продольном получистовом точении прокатного валака $\varnothing 521$ мм из стали 65X2C3M (режимы резания: $t = 3,0$ мм, $S = 0,3$ мм/об, $n = 100$ об/мин, $V = 164$ м/мин)

Условия проведения стойкостных испытаний			
Обрабатываемая деталь, диаметр бочки валака		Валок прокатного стана, $\varnothing 521$ мм	
Материал обрабатываемой детали, твердость		Сталь 65X2C3M (HB 240)	
Режимы резания		$t = 3,0$ мм, $S = 0,3$ мм/об, $n = 100$ об/мин, $V = 164$ м/мин	
Режущий инструмент	Державка резца	PCBN R19 (ламельный блок суппорта для станков с ЧПУ)	
	Режущие пластины (фирма-производитель)	CNMG 190616-PM GC4015 («Sandvik Coromant»)	
		CNMG 190616E-M 6610 («Pramet»)	
		CNMG 190616-4T NL25 («Stellram»)	
		CNMG 190616-2N NL25 («Stellram»)	
Результаты стойкостных испытаний			
Фирма-производитель режущей пластины	Режущая пластина	Время работы, мин	Износ режущей пластины, мм
«Sandvik Coromant»	CNMG 190616-PM GC4015	15,0	0,22
«Pramet»	CNMG 190616E-M 6610	11,5	Критический износ
«Stellram»	CNMG 190616-4T NL25	10,0	
«Stellram»	CNMG 190616-2N NL25	6,73	

Таблица 5

Результаты стойкостных испытаний токарных резцов с твердосплавными пластинами различных фирм-производителей при продольном получистовом точении прокатного валака $\varnothing 521$ мм из стали 65X2C3M (режимы резания: $t = 1,0-6,0$ мм, $S = 0,4$ мм/об, $n = 90$ об/мин, $V = 147$ м/мин)

Условия проведения стойкостных испытаний			
Обрабатываемая деталь, диаметр бочки валака		Валок прокатного стана, $\varnothing 521$ мм	
Материал обрабатываемой детали, твердость		Сталь 65X2C3M (HB 240)	
Режимы резания		$t = 1,0-6,0$ мм; $S = 0,4$ мм/об; $n = 90$ об/мин, $V = 147$ м/мин	
Режущий инструмент	Державка резца	PCBN R19 (ламельный блок суппорта для станков с ЧПУ)	
	Режущие пластины (фирма-производитель)	CNMG 190616-PR GC4225 («Sandvik Coromant»)	
		CNMG 190616E-M 6630 («Pramet»)	
		CNMG 190616-4T NL25 («Stellram»)	
		CNMG 190616-4T NL30 («Stellram»)	
		CNMG 190616-4T NL40 («Stellram»)	
Результаты стойкостных испытаний			
Фирма-производитель режущей пластины	Режущая пластина	Время работы, мин	Износ режущей пластины, мм
«Sandvik Coromant»	CNMG 190616-PR GC4225	15	0,7
«Stellram»	CNMG 190616-4T NL25	14,83	Критический износ
«Pramet»	CNMG 190616E-M 6630	5,78	
«Stellram»	CNMG 190616-4T NL40	3,5	

Выводы

В статье систематизированы и проанализированы результаты проведенных на базе ПАО НКМЗ стойкостных испытаний токарных резцов с твердосплавными режущими пластинами с износостойкими покрытиями различных фирм-производителей при полустойковой обработке валков прокатных станков с большими диаметрами бочки валка с целью дальнейшего формирования комплекса рекомендаций по эффективному использованию этих твердых сплавов в указанной области обработки. На основании анализа полученных результатов испытаний определены марки твердых сплавов, наиболее перспективные для применения в исследуемой области обработки.

Перечень источников литературы: 1. Васильченко, Я.В. Разработка технологических систем для обработки крупногабаритных деталей на базе адаптивных многоцелевых тяжелых станков / Я.В. Васильченко, Т.А. Сукова, М.В. Шаповалов // Вісник СевНТУ. Зб. наук. пр. Серія : Машиноприладобудування та транспорт. Севастополь : СевНТУ. – 2013. – Вип. 139. – С. 28–32. 2. Мироненко, Е.В. Научные основы создания систем агрегатно-модульных инструментов для тяжелых токарных станков : дис. д-ра техн. наук : 05.03.01. / Е.В. Мироненко ; Донбасская гос. машиностроительная академия. – Краматорск, 2003. – 417 с. 3. Верещака, А. С. Работоспособность режущего инструмента с износостойкими покрытиями / А.С. Верещака. – М. : Машиностроение, 1993. – 336 с. – ISBN 5-217-01482-2. 4. Верещака, А. А. Режущие инструменты с модифицирующими износостойкими комплексами / А. А. Верещака, А. С. Верещака, М.И. Седых. – М. : МГТУ «Станкин», 2014. – 195 с. – ISBN 978-5-702S-0712-6. 5. Верещака, А. А. Функциональные покрытия для режущих инструментов / А. А. Верещака // Вестник Брянского государственного технического университета. – 2015. – № 4 (48). – С. 25–39. 6. Верещака, А. С. Методологические принципы создания функциональных покрытий для режущего инструмента / А. С. Верещака, С. Н. Григорьев, В. П. Табаков // Упрочняющие технологии и покрытия. – 2013. – № 3. – С. 18–39. 7. Табаков, В. П. Формирование износостойких ионно-плазменных покрытий режущего инструмента / В. П. Табаков. – М. : Машиностроение, 2008. – 311 с. 8. Мацевитый, В. М. Покрытия для режущих инструментов / В. М. Мацевитый. – Х. : Вища шк. Изд-во при Харьк. ун-те, 1987. – 128 с. 9. Костюк, Г. И. Эффективный режущий инструмент с покрытием и упрочненным слоем : справочник / Г. И. Костюк. – К. : Антиква, 2003. – 412 с. – ISBN 966-8105-21-4. 10. Соловьев, В. В. Применение пластин с покрытиями при черновом точении на тяжелых токарных станках / В. В. Соловьев, Е. В. Мироненко, В. С. Гузенко // Вестник Российского университета дружбы народов. Серия: Инженерные исследования. – № 3. – 2010. – С. 54–59. 11. Мироненко, Е. В. Оптимизация режимов резания при обработке на тяжелых токарных станках с учетом энергозатрат / Е. В. Мироненко, В. С. Гузенко, Л. В. Васильева, О. Е. Мироненко // Вісник Національного технічного університету «Харківський політехнічний інститут». Збірник наукових праць. Тематичний випуск : Технології в машинобудуванні. Харків : НТУ «ХПІ». – 2010. – № 40. – С. 62–70. 12. Pramet. Токарная обработка. – 2009. – 321 с. 13. Руководство Sandvik Coromant по обработке 2005 по обработке металлов резанием. – 2005. – 564 с. 14. Stellram. An Allegheny Technologies Company. Токарный инструмент. [Электронный ресурс] / Stellram. An Allegheny Technologies Company. Токарный инструмент. Режим доступа http://www.pgroup.com.ua/img/catalog/tverdospлав/ Turning_ru.pdf. 15. ISCAR. Общий каталог токарного инструмента. Russian version. – 2008. – 42 с. 16. Как получить информацию о токарных пластинах. [Электронный ресурс] / Как получить информацию о токарных пластинах. Режим доступа http://static.tverdyspлав.ru/docs/Mitsubishi/Mitsubishi_plastini_dlya_toch.pdf. 17. Мироненко, Е. В. Общая структура математической модели для определения энергоэффективных технологических параметров токарной обработки деталей тяжелого машиностроения / Е. В. Мироненко, Г. П. Клименко, В. В. Калиниченко // Резание и инструмент в технологических системах : Междунар. науч.-техн. сб. – Харьков : НТУ «ХПИ», 2015. – Вып. 85. – С. 202–210.

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

ВИКОРИСТАННЯ РІЗЦІВ З ТВЕРДОСПЛАВНИМИ РІЗАЛЬНИМИ ПЛАСТИНАМИ
ЗІ ЗНОСОСТІЙКИМИ ПОКРИТТЯМИ ПРИ НАПІВЧИСТОВІЙ ОБРОБЦІ ВАЛКІВ
ПРОКАТНИХ СТАНІВ

Мироненко Є. В., Гузенко В. С., Калініченко В. В., Носков В. В.

В даній роботі систематизовані результати стійкісних випробувань токарних різців з твердосплавними різальними пластинами зі зносостійкими покриттями різних виробників в умовах напівчистої обробки сталевих валків прокатних станів з великими діаметрами бочки. На підставі аналізу результатів випробувань визначені марки твердих сплавів, найбільш перспективні для використання у досліджуваній області обробки.

ПРИМЕНЕНИЕ РЕЗЦОВ С ТВЕРДОСПЛАВНЫМИ РЕЖУЩИМИ ПЛАСТИНАМИ
С ИЗНОСОСТОЙКИМИ ПОКРЫТИЯМИ ПРИ ПОЛУЧИСТОВОЙ ОБРАБОТКЕ ВАЛКОВ
ПРОКАТНЫХ СТАНОВ

Мироненко Е. В., Гузенко В. С., Калиниченко В. В., Носков В. В.

В данной работе систематизированы результаты стойкостных испытаний токарных резцов с твердосплавными режущими пластинами с износостойкими покрытиями различных производителей в условиях получистовой обработки стальных валков прокатных станов с большими диаметрами бочки. На основании анализа результатов испытаний определены марки твердых сплавов, наиболее перспективные для применения в исследуемой области обработки.

APPLICATION OF CUTTING TOOLS WITH HARD-ALLOY CUTTING PLATES
WITH WEARPROOF COATINGS FOR SEMIFINISH TURNING OF MILL ROLLS

Mironenko E. V., Guzenko V. S., Kalinichenko V. V., Noskov V. V.

In this article durability tests results of cutting tools with hard-alloy cutting plates with wearproof coatings from different manufacturers in a semifinish turning of steel mill rolls with large roll barrel diameters are systematized. On the basis of analysis of tests results the most prospected hard alloy grades for application in the studied processing area are determined.

Ключові слова: Валок прокатного стану, напівчистове точіння, різець, твердосплавна різальна пластина, зносостійке покриття, зношування, стійкісні випробування

Ключевые слова: Валок прокатного стана, получистовое точение, резец, твердосплавная режущая пластина, износостойкое покрытие, изнашивание, стойкостные испытания

Key words: Mill roll, semifinish turning, cutting tool, hard alloy cutting plate, wearproof coating, wear, durability tests

Дата подання статті до редакції 15 листопада 2015 р.

УДК 621.9.04

Новиков Д.Ф.

Научный центр НТК «Эльбор», г. Харьков, Украина

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ШЕРОХОВАТОСТИ ПОВЕРХНОСТИ ПРИ ТОЧЕНИИ РЕЗЦАМИ С ЗАКРУГЛЕННОЙ ВЕРШИННОЙ РЕЖУЩЕЙ ЧАСТИ**Введение**

В настоящее время машиностроительное производство претерпевает значительные изменения в связи с техническим перевооружением: на смену устаревшему оборудованию приходят новые современные металлорежущие станки, характеризующиеся высокой точностью и позволяющие реализовать высокоскоростное резание. Это открывает новые технологические возможности высококачественной и высокопроизводительной обработке деталей машин, обеспечивающих высокие показатели точности и шероховатости обрабатываемых поверхностей [1-3], что имеет большое практическое значение. Вместе с тем, новые технологии механообработки требуют новых знаний о закономерностях съема металла и формообразовании поверхностей в условиях высокоскоростной обработки и широкого применения прогрессивных конструкций режущих инструментов, оснащенных твердосплавными пластинами с износостойкими покрытиями самой разнообразной геометрии. Особый интерес представляет теоретический анализ закономерностей формирования шероховатости поверхности и условий ее уменьшения с учетом изменения геометрии режущих твердосплавных пластин при точении. Поэтому настоящая работа посвящена определению шероховатости поверхности при точении резцами с закругленной вершиной режущей части.

Основная часть

Тенденции развития современного машиностроения требуют постоянного повышения качества обрабатываемых поверхностей деталей, связанного в первую очередь с улучшением шероховатости поверхности. Это предполагает создание и применение новых технологий, нового оборудования и инструментов.

Одним из эффективных решений уменьшения шероховатости поверхности при точении является применение лезвийного металлорежущего инструмента с закругленной вершиной режущей части. Поэтому в настоящее время практически весь металлорежущий инструмент выпускается со стандартными углами закругления режущей части. Благодаря этому решению удалось на операциях точения существенно улучшить шероховатость поверхности.

Вместе с тем, в научно-технической литературе, используемой для обучения молодых специалистов-технологов, в основном рассматривается устаревший лезвийный металлорежущий инструмент, оснащенный пластинами с вершиной режущей части без закругления. Для расчета параметра шероховатости поверхности $R_{z\ p}$ при точении этим инструментом в работе [1, стр. 135] предложена следующая аналитическая зависимость:

$$R_{z\ p} = \frac{s \cdot \sin \varphi \cdot \sin \varphi_1}{\sin(\varphi + \varphi_1)}, \quad (1)$$

где s - подача, мм/об.; φ – главный угол резца в плане; φ_1 – вспомогательный угол резца в плане.

Естественно, использовать эту зависимость в современном металлообрабатывающем производстве, когда токарная обработка производится резцами оснащенными пластинами с закругленной вершиной режущей части, не представляется возможным.

Мировые производители лезвийного инструмента в своих каталогах предлагают краткую информацию по технологии металлообработки. В ней приведена универсальная формула для расчета параметра шероховатости поверхности $R_{z\ p}$ при точении новыми инструментами, оснащенными режущими пластинами с закругленной вершиной [4]:

$$R_{z p} = \frac{s^2}{8 \cdot R}, \quad (2)$$

где R - радиус закругления вершины режущей пластины, мм.

В основу этой формулы, по сути, положено аналитическое решение для расчета шероховатости поверхности при фрезеровании цилиндрической фрезой, приведенное в работе [1, стр. 136]:

$$R_{z p} = \frac{s_z^2}{4 \cdot D}, \quad (3)$$

где s_z – подача на зуб, мм/зуб; D – диаметр закругления вершины режущей пластины, мм.

Для оценки достоверности рассмотренной формулы (2) было проведено ее математическое моделирование с помощью программного пакета Компас 3D. Как следует из рис. 1, впадины, образующие на обрабатываемой поверхности при точении, имеют форму окружности. Вместе с тем, если исходить из графического представления реальных условий образования шероховатости поверхности при точении резцами с закругленной вершиной, то геометрическая схема впадины, показанная на рис. 1, образуется только в некоторых случаях. В остальных случаях геометрическая схема впадины представляет собой не форму окружности, а более сложную форму (рис. 2), например полученную при точении резцом (рис. 3,а) с использованием режущей пластины с углом режущей части 80° , радиусом закругления 1,2 мм и вспомогательным углом резца в плане $\varphi_1 = 5^\circ$ (рис. 3,б). В этом случае шероховатость поверхности образуется как от работы радиусной части вершины пластины, так и от работы вспомогательного лезвия резца, расположенного под углом $\varphi_1 = 5^\circ$ к обрабатываемой поверхности.

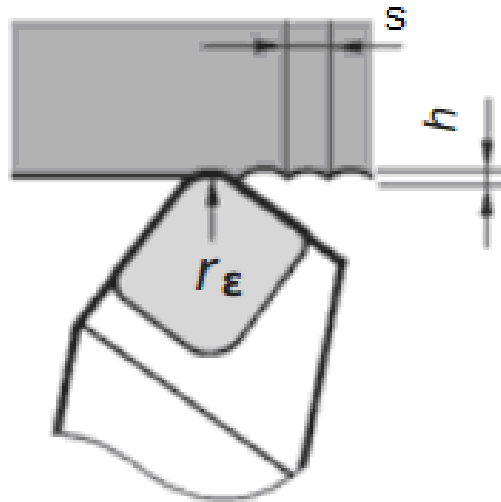


Рисунок 1 – Схема образования шероховатости поверхности при точении [4]



Рисунок 2 – Схема образования шероховатости поверхности при точении, полученная на основе моделирования

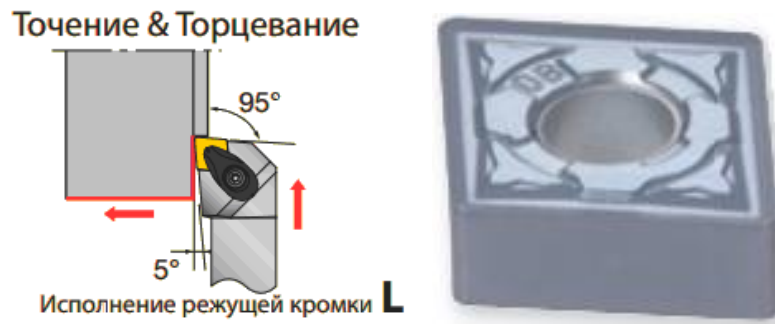


Рисунок 3 – Применяемый инструмент для моделирования [4]

На основе графического моделирования образования шероховатости поверхности при точении было установлено, что с увеличением подачи центр впадины смещается влево, образуя сложную фигуру, отличающуюся от окружности. В связи с наличием этого фактора (пренебрегая влиянием других факторов) реально полученная шероховатость поверхности будет отличаться от шероховатости поверхности, рассчитанной по формуле (2). Следовательно, использование формулы (2) будет приводить к существенным погрешностям при расчете шероховатости поверхности и поэтому ее применять нецелесообразно.

В связи с этим представляет интерес аналитическое определение параметра шероховатости поверхности $R_{z,p}$ для данного случая точения [5]. Исходя из расчетной схемы, приведенной на рис. 4, положение вспомогательного лезвия резца в системе координат $хоу$ может быть описано зависимостью: $y = -b + tg\varphi_1 \cdot x$. Величина b определяется из условия касания в точке A прямой, описываемой зависимостью $y = -b + tg\varphi_1 \cdot x$, и окружности радиусом

R с центром в точке O_1 : $\frac{R}{(R+b)} = \cos \varphi_1$. Откуда $b = R \cdot \left(1 - \frac{1}{\cos \varphi_1}\right)$.

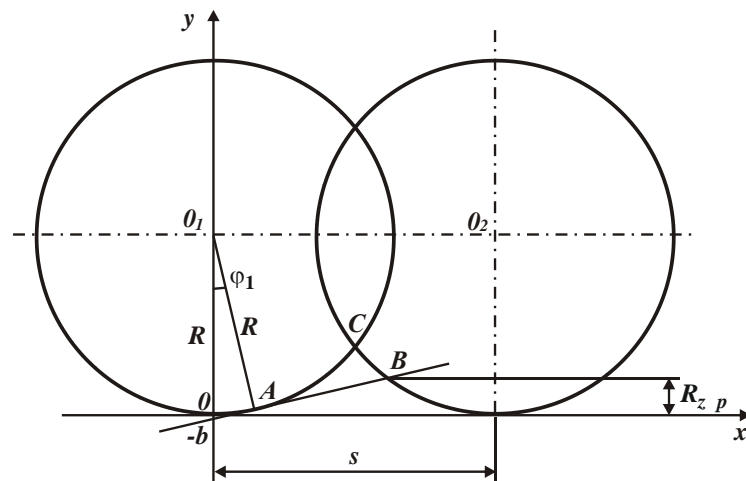


Рисунок 4 – Расчетная схема определения параметра шероховатости поверхности $R_{z,p}$

Параметр шероховатости поверхности $R_{z,p}$ определяется из условия пересечения в точке B прямой, описываемой зависимостью $y = -b + tg\varphi_1 \cdot x$, и окружности радиусом R с центром в точке O_2 . Окружности с центрами в точках O_1 и O_2 расположены на удалении, равном величине подачи s . Исходя из этого, составлена система уравнений, включающая уравнение окружности радиусом R с центром в точке O_2 и уравнение прямой линии, проходящей через точку A :

$$\begin{cases} (x-s)^2 + (y-R)^2 = R^2, \\ y = -b + tg\varphi_1 \cdot x. \end{cases} \quad (4)$$

Подставляя второе уравнение в первое уравнение системы, после преобразований получено квадратное уравнение относительно неизвестной величины x :

$$x^2 + p \cdot x + q = 0, \quad (5)$$

$$\text{где } p = -\left(s + R \cdot \frac{tg\varphi_1}{\cos\varphi_1}\right) \cdot \cos^2\varphi_1; \quad q = (s^2 + R^2 \cdot tg^2\varphi_1) \cdot \cos^2\varphi_1.$$

Решение квадратного уравнения:

$$x = -\frac{p}{2} - \sqrt{\left(\frac{p}{2}\right)^2 - q} = \left(s + R \cdot \frac{tg\varphi_1}{\cos\varphi_1}\right) \cdot \cos^2\varphi_1 - \sqrt{\left(s + R \cdot \frac{tg\varphi_1}{\cos\varphi_1}\right)^2 \cdot \cos^4\varphi_1 - \frac{\cos^2\varphi_1}{2} \cdot (s^2 + R^2 \cdot tg^2\varphi_1)}. \quad (6)$$

Величина $y = R_{z_p}$, исходя из системы уравнений (4), определяется зависимостью:

$$y = R_{z_p} = R \cdot \left(1 - \frac{1}{\cos\varphi_1}\right) + tg\varphi_1 \cdot x. \quad (7)$$

Очевидно, при условии пересечения в точке A двух окружностей радиусами R с центрами в точках O_1 и O_2 параметр шероховатости поверхности R_{z_p} будет определяться зависимостью (2), поскольку формирование шероховатости поверхности будет происходить лишь от работы радиусной части вершины пластины. В этом случае справедливо соотношение $\frac{x}{R} = \sin\varphi_1$, откуда $x = R \cdot \sin\varphi_1$; $s = 2 \cdot x = 2 \cdot R \cdot \sin\varphi_1$.

Расчетами установлено, что для исходных данных $R=1,2$ мм и $\varphi_1=5^0$ подача $s=0,21$ мм/об, а для $R=0,8$ мм и $\varphi_1=5^0$ соответственно подача $s=0,14$ мм/об.

С увеличением подачи s , начиная с полученных значений, параметр шероховатости поверхности R_{z_p} необходимо определять на основе зависимостей (6) и (7), учитывающих работу как радиусной части вершины пластины, так и работу вспомогательного лезвия резца, расположенного под углом $\varphi_1=5^0$ к обрабатываемой поверхности. В результате форма микронеровностей, образуемых на обрабатываемой поверхности, будет принимать вид, показанный на рис. 2, рассматривая движение резца в противоположном направлении. Очевидно, параметр R_{z_p} , определяемый из условия пересечения прямой и окружности в точке B , будет всегда меньше параметра R_{z_p} , определяемого пересечением двух окружностей в точке C . Следовательно, участие в работе вспомогательного лезвия резца приводит к уменьшению шероховатости поверхности.

В табл. 1 и на рис. 5 приведены рассчитанные по зависимостям (2) и (7) значения параметра шероховатости поверхности R_{z_p} для $R=0,8$ мм и $\varphi_1=5^0$.

Таблица 1

Расчетные значения параметра шероховатости поверхности R_{z_p} (в мм)

s , мм/об	0,14	0,2	0,4	0,6	0,8
R_{z_p} по зависимости (2)	0,003	0,0063	0,025	0,056	0,1
R_{z_p} по зависимости (7)	0,003	0,0068	0,0087	0,0126	0,0172

Как видно, с увеличением подачи s параметр R_{z_p} , рассчитанный по зависимости (7), увеличивается, однако не столь существенно по сравнению с увеличением параметра R_{z_p} , рассчитанного по упрощенной зависимости (2). При этом параметр R_{z_p} , рассчитанный по

(2), увеличивается по квадратичной зависимости, а параметр $R_{z,p}$, рассчитанный по (7), - фактически по линейной зависимости. Следовательно, величина погрешности шероховатости поверхности с увеличением подачи изменяется нелинейно, что ограничивает возможности применения зависимости (2).

При подаче $s=0,8$ мм/об отношение значений параметра шероховатости поверхности $R_{z,p}$, рассчитанных по зависимостям (2) и (7), составляет 5,81, что указывает на существенное влияние положения вспомогательного лезвия резца на формирование шероховатости поверхности и условия ее уменьшения.

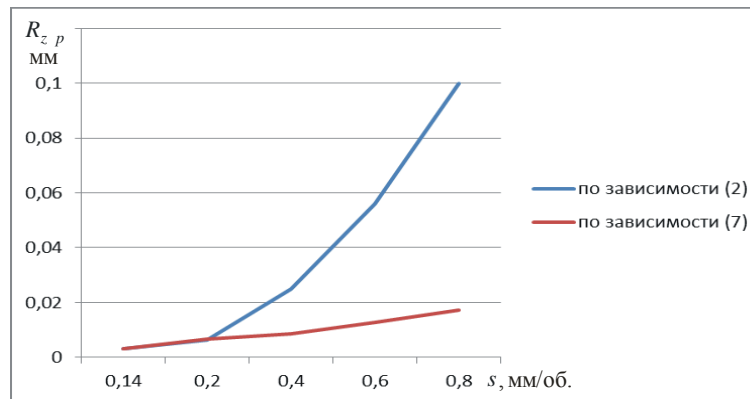


Рисунок 5 – Графики изменения параметра шероховатости поверхности $R_{z,p}$ от подачи s

Таким образом, в работе получена аналитическая зависимость для определения параметра шероховатости поверхности $R_{z,p}$ с учетом совместной работы радиусной части вершины пластины и вспомогательного лезвия резца, что позволило уточнить известное решение, учитывающее лишь работу радиусной части вершины пластины. Полученная зависимость позволяет научно обоснованно определить параметры режима резания и условия их повышения. Это фактически исключает необходимость в процессе обработки деталей корректировать режимы резания для заданной шероховатости поверхности.

Предложенный в работе подход применим на операциях черновой и получистовой обработки, т.к. на большинстве операций чистовой обработки применяются пластины с технологией Wiper [6]. Эта технология предусматривает на сменных металлорежущих пластинах создание вершины режущей части из нескольких закруглений (рис. 6).

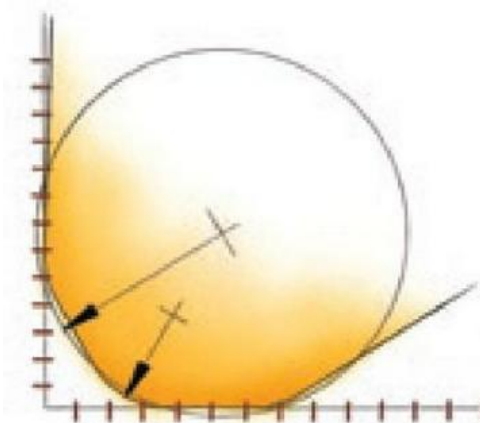


Рисунок 6 – Схема вершины режущей части по технологии Wiper [6]

Как следует из рис. 6, по новой технологии вершина режущей части ближе подходит к углу, образованному снимаемым материалом и обработанной деталью. В связи с этим, провести моделирование работы такого инструмента для данной схемы закругления вершины режущей части, а в особенности моделирование условий формирования шероховатости поверхности, намного сложнее.

Выводы

На основе полученных аналитических зависимостей и графического моделирования с помощью программного пакета Компас 3D проведен теоретический анализ закономерностей формирования шероховатости поверхности при точении резцами, оснащенными твердосплавными пластинками с закругленной вершиной режущей части. Установлено, что формирование шероховатости поверхности может происходить как от работы лишь радиусной части пластины, так и от совместной работы радиусной части пластины и вспомогательного лезвия резца, расположенного под некоторым углом к обрабатываемой поверхности. Показано, что в случае совместной работы радиусной части пластины и вспомогательного лезвия резца шероховатость поверхности меньше. Причем, чем меньше вспомогательный угол в плане резца, тем значительнее уменьшение шероховатости поверхности. Приведены характеристики современных режущих пластин, позволяющие существенно уменьшить шероховатость поверхности при точении.

Перечень источников литературы: 1. Бобров В.Ф. Основы теории резания металлов / В.Ф. Бобров. – М.: Машиностроение, 1975. – 344 с. 2. Грановский Г.И. Резание металлов: учебник / Г.И. Грановский, В.Г. Грановский. – М.: Высшая школа, 1985. – 304 с. 3. Робочі процеси високих технологій в машинобудуванні: навч. посібник / За редакцією А.І. Грабченко – Харків: ХДПУ, 1999. – 436 с. 4. Общий каталог TaeguTec. Cat.No: 6114802. Russian Version: СТ 03/2013. TaeguTec LTD. 5. Теоретические основы технологии машиностроения: учебник / А.В. Якимов, Ф.В. Новиков, А.А. Якимов и др. – Одесса: ОНПУ, 2002. – 491 с. 6. <http://www.mip.zavod-vtuz.ru/> - каталог инструмента Sandvik.

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

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ШЕРОХОВАТОСТИ ПОВЕРХНОСТИ ПРИ ТОЧЕНИИ РЕЗЦАМИ С ЗАКРУГЛЕННОЙ ВЕРШИНОЙ РЕЖУЩЕЙ ЧАСТИ

Новиков Д.Ф.

На основе полученных аналитических зависимостей и графического моделирования с помощью программного пакета Компас 3D проведен теоретический анализ закономерностей формирования шероховатости поверхности при точении резцами, оснащенными твердосплавными пластинками с закругленной вершиной режущей части. Установлено, что формирование шероховатости поверхности может происходить как от работы лишь радиусной части пластины, так и от совместной работы радиусной части пластины и вспомогательного лезвия резца, расположенного под некоторым углом к обрабатываемой поверхности. Показано, что в случае совместной работы радиусной части пластины и вспомогательного лезвия резца шероховатость поверхности меньше. Причем, чем меньше вспомогательный угол в плане резца, тем значительнее уменьшение шероховатости поверхности. Приведены характеристики современных режущих пластин, позволяющие существенно уменьшить шероховатость поверхности при точении.

ВИЗНАЧЕННЯ ШОРСТКОСТІ ПОВЕРХНІ ПРИ ТОЧІННІ РІЗЦЯМИ ІЗ ЗАКРУГЛЕНОЮ ВЕРШИНОЮ РІЗАЛЬНОЇ ЧАСТИНИ

Новіков Д.Ф.

На основі отриманих аналітичних залежностей і графічного моделювання за допомогою програмного пакета Компас 3D проведений теоретичний аналіз закономірностей формування шорсткості поверхні при точінні різцями, оснащеними твердосплавними пластинками із закругленою вершиною різальної частини. Установлено, що формування шорсткості поверхні може відбуватися як від роботи лише радіусної частини пластини, так і від спільної роботи радіусної частини пластини й допоміжного леза різця, розташованого під деяким кутом до оброблюваної поверхні. Показано, що у випадку спільної роботи радіусної частини пластини й допоміжного леза різця шорсткість поверхні менше. Причому, чим менше допоміжний кут у плані різця, тим значніше зменшення шорсткості поверхні. Наведено характеристики сучасних різальних пластин, що дозволяють істотно зменшити шорсткість поверхні при точінні.

DETERMINATION SURFACE ROUGHNESS IN TURNING TOOLS WITH A ROUNDED TIP OF THE CUTTING PART

Novikov D.F.

On the basis of analytical relationships and graphic simulation software package Compass 3D theoretical analysis of regularities of formation of surface roughness in turning cutters equipped with hard alloy plates with rounded top of the cutting part. The formation of surface roughness can occur only from the work radius of the plate, and the radius of the joint work of the plate and the auxiliary blade cutter disposed at an angle to the workpiece. It is shown that in the case of joint operation radius of the plate and the auxiliary cutter blade surface roughness less. Moreover, the smaller the angle of the auxiliary cutting edge in plan, the greater the reduction in surface roughness. The characteristics of modern inserts to significantly reduce the surface roughness when turning.

Ключевые слова: точение, вершина резца, режущая пластина, вспомогательное лезвие, шероховатость поверхности, графическое моделирование, высокоскоростное резание, подача

Ключові слова: точіння, вершина різця, різальна пластина, допоміжне лезо, шорсткість поверхні, графічне моделювання, високошвидкісне різання, подача

Keywords: turning, the top cutter, the cutting insert, the auxiliary blade surface roughness, graphic modeling, high-speed cutting, filing

Дата подання статті до редакції: 12 жовтня 2015 р.

УДК 621.923

¹Новиков Ф.В., ²Брижан Т.М.¹ХНЭУ им. Семена Кузнеця, г. Харьков, Украина²ГВУЗ «ПГТУ», г. Мариуполь, Украина

ОПРЕДЕЛЕНИЕ УСЛОВИЙ УМЕНЬШЕНИЯ ШЕРОХОВАТОСТИ ПОВЕРХНОСТИ ПРИ ШЛИФОВАНИИ ОТВЕРСТИЙ В ДЕТАЛЯХ ГИДРАВЛИЧЕСКОЙ АППАРАТУРЫ

Введение

Эффективность применения шлифования при обработке отверстий в деталях гидравлической аппаратуры (взамен трудоемких операций доводки свободным абразивом) можно существенно повысить за счет уменьшения шероховатости поверхности путем уменьшения разновысотного расположения абразивных зерен на рабочей поверхности круга [1-3]. Однако аналитических решений, позволяющих обосновать закономерности формирования шероховатости поверхности в этих условиях, в научно-технической литературе фактически нет. Поэтому задачу выбора оптимальных условий обработки и характеристик абразивных кругов по критерию наименьшей шероховатости поверхности на основе снижения разновысотного расположения зерен на рабочей поверхности круга следует рассматривать актуальной применительно к операциям шлифования отверстий в высокоточных деталях гидравлической аппаратуры.

Основная часть

Для решения поставленной задачи необходимо сравнить шероховатость поверхности, которая образуется при внутреннем шлифовании кругами с разновысотным и одновысотным расположением зерен на рабочей поверхности. Одновысотное расположение зерен соответствует случаю обработки отверстия свободным абразивом, что позволит сравнить шероховатость поверхности, достигаемую при внутреннем шлифовании и доводке свободным абразивом. Для достижения поставленной цели следует воспользоваться зависимостью, определяющей параметр шероховатости поверхности R_{max} при внутреннем шлифовании (рис. 1) [4]:

$$R_{max} = H_{max} \cdot \sqrt[5]{\frac{H_{max}}{4 \cdot t}}; \quad (1)$$

$$H_{max} = \sqrt[3]{\frac{6,75 \cdot b \cdot V'_{дем}}{tg\gamma \cdot k \cdot V_{кр}}}, \quad (2)$$

где H_{max} – максимальная (вероятностная) толщина среза, м;

$V'_{дем} = V_{дем} \cdot \cos \alpha = \sqrt{2 \cdot t \cdot \left(\frac{1}{R_{кр}} - \frac{1}{R_{дем}} \right)}$ – нормальная составляющая вектора скорости детали по

нормали к рабочей поверхности круга, м/с; $V_{дем}$, $V_{кр}$ – скорости детали и круга, м/с; α – угол между векторами скоростей $V_{дем}$ и $V'_{дем}$; t – глубина шлифования, м; b – максимальная высота выступания режущих зерен над уровнем связки круга, м; 2γ – угол при вершине конусообразной части режущего зерна; k – поверхностная концентрация зерен на рабочей поверхности круга, шт./м²; $R_{дем}$, $R_{кр}$ – радиусы детали и круга, м ($R_{дем} > R_{кр}$).

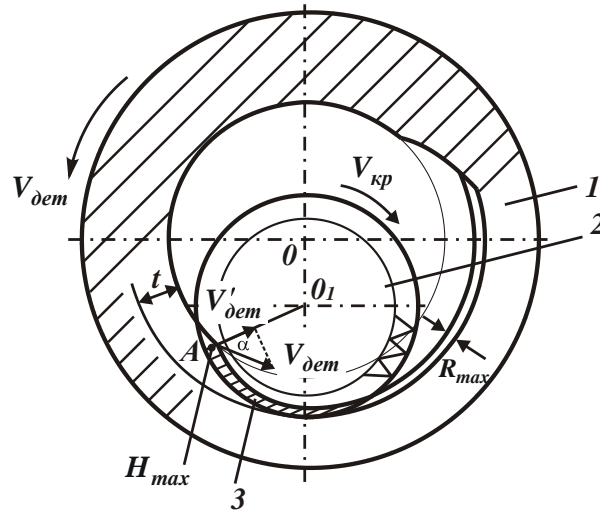


Рисунок 1 – Расчетная схема параметра шероховатости R_{max} при внутреннем шлифовании:
1 – деталь; 2 – круг; 3 – форма среза отдельным зерном круга

Параметры b и k для алмазного круга определяются зависимостями [5]:

$$b = (1 - \varepsilon) \cdot \bar{X}; \quad (3)$$

$$k = \frac{3 \cdot m \cdot (1 - \varepsilon)}{200 \cdot \pi \cdot \bar{X}^2}, \quad (4)$$

где m – объемная концентрация зерен круга (для 100%-й концентрации алмазного круга – $m=100$); \bar{X} – зернистость круга, м; $(1 - \varepsilon)$ – безразмерная величина, определяющая степень выступания режущих зерен над уровнем связки круга, изменяется в пределах 0...0,5.

Подставляя зависимости (2), (3) и (4) в (1), получено [103]:

$$R_{max} = 10 \cdot \bar{X} \cdot \sqrt{\frac{\pi^2 \cdot \bar{X} \cdot V_{дет}^2}{1g^2 \gamma \cdot m^2 \cdot V_{кр}^2} \cdot \left(\frac{1}{R_{кр}} - \frac{1}{R_{дет}} \right)}. \quad (5)$$

Из зависимости (5) вытекает, что наибольшее влияние на параметр R_{max} оказывает зернистость круга \bar{X} . Поэтому добиться уменьшения параметра R_{max} можно, прежде всего, за счет уменьшения зернистости круга \bar{X} . Уменьшить R_{max} можно также увеличением m , $V_{кр}$ и уменьшением $V_{дет}$.

Зависимость (1) получена с учетом вероятностного участия зерен в резании и разновысотного расположения их на рабочей поверхности круга. Очевидно, при этом в резании будут участвовать лишь наиболее выступающие над уровнем связки зерна. Их количество относительно небольшое. Поэтому и шероховатость обработанной поверхности при внутреннем шлифовании принимает, как правило, достаточно большие значения. Следовательно, уменьшение разновысотности расположения вершин зерен над уровнем связки круга и соответственно увеличение количества одновременно работающих зерен является важным фактором уменьшения шероховатости поверхности. Добиться увеличения количества одновременно работающих зерен в процессе внутреннего шлифования можно, исходя из зависимости (4), увеличением их объемной концентрации в круге m и уменьшением зернистости круга \bar{X} . Можно также использовать относительно мягкие связки круга, обеспечивающие “утопание” в них наиболее выступающих зерен под действием возникающих при внутреннем шлифовании нагрузок [6]. Такой же эффект обработки можно достичь за счет применения зерен небольшой прочности, для которых характерно увеличение размерного износа. В результате фактически все зерна, выступающие над уровнем связки круга, могут принимать участие в процессе резания, что приведет к уменьшению шероховатости поверхности. Чтобы количественно оценить влияние “утопания” зерен в связку круга и их размерного износа на шероховатость поверхности,

следует провести анализ вероятностной функции $\Phi(y)$, описывающей вероятность неударенного металла с поверхности обрабатываемого образца при абразивной обработке [7].

В случае абразивной обработки (доводки абразивными зёрнами одинакового размера без учета радиальной подачи, т.е. при условии $V'_{oem}=0$, рис. 2, а,б) обрабатываемого образца вероятностная функции $\Phi(y)$ принимает вид:

$$\Phi(y) = e^{-\frac{2 \cdot \text{tg} \gamma \cdot n}{B} \cdot y}, \tag{6}$$

где n – количество абразивных зёрен, участвующих в процессе резания; B – ширина обрабатываемого отверстия, м; y – координата, отсчитываемая от вершины зёрна, м.

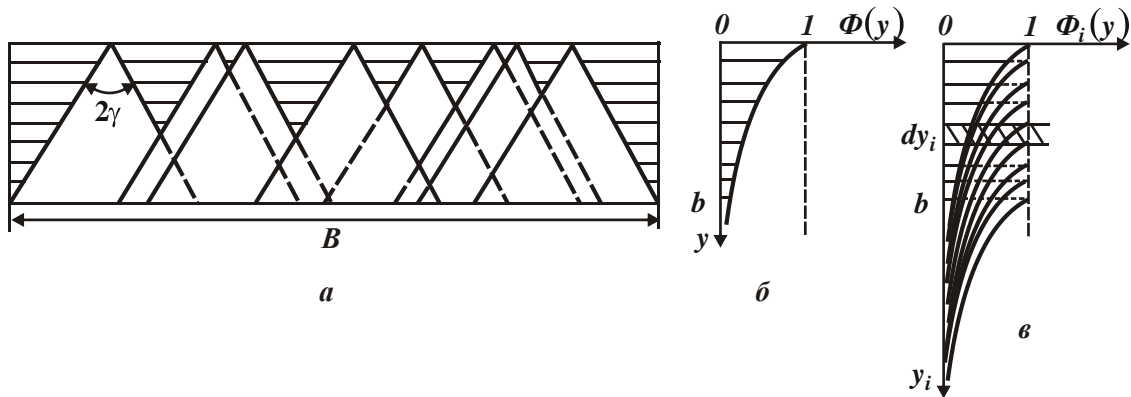


Рисунок 2 – Расчетная схема вероятностной функции $\Phi(y)$

В случае $V'_{oem} > 0$ (рис. 1) функцию $\Phi(y)$ необходимо рассматривать результатом вероятностного суммирования элементарных функций $\Phi_i(y)$, описываемых зависимостью (6), от работы зёрен, вершины которых расположены в бесконечно малом интервале dy_i на удалении y_i от начала координаты y (рис. 2,в). Принимая условие, что количество вершин зёрен dn_i , попавших в интервал dy_i , равно $dn_i = n \cdot f(y_i) \cdot dy_i$, а $f(y_i) = 1/b$, после вероятностного суммирования элементарных функций $\Phi_i(y)$ от 0 до y , получено:

$$\Phi(y) = \prod_{i=1}^n \Phi_i(y) = e^{-\int_0^y \frac{2 \text{tg} \gamma \cdot n \cdot (y-y_i)}{B} dn} = e^{-\int_0^y \frac{2 \text{tg} \gamma \cdot n \cdot (y-y_i)}{B \cdot b} \cdot dy_i} = e^{-\frac{\text{tg} \gamma \cdot n}{B \cdot b} \cdot y^2}, \tag{7}$$

где $f(y_i)$ – условная плотность распределения по координате y вершин зёрен, оставивших свои проекции на движущейся вглубь рабочей поверхности круга плоскости O_1A (рис. 1).

Функция $\Phi(y)$, описываемая зависимостью (7), определяет вероятность неударенного материала зёрнами, которые имеют одинаковую высоту выступания над уровнем связки круга. Поскольку “утопание” зёрен в связку круга приводит к фактически одинаковой высоте их выступания над уровнем связки, то можно полагать, что зависимость (7) описывает именно данный случай шлифования. Параметр H_{max} (рис. 1), принимая $b = b_1$, определяется из условия:

$$y = H_{max} = \sqrt{\frac{-\ln \Phi(y = H_{max}) \cdot B \cdot b_1}{\text{tg} \gamma \cdot n}}. \tag{8}$$

Для случая $\Phi(y = H_{max}) = 0,895$ с учетом $-\ln \Phi(y = H_{max}) = 2,25$, получено:

$$H_{max} = \sqrt{\frac{2,25 \cdot B \cdot b_1}{\text{tg} \gamma \cdot n}}. \tag{9}$$

Как видно, параметр H_{max} тем меньше, чем меньше b_1 и больше n .

С учетом разновысотного расположения вершин зерен над уровнем связки круга функцию $\Phi(y)$ необходимо рассматривать результатом вероятностного суммирования элементарных функций $\Phi_i(y)$, описываемых зависимостью (7), от работы зерен, вершины которых расположены в бесконечно малом интервале dy_i на удалении y_i от начала координаты y . Принимая условие, при котором количество вершин зерен dn_i , попавших в интервал dy_i , равно $dn_i = n \cdot f(y_i) \cdot dy_i$, а $f(y_i) = 1/b$, в результате вероятностного суммирования элементарных функций $\Phi_i(y)$ в пределах от 0 до y функция $\Phi(y)$ выразится:

$$\Phi(y) = \prod_{i=1}^n \Phi_i(y) = e^{-\int_0^y \frac{tg\gamma \cdot (y-y_i)^2 \cdot dn}{B \cdot b}} = e^{-\int_0^y \frac{tg\gamma \cdot n \cdot (y-y_i)^2 \cdot dy_i}{B \cdot b^2}} = e^{-\frac{tg\gamma \cdot n}{3 \cdot B \cdot b^2} \cdot y^3}. \quad (10)$$

Тогда параметр H_{max} , при $b = b_2$, определяется из условия:

$$y = H_{max} = \sqrt[3]{\frac{-3 \cdot \ln \Phi(y = H_{max}) \cdot B \cdot b_2^2}{tg\gamma \cdot n}}. \quad (11)$$

Для случая $\Phi(y = H_{max}) = 0,895$ с учетом $-\ln \Phi(y = H_{max}) = 2,25$, получено:

$$H_{max} = \sqrt[3]{\frac{6,75 \cdot B \cdot b_2^2}{tg\gamma \cdot n}}. \quad (12)$$

От зависимости (12) можно перейти к зависимости (2), принимая $n = k \cdot B \cdot V_{кр} \cdot b_2 / V_{дем}$ с учетом зависимостей (3) и (4).

Из полученной зависимости (12) следует, что уменьшить параметр H_{max} можно уменьшением параметра b_2 и увеличением n . Как видно, параметры b_1 , b_2 , n входят в зависимости (9) и (12) с разными степенями, что указывает на различия в формировании параметра H_{max} и соответственно шероховатости поверхности для двух рассматриваемых случаев внутреннего шлифования. Обозначая в зависимости (9) параметр H_{max} через H_{max1} , а в зависимости (12) параметр H_{max} через H_{max2} , после преобразований зависимостей (9) и (12) имеем:

$$H_{max2} = \sqrt[3]{\frac{3 \cdot b_2^2 \cdot H_{max1}^2}{b_1}}. \quad (13)$$

Таким образом, получена аналитическая зависимость, увязывающая параметры H_{max1} и H_{max2} , которые достигаются при внутреннем шлифовании кругом с фактически одновысотным выступанием зерен над уровнем связки и кругом с разновысотным выступанием зерен над уровнем связки. Задавая значения параметров H_{max1} , b_1 и b_2 , по зависимости (13) можно рассчитать значения H_{max2} . Подставляя зависимость (13) в зависимость (1), определяется параметр шероховатости обработанной поверхности R_{max2} при внутреннем шлифовании кругом с разновысотным выступанием зерен над уровнем связки:

$$R_{max2} = H_{max2} \cdot \sqrt[5]{\frac{H_{max2}}{4 \cdot t}} = \left(\frac{3 \cdot b_2^2 \cdot H_{max1}^2}{b_1} \right)^{\frac{2}{5}} \cdot \left(\frac{1}{4 \cdot t} \right)^{\frac{1}{5}}. \quad (14)$$

Из зависимости (14) следует, что уменьшить параметр R_{max2} можно главным образом за счет уменьшения b_2 путем увеличения размерного износа зерен или обеспечения их “утопания” в связку круга. Как показывает практика, в большей мере это условие выполняется при внутреннем шлифовании мелкозернистыми кругами. Следовательно, основным направлением уменьшения параметра R_{max2} является уменьшение зернистости круга. Принимая в зависимости (13) условие $H_{max} = H_{max1}$, можно определить параметр шероховатости обработанной поверхности R_{max1} при внутреннем шлифовании кругом с фактически одновысотным выступанием зерен над уровнем связки:

$$R_{max1} = H_{max1} \cdot \sqrt[5]{\frac{H_{max1}}{4 \cdot t}}. \quad (15)$$

Тогда:

$$\frac{R_{max2}}{R_{max1}} = \left(\frac{H_{max2}}{H_{max1}} \right)^{\frac{6}{5}} = \left(\frac{3 \cdot b_2^2}{b_1 \cdot H_{max1}} \right)^{\frac{2}{5}} \tag{16}$$

На основе сравнения значений параметров R_{max1} и R_{max2} оценивается степень влияния «утопания» зерен в связку круга или их размерного износа на шероховатость обработанной поверхности.

Пример расчета. Для исходных данных: $H_{max1} = 1$ мкм; $b_1 = 3$ мкм; $t = 30$ мкм, используя зависимости (13) – (16), определены значения параметров H_{max2} , R_{max2} , R_{max1} и отношения R_{max2}/R_{max1} (табл. 1, рис. 3).

Таблица 1

Расчетные значения параметров H_{max2} , R_{max2} , R_{max1} и отношения R_{max2}/R_{max1}

b_2 , МКМ	2	3	4	8	12	16	20	24
H_{max2} , МКМ	1,26	2,08	2,5	4	5,2	6,25	7,33	8,3
R_{max2} , МКМ	0,5	0,88	1,14	2	2,75	3,45	4,16	4,8
R_{max1} , МКМ	0,4							
R_{max2}/R_{max1}	1,25	2,2	2,85	5	6,88	8,63	10,4	12

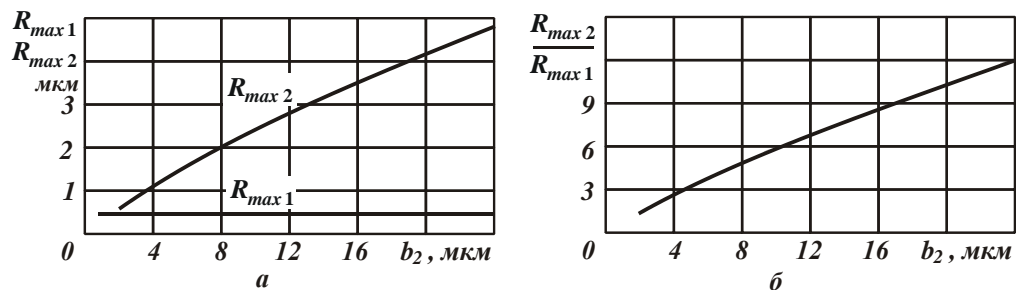


Рисунок 3 – Расчетные значения параметров шероховатости R_{max1} , R_{max2} (а) и отношения R_{max2}/R_{max1} (б)

Как следует из табл. 1 и рис. 3,а, с увеличением параметра b_2 параметр шероховатости R_{max2} увеличивается фактически по линейной зависимости, тогда как параметр R_{max1} не зависит от параметра b_2 , остается неизменным и принимает значение, которое меньше R_{max2} . Так, при $b_2 = 24$ мкм отношение $R_{max2}/R_{max1} = 12$ (рис. 3,б). Из этого вытекает, что за счет «утопания» зерен в связку круга (или их размерного износа) параметр шероховатости поверхности R_{max2} может уменьшиться с 4,8 до 0,5 мкм, т.е. приблизиться к значению R_{max1} . Следовательно, существуют значительные резервы уменьшения шероховатости обрабатываемой поверхности при внутреннем шлифовании. Для их оценки выполнен комплекс экспериментальных исследований шероховатости поверхности при шлифовании отверстий в гидро- и пневмоцилиндрах [8].

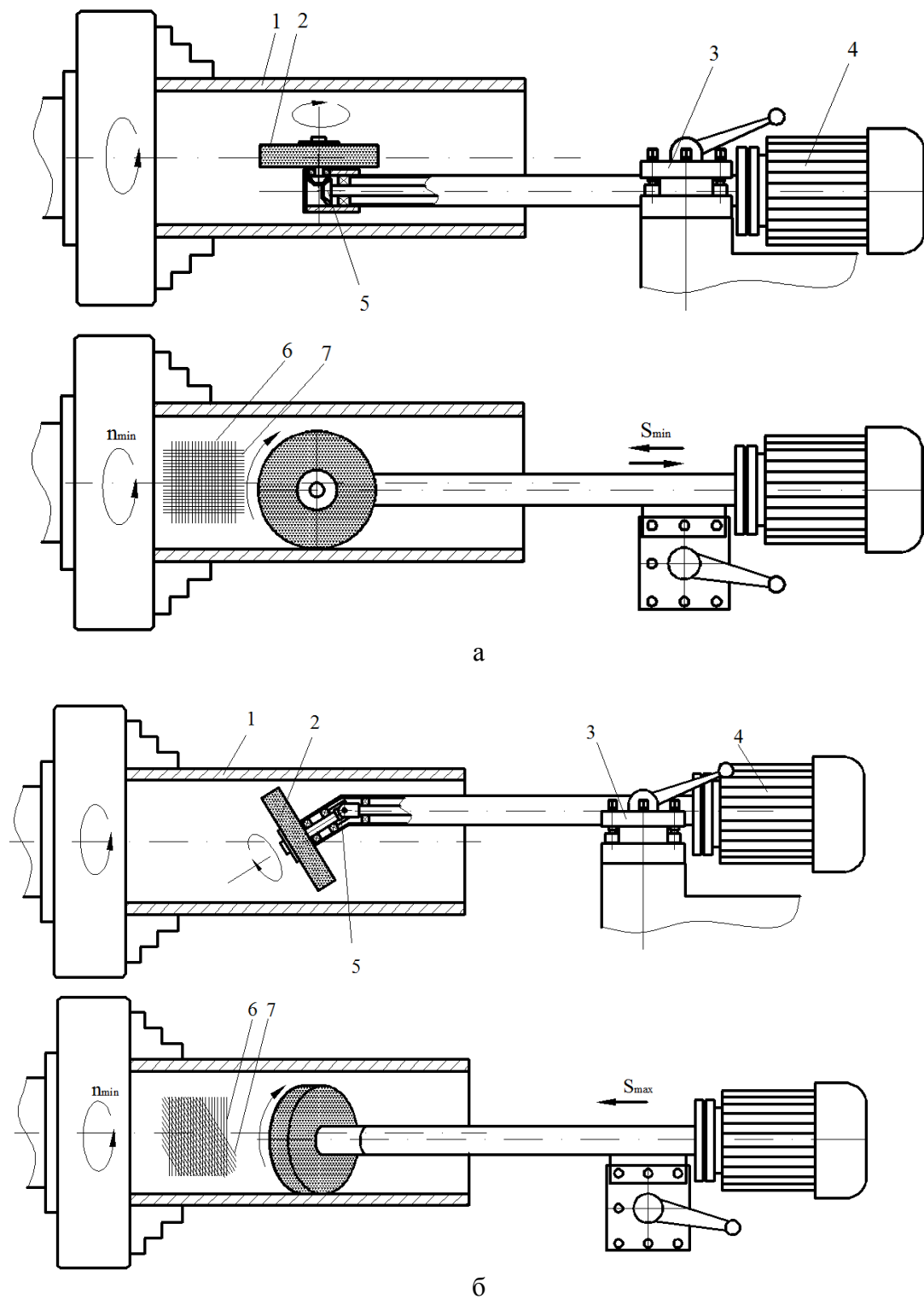


Рисунок 4 – Схемы финишной обработки отверстия цилиндра:
 1 – обрабатываемый цилиндр; 2 – войлочный (фетровый) круг; 3 – резцедержатель токарного станка; 4 – электродвигатель; 5 – коническая зубчатая передача (а) и шарнир Гука (б); 6 – обработочные риски после растачивания; 7 - обработочные риски после шлифования (S_{min} , S_{max} – значения подач; n_{min} – частота вращения шпинделя)

Практикой установлено, что при внутреннем шлифовании абразивными кругами отверстий в гидро- и пневмоцилиндрах фактически невозможно обеспечить требуемую шероховатость поверхности на уровне $Ra = 0,05$ мкм. В связи с этим, после предварительного внутреннего шлифования предложено выполнить окончательное

внутреннее шлифование на токарном станке модели 1М63 мягким войлочным (фетровым) кругом с наклеенным слоем абразивного порошка 63С 20П с частотой вращения шпинделя 200 об/мин и шлифовального круга – 1400 об/мин. При этом ось вращения круга с индивидуальным приводом перпендикулярна оси вращения отверстия обрабатываемого цилиндра.

На рис. 4 показаны схемы финишной обработки отверстия цилиндра, обеспечивающие взаимное пересечение обработочных рисков после растачивания и шлифования войлочным (фетровым) кругом с наклеенным абразивным порошком.

Проведенные исследования процесса внутреннего шлифования отверстия во втулке на токарном станке модели 1М63 показали, что за 30 мин обработки достигается требуемая шероховатость поверхности $Ra = 0,04$ мкм. Это указывает на то, что применение кругов, обладающих повышенной степенью “утопания” абразивных зерен в связку, и, как следствие, характеризующихся небольшой разновысотностью зерен, позволяет существенно уменьшить шероховатость поверхности – до требуемого уровня и тем самым исключить необходимость применения последующей трудоемкой обработки свободным абразивом.

Следует отметить, что абразивный порошок материал на периферию круга наносили с помощью силикатного клея (или жидкого стекла), затем его высушивали в течение 3 - 5 часов. Установлено, что обрабатываемую деталь можно переустанавливать сколько угодно без потери точности. Радиальное биение (до миллиметра) не сказывается на качестве поверхности, что позволяет получать требуемую шероховатость поверхности отверстия за 4 - 6 рабочих ходов. Установлено также, что из двух схем внутреннего шлифования, представленных на рис. 4, схема с конической зубчатой передачей (рис. 4,а), обеспечивающая взаимно перпендикулярные риски после растачивания и шлифования, более эффективна.

Приведенные выше примеры практической реализации теоретических решений указывают на их достоверность, а также на возможность существенного уменьшения шероховатости поверхности (до уровня обработки свободным абразивом) на операциях внутреннего шлифования отверстий в деталях гидроаппаратуры при одновременном снижении трудоемкости обработки.

Разработанные технологии и оснастка для изготовления рабочих поверхностей гидро- и пневмоцилиндров, а также технологии финишной механической обработки отверстий в деталях гидравлической аппаратуры внедрены на ряде машиностроительных и металлургических предприятий Украины.

Выводы

Теоретически и экспериментально доказана возможность уменьшения шероховатости поверхности до уровня $Ra = 0,05$ мкм и ниже при внутреннем шлифовании за счет уменьшения разновысотности расположения абразивных зерен на рабочей поверхности круга и соответственно увеличения количества одновременно работающих зерен, что позволяет уменьшить трудоемкость последующих финишных операций обработки свободным абразивом и обеспечить высококачественную и производительную обработку отверстий в деталях гидравлической аппаратуры. Экспериментально обоснована эффективность обработки отверстий в пневмоцилиндрах гибкими абразивными инструментами, позволяющими за счет “утопания” абразивных зерен в связку инструмента существенно уменьшить шероховатость поверхности. Это послужило основой разработки прогрессивной схемы финишной обработки отверстия пневмоцилиндра, обеспечивающей взаимное пересечение обработочных рисков после растачивания и шлифования войлочным кругом с наклеенным на него абразивным порошком, и достижение требуемой шероховатости поверхности $Ra = 0,04$ мкм, исключая тем самым необходимость применения последующих финишных трудоемких операций обработки свободным абразивом.

Перечень источников литературы: 1. Лавріненко В.І. Надтверді абразивні матеріали в механообробці: енциклопедичний довідник /В.І. Лавріненко, М.В. Новіков / Під загальною ред. академіка НАНУ М.В. Новікова. – К.: ІНМ НАН України, 2013. – 456 с. 2. Марчук В.И. Технологические основы качества рабочих поверхностей колец роликоподшипников: автореф. дис. на соискание научн. степени докт. техн. наук: спец. 05.02.08 “Технология машиностроения” / В.И. Марчук. – Одесса, 2004. – 36 с. 3. Михелькевич В.Н. Автоматическое управление шлифованием / В.Н. Михелькевич. – М.: Машиностроение, 1975. – 304 с. 4. Новиков Ф.В. Физические и кинематические основы высокопроизводительного алмазного шлифования: автореф. дис. на соискание научн. степени докт. техн. наук: спец. 05.03.01 “Процессы механической обработки, станки и инструменты” / Ф.В. Новиков. – Одесса, 1995. – 36 с. 5. Алмазно-абразивная обработка материалов: справочник / Под ред. проф. А.Н. Резникова. – М.: Машиностроение, 1977. – 390 с. 6. Рыжов Э.В. Технологические методы повышения износостойкости деталей машин / Э.В. Рыжов. – К.: Наукова думка, 1984. – 272 с. 7. Новиков Ф.В. Исследования шероховатости поверхности при алмазно-абразивной обработке методами теории вероятностей / Ф.В. Новиков, В.Г. Шкурупий // Вісник НТУ “ХП”. Збірник наукових праць. – Х.: НТУ “ХП”. – 2004. – № 44. – С. 140-149. 8. Брижан Т.М. Исследование точности и шероховатости при развертывании глубоких отверстий / Т.М. Брижан, А. С. Крепак // Вісник Приазов. держ. техн. ун-ту: зб. наук. пр. – Маріуполь: ПДТУ, 2004. – Вип. 14. – С. 187–190.

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

ОПРЕДЕЛЕНИЕ УСЛОВИЙ УМЕНЬШЕНИЯ ШЕРОХОВАТОСТИ ПОВЕРХНОСТИ ПРИ ШЛИФОВАНИИ ОТВЕРСТИЙ В ДЕТАЛЯХ ГИДРАВЛИЧЕСКОЙ АППАРАТУРЫ

Новиков Ф.В., Брижан Т.М.

Теоретически и экспериментально доказана возможность уменьшения шероховатости поверхности до уровня $Ra=0,05$ мкм и ниже при внутреннем шлифовании за счет уменьшения разноразмерности расположения абразивных зерен на рабочей поверхности круга и соответственно увеличения количества одновременно работающих зерен, что позволяет уменьшить трудоемкость последующих финишных операций обработки свободным абразивом и обеспечить высококачественную и производительную обработку отверстий в деталях гидравлической аппаратуры. Экспериментально обоснована эффективность обработки отверстий в пневмоцилиндрах гибкими абразивными инструментами, позволяющими за счет “утопания” абразивных зерен в связку инструмента существенно уменьшить шероховатость поверхности.

ВИЗНАЧЕННЯ УМОВ ЗМЕНШЕННЯ ШОРСТКОСТІ ПОВЕРХНІ ПРИ ШЛІФУВАННІ ОТВОРІВ У ДЕТАЛЯХ ГІДРАВЛІЧНОЇ АПАРАТУРИ

Новіков Ф.В., Брижан Т.М.

Теоретично й експериментально доведена можливість зменшення шорсткості поверхні до рівня $Ra=0,05$ мкм і нижче при внутрішньому шліфуванні за рахунок зменшення різновисотності розташування абразивних зерен на робочій поверхні круга й відповідно збільшення кількості одночасно працюючих зерен, що дозволяє зменшити трудомісткість наступних фінішних операцій обробки вільним абразивом і забезпечити високоякісну й продуктивну обробку отворів у деталях гідравлічної апаратури. Експериментально обґрунтовано ефективність обробки отворів у пневмоциліндрах гнучкими абразивними інструментами, які дозволяють за рахунок “утопання” абразивних зерен у зв'язку інструмента суттєво зменшити шорсткість поверхні.

DETERMINATION OF THE REDUCTION IN GRINDING SURFACE ROUGHNESS HOLES IN HYDRAULIC EQUIPMENT

Novikov F.V., Brizhan T.M.

Theoretically and experimentally demonstrated the ability to reduce the surface roughness to a level $Ra = 0.05$ m and below at internal grinding by reducing *raznovysotnyh* location of abrasive grains on the working surface of the wheel and thus increase the number of simultaneous grains, thereby reducing complexity of subsequent finishing operations free abrasive machining and provide high-quality and productive processing holes in hydraulic equipment. Experimentally proved the efficiency of processing holes in the pneumatic cylinders flexible abrasive tools to the expense of "utopaniya" abrasive grains in a bunch of tools to significantly reduce the surface roughness.

Ключевые слова: внутреннее шлифование, обработка свободным абразивом, абразивные зерна, войлочный круг, разноразмерное выступание зерен, шероховатость поверхности, пневмоцилиндр

Ключові слова: внутрішнє шліфування, обробка вільним абразивом, абразивні зерна, повстятий круг, різновисотне виступання зерен, шорсткість поверхні, пневмоциліндр

Keywords: internal grinding, free abrasive machining, abrasive grains, a felt ring, *raznovysotnyh* protrusion grains, surface roughness, the air cylinder

Дата подання статті до редакції: 16 жовтня 2015р.

УДК 347.2(075.8)

Ромашко А.С., Верба І.І., Юрчишин О.Я.

НТУ України «КПІ», м. Київ, Україна

**СТАН ПРИЄДНАННЯ УКРАЇНИ ДО МІЖНАРОДНИХ ДОГОВОРІВ
У СФЕРІ ІНТЕЛЕКТУАЛЬНОЇ ВЛАСНОСТІ****Вступ**

На цей час наша країна є учасником більшості договорів, які адмініструє Всесвітня організація інтелектуальної власності, а також учасницею Всесвітньої конвенції про авторське право, Міжнародного Союзу з охорони нових сортів рослин та учасницею Угоди про торговельні аспекти прав інтелектуальної власності. Актуальність досліджень полягає в порівнянні ситуації з приєднанням України до договорів та приєднанням до цих договорів інших країн, наданні пропозицій, щодо приєднання України до окремих міжнародних договорів, які адмініструються Всесвітньою організацією інтелектуальної власності.

Постановка проблеми. Враховуючи важливість визначення перспектив України, щодо приєднання до окремих міжнародних угод в сфері інтелектуальної власності доцільно проаналізувати стан підписання договорів різними країнами. Доцільно визначити до яких угод мала би приєднатись Україна, а які угоди, до яких Україна приєдналась, можливо, слід денонсувати. Проблемою є те, що у відкритих джерелах відсутня інформація, щодо аналізу стану приєднання до зазначених договорів України та інших країн, внаслідок чого важко говорити про перспективи приєднання України до нових договорів та можливої денонсації окремих договорів, до яких на цей час приєдналась наша держава.

Аналіз останніх досліджень та публікацій. Відомі праці українських вчених в т.ч. Цибульова П.М., Жарова В.О., Бондаренко С.В., Кожарської І.Ю. містять переліки міжнародних договорів у сфері інтелектуальної власності без аналізу приєднання України до тих чи інших договорів.

Постановка завдання. Надати аналіз інформації, щодо факту приєднання до міжнародних договорів окремих країн та порівняти цю інформацію з приєднанням до цих договорів України. Розробити пропозиції, щодо приєднання України до окремих міжнародних договорів у сфері інтелектуальної власності, які адмініструє Всесвітня організація інтелектуальної власності.

Результати досліджень

На цей час наша країна учасник 20-ти міжнародних договорів (без врахування конкретних актів цих договорів), які адмініструє Всесвітня організація інтелектуальної власності (ВОІВ), а також учасницею Всесвітньої конвенції про авторське право [1], Міжнародного Союзу з охорони нових сортів рослин [2] та учасницею Угоди про торговельні аспекти прав інтелектуальної власності [3].

Порівняння можна здійснити за зведеною таблицею з переліком членського складу ВОІВ та договорів, адміністративні функції яких виконує ВОІВ [4].

Оскільки вищезазначена таблиця містить інформацію по 188-ти країнам та регіональним організаціям, то були обрані окремі країни та зроблена спроба проаналізувати, які ж міжнародні угоди ці країни для себе обрали і чи є необхідність Україні рухатись далі, приєднуючись до інших угод.

Позначення договорів, які зазначені в табл. 1, застосовані для табл.2-4.

Окрім цього використовуються позначення UN – для країн, що входять до Організації об'єднаних націй, позначення U – для країн, що приєднались до Міжнародної конвенції по охороні нових сортів рослин (УПОВ) та позначення WTO для країн, що входять до складу Світової організації торгівлі (СОТ).

Таблиця 1

Позначення договорів, які адмініструє ВОІВ

W	Конвенція, що засновує Всесвітню організацію інтелектуальної власності
P	Паризька конвенція про охорону промислової власності
B	Бернська конвенція про охорону літературних та художніх творів
PCT	Договір про патентну кооперацію
PLT	Договір про патентне право
MI	Мадридська угода про недопущення неправдивих або таких, що вводять в оману, зазначень походження товарів
MM	Мадридська угода про між народну реєстрацію знаків
MP	Протокол до Мадридської угоди про міжнародну реєстрацію знаків
H	Гаазька угода про міжнародну реєстрацію промислових зразків (<i>Гаазький акт</i>)
GH	Гаазька угода про міжнародну реєстрацію промислових зразків (<i>Женевський акт</i>)
N	Ніщцька угода про Міжнародну класифікацію товарів і послуг для реєстрації знаків
LI	Лісабонська угода про охорону найменувань місць походження та їхньої міжнародної реєстрації
RO	Міжнародна конвенція про охорону інтересів виконавців, виробників фонограм і організацій мовлення (Римська)
LO	Локарнська угода про заснування Міжнародної патентної класифікації
IPC	Страсбурзька угода про Міжнародну патентну класифікацію
PH	Конвенція про охорону інтересів виробників фонограм від незаконного відтворення їхніх фонограм
VC	Віденська угода про заснування Міжнародної класифікації зображувальних елементів знаків
BP	Будапештський договір про міжнародне визнання депонування мікроорганізмів з метою патентної процедури
S	Брюссельська конвенція про розповсюдження сигналів, які несуть програми та передаються через супутники
NOS	Найробський договір про охорону олімпійського символу
TLT	Договір про закони щодо товарних знаків
WCT	Договір ВОІВ по авторському праву
WPPT	Договір ВОІВ по виконанням та фонограмам
BEIJING	Пекінський договір по аудіовізуальним виконанням
WAS	Вашингтонський договір про інтелектуальну власність у відношенні інтегральних мікросхем
SG	Сінгапурський договір про право товарних знаків
MARRA	Марракешський договір про полегшення доступу до опублікованих творів сліпих та осіб з порушеннями зору чи іншими обмеженими можливостями сприймати друковану інформацію

Таблиця 2

Порівняння України та країн утворених з республік СРСР

	W	P	B	PCT	PLT	MI	MM	MP	H	GH	N	LI	RO	LO	IPC	PH	VC	BP	S	NOS	TLT	WCT	WP PT	BEIJ ING	WAS	SG	MAR RA	Σ	UN	U	WTO
1.	2.	3.	4.	5.	6.	7.	8.	9.	10	11.	12	13	14.	15.	16.	17.	18.	19.	20	21.	22.	23.	24.	25.	26.	27.	28.	29.	30.	31.	32.
Азербайджан	X	X	X	X			X	X	X	X	X		X	X	X	X		X		X		X	X					17	X	X	
Білорусь	X	X	X	X			X	X			X		X	X	X	X		X		X		X	X			X		16	X	X	
Вірменія	X	X	X	X	X		X	X	X	X	X		X	X	X	X	X	X	X			X	X			X		20	X		X
Грузія	X	X	X	X				X	X	X	X	X	X					X				X	X					13	X	X	X
Казахстан	X	X	X	X	X		X	X			X		X	X	X	X		X		X	X	X	X			X		18	X		
Киргизстан	X	X	X	X	X		X	X	X	X	X		X	X	X	X	X	X		X	X	X	X			X		21	X	X	X
Республіка Молдова	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X			X		24	X	X	X
Російська Федерація	X	X	X	X	X		X	X			X		X	X	X	X		X	X	X	X	X	X			X		19	X	X	X
Таджикистан	X	X	X	X			X	X	X	X	X		X	X	X	X		X		X		X	X			X		18	X		X
Туркменістан	X	X		X				X			X		X	X			X											8	X		
Узбекистан	X	X	X	X	X			X			X		X	X			X					X						11	X	X	
Латвія	X	X	X	X	X		X	X	X	X	X		X	X		X		X				X	X	X			X	18	X	X	X
Литва	X	X	X	X	X			X	X	X	X		X			X		X				X	X	X			X	16	X	X	X
Естонія	X	X	X	X	X			X	X	X	X		X	X	X	X		X		X	X	X	X			X		19	X	X	X
Україна	X	X	X	X	X		X	X	X	X	X		X	X	X	X	X	X		X	X	X	X			X		21	X	X	X

Таблиця 3

Порівняння України та окремих країн, що входили до "радянського" табору

	W	P	B	PCT	PLT	MI	MM	MP	H	GH	N	LI	RO	LO	IPC	PH	VC	BP	S	NOS	TLT	WCT	WP PT	BEIJ ING	WAS	SG	MAR RA	Σ	UN	U	WTO
1.	2.	3.	4.	5.	6.	7.	8.	9.	10	11.	12	13	14.	15.	16.	17.	18.	19	20	21.	22.	23.	24.	25.	26.	27.	28.	29.	30.	31	32.
Угорщина	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X		X		X		X	X	X	X					20	X	X	X
Болгарія	X	X	X	X		X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X		X		X	X			X		21	X	X	X
Боснія і Герцеговина	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X		X			24	X		
Польща	X	X	X	X		X	X	X	X	X	X		X	X	X		X	X		X		X	X			X		19	X	X	X
Румунія	X	X	X	X	X		X	X	X	X	X		X	X	X	X	X	X		X	X	X	X			X		21	X	X	X
Сербія	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X			X		24	X	X	
Словакія	X	X	X	X	X	X	X	X		X	X	X	X	X	X	X		X			X	X	X	X		X		20	X	X	X
Словенія	X	X	X	X	X		X	X	X	X	X		X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X					21	X	X	X
Хорватія	X	X	X	X	X		X	X	X	X	X		X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X			X		22	X	X	X
Чорногорія	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X					23	X		X
Україна	X	X	X	X	X		X	X	X	X	X		X	X	X	X	X	X		X	X	X	X			X		21	X	X	X

Таблиця 4

Порівняння України та окремих країн, що входили до «капіталістичного» світу

	W	P	B	PCT	PLT	MI	MM	MP	H	GH	N	LI	RO	LO	IPC	PH	VC	BP	S	NOS	TLT	WCT	WP PT	BEIJ ING	WAS	SG	MAR RA	Σ	UN	U	WTO	
1.	2.	3.	4.	5.	6.	7.	8.	9.	10	11.	12	13	14.	15.	16.	17.	18.	19	20	21.	22.	23.	24.	25.	26.	27.	28.	29.	30.	31	32.	
Австрія	X	X	X	X			X	X			X		X	X	X	X	X	X				X	X					16	X	X	X	
Австралія	X	X	X	X	X			X			X		X		X	X		X	X			X	X			X		16	X	X	X	
Бельгія	X	X	X	X			X	X	X	X	X		X	X	X			X				X	X	X			X		17	X	X	X
Греція	X	X	X	X				X	X		X		X	X	X	X		X	X	X		X	X					16	X		X	
Ізраїль	X	X	X	X		X		X			X	X	X		X	X		X										12	X	X	X	
Ірландія	X	X	X	X	X	X		X			X		X	X	X			X				X	X	X				15	X	X	X	
Ісландія	X	X	X	X				X	X	X	X		X	X				X								X		12	X	X	X	
Іспанія	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X		X	X	X	X		X				X	X	X			X		20	X	X	X
Італія	X	X	X	X		X	X	X	X		X	X	X	X	X	X		X	X	X		X	X	X			X		21	X	X	X
Португалія	X	X	X	X		X	X	X			X	X	X		X			X	X			X	X					15	X	X	X	
США	X	X	X	X	X			X			X				X	X		X	X			X	X	X			X		15	X	X	X
Турція	X	X	X	X		X		X	X	X	X		X	X	X		X	X				X	X	X				17	X	X	X	
Фінляндія	X	X	X	X	X			X	X	X	X		X	X	X	X		X				X	X					16	X	X	X	
Франція	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X			X	X	X			X		22	X	X	X
Швейцарія	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X		X	X	X	X		X	X			X	X	X			X		21	X	X	X
Швеція	X	X	X	X	X	X		X			X		X	X	X	X	X	X				X	X			X		17	X	X	X	
Японія	X	X	X	X		X		X			X		X	X	X	X		X				X	X	X	X			16	X	X	X	
Україна	X	X	X	X	X		X	X	X	X	X		X	X	X	X	X	X		X	X	X	X			X		21	X	X	X	

Було проведено порівняння України та країн утворених з республік СРСР (табл. 2), порівняння України та окремих країн, що входили до "радянського" табору (табл. 3), порівняння України та окремих країн, що входили до "капіталістичного" світу (табл. 4).

Слід зазначити, що за табл.2-4 Україна підписала 21 договір, який адмініструється ВОІВ (в таблицях окремо подана інформація по Гаазькій угоді та по Женевському акту Гаазької угоди).

За аналізом табл. 2 "Порівняння України та країн, утворених з республік СРСР" встановлено, що угоди W (Стокгольмська), P (Паризька), B (Бернська), PCT, MP (Мадридський протокол), N (Ніцька), підписали усі країни.

Угоди RO (Римська), WCT (Договір ВОІВ по авторському праву) та WPPT (Договір ВОІВ по виконанням та фонограмам) не підписали тільки Туркменістан та Узбекистан, що свідчить про те, що в охороні авторських та суміжних прав ці країни йдуть своїм окремим шляхом.

MM (Мадридська угода стосовно знаків) не підписали тільки Грузія, Туркменістан, Узбекистан, Литва, Естонія (деякі країни включно з Україною могли б також утриматись від нього, але вони приєдналась до нього у 1992-1995 р.р. невдовзі після розпаду СРСР, хоча на той час вже був MP- Мадридський протокол).

IPC не підписали Грузія, Латвія та Литва, причому вони користуються Страсбурзькою класифікацією, але не входять до Страсбурзького союзу та не платять за це гроші.

Тільки одна країна Республіка Молдова підписала MI (Мадридська угода стосовно зазначень походження) та LI (Лісабонська угода), що означає, що ця країна (на відміну від інших) готова, як мінімум відмовитись від напоїв під назвою "шампанське" та "коньяк" не французького походження, але при цьому мати можливість торгувати своїми винами. Викликає здивування, що маючи відомі мінеральні води та вина цього кроку не зробила Грузія, хоча і Україна мала б, з нашої точки зору, замислитись над таким кроком.

Також не підписали MI та LI країни Прибалтики, які входять до складу Європейського співтовариства.

Жодна з країн, що порівнюються у табл. 2 не приєдналась до WAS (Вашингтонський договір), BEIJING (Пекінський договір) та MARRA (Марракешський договір), але на цей час жоден з цих договорів не є чинним.

УПОВ (сорти рослин) не підписали Вірменія, Казахстан, Таджикистан, Туркменістан.

Туркменістан єдиний, хто не підписав BP (Будапештський договір).

Усі країни, що порівнюються у табл. 2 входять до ООН, а 10 країн (включно з Україною) входять до СОТ.

За аналізом табл. 3 " Порівняння України та окремих країн, що входили до "радянського" табору" угоди W (Стокгольмська), P (Паризька), B (Бернська), PCT, MM (Мадридська угода стосовно знаків), MP (Мадридський протокол), N (Ніцька), LO (Локарнська), RO (Римська), IPC (Страсбурзька), BP (Будапештський договір), WCT (Договір ВОІВ по авторському праву) та WPPT (Договір ВОІВ по виконанням та фонограмам) підписали усі країни.

В порівнянні з табл. 2, країни, що входили до "радянського" табору більш активні і середня кількість підписаних договорів тут вища.

Підписання MM (Мадридської угоди стосовно знаків) в той час як існував Мадридський протокол свідчить про надзвичайне прагнення цих країн (України в тому числі) інтегруватись в світову спільноту.

З наведених у табл.3 країн (12 країн) дев'ять країн приєднались до MI а сім з них і до LI.

Жодна з країн не приєдналась до BEIJING (Пекінський договір) та MARRA (Марракешський договір).

Стосовно Вашингтонського договору - WAS (до нього приєднались тільки Сент-Лусія, Єгипет та Боснія і Герцеговина) і, здається, шансів у нього з кожним роком все менше, тим більше, що положення стосовно інтегральних мікросхем входять до договору TRIPS, яким "опікується" СОТ.

За аналізом табл. 4 " Порівняння України та окремих країн, що входили до «капіталістичного» світу" угоди W (Стокгольмська), Р (Паризька), В (Бернська), РСТ, МР (Мадридський протокол), N (Ніцька), ІРС (Страсбурзька), ВР (Будапештський договір) підписали усі країни.

В порівнянні з табл. 3 в табл. 4 тільки 2 країни з тих, що попали у вибірку підписали NOS (Найробський договір).

Якщо порівнювати табл. 3 та табл. 4, то країни, що входили до «капіталістичного» світу, не такі активні, як країни, що входили до "радянського" табору, тому, що більш зважено підходили до підписання нових договорів з огляду на економіку кожної країни, дотримуючись правила «що маємо те й охороняємо, не більше». Це стосується ММ, МІ, Н, ГН, ЛІ, РН, ВС.

Слід звернути увагу на не підписання окремими країнами Гаазької угоди (Н, ГН) стосовно реєстрації промислових зразків, це дозволяє зробити висновок, що ці країни переважно здійснюють кваліфікаційну експертизу по відношенню зазначених об'єктів, аналогічна ситуація, зокрема, в Білорусі та Російській Федерації (в Україні кваліфікаційна експертиза не здійснюється).

Окремо потрібно виділити Китай, Ізраїль, Ісландія (по 12 договорів), США, Португалія, Ірландія (по 15 договорів), які своїм існуванням підтверджують принцип «краще менше та краще». Саме такі країни, не погодившись з вимогами окремих договорів, часто стають ініціаторами створення нових угод, вимоги яких вони вважають придатними для себе.

Висновки

1. З нашої точки зору Україні не варто було би поспішати з підписанням усіх класифікаційних договорів, оскільки в цій площині Україна не виглядала би гірше інших країн, і все-одно могла би використовувати ці класифікації (правда тоді би Україна не мала б права впливати на зміст класифікацій при їх періодичному перегляді).

2. Україні варто було б зважити усі переваги та можливі недоліки підписання МІ (Мадридська угода стосовно зазначень походження) та ЛІ (Лісабонська угода), хоча на думку авторів, Україна повинна охороняти географічні зазначення інших країн, а інші країни мали би охороняти географічні зазначення України.

3. Україні не варто на сьогодні підписувати WAS (Вашингтонський договір), оскільки динаміка набуття прав на топографії інтегральних мікросхем в Україні не є позитивною, окрім того відносини з іншими країнами стосовно зазначених об'єктів права інтелектуальної власності регулюються угодою ТРІПС.

4. Україні варто оцінити переваги та недоліки підписання нечинних на сьогодні договорів BEIJING (Пекінський договір) та MARRA (Марракешський договір) та доцільність денонсації окремих договорів, наприклад Мадридської угоди (знаки).

Перелік джерел літератури: 1. Всесвітня конвенція про авторське право [Електронний ресурс]. – Режим доступу: http://zakon2.rada.gov.ua/laws/show/995_052/print. 2. Міжнародна конвенція по охороні нових сортів рослин [Електронний ресурс]. – Режим доступу: http://zakon2.rada.gov.ua/laws/show/995_856. 3. Угода про торговельні аспекти прав інтелектуальної власності [Електронний ресурс]. – Режим доступу: http://zakon3.rada.gov.ua/laws/show/981_018. 4. Сводная таблица с указанием членского состава Всемирной организации интеллектуальной собственности (ВОИС) и договоров, административные функции которых выполняет ВОИС плюс УПОВ, ВТО и ООН. / Всемирная организация интеллектуальной собственности. [Електронний ресурс]. – Режим доступу: (<http://www.wipo.int/treaties/ru/summary.jsp>).

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

СОСТОЯНИЕ ПРИСОЕДИНЕНИЕ УКРАИНЫ К МЕЖДУНАРОДНЫМ ДОГОВОРАМ В СФЕРЕ ИНТЕЛЛЕКТУАЛЬНОЙ СОБСТВЕННОСТИ

Ромашко А.С., Верба И.И., Юрчишин О.Я.

Учитывая важность определения перспектив Украины относительно присоединения к отдельным международным соглашениям в сфере интеллектуальной собственности, целесообразно проанализировать состояние подписания договоров различными странами, с целью формирования дальнейшей международной деятельности Украины и установление перечня соглашений, к которым должна присоединиться Украина, а также какие договора, к которым Украина присоединилась, возможно, следует денонсировать, с целью экономии государственных средств, которые нужно платить при вхождении страны в отдельные союзы.

СТАН ПРИЄДНАННЯ УКРАЇНИ ДО МІЖНАРОДНИХ ДОГОВОРІВ У СФЕРІ ІНТЕЛЛЕКТУАЛЬНОЇ ВЛАСНОСТІ

Ромашко А.С., Верба І.І., Юрчишин О.Я.

Враховуючи важливість визначення перспектив держави Україна щодо приєднання до окремих міжнародних угод в сфері інтелектуальної власності, доцільно проаналізувати стан підписання договорів різними країнами, з метою формування подальшої міжнародної діяльності нашої держави та встановлення переліку угод, до яких мала б приєднатись Україна, а які угоди, до яких Україна вже приєдналась, можливо, слід денонсувати, з метою економії державних коштів, які потрібно сплачувати при входженні країни в окремі союзи.

COMPARISON OF UKRAINE'S ACCESSION TO INTERNATIONAL AGREEMENTS INTELLECTUAL PROPERTY

A. Romashko, I. Verba, O. Yurchishin

Given the importance of determining the prospects of Ukraine on accession to certain international agreements of intellectual property, it is expedient analyze the state of signing of agreements in different countries in order to create further international activity of our country and establishing a list of agreements which would join Ukraine and agreements to which Ukraine has joined may be denounced, in order to save state funds that need to pay when country entering in different unions.

Ключевые слова: интеллектуальная собственность; международные договора; Всемирная организация интеллектуальной собственности; обозначения договоров; присоединения к договору; денонсация

Ключові слова: інтелектуальна власність; міжнародні договори; Всесвітня організація інтелектуальної власності; позначення договорів; приєднання до договору; денонсація

Key word: intellectual property; International agreements; World Intellectual Property Organization; Refer to contract; accession to the treaty; denunciation

Дата подання статті до редакції: 21 жовтня 2015 р.

УДК 621.923

Рябенков И.А.

ГП Харьковский машиностроительный завод “ФЭД”, г. Харьков, Украина

ТЕОРЕТИЧЕСКИЙ ПОДХОД К РАСЧЕТУ И АНАЛИЗУ ТЕМПЕРАТУРЫ РЕЗАНИЯ ПРИ ПРЕРЫВИСТОМ ШЛИФОВАНИИ**Введение**

Одним из наиболее существенных факторов повышения эффективности процесса шлифования труднообрабатываемых материалов является применение кругов с прерывистой рабочей поверхностью [1-3]. Как показали исследования, наличие чередующихся выступов и впадин на рабочей поверхности круга позволяет снизить температуру резания при шлифовании и повысить качество обработки за счет исключения образования температурных дефектов на обрабатываемых поверхностях. Кроме того, обеспечивается повышение производительности обработки. Однако достигаемый эффект обработки при прерывистом шлифовании, связанный с уменьшением температуры резания, не всегда значителен. Поэтому важно знать технологические возможности этого прогрессивного метода шлифования с точки зрения уменьшения тепловой напряженности процесса и повышения качества и производительности обработки.

Основная часть

В работах профессора Якимова А.В. приведены теоретические основы прерывистого шлифования, включающие расчет температуры резания и выбор по температурному критерию оптимальных условий обработки: параметров режима резания, характеристик круга и технологических сред. Расчеты температуры резания выполнены с использованием уравнения теплопроводности, рассматривая схему распространения тепла в поверхностном слое обрабатываемой детали и учитывая распространение тепла в образующихся стружках поправочным коэффициентом. Поэтому для более объективной оценки тепловой напряженности процесса шлифования необходимо в расчетной схеме рассматривать закономерности съема материала и формирование температуры резания как в слое снимаемого припуска, так и в поверхностном слое обрабатываемой детали. Это позволит обосновать новые технологические возможности прерывистого шлифования.

Для решения поставленной задачи следует воспользоваться аналитической зависимостью для определения температуры резания θ при плоском шлифовании, учитывающей перерезание кругом адиабатических стержней, которыми представлен снимаемый припуск (рис. 1) [4]:

$$\tau = -\frac{\lambda}{c \cdot \rho \cdot V_{рез}^2} \cdot [\ln(1-z) + z], \quad (1)$$

где τ – время шлифования, с; λ – коэффициент теплопроводности материала, Вт/м·К; c – удельная теплоемкость материала, Дж/(кг·К); ρ – плотность материала, кг/м³; $V_{рез} = Q_{уд} / \sqrt{2t \cdot R_{кр}}$ – скорость перемещения теплового источника вдоль адиабатического стержня, м/с; $Q_{уд} = V_{дет} \cdot t$ – удельная производительность обработки, м²/с; $V_{дет}$ – скорость детали, м/с; t – глубина шлифования, м; $R_{кр}$ – радиус круга, м; $z = \theta / \theta_{max}$ – относительная величина температуры, изменяется в пределах 0...1; $\theta_{max} = \sigma / c \cdot \rho$ – максимальная температура резания, К; σ – условное напряжение резания при шлифовании, Н/м².

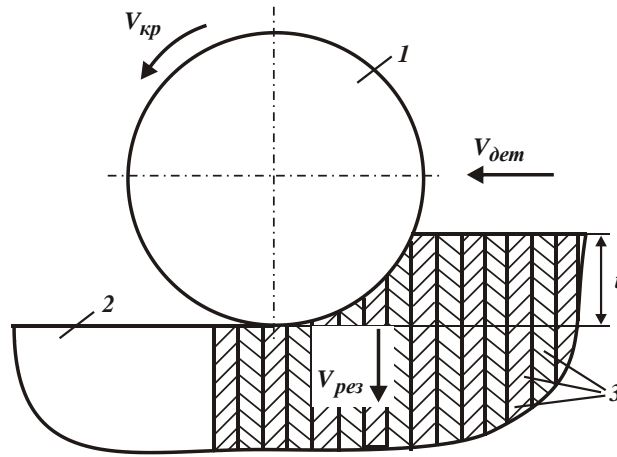


Рисунок 1 – Расчетная схема параметров процесса плоского шлифования:
1 – круг; 2 – обрабатываемая деталь; 3 – адиабатические стержни

Для удобства анализа зависимость (1) следует представить в виде:

$$\frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot V_{рез}^2 \cdot \tau = -[\ln(1-z) + z] = F. \tag{2}$$

Функция F зависит лишь от относительной величины температуры z и принимает положительные значения, поскольку выражение $[\ln(1-z) + z]$ отрицательное. Чем больше z , тем больше F . Тогда, согласно зависимости (2), с увеличением времени шлифования τ относительная величина температуры z увеличивается, асимптотически приближаясь к значению $z \rightarrow 1$ (рис. 2), соответствующему максимальной температуре резания θ_{max} . Наибольшее влияние на относительную величину температуры z оказывает скорость $V_{рез}$, входящая в зависимость (2) во второй степени. Чем больше значение $V_{рез}$ и соответственно параметры режима шлифования $V_{дем}$ и t , тем меньше время шлифования τ , при котором температура резания θ достигает максимального значения θ_{max} .

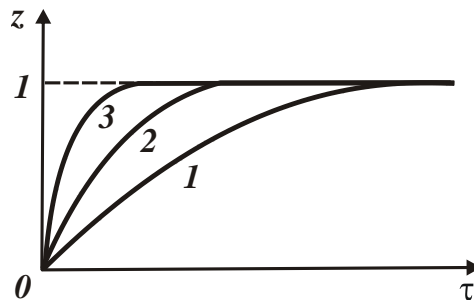


Рисунок 2 – Зависимость z от τ : $V_{рез1} < V_{рез2} < V_{рез3}$

Расчет температуры резания θ на основе зависимости (1) состоит в следующем. Для заданных исходных данных: Q_{yd} , t и $R_{кр}$ определяется безразмерная величина z , а затем для заданного значения σ определяется температура резания θ . Расчеты показали, что температура резания θ зависит несущественно от изменения параметров Q_{yd} , t и $R_{кр}$, особенно при небольших значениях θ – изменяется в пределах от 0 до 500 °С. При этом температура резания θ пропорционально изменяется с изменением условного напряжения резания σ . Следовательно, основной эффект уменьшения θ связан с уменьшением σ . Поэтому с точки зрения обеспечения максимально возможной производительности обработки уменьшение параметров режима шлифования $V_{дем}$ и t нецелесообразно, а снижать температуру резания θ необходимо за счет уменьшения σ .

В настоящее время на практике накоплено достаточно большое количество методов снижения параметра σ (соответствующего энергоемкости обработки при шлифовании). Это обеспечение работы круга в режиме самозатачивания, исключая трение в зоне резания, применение эффективных технологических сред, также снижающих трение в зоне резания и т.д. Важное место среди этих методов занимает прерывистое шлифование, в процессе которого за счет ударного характера взаимодействия рабочего выступа круга с обрабатываемым материалом происходит самооформление его профиля. Это приводит к более глубокому внедрению режущих зерен в обрабатываемый материал, обеспечивает работу круга в режиме самозатачивания, что позволяет постоянно поддерживать высокую режущую способность круга и снижать параметр σ в процессе шлифования. Об этом свидетельствуют результаты экспериментальных исследований [1]. Из этого вытекает, что эффект прерывистого шлифования, состоящий в уменьшении температуры резания до 40 % достигается как за счет охлаждения обрабатываемой поверхности в момент прерывания процесса шлифования, так и за счет уменьшения параметра σ .

Для определения оптимального соотношения длины рабочего выступа l_{01} и впадины l_{02} прерывистого круга, при котором температура резания принимает наименьшее значение, следует в зависимости (2) принять $\tau = l_{01}/V_{кр}$; $V_{рез} = V_{рез0} \cdot (l_{01} + l_{02})/l_{01} = V_{рез0} \cdot (1 + l_{02}/l_{01})$, где $V_{кр}$ – скорость круга, м/с; $V_{рез0}$ – заданное значение скорости перемещения теплового источника вдоль адиабатического стержня, м/с. Тогда

$$\frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot \frac{V_{рез0}^2}{V_{кр}} \cdot l_{01} \cdot \left(1 + \frac{l_{02}}{l_{01}}\right)^2 = -[\ln(1-z) + z] = F. \quad (3)$$

Как видно, параметр l_{01} неоднозначно влияет на функцию F , т.е. существует экстремум функции F от параметра l_{01} . Для определения экстремального значения l_{01} следует подчинить функцию F необходимому условию экстремума: $F'_{l_{01}} = 0$. Откуда получено:

$$l_{01} = l_{02}. \quad (4)$$

Расчетами установлено, что $F''_{l_{01}} > 0$, т.е. в точке экстремума имеет место минимум функции F , а следовательно, минимумы относительной величины температуры z и температуры резания θ . Из этого вытекает, что применение прерывистого шлифования позволяет уменьшить температуру резания θ . Такой же результат получен в работах [5, 6] другим методом расчета. Таким образом, показано, что наибольший эффект в снижении температуры резания от охлаждения обрабатываемого материала в момент прерывания процесса шлифования достигается при длине рабочего выступа круга, равной длине впадины круга.

Минимальную температуру резания θ_{min} при шлифовании можно определить из уравнения (3), подчиняя его условию (4):

$$\frac{4 \cdot c \cdot \rho}{\lambda} \cdot \frac{V_{рез0}^2}{V_{кр}} \cdot l_{01} = -[\ln(1-z) + z] = F_{min}. \quad (5)$$

Как видно, минимальное значение функции F_{min} , а следовательно, минимальное значение относительной величины температуры z и температуры резания θ_{min} при шлифовании достигается при условии $l_{01} \rightarrow 0$, т.е. длину рабочего выступа прерывистого круга необходимо уменьшать. Однако, как известно, это приводит к уменьшению количества зерен, расположенных на рабочей поверхности круга, и соответственно повышению износа круга. Поэтому параметр l_{01} следует уменьшать до определенного значения, определяемого из условия обеспечения допустимого износа круга.

Исходя из зависимости (4), уменьшить функцию F_{min} , а соответственно относительную величину температуры z и температуру резания θ_{min} , можно также увеличением скорости круга $V_{кр}$ и скорости $V_{рез0}$, определяющей скорость перемещения

теплового источника вдоль адиабатических стержней, которыми условно в расчетной схеме шлифования представлен снимаемый припуск. Уменьшить скорость $V_{рез0} = Q_{уд} / \sqrt{2t \cdot R_{сп}}$ при плоском прерывистом шлифовании для заданного значения удельной производительности обработки $Q_{уд} = V_{дем} \cdot t$ можно увеличением глубины шлифования t и уменьшением скорости детали $V_{дем}$, т.е. по сути, применением схемы глубинного шлифования. Чем больше глубина шлифования t и меньше скорость детали $V_{дем}$, тем меньше скорость $V_{рез0}$, а соответственно меньше функции $F_{мин}$, z и температура резания $\theta_{мин}$. Поэтому наибольший эффект обработки, связанный с уменьшением температуры резания при прерывистом шлифовании, может быть достигнут в условиях глубинного шлифования, что согласуется с известными экспериментальными данными [2]. Этим объясняется эффективность применения прерывистых кругов с точки зрения уменьшения температуры резания при вышлифовывании глубоких пазов и канавок в закаленных сталях и высокопрочных сплавах, при разрезке материалов отрезными прерывистыми кругами и т.д. Причем, с увеличением глубины шлифования t за счет уменьшения знаменателя в зависимости $V_{рез0} = Q_{уд} / \sqrt{2t \cdot R_{сп}}$ появляется возможность увеличения удельной производительности обработки $Q_{уд} = V_{дем} \cdot t$ при заданной скорости $V_{рез0}$. Следовательно, одну и ту же температуру резания $\theta_{мин}$, согласно зависимости (5), можно обеспечить при увеличенной удельной производительности обработки $Q_{уд} = V_{дем} \cdot t$, что указывает на эффективность применения глубинного прерывистого шлифования, позволяющего одновременно повысить качество и производительность обработки

Как показано выше, исходя из зависимости (1), уменьшение температуры резания θ происходит, во-первых, за счет уменьшения относительной величины температуры z , во-вторых, за счет уменьшения параметра σ , который связан с температурой резания θ линейной зависимостью. Очевидно, с каждым последующим контактом рабочего выступа круга с обрабатываемым материалом суммарное время шлифования τ увеличивается, а за счет прохождения впадины прерывистого круга оно уменьшается на некоторую величину, определяемую интенсивностью охлаждения обрабатываемого материала. Чем интенсивнее охлаждение, тем значительно меньше времени τ . При определенной интенсивности охлаждения обрабатываемого материала время его нагрева в момент контакта с рабочим выступом круга может стать равным времени его охлаждения в момент прохождения впадины круга. В этом случае температура резания θ будет периодически изменяться, однако максимальные значения температуры будут оставаться постоянными с течением времени шлифования.

Чтобы добиться такого эффекта прерывистого шлифования, необходимо обеспечить существенное уменьшение максимального значения температуры резания θ за счет уменьшения параметра σ . Для этого необходимо применять абразивные круги на относительно мягких связках, обеспечивающих установившийся во времени режим самозатачивания круга, т.к. в противном случае круг будет работать в режиме затупления, и эффект прерывистого шлифования достигнут не будет. Следовательно, процесс прерывистого шлифования, обеспечивая работу круга в режиме самозатачивания, предполагает его повышенный износ, что согласуется с экспериментальными данными [1]. Поэтому сложно добиться существенного эффекта обработки, используя алмазные прерывистые круги на высокопрочных металлических связках. Эти круги, как правило, работают в режиме затупления и не обеспечивают равномерного самоформления профиля рабочего выступа круга, а соответственно не позволяют добиться необходимого уменьшения параметра σ и температуры резания θ при шлифовании. Эффективным решением в этом случае следует рассматривать применение электроэрозионной правки алмазного круга, обеспечивающей постоянное удаление с рабочей поверхности затупившихся зерен и поддержание высокой режущей способности круга. В этом случае вполне возможно самоформление профиля рабочего выступа круга, что позволит уменьшить параметр σ и соответственно температуру резания θ при шлифовании.

Важным фактором уменьшения параметра σ при прерывистом шлифовании следует рассматривать, например, применение прерывистых импрегнированных абразивных кругов, позволяющих существенно уменьшить интенсивность трения в зоне резания и соответственно параметр σ . Это создает объективные предпосылки уменьшения температуры резания θ [2].

С целью проверки правильности предложенного теоретического решения были проведены экспериментальные исследования процесса плоского шлифования пластин из твердого сплава Т30К4, которыми оснащаются резцы, торцом прерывистого алмазного круга 12А2 45° 150×42×10×5×32 АС6 160/125 4 В1-13 с длиной рабочего выступа $l_{01}=3,5$ мм и длиной впадины $l_{02}=3,5$ мм. Это позволило реализовать установленное в работе условие (4), при котором температура резания принимает минимальное значение. Опыты производились на заточном станке в инструментальном производстве ГП ХМЗ “ФЭД”. Экспериментально установлено, что применение прерывистого алмазного круга по сравнению с обычными (сплошными) алмазными и абразивными кругами разных характеристик позволяет в несколько раз увеличить глубину шлифования по причине отсутствия на обработанных поверхностях прижогов, микротрещин и других температурных дефектов. Из этого можно сделать вывод о более низкой тепловой напряженности прерывистого шлифования. Несомненно, эффект обработки достигнут за счет применения алмазного прерывистого круга на органической связке В1-13, которая по сравнению с металлическими связками является более мягкой и реализует режим самозатачивания круга, обеспечивая его высокую режущую способность длительное время. В результате происходит самоформление профиля рабочего выступа круга, что максимально позволяет использовать возможности шлифования, установленные на основе зависимости (1): уменьшение параметра σ и стабилизацию температуры в течении длительного периода времени. Данный факт установлен экспериментально – на протяжении 60 минут прерывистый алмазный круг работал стабильно, а на обработанных поверхностях твердосплавных пластин отсутствовали какие-либо температурные дефекты. Причем, обработка производилась с глубиной шлифования $t=0,05$ мм, тогда как при шлифовании обычными (сплошными) кругами прижоги и микротрещины обнаруживались даже при глубине шлифования $t=0,01$ мм. Это указывает на меньшую температуру резания при прерывистом шлифовании и на возможность увеличения производительности обработки до 5 раз по сравнению с шлифованием обычными (сплошными) кругами. Необходимо отметить, что применение алмазных прерывистых кругов на металлической связке М1-01 при шлифовании твердосплавных пластин не позволило добиться эффективной обработки из-за их низкой режущей способности. В связи с этим, при шлифовании пластин из наиболее труднообрабатываемых твердых сплавов, например сплава Т30К4, в инструментальном производстве машиностроительного предприятия уже длительное время применяются алмазные прерывистые круги на органической связке В1-13, обеспечивающие высокие показатели качества и производительности обработки.

Выводы

В работе теоретически и экспериментально обоснованы условия уменьшения температуры резания при шлифовании, состоящие в обеспечении прерывистости контакта круга с обрабатываемым материалом и снижении условного напряжения резания в результате самоформления профиля рабочего выступа прерывистого круга в процессе шлифования и перевода его работы в режим установившегося во времени интенсивного самозатачивания, применяя для этого абразивные и алмазные круги на относительно мягких связках. Показано, что условное напряжение резания прямо пропорционально связано с температурой резания и поэтому за счет его уменьшения можно добиться большего эффекта обработки с точки зрения уменьшения температуры резания, чем от регулирования параметрами режима прерывистого шлифования. Теоретически установлено, что наибольший эффект в снижении температуры резания от охлаждения обрабатываемого

материала в момент прерывания процесса шлифования достигается при длине рабочего выступа круга, равной длине впадины круга. Проведенные экспериментальные исследования подтвердили достоверность полученных теоретических решений – применение прерывистых абразивных кругов при шлифовании твердосплавных пластин позволило исключить температурные дефекты на обрабатываемых поверхностях даже при увеличении производительности обработки до 5 раз по сравнению с шлифованием обычными кругами. Даны практические рекомендации по эффективному ведению процесса алмазного прерывистого шлифования твердосплавных пластин.

Перечень источников литературы: 1. Якимов А.В. Оптимизация процесса шлифования / А.В. Якимов. – М.: Машиностроение, 1975. – 175 с. 2. Якимов А.В. Абразивно-алмазная обработка фасонных поверхностей / А.В. Якимов. – М.: Машиностроение, 1984. – 212 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. 4. "Теория абразивной и алмазно-абразивной обработки материалов" – Одесса: ОНПУ, 2002. – 802 с. 4. Новиков Ф.В. Повышение эффективности технологии финишной обработки деталей пар трения поршневых насосов / Ф.В. Новиков, С.М. Яценко // Физические и компьютерные технологии: междун. научн.-техн. конф., 19-20 апреля 2007 г.: труды – Харьков: ХНПК "ФЭД", 2007. – С. 8-20. 5. Рябенков И.А. Эффективность применения прерывистого шлифования / И.А. Рябенков // Сучасні системи технологій у машинобудуванні. Збірник наукових праць, присвячений 90-річчю з дня народження професора Одеського національного політехнічного університету (ОНПУ) Якимова О.В. – Д.: ЛПРА. – 2015. – С. 226-231. 6. Рябенков И.А. Повышение эффективности прерывистого шлифования / И.А. Рябенков // Інформаційні технології: наука, техніка, технологія, освіта, здоров'я: Тези доповідей ХХІІІ Міжнародної науково-практичної конференції, Ч. I (20-22 травня 2015 р., Харків) / за ред. проф. Сокола Є.І. – Харків, НТУ «ХПІ». – С. 127.

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

ТЕОРЕТИЧЕСКИЙ ПОДХОД К РАСЧЕТУ И АНАЛИЗУ ТЕМПЕРАТУРЫ РЕЗАНИЯ ПРИ ПРЕРЫВИСТОМ ШЛИФОВАНИИ

Рябенков И.А.

В работе теоретически и экспериментально обоснованы условия уменьшения температуры резания при шлифовании, состоящие в обеспечении прерывистости контакта круга с обрабатываемым материалом и снижении условного напряжения резания в результате самооформления профиля рабочего выступа прерывистого круга в процессе шлифования и перевода его работы в режим установившегося во времени интенсивного самозатачивания, применяя для этого абразивные и алмазные круги на относительно мягких связках. Показано, что условное напряжение резания прямо пропорционально связано с температурой резания и поэтому за счет его уменьшения можно добиться большего эффекта обработки с точки зрения уменьшения температуры резания, чем от регулирования параметрами режима прерывистого шлифования. Теоретически установлено, что наибольший эффект в снижении температуры резания от охлаждения обрабатываемого материала в момент прерывания процесса шлифования достигается при длине рабочего выступа круга, равной длине впадины круга.

ТЕОРЕТИЧНИЙ ПІДХІД ДО РОЗРАХУНКУ Й АНАЛІЗУ ТЕМПЕРАТУРИ РІЗАННЯ ПРИ ПЕРЕРИВЧАСТОМУ ШЛІФУВАННІ

Рябенков І.О.

У роботі теоретично й експериментально обґрунтовані умови зменшення температури різання при шліфуванні, які полягають в забезпеченні переривчастості контакту круга з оброблюваним матеріалом і зниженні умовного напруження різання в результаті самооформлення профілю робочого виступу переривчастого круга в процесі шліфування й переведу його роботи в режим сталого в часі інтенсивного самогострювання, застосовуючи для цього абразивні й алмазні круги на відносно м'яких зв'язках. Показано, що умовне напруження різання прямо пропорційно пов'язане з температурою різання й тому за рахунок його зменшення можна домогтися більшого ефекту обробки з погляду зменшення температури різання, чим від регулювання параметрами режиму переривчастого шліфування. Теоретично встановлено, що найбільший ефект у зниженні температури різання від охолодження оброблюваного матеріалу в момент переривання процесу шліфування досягається при довжині робочого виступу круга, рівній довжині западини круга.

THEORETICAL APPROACHES TO THE CALCULATION AND ANALYSIS OF CUTTING TEMPERATURE WITH INTERMITTENT GRINDING

Ryabenkov I.A.

In the theoretically and experimentally substantiated conditions decrease cutting temperature in the grinding, consisting in providing intermittent contact range to the material and reducing the conditioned voltage cutting resulting samoofornleniya profile working protrusion intermittent circle in the grinding process and transfers its operation mode steady time intensive self-sharpening, applying for this abrasive and diamond circles for a relatively soft bundles. It is shown that conventional stress is directly proportional to the cutting due to the temperature, and therefore cut due to its reduction is possible to achieve greater treatment effect in terms of reducing the cutting temperature than the control parameters of the discontinuous grinding. Theoretically found that the greatest effect in reducing the temperature by cooling the cutting of the processed material at the time of interruption of the grinding process achieved with the working length of the protrusion of the circle, the circle of equal length cavities.

Ключевые слова: шлифование, прерывистый круг, рабочий выступ круга, тепловой источник, температура резания, адиабатический стержень, условное напряжение резания

Ключові слова: шліфування, переривчастий круг, робочий виступ круга, теплове джерело, температура різання, адиабатичний стержень, умовне напруження різання

Keywords: grinding, discontinuous circle lobe of the circle, the heat source, the cutting temperature, adiabatic core, conventional stress cutting

Дата подання статті до редакції: 8 жовтня 2015 р.

УДК 621.923

Стрельчук Р.М.

ХНЭУ им. Семена Кузнеца, г. Харьков, Украина

МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ТЕПЛО ВЫДЕЛЕНИЯ В КОНТАКТНОЙ ЗОНЕ ЗАГОТОВКИ И ШЛИФОВАЛЬНОГО КРУГА С УЧЕТОМ ЕГО ИЗНАШИВАНИЯ

Введение

Как известно, качество поверхностных слоев деталей, подвергаемых шлифованию, в значительной степени определяется температурным фактором, возникающим в процессе обработки [1-3]. Рассматриваемому вопросу посвящено большое количество исследований, анализ которых выявил следующие недостатки:

– известные математические модели тепловыделения при абразивной обработке не позволяют учитывать изменения числа и интенсивности температурных импульсов от вершин зерен шлифовального круга в процессе его эксплуатации;

– не учитывается влияние изменения формы рабочей поверхности абразивного инструмента вследствие изнашивания на распределение температур в поверхностном слое заготовки;

– остается невыясненным влияние на тепловыделение динамики съема металла при многократном взаимодействии абразивного инструмента с рассматриваемым участком обрабатываемой поверхности заготовки;

– применение в моделях прогнозирования тепловыделения силы резания, расчет точного значения которой в течение всего периода стойкости инструмента представляет известные трудности, приводит к значительному снижению эффективности таких моделей.

В этой связи приведенные ниже результаты исследований являются актуальными и представляют интерес как с научной, так и с практической точки зрения.

Основная часть

В основу построения температурного поля поверхностного слоя заготовки положена зависимость [3]:

$$T = \frac{q\sqrt{a}}{2\lambda\sqrt{\pi}} \frac{\rho}{z} \int_0^{\tau} \left[e^{\frac{(z-\rho)^2}{4a(t-t')}} - e^{\frac{(z-\rho)^2 + 2za_z}{4a(t-t')}} \right] dt', \quad (1)$$

где q – мощность (интенсивность) теплового источника; λ , a – соответственно теплопроводность и температуропроводность обрабатываемого материала; ρ – радиус вершины зерна; a_z – глубина внедрения зерна в металл; τ – время действия теплового источника; z – координата точки, в которой нужно определить температуру; t – время; t' – переменная интегрирования.

Время действия теплового источника определяется следующим образом:

$$\tau = \frac{\rho \cdot \arccos\left(1 - \frac{a_z}{\rho}\right)}{\sqrt{(V_k \pm V_s)^2 + V_s^2}}, \quad (2)$$

где V_k – скорость вращения круга; V_s – скорость вращения заготовки; V_s – скорость продольной подачи; знак «+» принимается при встречном шлифовании, когда векторы скоростей заготовки и круга направлены в противоположные стороны, знак «-» - при попутном шлифовании, когда направления векторов совпадают.

Для успешного применения зависимости (1) необходимо решить две задачи: во-первых, определить интенсивность тепловых источников от вершин зерен круга q ; во-вторых, определить количество тепловых импульсов (зерен круга) i , действующих в пределах контактной зоны абразивного инструмента и заготовки за время их контакта. При решении первой задачи следует принять во внимание, что источником теплоты при

шлифовании является пластическая деформация обрабатываемого материала и трение вершин зерен о заготовку. Поэтому интенсивность теплового источника (абразивного зерна) можно определить путем анализа работы деформирования и трения в срезаемом слое. Интенсивность q теплового источника имеет вид:

$$q = q_{деф} + q_{тр}, \quad (3)$$

где $q_{деф}$, $q_{тр}$ – интенсивности теплового источника от деформации и от трения.

Для определения $q_{деф}$ выделим элементарный объем поверхностного слоя. Вершина абразивного зерна при перемещении вызывает его упругую и пластическую деформацию, и появление на его гранях напряжений (рис. 1). Работа этих напряжений $A_{деф}$ определяется следующим образом [4]:

$$A_{деф} = \int_0^{\varepsilon_i} \sigma_i d\varepsilon_i, \quad (4)$$

где σ_i , ε_i – обобщенные напряжения и деформация рассматриваемого объема.

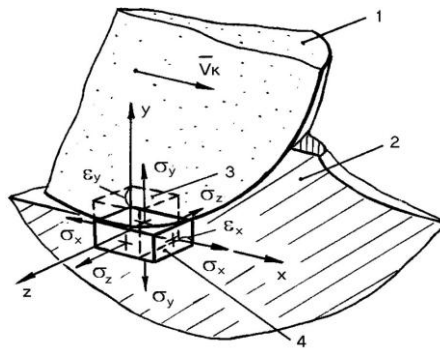


Рисунок 1 – Схема взаимодействия вершины абразивного зерна (1) с металлом (2):
3, 4 – элементарный объем поверхностного слоя соответственно до и после взаимодействия с вершиной зерна

Для упрочняющихся металлов удобна линейно-степенная аппроксимация диаграммы $\sigma_i - \varepsilon_i$, которая в упругой зоне является линейной, т.е. $\sigma_i = E \varepsilon_i$ (где E – модуль упругости), а в пластичной зоне – степенной, т.е. $\sigma_i = k \varepsilon_i^n$ (где k и n – некоторые константы). Учитывая это, уравнение для $A_{деф}$ можно преобразовать:

$$A_{деф} = E \frac{\varepsilon_T^2}{2} + k \frac{\varepsilon_i^{n+1} - \varepsilon_T^{n+1}}{n+1}, \quad (5)$$

где ε_T – обобщенная деформация металла, соответствующая напряжению $\sigma_i = \sigma_T$; σ_T – предел текучести материала поверхностного слоя.

В большинстве случаев $\varepsilon_T \ll \varepsilon_i$, поэтому:

$$A_{деф} = k \frac{\varepsilon_i^{n+1}}{n+1} = \frac{\sigma_i \cdot \varepsilon_i}{n+1}. \quad (6)$$

Располагая величиной $A_{деф}$, можно определить интенсивность теплового источника от деформации:

$$q_{деф} = \frac{\sigma_i \cdot \varepsilon_i}{n+1} V_k. \quad (7)$$

Для определения $q_{тр}$ воспользуемся зависимостью [5]:

$$q_{тр} = 0,5 \mu t_s V_k, \quad (8)$$

где μ – коэффициент трения вершины зерна о металл; $t_s = \sigma_i / \sqrt{3}$.

Таким образом, интенсивность теплового источника (абразивного зерна):

$$q = \frac{\sigma_i \cdot \varepsilon_i}{n+1} V_k + 0,5 \mu t_s V_k. \quad (9)$$

По этой формуле можно определить q , если известны обобщенные напряжения σ_i и деформация ε_i . Они находятся решением задачи о напряженно-деформированном состоянии обрабатываемого материала и в значительной степени зависят от износа шлифовального круга, поскольку он приводит к изменению формы вершин активных зерен [6].

При решении второй задачи (о количестве тепловых импульсов i) необходимо определить число n тепловых импульсов, действующих на единице длины обрабатываемой поверхности. С учетом распределения по высоте вершин зерен величина n определяется по формуле:

$$n \approx \frac{L \cdot V_s \cdot F_c(z)}{V_c d^2}, \quad (10)$$

где L – длина дуги контакта круга и заготовки (определяется по известным формулам Е.Н. Маслова); d – средний размер абразивного зерна; $F_c(z)$ – функция распределения по высоте z вершин зерен (значения функции $F_c(z)$ находятся в пределах от 0 до 1, т.е., задавшись величиной z , можно определить долю вершин зерен рабочей поверхности инструмента, находящихся в поверхностном слое шлифовального круга толщиной z) [6].

Следует отметить, что в процессе шлифования значения функции $F_c(z)$ будут претерпевать изменения, обусловленные уменьшением сформированной в ходе правки шлифовального круга разновысотности вершин зерен вследствие их истирания. Это приведет к тому, что на наружной поверхности шлифовального круга по мере его износа будет концентрироваться значительное число вершин зерен. Иными словами, число наиболее выступающих вершин зерен, формирующих тепловые импульсы, будет минимальным после правки и затем будет увеличиваться пропорционально линейному износу u_d шлифовального круга. Теперь, располагая величинами n и L , можно построить идеализированную масштабную схему-модель взаимодействия зерен круга с деталью для определения искомого количества тепловых импульсов i для конкретных условий шлифования. На обрабатываемой поверхности детали условно выделяем участок площади контакта шириной 1 мм и длиной L . На этом участке должно разместиться n рисок от вершин зерен. В то же время участок поверхности шириной $1/n$ при прохождении пути, равного длине L дуги контакта, должен испытать действие i тепловых импульсов. Условно располагаем риски в шахматном порядке правильными горизонтальными рядами, сдвинутыми на определенный шаг по длине дуги контакта. Реально риски могут быть сдвинуты по ширине и длине относительно друг друга в каждый момент времени на произвольные расстояния, но за некоторый период времени можно ожидать их среднего расположения и перекрытия по длине и ширине рассматриваемого участка. Если представить прохождение участка поверхности шириной $1/n$ через зону контакта, то на своем пути до выхода из зоны контакта этот участок i раз может испытать тепловое воздействие зерен, риски от которых перекрываются. Итак, когда рассматриваемый участок поверхности находится в контакте, он испытывает воздействие i импульсов. Температуру от каждого импульса считаем по формуле (1), а охлаждение в промежутках между импульсами рассматриваем как адиабатическое (только за счет теплопроводности). За время охлаждения температура снижается значительно, но не до исходной величины, поэтому при расчете температуры от второго температурного импульса добавляем к ней «остаток» температуры от первого импульса, при расчете температуры от третьего импульса – «остаток» от второго и т.д., т.е. происходит постепенное накопление тепла от каждого импульса.

Далее, когда рассматриваемый участок поверхности заготовки выходит из контакта, тепло отводится от него окружающей средой: смазочно-охлаждающим технологическим средством (СОТС) и воздухом. За один рабочий ход рассматриваемый участок поверхности заготовки испытывает N контактов с кругом. В промежутках между этими контактами осуществляется охлаждение СОТС и воздухом. При использовании жидкой СОТС поверхность значительно охлаждается (температура в конце указанного промежутка времени

составляет всего лишь несколько процентов от начальной). Однако температура не снижается до исходной, поэтому при расчетах следующего цикла нагрева учитываем «остаток» от предыдущего цикла, т.е. добавляем температуру, до которой успевает охладиться поверхность в промежутке между контактами. Таким образом, после каждого контакта накапливается тепло.

При многопроходном шлифовании рассматриваемый участок поверхности, испытав N контактов с кругом за один рабочий ход, выходит из последнего контакта и охлаждается воздухом в течение определенного промежутка времени (до тех пор, пока не вступит в контакт с кругом на следующем рабочем ходе). В течение этого промежутка времени температура снижается до определенной величины, поэтому при расчетах следующего цикла нагрева учитываем эту величину. Таким образом, после каждого рабочего хода также происходит постепенное накопление тепла.

Решение задачи об изменении температуры в процессе охлаждения выглядит следующим образом [1, 2]:

$$\frac{T(z,t)-T_c}{T_0-T_c} = e^{-u^2}, \quad (11)$$

где $u = \frac{z}{2\sqrt{at}} + \frac{\alpha}{\lambda} \sqrt{at}$; z – расстояние от поверхности заготовки до точки, в которой

нужно определить температуру; T_c – температура охлаждающей среды; T_0 – начальное значение температуры; α – коэффициент теплоотдачи (при охлаждении жидкой СОТС выражается через критерий Нуссельта [2], при охлаждении воздухом определяется по известной формуле Ньюкомба).

Для вычисления целесообразно воспользоваться разложением [1, 2]:

$$e^{-u^2} \approx \frac{1}{\sqrt{\pi}} \left(\frac{1}{u} - \frac{1}{2u^3} + \frac{3}{4u^5} - \dots \right). \quad (12)$$

Некоторые результаты расчетов, выполненных по предложенной методике с помощью Mathcad 2014 Professional, представлены на рис. 2. Показана динамика изменения температуры поверхности заготовки из стали 30ХГСА в ходе 25 контактов рассматриваемого участка поверхности заготовки с электрокорундовым шлифовальным кругом.

Выводы

Представленные графики температур относятся к шлифованию указанной стали на чистовых режимах с охлаждением эмульсией. При обработке «острым» кругом, т.е. при $u_n=0$ мкм (рис. 2а), каждая точка поверхности заготовки нагревается до 420...450°C в основном от трех температурных импульсов, создаваемых вершинами абразивных зерен при двадцать пятом (последнем) контакте (температурные импульсы на рисунке показаны резкими скачками температуры). Далее вследствие износа круга число и мощность температурных импульсов возрастают, приводя к повышению температуры на 20...40% (рис. 2б, в). При значительном линейном износе шлифовального круга ($u_n=20$ мкм) (рис. 2,г) температура в каждой точке поверхности при каждом контакте формируется под действием семи тепловых импульсов и достигает 850...900°C, что может привести к значительным структурно-фазовым изменениям (прижогам) в поверхностном слое заготовки. Таким образом, износ рабочей поверхности абразивного инструмента в значительной степени определяет тепловыделение в контактной зоне. Проведенные исследования позволяют: прогнозировать тепловыделение при шлифовании с учетом всех основных факторов этого процесса в течение всего периода стойкости абразивного инструмента; достоверно определять момент восстановления режущей способности шлифовального круга с целью обеспечения требуемого качества обрабатываемых деталей для подавляющего большинства конструкционных материалов; проводить многокритериальную оптимизацию технологических операций шлифования с учетом изменения тепловыделения в контактной зоне заготовки и абразивного инструмента вследствие его изнашивания.

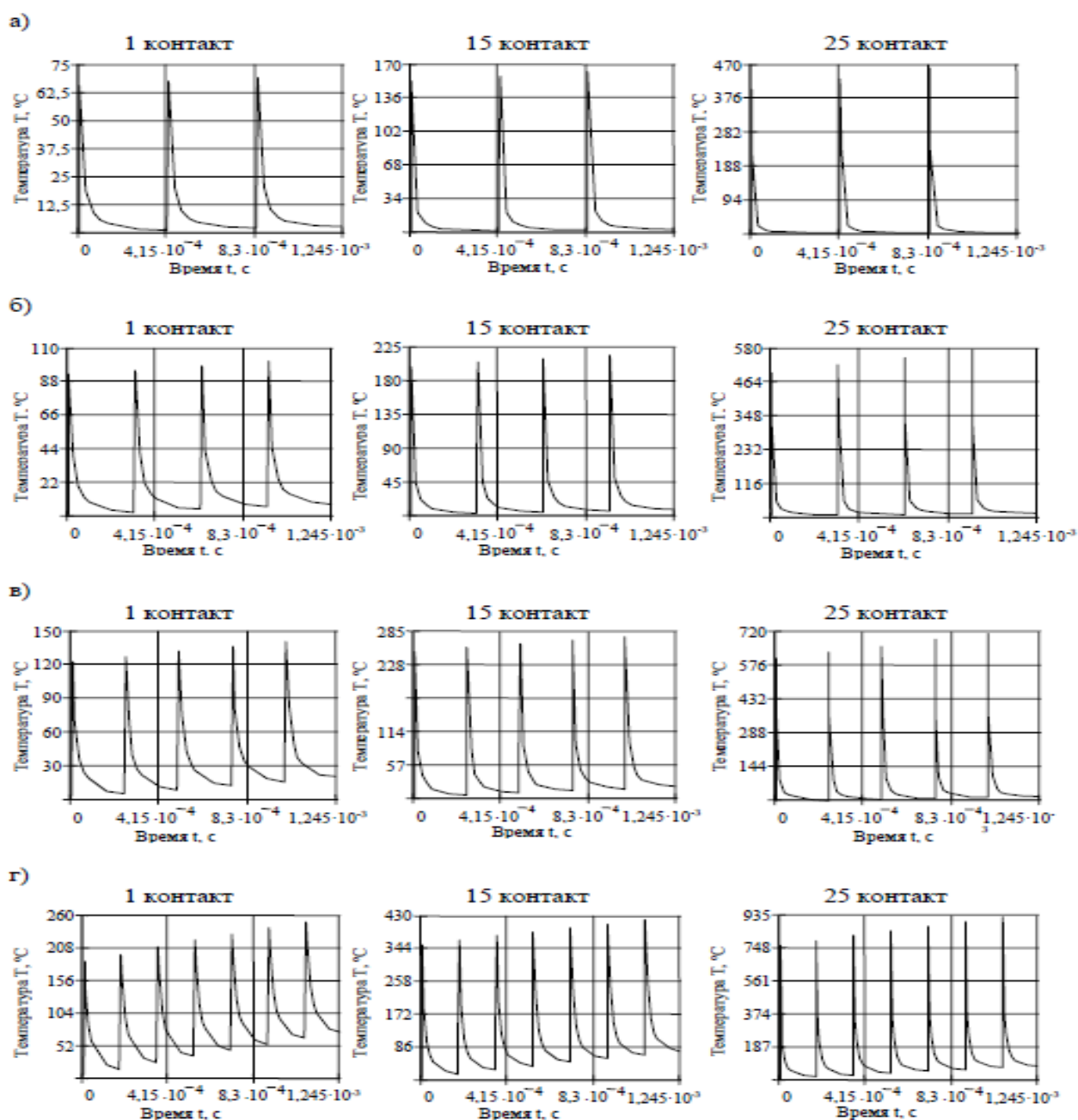


Рисунок 2 – Влияние линейного износа $u_{л}$ шлифовального круга 1 – 300×40×127 24A40CM26K5 на температуру в контактной зоне с заготовкой из стали 30ХГСА:

а – $u_{л} = 0$ мкм; б – $u_{л} = 5$ мкм; в – $u_{л} = 10$ мкм; г – $u_{л} = 20$ мкм

Перечень источников литературы: 1. Якимов А.В. Оптимизация процесса шлифования / А.В. Якимов. – М.: Машиностроение, 1975. – 176 с. 2. Сипайлов В.А. Тепловые процессы при шлифовании и управление качеством поверхности / В.А. Сипайлов. – М.: Машиностроение, 1978. – 167 с. 3. Редько С.Г. Процессы теплообразования при шлифовании металлов / С.Г. Редько. – Саратов: Изд-во СГУ, 1962. – 231 с. 4. Катаев Ю.П. Пластичность и резание металлов / Ю.П. Катаев, А.Ф. Павлов, В.М. Белоног. – М.: Машиностроение, 1994. – 144 с. 5. Корчак С.Н. Производительность процесса шлифования стальных деталей / С.Н. Корчак. – М.: Машиностроение, 1974. – 280 с. 6. Бишутин С.Г. Обеспечение требуемой совокупности параметров качества поверхностных слоев деталей при шлифовании / С.Г. Бишутин. – М.: Машиностроение, 2004. – 144 с.

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

МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ТЕПЛОЫДЕЛЕНИЯ В КОНТАКТНОЙ ЗОНЕ ЗАГОТОВКИ И ШЛИФОВАЛЬНОГО КРУГА С УЧЕТОМ ЕГО ИЗНАШИВАНИЯ

Стрельчук Р.М.

Износ рабочей поверхности абразивного инструмента в значительной степени определяет тепловыделение в контактной зоне. Проведенные исследования позволяют: прогнозировать тепловыделение при шлифовании с учетом всех основных факторов этого процесса в течение всего периода стойкости абразивного инструмента; достоверно определять момент восстановления режущей способности шлифовального круга с целью обеспечения требуемого качества обрабатываемых деталей для подавляющего большинства конструкционных материалов; проводить многокритериальную оптимизацию технологических операций шлифования с учетом изменения тепловыделения в контактной зоне заготовки и абразивного инструмента вследствие его изнашивания.

МАТЕМАТИЧНЕ МОДЕЛЮВАННЯ ТЕПЛОВИДІЛЕННЯ В КОНТАКТНІЙ ЗОНІ ЗАГОТІВЛІ І ШЛІФУВАЛЬНОГО КРУГА З УРАХУВАННЯМ ЙОГО ЗНОШУВАННЯ

Стрельчук Р.М.

Зношування робочої поверхні абразивного інструменту в значній мірі визначає тепловиділення в контактній зоні. Проведені дослідження дозволяють: прогнозувати тепловиділення при шліфуванні з урахуванням всіх основних чинників цього процесу протягом всього періоду стійкості абразивного інструменту; достовірно визначати момент відновлення ріжучої здатності шліфувального круга з метою забезпечення необхідної якості оброблюваних деталей для переважної більшості конструкційних матеріалів; проводити багатокритеріальну оптимізацію технологічних операцій шліфування з урахуванням зміни тепловиділення в контактній зоні заготовки і абразивного інструменту внаслідок його зношування.

MATHEMATICAL MODELING OF HEAT GENERATION IN THE CONTACT ZONE WORKPIECE AND THE GRINDING WHEEL GIVEN ITS WEAR

Strelchuk R.M.

The wear of the working surface of an abrasive tool largely determines the heat generation in the contact zone. These experiments allow to: predict the heat during grinding with all the major factors in this process during the period durability abrasive tool; reliably determine the time of the restoration of the cutting ability of the grinding wheel in order to ensure the required quality of machined parts for the vast majority of construction materials; conduct multi-criteria optimization technology grinding operations, adjusting heat in the contact zone of the workpiece and the tool due to its abrasive wear.

Ключевые слова: режущая способность, шлифовальный круг, многокритериальная оптимизация, технологическая операция, температурные импульсы, тепловыделение в контактной зоне

Ключові слова: ріжуча здатність, шліфувальний круг, багатокритеріальна оптимізація, технологічна операція, температурні імпульси, тепловиділення в контактній зоні

Keywords: cutting ability, grinding wheel, multi-objective optimization, process step, temperature pulses of heat in the contact zone

Дата подання статті до редакції: 20 жовтня 2015 р.

УДК 621.73.06

Хорошайло В.В.
ДГМА, г. Краматорск, Украина
draw@dgma.donetsk.ua

ИССЛЕДОВАНИЕ НАПРЯЖЕННО ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ РАСТОЧНЫХ РЕЗЦОВ С КОРРЕКТИРУЮЩЕЙ ИНСТРУМЕНТАЛЬНОЙ ОСНАСТКОЙ

Статические и динамические характеристики режущего инструмента оказывают большое влияние на эффективность обработки. Статический расчет, в результате которого определяются напряжения, упругие деформации, перемещения и другие прочностные параметры, является одним из основных этапов при проектировании режущего инструмента. Статические характеристики оказывают непосредственное влияние на возникающие в процессе резания колебания, которые в значительной степени влияют на стойкость инструмента. Из-за множества ограничений при расточке в отношении стабильности процесса резания, операции растачивания требуют самого тщательного подхода и детальной проработки [1].

При наружных операциях длина обработки не влияет на вылет инструмента и размер сечения державки может быть выбран так, чтобы должным образом противостоять возникающим в процессе обработки силам резания. В процессе растачивания длина обработки или глубина отверстия определяет вылет режущего инструмента, а при работе с большим вылетом расточного резца возникает прогиб его державки относительно закрепления в резцедержателе, что приводит к возникновению значительных деформаций и динамических нагрузок резца [2].

Повышение жесткости упругой системы «станок-приспособление-инструмент-деталь» является одним из основных способов устранения недопустимых вибраций. Борьбу с вибрациями по этому способу можно вести путем применения более жестких узлов, либо путем изменения конструкции узлов и использования специальных приспособлений. В связи с этим была разработана специальная станочно-инструментальная оснастка, которая корректирует положение расточного резца в процессе обработки. В основу создания такой оснастки было положено создание подвижной опоры державки резца, частично компенсирующей напряжения и отгиб резца, которые вызываются силами резания. В результате вместо консольного положения резец, фактически, оказывается в двухопорном положении, вследствие чего деформации державки значительно снижаются [3].

Для динамического анализа процесса растачивания необходимо прежде всего учитывать первую гармонику собственных колебаний державки резца, то есть форму колебаний, соответствующую упругой линии при статическом нагружении, так как именно на этой гармонике наблюдаются наибольшие амплитуды относительных колебаний, влияющих на стойкость инструмента.

Уменьшение амплитуды колебаний позволяет повысить стойкость инструмента, что дает увеличение производительности обработки резанием, следовательно статический расчет упругой линии державки резца, является важной задачей не только для прочностного расчета, но и для исследования динамических нагрузок, действующих на режущий инструмент.

Целью работы является экспериментальное и компьютерное исследование статических параметров расточных резцов с учетом применения корректирующей инструментальной оснастки.

Теоретической основой исследования является то, что в процессе резания расточной резец испытывает пространственную деформацию в результате действия сил резания. Для статического расчёта при растачивании необходимо учитывать две основные составляющие силы резания: тангенциальную P_z и радиальную P_y , по которым и определяется изгибающая равнодействующая сила резания.

Если рассматривать контакт резца с резцедержателем как жесткую заделку, считая, что в этом месте отсутствует вертикальное перемещение и угол поворота сечения державки,

то можно применить известные формулы теории упругости для консольно закрепленных стержней, причем сечения считаются плоскими.

Для расчета упругой линии державки резца применяются формулы теории упругости для стержня с прямоугольным сечением [4].

Для расчета упругой линии в плоскости XZ применяется формула (1), в плоскости XY применяется формула (2):

$$z_i = P_z \times L \times x_i^2 \times \left(3 - \frac{x_i}{L}\right) \times \frac{1}{6 \times E \times J_y}, \quad (1)$$

$$y_i = P_z \times L \times x_i^2 \times \left(3 - \frac{x_i}{L}\right) \times \frac{1}{6 \times E \times J_z}, \quad (2)$$

где: L – вылет державки резца [мм];

x_i – расстояние i-го сечения от заделки [мм];

z_i – перемещение i-го сечения в направлении оси Z [мм];

P_z – тангенциальная составляющая силы резания [Н];

E – модуль упругости материала державки [Н/мм²];

J_y – момент инерции сечения державки относительно оси Z [мм⁴];

J_z – момент инерции сечения державки относительно оси Y [мм⁴].

Полное перемещение i -го центра сечения державки, как следует из принципа независимости действия сил и представления косоугольного изгиба в виде комбинации двух плоских изгибов, равно геометрической сумме перемещений, вызванных каждым из указанных плоских изгибов в отдельности.

Статический эксперимент проводился для исследования податливости державки расточного токарного резца и державки расточного токарного резца, работающего с корректирующей инструментальной оснасткой, под действием силы, имитирующей действие результирующей силы резания, а также для проверки адекватности разработанной компьютерной модели.

В качестве первого объекта исследования был принят сборный расточной резец для обработки на токарном станке с державкой прямоугольного сечения $b \times h = 30 \times 30$ мм. В качестве второго объекта исследования был принят тот же сборный расточной резец, державка которого охватывалась скобой специального подвижного приспособления, перемещающегося по оправке, установленной в центрах задней и передней бабки токарно-винторезного станка 16К20.

Для нагружения была использована винтовая пара – винт и скоба динамометра кольцевой формы, в котором установлен индикатор. Усилие передавалось через стержень, выходящий из нижней части кольца, на режущую кромку резца. Для нагружающего устройства была предусмотрена возможность занимать различные положения, обеспечивая нагружение инструмента под различными углами относительно вертикальной оси.

В обоих случаях вылет резца из резцедержателя варьировался в пределах 100–250 мм. Нагружение проводилось в направлении результирующей силы резания с учетом ее тангенциальной и радиальной составляющими силы резания $P_z = 900$ Н и $P_y = 300$ Н соответственно.

В результате измерений был получен график упругой линии, построенной по значениям перемещений центров i_x сечений державки. По этому графику можно определять значение перемещения вершины резца в зависимости от вылета.

Компьютерное моделирование проводилось в программном комплексе Компас 3D V14. Было создано две трехмерных модели реальных объектов исследования: отдельно расточного резца, и расточного резца с разработанной инструментальной оснасткой, которая выполняет функцию дополнительной опоры. Обе модели нагружались одинаковой по величине и направлению силой, имитирующей результирующую силу резания от тангенциальной и радиальной составляющих в приложении прочностных расчетов АРМ FEM, в котором проводился статический расчет. При проведении статического анализа моделей задавались материалы державки резца и деталей оснастки; закрепления,

ограничения, внешние нагрузки, контактные поверхности. Следует отметить, что при моделировании принималось допущение, что закрепление резца в резцедержателе и оправки приспособления в центрах является абсолютно жестким. Объекты исследовались с использованием метода конечных элементов, при помощи которого можно исследовать деформированное состояние трехмерных моделей. Метод конечных элементов является основным методом современной механики, лежащий в основе подавляющего большинства современных программных комплексов, предназначенных для выполнения прочностных расчетов конструкций. По сравнению с другими численными методами, метод конечных элементов в лучшей степени алгоритмизирован и более гибок при описании геометрии и граничных условий рассчитываемой области. Кроме того, к достоинствам метода следует отнести его физическую наглядность и универсальность. В результате статического расчета получены значения напряжений, перемещений и деформаций сборного расточного резца работающего в консольном и двухопорном положении. Конечно-элементная трехмерная модель расточного резца с корректирующей инструментальной оснасткой представлена на рис. 1.

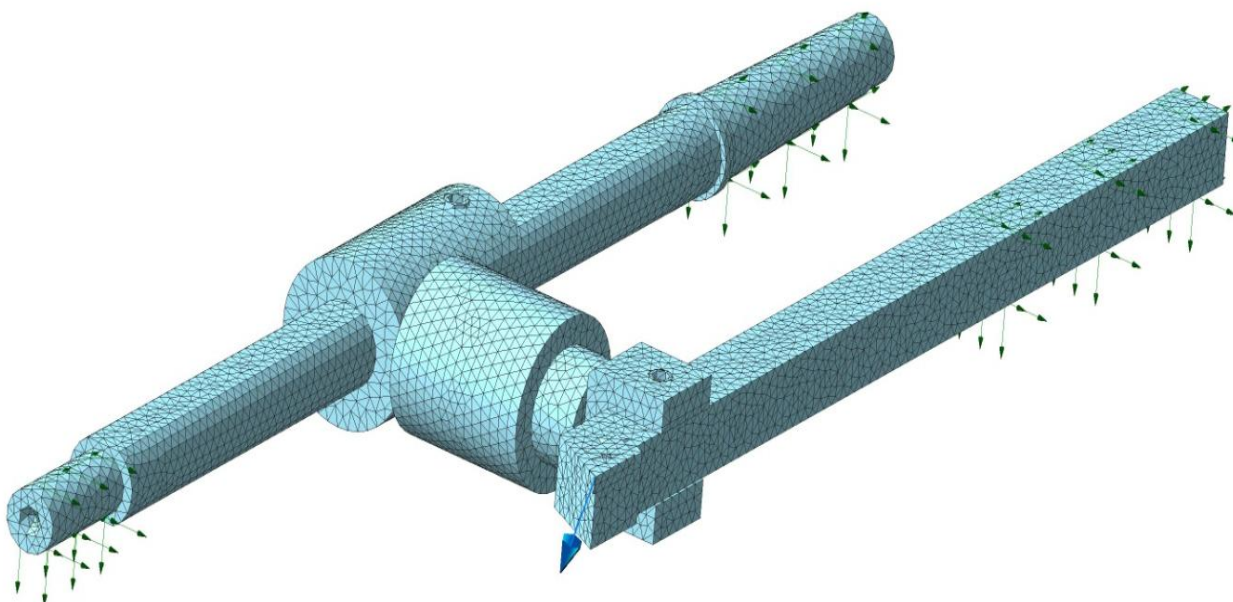


Рисунок 1 – Конечно-элементная трехмерная модель расточного резца с корректирующей инструментальной оснасткой

Результаты статического эксперимента и компьютерного моделирования перемещений вершины отдельно используемого расточного резца и резца, работающего с корректирующей инструментальной оснасткой по результатам экспериментального исследования и компьютерного моделирования представлены в виде графика значений на рис. 2. Определив суммарное перемещение вершины резца, можно определить значение жесткости державки резца C , как величины обратной перемещению при действии единичной силы [4].

Сходность расчетных значений и результатов компьютерного моделирования позволяют говорить об адекватности компьютерной модели и эффективности использования разработанной специальной оснастки, особенно при больших вылетах инструмента.

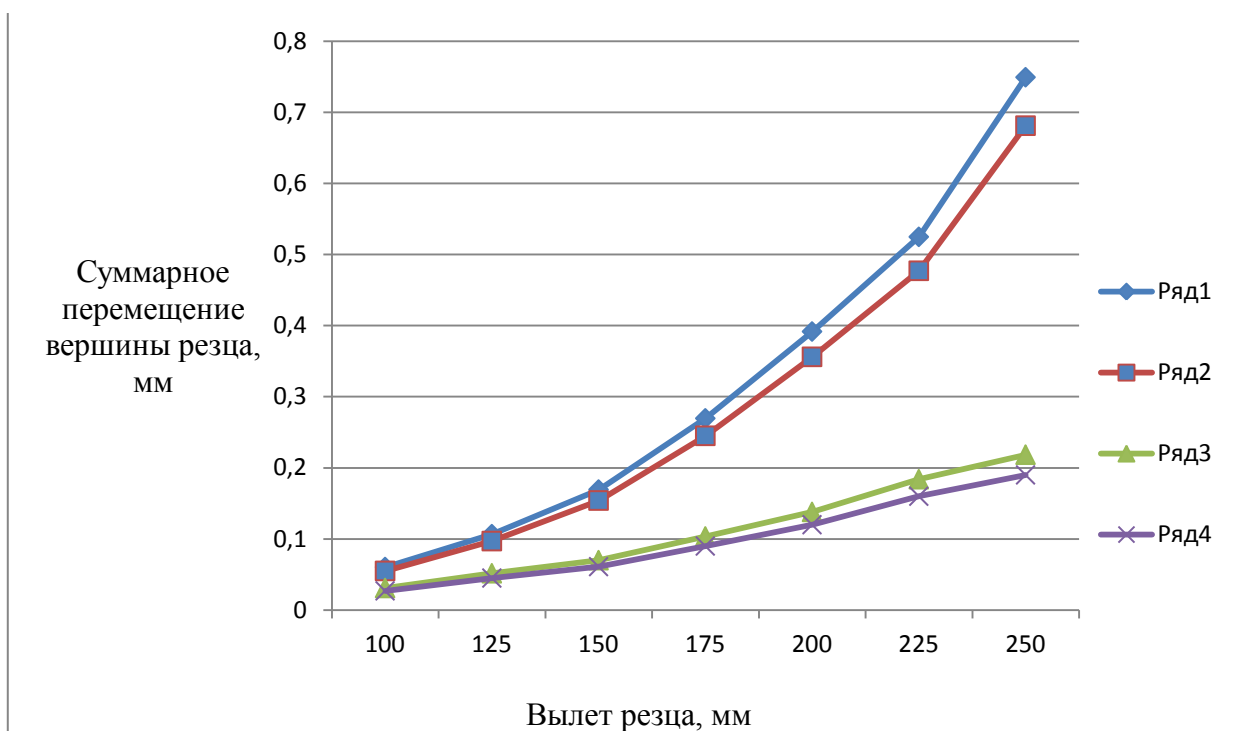


Рисунок 2 – График значений суммарных перемещений вершины расточного резца в зависимости от вылета :

◇ – экспериментальные значения перемещения вершины резца; □ – значения перемещения вершины резца по результатам компьютерного моделирования;
 Δ – экспериментальные значения перемещения вершины резца с учетом применения специальной оснастки; x – значения перемещения вершины резца с учетом применения специальной оснастки по результатам компьютерного моделирования.

Выводы

На основании результатов компьютерного моделирования и проведенных экспериментальных исследований можно сделать вывод о том, что вылет державки расточного резца оказывает доминирующее влияние на значение прогиба резца под действием сил резания, поэтому при обработке следует повышать жесткость державки резца доступными для заданных условий обработки методами. Одним из самых эффективных методов повышения жесткостных параметров державки резца является применение инструментальной оснастки, создающей дополнительную подвижную опору резцу в процессе растачивания. Использование такой оснастки существенно повышает жесткость резца, что приводит к уменьшению прогиба, и в свою очередь улучшает динамические характеристики процесса растачивания, в частности ведет к снижению амплитуды колебаний. В результате повышается износостойкость и надежность инструмента, а также точность и качество обработки.

Перечень источников литературы: 1. Компьютерное моделирование и расчет напряженно деформированного состояния расточных резцов. Гузенко В.С., Хорошайло В.В., Соловьев В.В. / Надежность инструмента и оптимизация технологических систем. Сб. научных трудов. Вып. 32. / – Краматорск: ДГМА, 2013. – с. 413-417 2. Влияние вибраций на износ инструмента. / Шустиков А.Д. СТИН.-2000.-№1. – С. 12-16 3. Подвижный люнет для расточки отверстий больших диаметров и длины на токарных станках./ Хорошайло В.В. Патент №211306935 на полезную модель, 10.12.2013, бюл. № 23 4. Орлов П.И. Основы конструирования : Справочно-методическое пособие. В 2-х кн. Кн. 1 / Под ред. П.Н. Учаева. – Изд. 3-е, испр.- М.: Машиностроение, 1988. - 560 с.

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

ИССЛЕДОВАНИЕ НАПРЯЖЕННО ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ РАСТОЧНЫХ РЕЗЦОВ С КОРРЕКТИРУЮЩЕЙ ИНСТРУМЕНТАЛЬНОЙ ОСНАСТКОЙ

Хорошайло В.В.

В данной работе представлен теоретический расчет упругой линии державки расточного резца, приведены результаты экспериментальных исследований перемещения вершины резца под действием результирующей силы резания и получены графики зависимости перемещения от вылета резца с учетом применения корректирующей инструментальной оснастки. Разработаны трехмерные модели отдельно взятого расточного резца и расточного резца с корректирующей инструментальной оснасткой, которые рассчитываются в приложении APM FEM программы Компас 3D V14 для исследования статических параметров.

ДОСЛІДЖЕННЯ НАПРУЖЕНО ДЕФОРМОВАНОГО СТАНУ РОЗТОЧУВАЛЬНИХ РІЗЦІВ З КОРЕКТУВАЛЬНОЮ ІНСТРУМЕНТАЛЬНОЮ ОСНАСТКОЮ

Хорошайло В.В.

У даній роботі представлено теоретичний розрахунок пружної лінії державки розточувального різця, приведені результати експериментальних досліджень переміщення вершини різця під дією результируючої сили різання та отримані графіки залежності переміщень від вильоту різця з урахуванням використання коректувальної інструментальної оснастки. Розроблені тривимірні моделі окремо взятого розточувального різця і розточувального різця з інструментальною оснасткою, які розраховуються в додатку APM FEM до програми Компас 3D V14 для дослідження статичних показників.

RESEARCH OF TENSELY DEFORMED CONDITION OF BORING CUTTERS WITH ADJUSTMENT INSTRUMENTAL RIGGING

Khoroshailo V.V.

This article presents theoretical calculation of the elastic line of a holder of a boring cutter. The results of experimental researches of movements of cutter top under the action of resultant force of cutting are given. Graphic arts showing the dependence of moving from overhang of cutter taking into account using of adjustment instrumental rigging are represented. The three-dimensional computer models of a boring cutter and a boring cutter with adjustment instrumental rigging are worked out in the appendix APM FEM to the programme Kompas 3D V14 for research of static indicators.

Ключові слова: розточувальний різець, державка, просторова деформація, виліт, сумарне переміщення, власна частота

Ключевые слова: расточной резец, державка, пространственная деформация, вылет, суммарное перемещение, собственная частота

Key words: boring cutter, holder, spatial deformation, overhang, account action, own frequency

Дата подання статті до редакції: 26 листопада 2015р.

УДК 62-503.55

¹Шелковой А.Н., Дмитренко О.С., ²Лищенко А. Н.¹НТУ «ХПИ», г. Харьков, Украина,²ДГМА, г. Краматорск, Украина

ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ ОСОБЕННОСТИ ПРОГРАММИРОВАНИЯ ОБРАБОТКИ ЭЛЕМЕНТОВ, ОБРАЗОВАННЫХ ПОВЕРХНОСТНЫМ МОДЕЛИРОВАНИЕМ

Введение

В современном машиностроении практически повсеместным является использование систем автоматического проектирования изделий с различным функционалом. Любое современное производство основано на интенсивном обмене электронными моделями не только внутри подразделений и между ними, но и между предприятиями-подрядчиками, работающими над общим заказом. Широкое распространение САПР-технологий обусловило одновременное использование на предприятии нескольких различных САД/САМ/САЕ-систем.

В ходе обработке конструкторской информации имеет место возникновение погрешностей модели, допущенных при проектировании, а также при передаче конструкторского проекта на этап подготовки производства, что при отсутствии необходимых мер непосредственно отображается на качестве поверхностей деталей и механизмов, а также на их функционировании и эксплуатационных свойствах.

Основная часть

В производственной деятельности имеет место возникновение необходимости моделирования в САПР системах деталей сложной конфигурации с помощью поверхностного моделирования. Обычно такие элементы конструкции являются направляющими для сопрягаемых деталей, наружными поверхности, обусловленными конструкцией, опорными поверхности и т.д.

Метод получения профиля изделия с помощью поверхностного моделирования является вполне оправданным, т.к. с помощью поверхностей можно построить элементы формообразования, которые твердотельным способом не получить или придется затратить на много больше операций с плохоредактируемым результатом.

Например, построение выреза, образованного профильным сечением (не прямоугольным) имеющее в качестве размера глубины сложную многоступенчатую поверхность является хорошей демонстрацией данного метода. Порой такой метод формообразования является чуть ли не единственным возможным для создания некоторых деталей.

В общем машиностроении к деталям такой категории можно определить некоторых представителей деталей типа цилиндрический кулачок с винтовой канавкой, которые применяются в различных отраслях техники для передачи движения по определенному закону, например движения деления. Рассмотрим форму индексного цилиндрического кулачка приведенного на рис. 1.

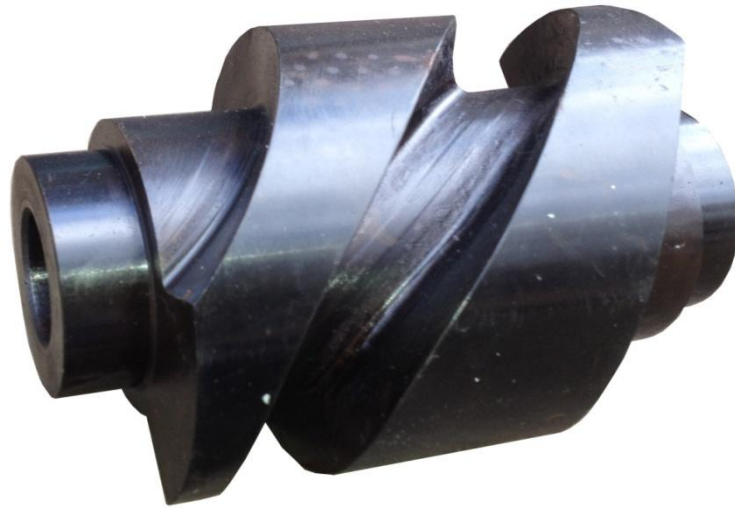


Рисунок 1 – Индексный кулачок поворотного-делительного стола

Как видно из данного рисунка рабочие поверхности детали имеют сложную конфигурацию, не перпендикулярны образующей цилиндра и имеют изменяющийся профиль.

Для создания такой детали проще всего смоделировать каркас из трехмерных эскизов, а затем покрыть данный каркас поверхностями. Такой способ будет наименее затратен по времени и усилиям, т.к. твердотельное моделирование потребует намного большего ресурса времени.

Однако при поверхностном моделировании, как и при любом другом, появляется проблема возможного появления на модели погрешностей и несоответствия формы необходимому профилю, что приводит к негативным последствиям в процессе подготовки производства. При чтении такого проекта САМ-системой (дискретной или интегрированной) возникают погрешности читаемых данных, которые впоследствии отражаются в управляющей программе.

Наиболее частой ошибкой распознавания является то, что САМ-система совершает остановку режущего инструмента в месте, где соединяются две образующие поверхности (рис.2 а, б). Остановка не является долгосрочной по времени, поэтому может быть не замечена программистом в процессе программирования обработки или оператором в процессе резания. Таким образом, на поверхности обрабатываемой детали возможно появление зареза, оставленного режущим инструментом. Данное явление негативно, а так как деталь является ответственной частью делительного механизма и сопрягаемые с ней механизмы должны обеспечивать точную передачу конструктивно заложенного закона движения, то стоит обратить внимание на меры предупреждения подобных результатов.

На рис. 2 показано, что в месте наличия дефекта модели происходит искажение траектории инструмента.

Данный дефект отображается на различных параметрах кулачкового механизма, например изменения закона движения, пусть и незначительное, однако это повлечет такого функционально параметра как угол давления.

Профиль кулачка будет удовлетворять заданным условиям, если значения угла давления на фазах удаления по модулю будут меньше или равны допустимой величине угла давления.

$$\varphi_1 \leq [\varphi] \quad (1)$$

где δ_1 и $[\delta]$ – угол давления и допустимый угол давления соответственно.

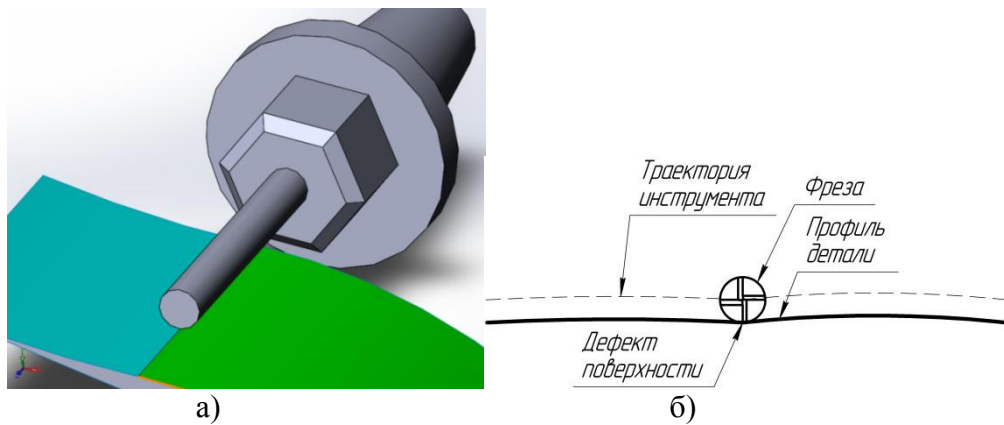


Рисунок 2 – Искажение траектории инструмента при имеющемся дефекте поверхности:
 а – имитация обработки на станке двух стыкующихся поверхностей;
 б – схема обработки участка со стыкующимися поверхностями при наличии погрешности модели

Угол давления зависит от закона движения ведомого звена и размеров кулачка, а его нарушение ведет к изменению характеристик механизма и может привести к поломке, что видно из графиков показанных на рис. 3 и 4.

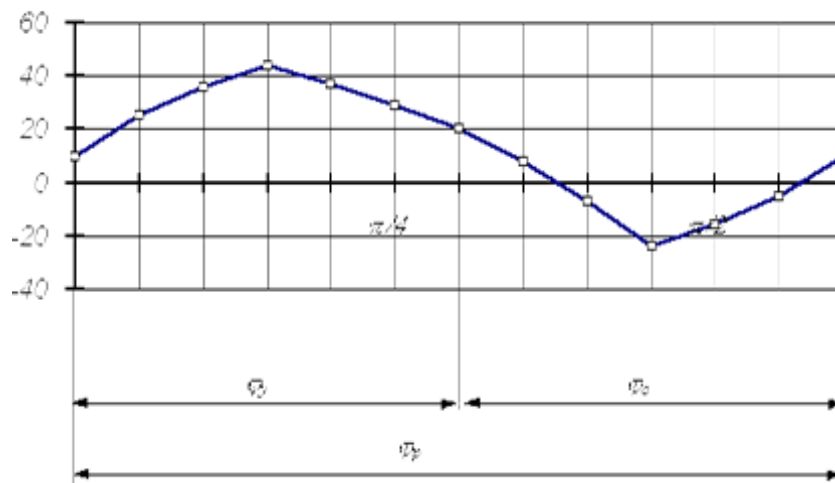


Рисунок 3 – Диаграмма угла давления при геометрическом замыкании

Для предотвращения подобных негативных явлений следует придерживаться следующих рекомендаций на различных этапах проектирования и подготовки производства.

При подготовке модели изделия следует минимизировать количество образующих элементов, произвести анализ кривизны поверхности и провести проверку геометрии ответственных поверхностей изделия на наличие конфликтов и нежелательных элементов геометрии таких как:

- наличие разрывов и зазоров между поверхностями, образующими профиль (рис.5, а);
- наличие черновых эскизов, неиспользованных в проектировании(свободные точки, остатки кривых и линий)(рис.5, б);
- ошибочных пересечений поверхностей и продления их за линией пересечения(рис. 5, в).

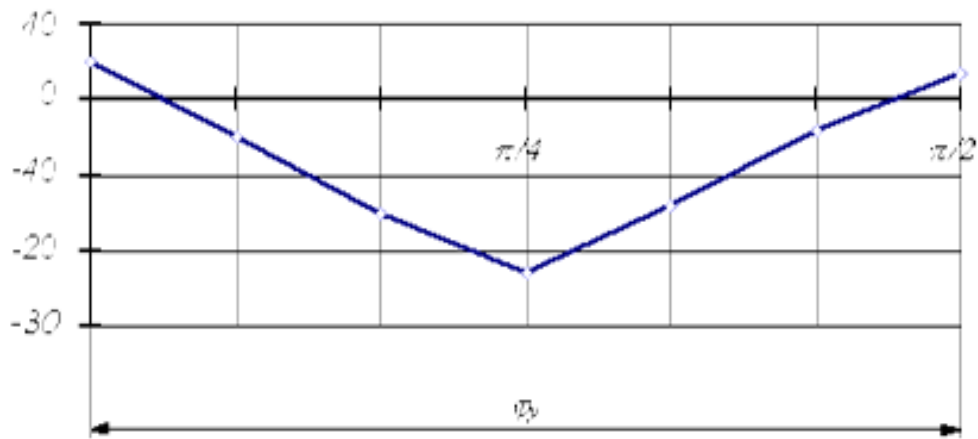


Рисунок 4 – Диаграмма угла давления при силовом замыкании

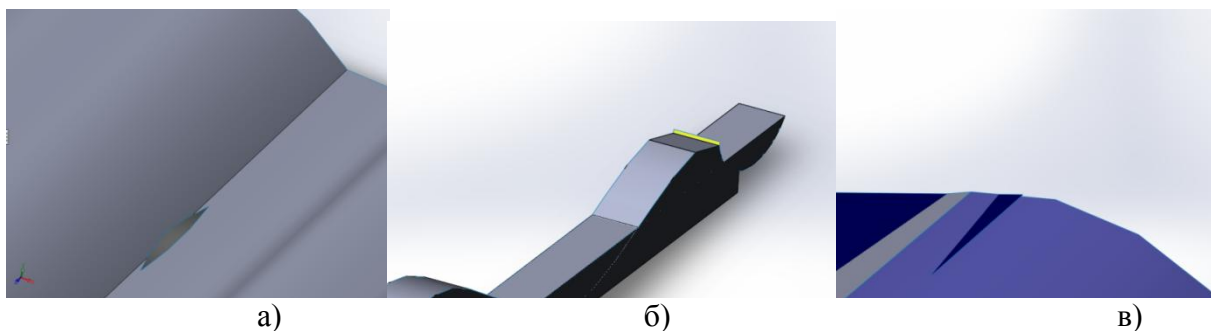


Рисунок 5 – Дефекты поверхностей, возникающие в моделях:
 а – разрыв поверхностей модели; б – поверхность, образованная дефектом исходного эскиза; в – слияние двух поверхностей в некорректную геометрию

На рис. 5 приведены утрированные случаи возникновения ошибочной геометрии элементов поверхности деталей, так как при реальном проектировании размер данных погрешностей модели может быть достаточно малым и не заметным без специального анализа.

К рекомендациям можно отнести преобразование моделей, образованных поверхностным моделированием в твердотельные модели, при наличии таковой возможно в САД-системе или исходя из сложности контура. Твердотельная модель дает более устойчивый результат при распознании геометрии.

При непосредственном программировании обработки в некоторой САМ-системе технолог-программисту предоставляется большой выбор шаблонов обработок различных поверхностей и мастеров их создания, однако следует отметить, что при программировании сложной траектории необходимо особенно тщательно и обосновано выбирать стратегию обработки.

На этапе программирования также не стоит пренебрегать встроенными инструментами анализа. Сравнение исходного контура модели и образованного перемещением инструмента при моделировании в САМ-системе снижает риск возникновения зарезов при ошибочном распознавании элемента модели, однако не ликвидирует такую возможность полностью. Это происходит в виду того, что останов в точке длится короткое время и может быть не виден при симуляции обработки, но быть заметен в процессе обработки и на готовом изделии.



Рисунок 6 – Последовательность устранения погрешностей поверхностной модели

Выводы

Исходя из всего выше перечисленного, можно сделать вывод, что качество модели, используемой для программирования обработки, оказывает сильное влияние на конечный результат производства и требует соблюдения мер предотвращения появления брака на всех этапах конструирования и производства. В процессе создания управляющих программ от технолога требуется особое усиление внимание на технологии изготовления получаемого изделия и исправления несовершенства конструкторской модели.

Перечень источников литературы: 1. Внуков Ю.Н., Логоминов В.А., Каморкин П.А., Влияние скорости вращения кулачка при ударе мало жесткой детали на формирование значений вынуждающей силы (силы отжима детали). Сучасні технології в машинобудуванні. Зб. наук. праць. - Вип. 7 - Харків: НТУ «ХП», 2012, С. 42-51. 2. Кряжев Д.Ю. - Фрезерная обработка на станках с ЧПУ, СПб, 2005 3. Формообразование поверхностей деталей. Основы теории. Монография – К.: Растан, 2001, 592с. 4. PowerSHAPE 7080, Учебный курс, Delcam USA, 2007 5. Механика. Теория механизмов и машин [Текст] : учеб. пособие / Г.В. Григорьева, И.М. Надырова. – Новосибирск: СГГА, 2007, 201с. 6. Механика. Теория механизмов и машин: учебное пособие/Г.В. Григорьева, И.М. Надырова., Новосибирск: СГГА, 2007, 201 с. 7. Основы моделирования в Solid Works : методические указания / С. А. Сухов. - Ульяновск: УлГТУ, 2007. - 48 с. 8. Алямовский и др. - Solid Works компьютерное моделирование в современной практике, СПб.: БХВ-Петербург, 2005.

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

ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ ОСОБЕННОСТИ ПРОГРАММИРОВАНИЯ ОБРАБОТКИ ЭЛЕМЕНТОВ ОБРАЗОВАНЫХ ПОВЕРХНОСТНЫМ МОДЕЛИРОВАНИЕМ

Шелковой А.Н., Дмитренко О.С. Лищенко А.Н.

Современное производство основано на интенсивном обмене электронными моделями не только внутри подразделений и между ними, но и между предприятиями-подрядчиками, работающими над общим заказом. Проектирование моделей изделий эффективно производить с помощью автоматизированных методов. Широкое распространение САПР-технологий обусловило одновременное использование на предприятии нескольких различных CAD/CAM/CAE-систем. В ходе обработки конструкторской информации имеет место возникновение погрешностей модели, допущенных при проектировании, а также при передаче конструкторского проекта на этап подготовки производства, что при отсутствии необходимых мер непосредственно отображается на качестве поверхностей деталей и механизмов, а также на их функционировании и эксплуатационных свойствах. Рассматриваются комплексные методики предотвращения появления дефектов направляющих поверхностей кулачковых механизмов.

ТЕХНОЛОГІЧНІ ОСОБЛИВОСТІ ПРОГРАМУВАННЯ ОБРОБКИ ЕЛЕМЕНТІВ ОБРАЗОВАНИХ ПОВЕРХНЕВИМ МОДЕЛЮВАННЯМ

Шелковой О. М., Дмитренко О. С., Ліщенко О.М.

Сучасне виробництво базується на інтенсивному обміні електронними моделями не тільки всередині підрозділів і між ними, але і між підприємствами-підрядниками, які працюють над спільним замовленням. Проектування моделей виробів ефективно виробляти з допомогою автоматизованих методів. Широке поширення САПР-технологій зумовило одночасне використання на підприємстві декількох різних CAD/CAM/CAE-систем. В ході обробки конструкторської інформації має місце виникнення похибок моделі, допущених при проектуванні, а також при передачі конструкторського проекту на етап підготовки виробництва, що при відсутності необхідних заходів безпосередньо відображається на якості поверхонь деталей і механізмів, а також на їх функціонуванні і експлуатаційних властивостях. Розглядаються комплексні методики запобігання появи дефектів направляючих поверхонь кулачкових механізмів.

TECHNOLOGICAL FEATURES OF PROGRAMMING OF PROCESSING ELEMENTS FORMED BY SURFACE MODELING

Shelkovi A. N., Dmitrenko O. S., Lishenko A.N.

Modern production is based on intensive exchange of electronic models, not only within and across entities, but also between the enterprises-contractors, working on a common order. The design of the product effectively to produce using automated methods. The wide spread of CAD technology has led to the simultaneous use of the enterprise several different CAD/CAM/CAE-systems. During the processing of design information is the occurrence of model errors made in the design, and communicating design project at the stage of production preparation, in the absence of the necessary measures directly affect quality of surfaces of parts and mechanisms, as well as on their functioning and performance properties. Discusses integrated methodologies for preventing defects of sliding surfaces of Cam mechanisms.

Ключевые слова: поверхностное моделирование, твердотельное моделирование, кулачковые механизмы, обработка поверхностей

Ключові слова: поверхневе моделювання, твердотільне моделювання, кулачкові механізми, обробка поверхонь

Keywords: surface modeling, solid modeling, cam mechanisms, surface machining

Дата подання статті до редакції: 5 листопада 2015 р.

УДК 621.9

Клименко Г.П., Суботін О.В.
ДДМА, м. Краматорськ, Україна

УПРАВЛІННЯ ПРОЦЕСОМ ЕКСПЛУАТАЦІЇ ІНСТРУМЕНТУ ПРИ ОБРОБЦІ ДЕТАЛЕЙ НА ВАЖКИХ ВЕРСТАТАХ

Вступ

Підвищення ефективності металообробки, впровадження ресурсозберігаючих технологій у машинобудуванні, підвищення якості і конкурентноздатності продукції неможливо без розробки науково-обґрунтованих регламентів експлуатації різальних інструментів, що істотно впливають на умови праці і техніко-економічні показники машинобудування. В Україні здійснюється впровадження міжнародних стандартів ISO 9000 версії 2000 року, що регламентують розробку систем керування якістю продуктів і процесів, розробку стандартів і нормативних матеріалів. У зв'язку з цим особливе значення набувають питання сертифікації виробничих процесів, зокрема , процесів експлуатації різального інструменту, визначення науково-обґрунтованих режимів різання, норм видатку та інших регламентів експлуатації інструменту.

Рішення зазначених задач особливо важливе при використанні різальних інструментів на важких верстатах великої вартості. Саме це визначає необхідність скорочення часу їх простоїв і організації раціональної експлуатації інструменту. Велике розсіювання параметрів обробки на важких верстатах, різноманіття чинників, що впливають на процес експлуатації, потребують комплексного підходу до визначення керуючих параметрів процесу експлуатації інструменту, методика якого потребує розробки.

Мета роботи. Підвищення ефективності використання різального інструменту на важких верстатах шляхом розробки системи управління якістю процесу його експлуатації, визначення раціональних регламентів експлуатації і розробки загальномашинобудівних нормативів різання.

Методологічною основою роботи є системний підхід до вивчення процесу експлуатації інструменту, його умов і особливостей, закономірностей процесів.

Теоретичні дослідження базуються на основних положеннях кваліметрії, теорій надійності, досліджень операцій, прийняття рішень, імовірності і математичної статистики.

Основна частина

Існуючі роботи розглядали окремі аспекти експлуатації інструментів, які стосувалися середніх верстатів та не досліджували комплексно весь процес. В результаті переходу до ринкових умов роботи машинобудівних підприємств декілька змінилися умови експлуатації різального інструменту на важких верстатах. Закордонні і вітчизняні джерела літератури свідчать про усе зростаючий інтерес до оцінки якості різних виробничих процесів. Проте, системних досліджень якості процесу експлуатації інструменту, що дозволяють врахувати все різноманіття чинників і їхніх зв'язків, що впливають на керуючі параметри, у літературі немає. Існуючі тепер в Україні нормативи режимів різання дають дуже суперечливі рекомендації, не враховують сучасні оброблювані й інструментальні матеріали, не враховують сучасні конструкції різальних інструментів і їх надійність, не містять повною мірою математичних моделей, що дозволяють застосування ЕОМ для визначення режимів різання на важких верстатах. Дослідження надійності інструменту обмежувалося експлуатаційними випробуваннями їхньої безвідмовності. Застосування інструментів збірних конструкцій потребує розробки нових математичних моделей з урахуванням комплексних показників надійності. Видатки різального інструменту розраховуються без урахування імовірнісного характеру його експлуатації, без урахування конструкції інструменту і режимів різання. Статистичні дослідження параметрів обробки деталей на важких верстатах дозволили встановити найбільш поширені умови експлуатації інструменту. У роботі показано, що 70% операцій, що виконуються на чорнових важких токарних верстатах,

складає повздожне обточування деталей твёрдосплавним інструментом. Всі параметри експлуатації інструменту на важких верстатах мають велике розсіювання, що підтверджує необхідність розгляду стохастичного характеру процесу експлуатації інструменту. Всі ці чинники і визначили основні задачі наукового дослідження.

На основі використання принципів міжнародного стандарту ISO 9000: 2000 створена модель системи якості процесу експлуатації інструментів на важких верстатах. При побудові структури системи (рис. 1) експлуатація інструменту вперше розглядається як сукупність процесів: організаційного, керування ресурсами, обслуговування технологічної системи, підготовчо-інформаційного, процесу обробки деталей і забезпечення зворотнього зв'язку (оцінки, аналізу, удосконалення).

Під раціональною експлуатацією різального інструмента розуміється такий процес його використання, при якому, поряд із високою продуктивністю і мінімальними витратами, досягається можливо менший видаток інструменту при заданому рівні його надійності і психофізичного навантаження на верстатника.

Для кількісної оцінки якості процесу експлуатації використано кваліметричний підхід. Розроблена ієрархічна структура властивостей, що складають якість експлуатації інструменту (рис. 2), містить властивості призначення, що характеризуються цільовими функціями для багатокритеріальної оптимізації якості процесу експлуатації різального інструменту [1]. Вони являють собою вектор критеріїв керування якістю процесу (цифра позначає рівень розгляду) $U^{-1} = (U_1^3, U_2^3, U_3^3, U_4^3, U_5^3)$.

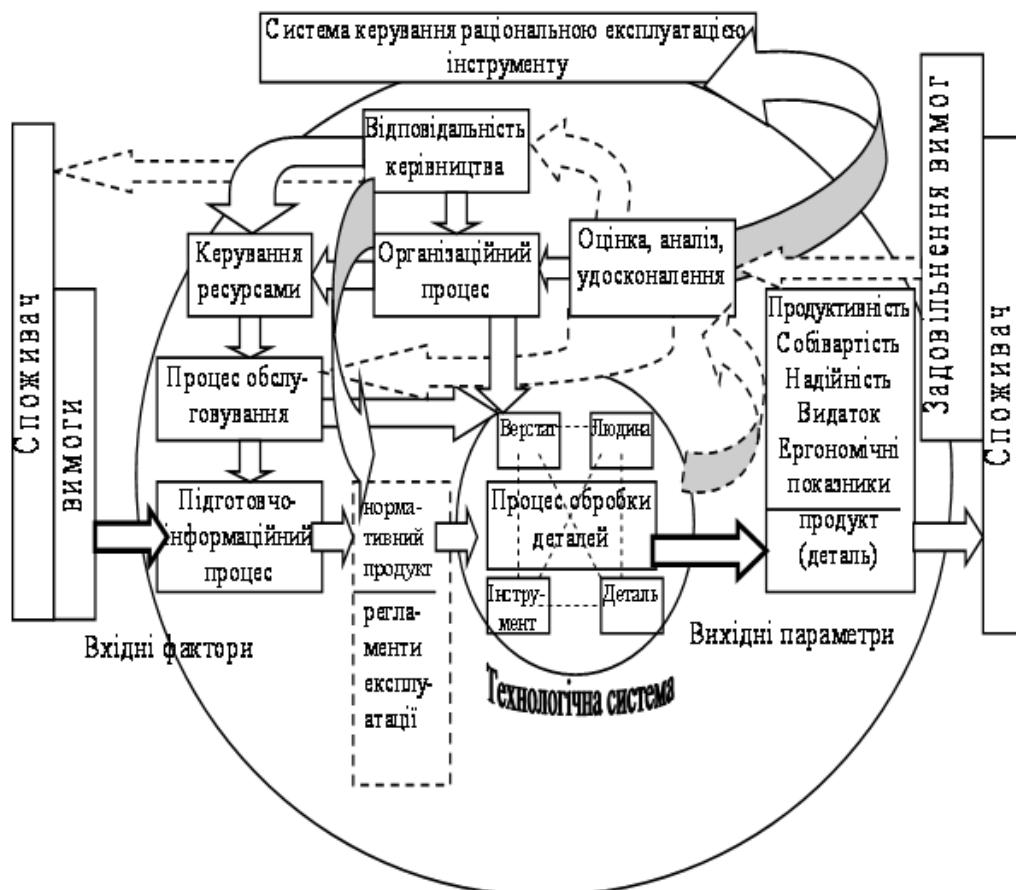


Рисунок 1 - Модель системи керування процесом експлуатації інструменту

Оцінка якості визначається: $K_I^j = f(P_I/P_I^{ЭТ})$, де K_I^j – оцінка комплексної i -властивості на j -рівні розгляду; P_I и $P_I^{ЭТ}$ – виробничі показники якості та еталонні (базові).

Рівень якості експлуатації (який розглянуто на $j+1$ рівні) визначається: $Y_{\Sigma}^{j+1} = \sum_{i=1}^n K_i^j \cdot B_i^j$,

де B_i^j – вагомість i -властивості на j -м рівні розгляду. Показники рівнів властивостей визначалися на основі анкетного опитування, моментних спостережень, тривалих статистичних досліджень, лабораторних експериментів.

Базовими показниками прийняті рекомендації нормативів, стандартів, інших регламентуючих документів [2].

Експертна оцінка властивостей, що характеризують якість експлуатації, дозволила виявити з них найбільш важливі, що враховувалися при розробці інформаційно-підготовчої підсистеми раціональної експлуатації інструменту (рис.3).



Рисунок 2 - Система властивостей, що складають якість процесу експлуатації інструменту

Статистичні дослідження якості експлуатації інструментів використовувалися на основі інформаційного банку даних, що нараховує більше 5000 випадків обробки деталей на важких верстатах, які зібрані на заводах різних галузей машинобудування.

Для теоретичних досліджень якості експлуатації розроблені методика і програмне забезпечення для ЕОМ із використанням теорії кваліметрії, а також методики експертної оцінки якості експлуатації інструменту.

Для вибору конструкції інструменту з інформаційного банку конструкцій запропоновано використовувати методику кластерного аналізу, яка розроблена на базі прикладної математичної статистики з використанням ПК (пакет програм Statistica 5.5).

При формуванні кластерів використана агломеративна ієрархічна кластер-процедура. Конструкції інструментів із банку об'єднуються в класи, які характеризуються областю регламентів їх раціональної експлуатації.

Експлуатаційні і лабораторні випробування проводилися твердосплавними інструментами марок BK8, T5K10, T15K6 із зносостійкими покриттями, із вібраційною

обробкою й іонною імплантацією. Для контролю якості покриттів використовувався метод акустичної емісії. Для оцінки механічних властивостей досліджуваних сталей (45, 40X, ШХ15СГ, 12Х18Н9Т, 9ХС) проводилися механічні випробування зразків у відповідності зі стандартами (ДСТУ 1497-73).



Рисунок 3 - Структура підготовчо-інформаційної підсистеми раціональної експлуатації різальних інструментів

Дослідження експлуатаційної міцності конструкцій із метою визначення поправочних коефіцієнтів на подачу, що залежать від типу конструкції, проводилися відповідно до методики східчасто-зростаючої подачі.

Висновки

Розроблена модель системи керування процесом експлуатації інструменту вперше дозволила системно розглянути структуру та взаємозв'язки усіх складових частин процесу. Кваліметричний підхід до процесу експлуатації інструменту дав змогу розробити методи кількісної оцінки якості процесу та обґрунтувати структуру підготовчо-інформаційної підсистеми. Результати досліджень використані при розробці загально машинобудівних нормативів різання на важких верстатах.

Перелік джерел літератури: 1. Клименко Г.П. Определение уровня качества эксплуатации режущего инструмента на тяжелых станках // Вісник Національного технічного університету України "КПІ": Машинобудування. – Київ: НТУУ "КПІ", 2001. – Вип. 40. – С. 337-346. 2. Клименко Г.П. Менеджмент качества процесса эксплуатации режущего инструмента на тяжелых станках // Високи технології в машинобудуванні. Збірник наукових праць НТУ "ХПІ". – Харків, 2002. – Вип. 1 (5). – С. 157-160.

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

УПРАВЛІННЯ ПРОЦЕСОМ ЕКСПЛУАТАЦІЇ ІНСТРУМЕНТУ ПРИ ОБРОБЦІ ДЕТАЛЕЙ
НА ВАЖКИХ ВЕРСТАТАХ
Клименко Г.П., Суботін О.В.

Робота присвячена підвищенню ефективності використання різального інструменту на важких верстатах шляхом розробки системи управління якістю процесу його експлуатації, визначення раціональних регламентів експлуатації і розробки загальномашинобудівних нормативів різання. Кваліметричний підхід до процесу експлуатації інструменту дав змогу розробити методи кількісної оцінки якості процесу та обґрунтувати структуру підготовчо-інформаційної підсистеми.

УПРАВЛЕНИЕ ПРОЦЕССОМ ЭКСПЛУАТАЦИИ ИНСТРУМЕНТА
ПРИ ОБРАБОТКЕ ДЕТАЛЕЙ НА ТЯЖЕЛЫХ СТАНКАХ
Клименко Г.П., Субботин О.В.

Робота посвящена повышению эффективности использования режущего инструмента на тяжелых станках путем разработки системы управления качеством процесса его эксплуатации, определение рациональных регламентов эксплуатации и разработки общемашиностроительных нормативов резания. Квалиметрический подход к процессу эксплуатации инструмента позволил разработать методы количественной оценки качества процесса и обосновать структуру подготовительно-информационной подсистемы.

MANAGEMENT OF OPERATION TOOLS FOR HANDLING THE ITEM
ON THE HEAVY MACHINERY
Klymenko G.P., Subotin O.V.

The work is dedicated to increasing the efficiency of use of the cutting tool on the heavy machine tools through the development of its operation quality management system process, definition of rational exploitation regulations and the development of cutting machine building standards. The quantitative approach to the operation of the instrument allowed to develop methods for quantitative assessment of the quality of the process and justify the structure of set-information subsystem.

Ключові слова: експлуатація інструменту, важкі верстати, якість процесу

Ключевые слова: эксплуатация инструмента, тяжелые станки, качество процесса

Key words: exploitation of cutting tools, heavy machine tools, quality of the process

Дата подання статті до редакції: 2 листопада 2015 р.

УДК 621.311

Субботин О.В., Крицын Е.В.
ДГМА, г. Краматорск, Украина

ИССЛЕДОВАНИЕ АЗИМУТАЛЬНОЙ СИСТЕМЫ УПРАВЛЕНИЯ УСТАНОВКОЙ ВЕТРОГЕНЕРАТОРА ТИПА WTU-2,5

Введение

В последнее время для производства электроэнергии все в больших объемах используются источники возобновляемой энергии. К настоящему времени испытаны ветродвигатели различной мощности. В отличие ископаемого топлива энергия ветра практически неисчерпаема, повсеместно доступна и более экологична. Однако есть некоторые трудности технического и экономического характера, замедляющие распространение ветроэнергетики [1].

В качестве примера рассматривается ветроэнергетическая установка Fuhrländer FL 2500 мощностью 2,5 МВт с переменной частотой вращения, диаметр ротора 100 м и ступицу на высоте 98,2 м (не учитывая высоту лопастей ротора во время работы). Благодаря регулированию числа оборотов, в диапазоне частичных нагрузок, при малых и средних скоростях ветра, независимо от колебаний плотности воздуха, достигается оптимальное использование ветра. В диапазоне полной нагрузки производится регулирование на определенное оптимальное число оборотов ротора. При этом, вращающий момент приводной ветви поддерживается на постоянном значении [2].

Применение двух датчиков направления ветра и двух анемометров увеличивает надежность и эксплуатационную готовность установки. Следящее перемещение осуществляется четырьмя редукторными двигателями, которые приводят в движение вращающийся в подшипниках, зубчатый венец с внутренним зацеплением. В состоянии покоя гондолы срабатывают гидравлические тормоза зубчатого венца и электромагнитные тормоза двигателей. Применение двух датчиков направления ветра и двух анемометров увеличивает надежность и эксплуатационную готовность установки.

Дальнейший анализ показал, что эффективность работы горизонтально-пропеллерного ветрогенератора снижается за счет запаздывания системы ориентации гондолы с ветроколесом при изменении направления ветрового потока и постоянного несовпадения оси вращения ветроколеса с направлением скорости ветра. Для того чтобы производительность ВЭУ была максимальна, необходимо постоянно регулировать положение гондолы установки относительно направления ветра [1,3].

Целью работы можно считать снижение энергозатрат при работе поворотной системы установки и повышение ее точности.

Основная часть

Для достижения цели и получения ряда новых технологических преимуществ необходима модернизация азимутальной системы управления поворотной части гондолы.

Рассмотрим особенности системы регулирования положения гондолы.

На высоте ступицы, с помощью двух датчиков направления ветра, производится постоянное измерение направления ветра. В случае превышения допустимого отклонения производится активное перемещение гондолы. Диапазон допуска, который является разницей между направлением ветра и позицией гондолы, зависит от скорости ветра. Установка реагирует на условия окружающей среды: температуру, давление, скорость ветра, направление ветра и т.д. Система следящего перемещения в зависимости от ветра (азимутальная система) перемещает гондолу автоматически. В нашем случае электропривода, установленные в базовой комплектации ветрогенератора, дают скорость поворота системы равную $0,5^\circ/\text{с}$. Этот параметр дает гондоле ветроустановки принимать 720 положений, вектор направления которой совпадает с вектором направления ветровых потоков.

Следовательно, следует провести анализ первичных измерительных преобразователей определения направления ветра и оценить их точность, то есть сравнить точность определения угла направления ветра с точностью позиционирования гондолы штатными приводами.

Известно, что за определение скорости ветра отвечает анемометр, а за его направление – флюгер. Анализ системы определения скорости и направления ветра показал, что в случае превышения допустимого отклонения гондолы ветроустановки от вектора направления ветра производится активное перемещение гондолы. Диапазон допуска, который является разницей между направлением ветра и позицией гондолы, зависит от скорости ветра.

В ходе сравнительного анализа методов и технических средств измерения скорости и определения направления ветра установлено, что предпочтительно использование акустического метода измерения с использованием ультразвуковых датчиков. Метод обеспечивает безинерционность измерений, достаточно широкий динамический диапазон, высокую чувствительность, приемлемую точность в начале диапазона и достаточную надёжность конструкции, которая исключает подвижные и трущиеся детали.

Вторым функциональным узлом исследуемой азимутальной системы является измерительная аппаратура, которая состоит из анемометра и флюгера. Эти измерительные приборы измеряют направление и скорость ветровых потоков, что в свою очередь и координирует работу азимутальной системы. Именно здесь был обнаружен один существенный недостаток. Базовый вариант имеет минимальную точность в определении угла направления ветра в $2,8^\circ$, тогда как привод имеет точность поворота системы равную $0,5^\circ/\text{с}$.

Следовательно, сделав анализ современных измерительных преобразователей и зная требования к точности измерений, можно сделать их корректный выбор для конкретной установки.

Проведем исследование ВЭУ при работе на нагрузку.

Моделирование в программной среде MATLAB производилось по математической модели нагрузки ветрогенератора по всей контактной плоскости и работе ветрогенератора на нагрузку в соответствии с имеющимися рекомендациями [3]. Модель ветрогенератора представлена на рис. 1.

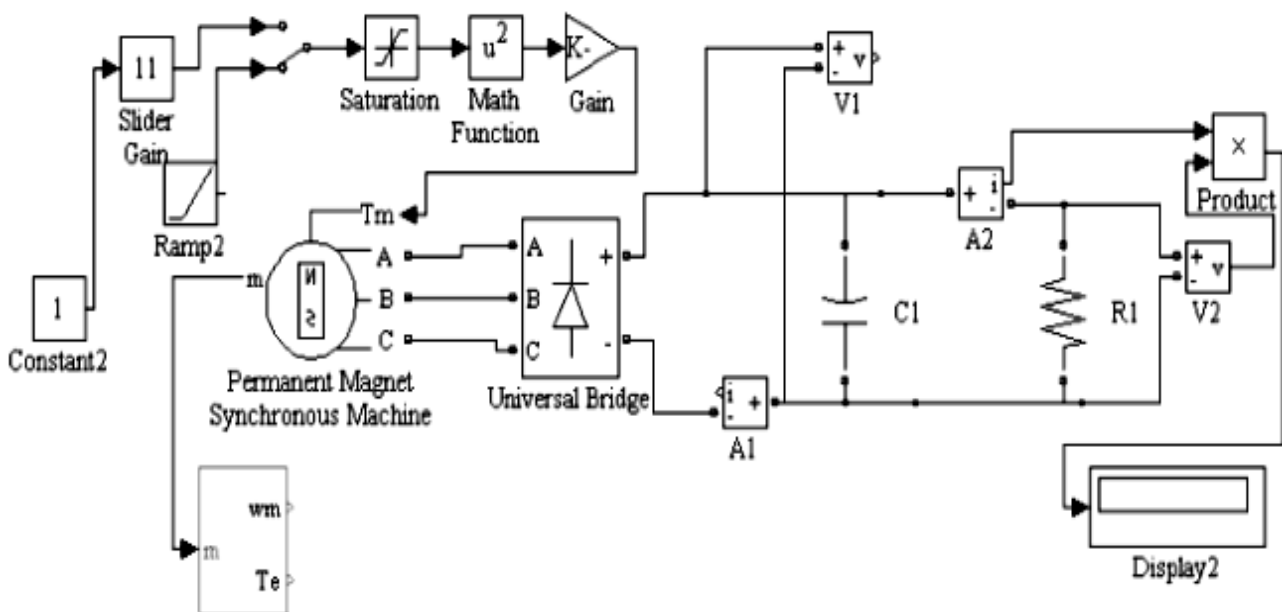


Рисунок 1- Модель ВЭУ при работе на нагрузку

Общий принцип работы математической модели заключается в следующем.

К блоку Permanent Magnet Synchronous Machine прилагается отрицательный момент, который определяется скоростью ветра.

Крутящийся момент, приложенный к генератору ВЭУ, в зависимости от скорости ветра равен:

$$M_z = 1/2 \cdot C_m \cdot \rho \cdot V^2 \cdot S \cdot R, \quad (1)$$

где C_m – коэффициент крутящего момента, $C_m = 0,15$; ρ – плотность воздуха, $\rho = 0,12$ кг/м³; V – скорость ветра, м/с; S – ометаемая площадь, м²; R – радиус ветроколеса, м.

Коэффициент крутящего момента C_m определяется при максимальном коэффициенте использования энергии ветра $C_p = 0,4$ и быстроходности Z , которая определяется как:

$$Z = V_{\text{лин}} / V_{\text{вет}} = \omega \cdot R / V, \quad (2)$$

где $V_{\text{лин}}$ – линейная скорость вращения, м/с; $V_{\text{вет}}$ – скорость ветра, м/с.

Тогда, за счет системы управления поддерживается быстроходность Z , обеспечивая при этом максимальный коэффициент использования энергии ветра C_p , при коэффициенте крутящего момента C_m .

Определим момент, приложенный к ротору генератора:

$$M_z = 0,15/2 \cdot V^2 \cdot 12,92 \cdot 1,7 = 1,97676 \cdot V^2. \quad (3)$$

Мощность ветроколеса:

$$P = 0,5 \cdot \rho \cdot \pi \cdot R^2 \cdot V^3 \cdot C_p, \quad (4)$$

При помощи блоков Ramp, Math Function, Gain определяется воздействие момента M_z на генератор. Работа генератора Permanent Magnet Synchronous Machine описывается известной системой уравнений в осях q и d , связанных с ротором [3].

Генератор является источником тока, переменного по фазе, частоте и амплитуде, который сложно использовать для нужд потребления. Поэтому напряжение подается на трехфазный неуправляемый выпрямительный мост Universal Bridge. Для сглаживания пульсации служит RC – фильтр с постоянной времени, которая много больше периода колебаний тока в обмотке.

Измерение выходного напряжения осуществляется при помощи вольтметра V_1 , частота вращения ротора – при помощи измерительного порта m блока.

Рассматриваемый генератор позволяет получать номинальную мощность 2,5 кВт при номинальных оборотах. Данные величины должны достигаться при скорости ветра 12,5 м/с. Результаты расчетов, выполненных по математической модели, представленной на рис.2 и 3, показали что при скорости ветра 11,43 м/с была зафиксирована номинальная частота вращения, ток нагрузки 9,8 А, выпрямленное напряжение на нагрузке 309,8 В и мощность 2536 Вт.

Выводы

В результате исследований получили количественную оценку точности первичных измерительных преобразователей, рекомендованных для установки в азимутальную систему ветрогенератора. Это позволит значительно уменьшить количество поворотов гондолы при позиционировании по ветру и, следовательно, уменьшить расход электроэнергии для реализации поворотных движений.

Моделирование работы ветрогенератора показало, что модернизация азимутальной системы позволяет снизить порог чувствительности установки к ветровому потоку.

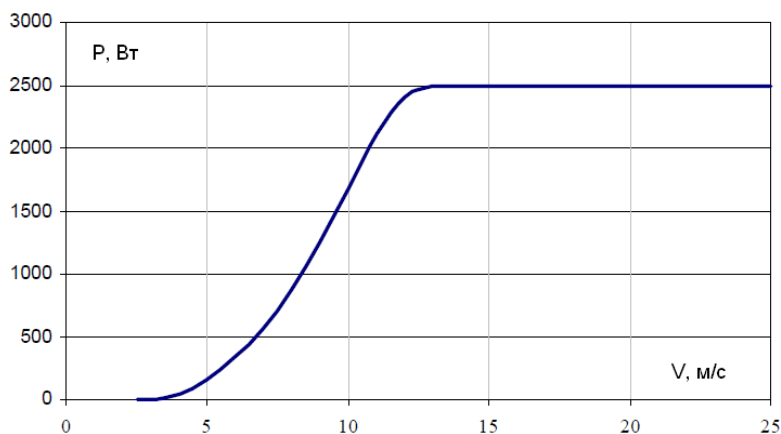


Рисунок 2 – Мощностная характеристика W90 базового режима

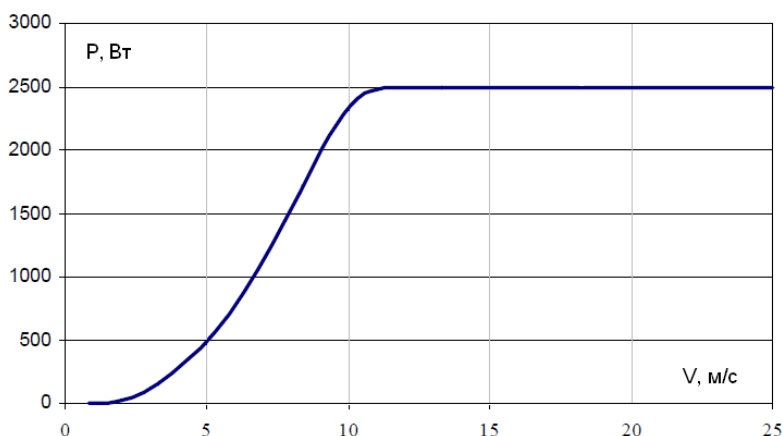


Рисунок 3 – Мощностная характеристика W90 нового режима

Это позволит повысить эффективность работы горизонтально-пропеллерного ветрогенератора за счет более точной работы системы ориентации гондолы с ветроколесом при изменении направления ветрового потока, исключить необходимость постоянно регулировать положение гондолы установки относительно направления ветра. Уменьшение величины рассогласования оси вращения ветроколеса с направлением скорости ветра позволит более полно ее компенсировать изменением угла наклона лопасти.

Перечень источников литературы: 1. Пазанов Т.Х. Развитие ветровой энергетики в Болгарии. – Таллин: Межд. Симп.; 1989. 2. Durstwitz M. Elektrische Energieversorgung mit Windenergieanlagen, ВМФТ, Abschlussbericht, 1992. 3. Погосян А.В. Исследование ресурсов ветровой и солнечной энергии республики Армения и разработка рекомендаций по повышению их эффективности//«Энергоустановки на основе возобновляемых видов энергии». Диссертация на соискание ученой степени кандидата технических наук. – Москва: МЭИ, 2014.

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

ИССЛЕДОВАНИЕ АЗИМУТАЛЬНОЙ СИСТЕМЫ УПРАВЛЕНИЯ УСТАНОВКОЙ ВЕТРОГЕНЕРАТОРА ТИПА WTU-2,5

Субботин О.В., Крицын Е.В.

Работа посвящена снижению энергозатрат при работе поворотной системы установки ветрогенератора и повышению ее точности. В результате исследований получили количественную оценку точности первичных измерительных преобразователей, рекомендованных для установки в азимутальную систему ветрогенератора. Это позволит значительно уменьшить количество поворотов гондолы при позиционировании по ветру и уменьшить расход электроэнергии для реализации поворотных движений. Уменьшение величины рассогласования оси вращения ветроколеса с направлением скорости ветра позволит более полно ее компенсировать изменением угла наклона лопасти.

ДОСЛІДЖЕННЯ АЗИМУТАЛЬНОЇ СИСТЕМИ УПРАВЛІННЯ УСТАНОВКОЮ ВІТРОГЕНЕРАТОРІВ ТИПУ WTU-2,5

Суботін О.В., Крицін Є.В.

Робота присвячена зниженню енерговитрат при роботі поворотної системи установки вітрогенератора і підвищення її точності. В результаті досліджень отримали кількісну оцінку точності первинних вимірювальних перетворювачів, рекомендованих для установки в азимутальну систему вітрогенератора. Це дозволить значно зменшити кількість поворотів гондоли при позиціонуванні за вітром і зменшити витрату електроенергії для реалізації поворотних рухів. Зменшення величини неузгодженості осі обертання вітроколеса з напрямком швидкості вітру дозволить більш повно її компенсувати зміною кута нахилу лопаті.

INVESTIGATION OF THE AZIMUTHAL CONTROL SYSTEM INSTALLATION TYPE WIND GENERATOR WTU-2,5

Subotin O.V., Kritsyn E.V.

The work is dedicated to reduce energy consumption when operating a rotary wind turbine installation and increase its accuracy. As a result of studies to quantify the accuracy of transducers, recommended for installation in wind turbine system azimuth. This will greatly reduce the number of turns in the positioning of the nacelle to the wind and to reduce power consumption to implement rotary movements. Reducing the mismatch axis of rotation of the wind wheel with the direction of the wind speed allows it to compensate fully. To change the blade angle.

Ключевые слова: ветрогенератор, точность, первичные измерительные преобразователи, азимутальная система

Ключові слова: вітрогенератор, точність, первинні вимірювальні перетворювачі, азимутальна система

Keywords: wind generator, precision transducers, azimuth system

Дата подання статті до редакції: 20 жовтня 2015 р.

УДК 621.9

Гах В.М.

ДГМА, г. Краматорск, Украина

ПОВЫШЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ ПРИМЕНЕНИЯ ТВЕРДОСПЛАВНОГО ИНСТРУМЕНТА С ИЗНОСОСТОЙКИМ ПОКРЫТИЕМ**Введение**

Известны многочисленные неудачные попытки применения твердосплавного инструмента с износостойкими покрытиями, особенно в условиях, для которых характерным видом отказов является выкрашивание режущих кромок. В работе [1] установлено, что покрытие TiC, полученное газотермическим методом осаждения, снижает прочность при консольном изгибе и изгибе сосредоточенной нагрузкой всех исследованных сплавов на 30...35 %, а ударно-циклическую прочность на 15–20 %. В работе [2] приведены результаты сравнительных испытаний пластин с покрытием TiC при обработке труднообрабатываемых материалов, из которых следует, что износостойкое покрытие снижает разрушающую подачу на 17...32 % и практически не повышает стойкость инструмента. Адгезия покрытия с подложкой часто была неудовлетворительной – отмечались случаи растрескивания и отслаивания покрытия.

В качестве альтернативного способа повышения эффективности применения износостойких покрытий предлагается предварительная виброабразивная обработка пластин [3]. Сочетание двух способов упрочнения является предпосылкой получения «идеального» инструмента, отличающегося высокой прочностью лезвия в результате его виброабразивной обработки и высокой износостойкостью за счет осаждения износостойкого покрытия. Для определения эффективности такого сочетания методов упрочнения был проведен комплекс лабораторных и производственных испытаний твердосплавных резцов в широком диапазоне условий обработки.

Результаты лабораторных и производственных испытаний инструмента

Лабораторные испытания проводились по методу торцового точения с непрерывно возрастающей скоростью резания (см.4). Испытывали сборные резцы PSSNR 3625P15, оснащенные пластинами SNUM 150412 T5K10. Однородные по свойствам и параметрам (в пределах требований стандартов) пластины одной марки были разделены на шесть частей, каждая из которых (кроме первой) подвергалась соответствующей упрочняющей обработке: СТ – стандартные пластины без дополнительной обработки; ВО – виброабразивная обработка ($\rho=50\text{мкм}$); TiC – износостойкое покрытие TiC, полученное газотермическим методом на стандартных пластинах; TiN – износостойкое покрытие TiN, полученное вакуумно-плазменным методом на стандартных пластинах; ВО + TiC – износостойкое покрытие TiC, осажденное на виброобработанные пластины ($\rho=50\text{ мкм}$); ВО + TiN – износостойкое покрытие TiN, осажденное на виброобработанные пластины ($\rho=50\text{ мкм}$). Режимы резания изменяли в диапазонах: $t=1\text{...}9\text{мм}$; $S=0,1\text{...}0,97\text{мм/об}$; $v=100\text{...}380\text{м/мин}$. Сочетание элементов режима резания подбирали таким образом, чтобы отказ стандартной пластины наступал после двух-трех проходов. В качестве критерия отказа был принят износ по главной задней поверхности или выкрашивание режущей кромки в 1,2 мм. Опыт в каждой точке повторялся не менее трех раз. Эффективность рассматриваемых методов упрочнения пластин оценивали по коэффициенту относительной стойкости K_c , представляющему собой отношение средних стойкостей пластин, подвергнутых дополнительной упрочняющей обработке, и стандартных.

Покрытие, нанесенное на стандартные пластины, повышает стойкость только при незначительных сечениях среза (рис. 1). На подачах 0,3 мм/об и более имели место выкрашивания, отслоение покрытия и сколы. Покрытия без предварительной виброабразивной обработки целесообразно применять лишь при сечениях среза до 2,0 мм², при больших сечениях среза необходима предварительная виброабразивная обработка.

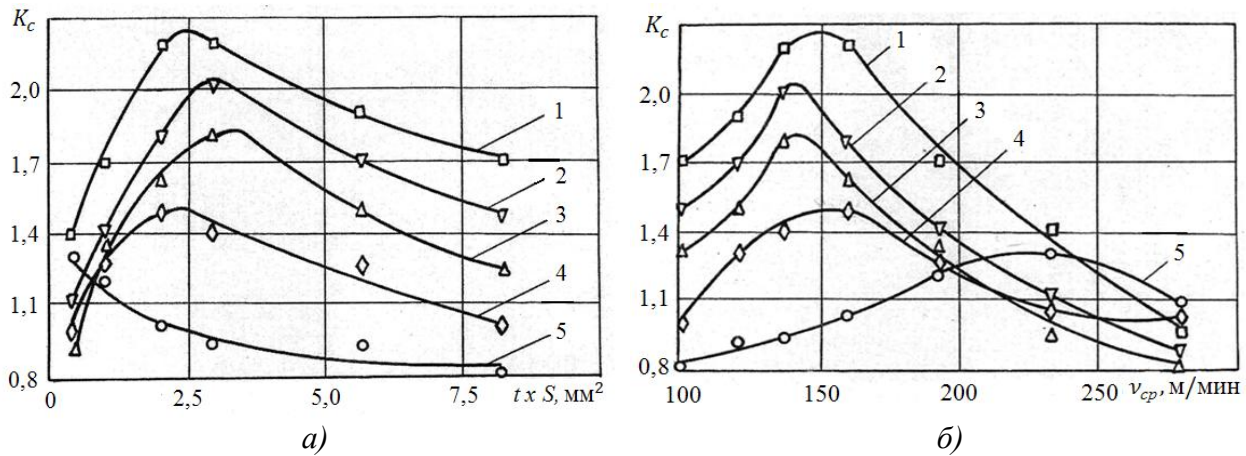


Рисунок 1 – Зависимость коэффициента относительной стойкости от режима резания:
 а – от сечения срезаемого слоя; б – от скорости резания;
 1 – VO + TiC; 2 – VO + TiN; 3 – VO; 4 – TiN; 5 – TiC

Виброабразивная обработка существенно повышает стойкость в широком диапазоне режимов резания, за исключением подач менее 0,1...0,2 мм/об. Виброобработанные пластины выкрашиваний и сколов не имели. При больших скоростях эффект виброобработки снижается, имеет место интенсивный износ, и стойкость определяется свойствами твердого сплава, а не упрочняющей обработкой.

Наибольшее повышение стойкости в широком диапазоне режимов резания обеспечивают покрытия, нанесенные на виброобработанные пластины – в 1,5...2,0 раза выше по сравнению со стандартными пластинами, при этом средняя скорость резания повышается в 2 раза. Виброобработанные пластины с покрытием TiC имеют более высокую стойкость (на 30...40 %) по сравнению с виброобработанными пластинами с покрытием TiN. Это можно объяснить, вероятно, различием физико-механических свойств покрытия.

Представляет интерес рассмотрение влияния отделочно-упрочняющей обработки на кинетику изнашивания (рис. 2). Резко увеличенное рассеивание износа в периоде приработки подтверждает осуществление последнего по хрупкому механизму. Покрытие снижает интенсивность нормального изнашивания (как и в работах [5, 6]), незначительно влияя на приработку и приближая момент катастрофического изнашивания.

Виброабразивная обработка полностью подавляет приработку, не меняя интенсивности нормального изнашивания и отдаляя катастрофический износ. Наибольший эффект отделочно-упрочняющей обработки достигается при малых критериях затупления (до 0,4 мм), что согласуется с [1]. По мере увеличения износа эффективность отделочно-упрочняющей обработки снижается, особенно пластин с покрытием без предварительной обработки, так как вероятность прорыва покрытия увеличивается.

В результате, пластины с покрытием имеют преимущество при средних, а виброобработанные – при малых и больших критериях затупления. Виброобработанные пластины с покрытиями имеют максимальную стойкость во всем диапазоне критериев затупления.

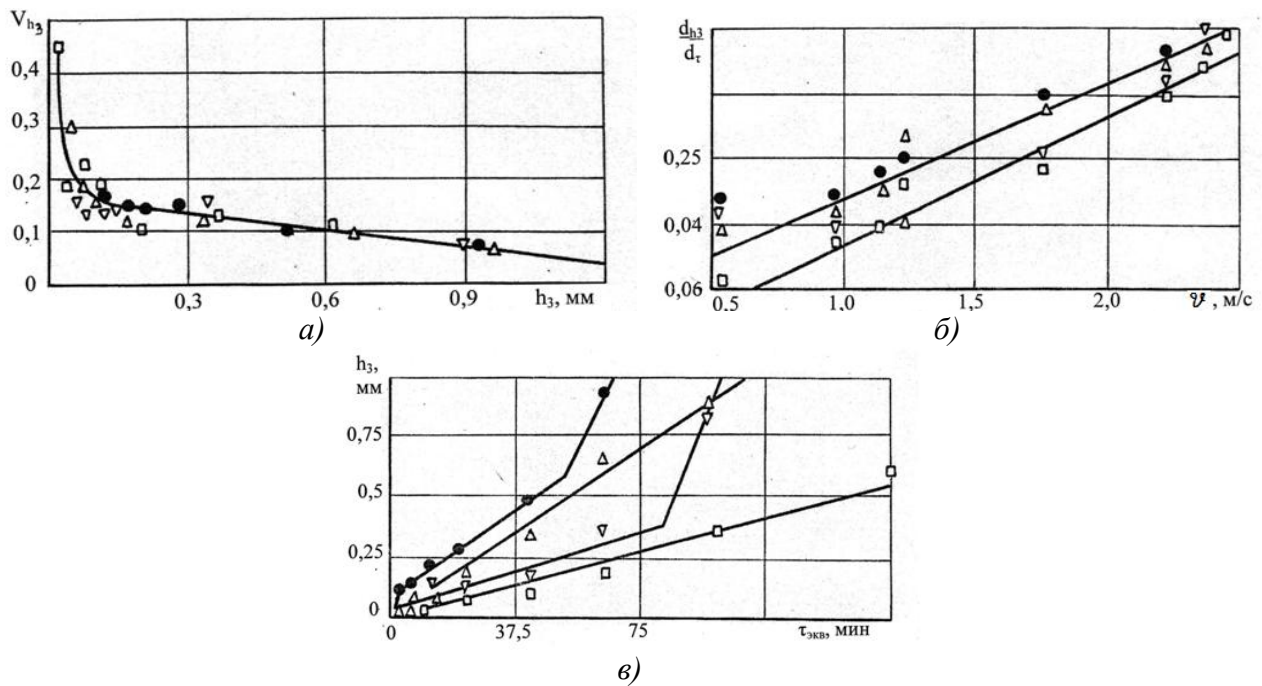


Рисунок 2 – Влияние виброабразивной обработки и покрытия на износостойкость резцов:
 а – зависимость коэффициента вариации износа V_{h_3} от величины износа h_3 ;
 б – зависимость скорости изнашивания dh_3/dt от скорости резания v ;
 в – зависимость износа h_3 от времени работы $\tau_{\text{экв}}$;
 • – неупрочненный; Δ – VO; ∇ – TiC; \square – VO + TiC

Особенностью осаждения покрытия на острозаточенные режущие кромки является образование утолщенного слоя покрытия на режущей кромке в виде своеобразного нароста, который может разрушиться при первом контакте с обрабатываемой поверхностью (рис. 3а, б). На плоских поверхностях лезвия также отмечается низкое нестабильное качество покрытия из-за неоптимального рельефа поверхности, образовавшегося при шлифовании [7]. Этим объясняется низкая эффективность покрытий без предварительной виброабразивной обработки, особенно в условиях прерывистого резания. При осаждении покрытия TiN вакуумно-плазменным методом толщина «нароста» значительно меньше, чем при осаждении покрытия TiC газотермическим методом. Поэтому покрытие TiN без предварительной виброабразивной обработки имеет большую стойкость, чем соответствующее покрытие TiC (см. рис. 1).

Благодаря идентичности и оптимальности микрорельефа кромок и плоскостей лезвия, обеспечиваемых виброабразивной обработкой, на виброобработанных (округленных) режущих кромках создается равномерное однородное покрытие независимо от способа осаждения (рис. 3в). Кроме того, механическая очистка, оптимизация микрорельефа, наличие сжимающих остаточных напряжений повышают диффузионную активность виброобработанных поверхностей и, как следствие, повышают адгезионную прочность покрытия с подложкой. Последнее подтверждено методом акустической эмиссии [8].

В таблице 1 приведены результаты сравнительных производственных испытаний сборных резцов, оснащенных пластинами с различными видами упрочняющей обработки (обозначения те же, что и при лабораторных испытаниях). Износостойкие покрытия без предварительной виброабразивной обработки в исследуемых условиях не обеспечивают улучшение характеристик надежности резцов: средний и полный средний периоды стойкости или не изменились, или увеличились незначительно; коэффициент вариации стойкости, соотношение видов отказов и среднее число периодов стойкости также остались без изменения.

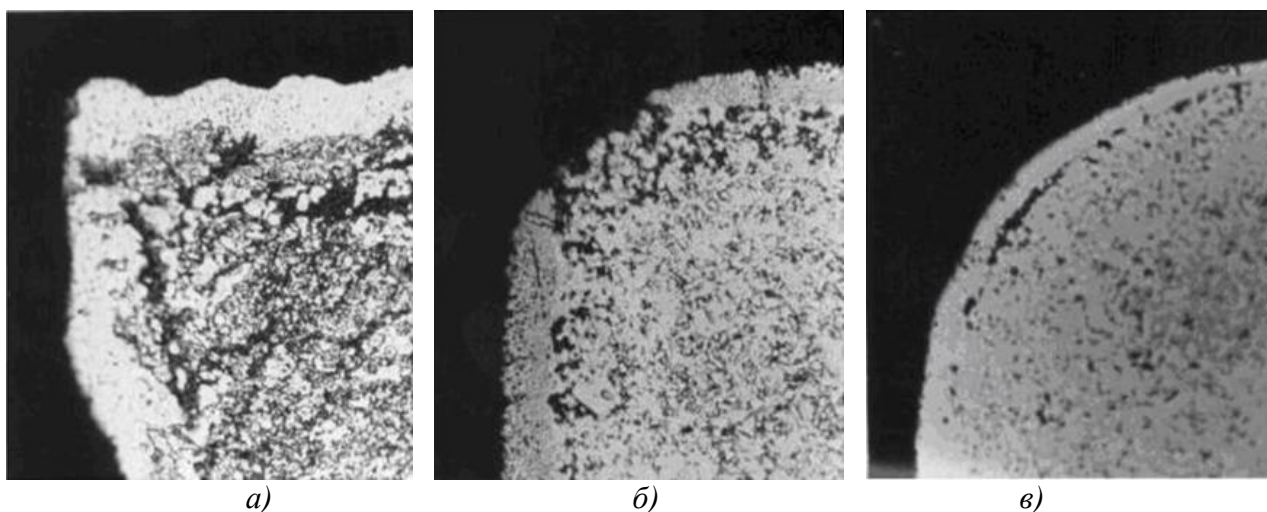


Рисунок 3 – Поперечное сечение режущей кромки с износостойким покрытием TiC:
 а – острозаточенная режущая кромка; б – острозаточенная режущая кромка с покрытием
 после первого контакта с обрабатываемой деталью;
 в – округлённая с покрытием (BM 40C, T5K10;
 керамика ПТ 15 × 15; амплитуда 0,6 мм; частота 46 Гц; время обработки – 60 мин)

Виброабразивная обработка при оптимальных для исследуемых условий радиусах округления режущих кромок повышает средний период стойкости в 1,3...1,9 раза, коэффициент вариации стойкости при этом уменьшается в 1,7...2,5 раза. Отметим, что существенно уменьшилось количество выкрашиваний лезвия, а на некоторых операциях они были ликвидированы полностью (см. выборки 3, 4, 6, 7). Кроме того, в результате уменьшения выкрашиваний неработающих кромок сходящей стружкой на некоторых операциях среднее число периодов стойкости было увеличено в 1,33...1,7 раза (выборки 2, 3, 6, 8). На этих операциях полный средний период стойкости увеличился в 1,6...3,0 раза. Анализ результатов испытаний показал, что наибольший эффект от применения виброабразивной обработки пластин наблюдается для тех выборок, которые характеризуются значительным количеством выкрашиваний кромок при обработке неупрочненными пластинами.

Износостойкие покрытия в сочетании с виброабразивной обработкой повышают средний и полный средний периоды стойкости по сравнению с аналогичными характеристиками для неупрочненных пластин соответственно в 1,4...2,4 и 1,5...3,9 раза, а по сравнению с пластинами, подвергнутыми только виброабразивной обработке, – в 1,14...1,31 раза. Соотношение видов отказов и среднее число периодов стойкости остались такими же, как и для пластин, подвергнутых только виброабразивной обработке.

Здесь следует отметить, что при черновом и получистовом точении материалов, для которых характерно значительное количество выкрашиваний режущих кромок неупрочненного инструмента, существенно улучшает количественные характеристики надежности именно виброабразивная обработка, в значительно меньшей степени – износостойкое покрытие. Для условий обработки, когда основным видом отказов неупрочненного инструмента является изнашивание, износостойкие покрытия, выполненные по аналогичной технологии, также существенно улучшают количественные характеристики надежности.

Таблица 1

Влияние виброабразивной обработки и покрытий на надежность сборных резцов

№ выборки	Обозначение и материал пластины	Материал заготовки, твердость	Режимы резания			Вид упрочнения	Отказы, %			Характеристики надежности			
			t , мм	S , мм/об	V , м/мин		Износ	Выкрашивание	Поломка	\bar{T} , мин	$V\tau$	K	ΣT , мин
1	SNUM 150412 T5K10	Сталь 30ХГСА НВ 180...210с наплавленными шейками из латуни ЛК 62-05, НВ100	4,0	0,87	99	Ст	40	40	20	13	0,38	1,8	24
						TiN	40	40	20	12	0,41	1,8	22
						TiC	35	45	20	11	0,45	1,8	20
						ВО	80	10	10	25	0,15	2,0	51
						ВО+ TiN	75	15	10	30	0,11	2,0	60
						ВО+ TiC	85	10	5	32	0,11	2,0	64
2	FNUM 100608 T5K10	Сталь 40Х, НВ 200...260	4,5	0,62	68	Ст	25	50	25	69	0,45	1,6	110
						TiN	30	47	23	75	0,49	1,7	128
						TiC	25	48	27	65	0,53	1,5	98
						ВО	80	13	7	120	0,25	2,7	324
						ВО+ TiN	89	6	5	132	0,18	2,8	370
						ВО+ TiC	87	8	5	140	0,17	2,8	391
3	SNUM 250708-2 MC 321	Сталь 12Х18Н10Т, НВ 200...260	7,0	0,7	70...90	Ст	-	100	-	30	0,32	3	90
						TiN	-	100	-	30	0,32	3	90
						ВО	50	50	-	37	0,17	4	148
						ВО+ TiN	50	50	-	43	0,18	4	172
4	KNUX 170406R30 MC 146	Сталь 20Х13, НВ 210...240	2,5	0,25	75	Ст	50	50	-	68	0,33	2	136
						TiN	50	50	-	80	0,32	2	160
						ВО	100	-	-	94	0,18	2	186
						ВО+ TiN	100	-	-	112	0,17	2	224
5	CNUM 190612 MC221	Сталь 07Х16НТ, НВ 200...240	7,0	0,50	50...60	Ст	25	75	-	62	0,42	2	124
						TiN	25	75	-	64	0,42	2	128
						ВО	75	25	-	77	0,23	2	154
						ВО+ TiN	75	25	-	91	0,22	2	182
6	SNUM 250706-2 MC 321	Сталь 08Х18Н10Т, НВ 200...260	8...15	0,70	70..90	Ст	-	100	-	17	0,30	3	51
						TiN	33	67	-	19	0,30	3	57
						ВО	100	-	-	28	0,17	4	112
						ВО+ TiN	100	-	-	32	0,16	4	128
7	KNUX 170406R30 MC 146	Сталь 40ХН2МА, НВ 190...230	3,0	0,58	90	Ст	50	50	-	12	0,32	2	24
						TiN	50	50	-	15	0,30	2	30
						ВО	100	-	-	21	0,17	2	42
						ВО+ TiN	100	-	-	24	0,17	2	48
8	SNUM 190616-2 TT9K7	Сталь 38ХН3МФА, НВ 210...250	5...9	0,4	60	Ст	-	100	-	40	0,3	2,5	100
						TiN	-	100	-	40	0,3	2,5	100
						ВО	50	50	-	74	0,18	4	296
						ВО+ TiN	50	50	-	97	0,18	4	388

Примечание. Для пластин ВО и ВО+ИП в выборках 1,2,6 радиус округления режущих кромок $\rho = 70\text{мкм}$, в выборках 3,5 $\rho = 60\text{мкм}$, в выборках 4,7,8 $\rho = 50\text{мкм}$.

Выводы

Доказана эффективность виброабразивной обработки при подготовке твердосплавных пластин под осаждение износостойких покрытий. Сочетание виброабразивной обработки и износостойких покрытий за счёт обеспечения благоприятного микрорельефа и физического состояния подложки, подавления разупрочняющего влияния покрытий обеспечивает существенное улучшение количественных характеристик безотказности и долговечности инструмента. Таким образом, виброабразивная обработка значительно расширяет область эффективного применения износостойких покрытий, распространяя их на получистовые и даже на черновые операции.

Перечень источников литературы: 1. Верещака, А.С. Режущие инструменты с износостойкими покрытиями / А.С.Верещака, И.П. Третьяков. – М.:Машиностроение,1986. – 192с. 2. Самойлов, В. С. Металлообрабатывающий твердосплавный инструмент: справочник / В.С. Самойлов, Э.Ф. Эйхманс, В.А. Фальковский. – М.: Машиностроение, 1988. – 368 с.: ил. – ISBN 5-217-00263-8. 3. Хагет, Г.Л. Сборный твердосплавный инструмент / Г.Л. Хагет, В.М. Гах, К.Г. Громаков / – М.: Машиностроение, 1991. – 256с.: ил. – ISBN 5-217-00452-5. 4. Гах В. М. Виброабразивная обработка твердосплавного инструмента: монография / В.М. Гах. – Краматорск: ДГМА, 2009. – 220с. ISBN 978-966-379-331-3 5. Талантов Н.В. Исследование режущих свойств термоупрочненных твердых сплавов / Н.В. Талантов, М.Е. Дудкин, М.Г. Лошак // Прогрессивные процессы изготовления режущего инструмента. – М.: МДНТП, 1978. –С.7–21. 6. Верещака А.С. К вопросу о диагностике состояния твердосплавных инструментов с покрытием в условиях использования ГПС / А. С. Верещака, М.П. Козочкин, И.У.Сулейманов // Вестник машиностроения. – 1988. – №9. – С.40–44. 7. Шульман, П.А. Качество поверхности, обработанной алмазами / П.А. Шульман, Ю.И. Созин, Н. Ф. Колесниченко. – К.:Техніка,1972. – 148с.: ил. 8. Зиновьев Н.И. Применение интегрированной технологии упрочнения для повышения надежности твердосплавного инструмента и качества обработанной поверхности / Н.И. Зиновьев, Т.В. Казакова, Ю.В. Мирошниченко // Надежность режущего инструмента. – Вып. 5. – Краматорск: ДГМА, 1994. – С. 111–121.

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

ПОВЫШЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ ПРИМЕНЕНИЯ ТВЕРДОСПЛАВНОГО ИНСТРУМЕНТА С ИЗНОСОСТОЙКИМ ПОКРЫТИЕМ

Гах В.М.

В статье приведены результаты лабораторных и производственных исследований виброобработанного твердосплавного инструмента с износостойким покрытием. Для сравниваемых инструментов получены фактические количественные значения коэффициента относительной стойкости, износа, соотношения видов отказов, показателей безотказности и долговечности в зависимости от условий испытаний. Показана высокая эффективность сочетания виброабразивной обработки и износостойких покрытий.

ПІДВИЩЕННЯ ЕФЕКТИВНОСТІ ЗАСТОСУВАННЯ ТВЕРДОСПЛАВНОГО ІНСТРУМЕНТУ ЗІ ЗНОСОСТІЙКИМ ПОКРИТТЯМ

Гах В.М.

У статті наведено результати лабораторних і виробничих досліджень віброобробленого твердосплавного інструменту зі зносостійким покриттям. Для порівнюваних інструментів отримані фактичні кількісні значення коефіцієнта відносної стійкості, зносу, співвідношення видів відмов, показників безвідмовності і довговічності залежно від умов випробувань. Показано високу ефективність поєднання віброабразивної обробки і зносостійкого покриття.

IMPROVING EFFICIENCY OF APPLICATION OF CARBIDE TOOLS WITH A WEAR-RESISTANT COATING

Gah V.M.

The paper presents the results of laboratory and industrial research of vibration-treated carbide tools with wear-resistant coating. For comparable instruments received actual numerical values of the coefficient of relative stability, wear ratio modes of failure of reliability and durability, depending on the test conditions. The high efficiency of the combination vibration-abrasive processing and wear-resistant coatings are presented.

Ключевые слова: твердосплавный инструмент, виброабразивная обработка, износостойкое покрытие, стойкость, безотказность, долговечность

Ключові слова: твердосплавний інструмент, віброабразивна обробка, зносостійке покриття, стійкість покриття, безвідмовність, довговічність

Keywords: carbide tools, vibration-abrasive processing, wear-resistant coating, durability, reliability

Дата подання статті до редакції: 7 листопада 2015 р.

УДК 621.9.015

¹Клочко А.А., ²Мироненко Е.В., ¹Анцыферова О.А.,²Макатрова Л.А., ³Киреев В.Е.¹НТУ «ХПИ», г. Харьков, Украина²ДГМА, г. Краматорск, Украина³КНУ Украины "КПИ", г. Киев, Украина

ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ ПРОЦЕССЫ ФОРМИРОВАНИЯ ПОВЕРХНОСТНОГО СЛОЯ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС ТЯЖЕЛЫХ ТОКАРНЫХ СТАНКОВ С ЧПУ

Введение

Одним из главных направлений развития станкостроения является повышение качества и точностных параметров металлообрабатывающего оборудования. Это направление определяет степень концентрации и специализацию производства. Оценкой уровня развития производства является уровень технологии изготовления высокоточных, тяжело нагруженных, закаленных зубчатых колес, которые во многом определяют надежность работы металлорежущих станков.

Основная часть

Количество изготавливаемых зубчатых колес непрерывно растет вместе с развитием станкостроения. К изготовлению зубчатых колес существует комплексный подход. Кроме высокой прочности, долговечности и точности высокие требования предъявляются к свойствам и характеристикам поверхностного слоя зубьев зубчатых колес, формирующимся на окончательных этапах их изготовления. Расширяются технологические возможности зубошлифовальных станков, совершенствуются методы финишной обработки зубчатых колес (рис. 1), с тем, чтобы в результате обработки получить соответственно сформированное состояние поверхностного слоя зубчатых колес в зависимости от эксплуатационных нагрузок. Поэтому значительно повышается интерес к окончательной обработке зубчатых колес, в том числе, особенно к шлифованию зубьев.

Проблемой в формировании поверхностного слоя зубьев зубчатых колес во время реализации технологического процесса является недостаточность исследований, характеризующих изменение этого состояния в различных процессах обработки, особенно на окончательных этапах формирования эвольвентной поверхности зубьев с помощью различных схем зубошлифования для достижения заданной конструктором качества поверхностного слоя и точности в соответствии с требованиями ГОСТ1643-81 для соответствующей степени точности зубьев зубчатого колеса.

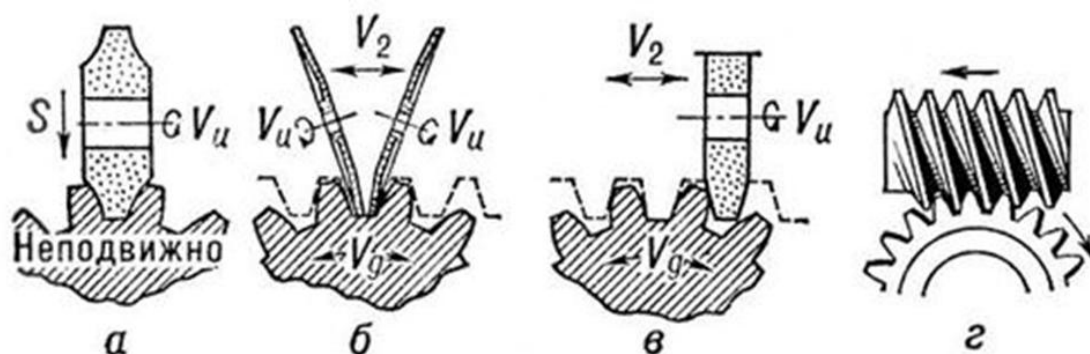


Рисунок 1 – Схемы зубошлифования:

- а – профильное зубошлифование; б – схема обката двумя тарельчатыми кругами;
в – схема двухпрофильного зубошлифования; г – зубошлифование винтовым кругом

Процесс зубошлифования зависит от многих факторов, оказывающих влияние на формирование свойств и характеристик поверхностного слоя зубчатых закаленных колес. Зубошлифование осуществляется таким образом, чтобы не произошел, прежде всего, отпуск шлифованных поверхностей, отсутствовали прижоги, сохранялась высокая микротвердость поверхностного слоя.

Изменение состояния поверхностного слоя в процессе любого технологического воздействия зависит не только от условий осуществления самого процесса, но и от конструктивных особенностей зубчатого колеса, которые совместно с последующей обработкой определяют формирование состояния поверхностного слоя готовой детали. Процесс формирования требуемого, по условиям эксплуатации, состояния поверхностного слоя зуба зубчатого колеса необходимо рассматривать как комплексное воздействие конструктивных и технологических факторов, определяющих, в конечном счете, долговечность и надежность работы шпиндельной бабки, ламельных суппортов тяжелых токарных станков с ЧПУ.

Проблема технологического обеспечения требуемого качества поверхностного слоя зависит от выбранной схемы формообразования, характеристики и формы шлифовального круга, режимов резания, применяемой СОЖ, способом и частотой правки шлифовального круга (рис. 2).

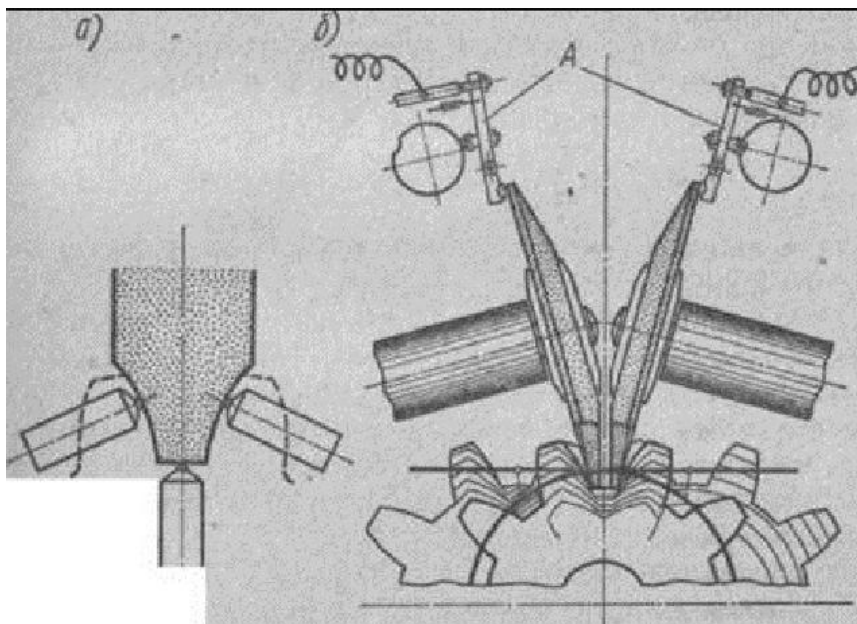


Рисунок 2 – Схемы правки круга при зубошлифовании:
а – при профильном зубошлифовании; б – при зубошлифовании двумя тарельчатыми кругами

Введение в действие ГОСТ 2789 – 73 не решило проблему технологического обеспечения и улучшения эксплуатационных свойств зубчатых колес, так как их несущая способность и контактное взаимодействие зависят от состояния поверхностного слоя в целом (макроотклонения, волнистости, шероховатости, физико-химических свойств), а не только от параметров шероховатости, т.е. требуется комплексный подход к изучению состояния поверхностного слоя. Выбор системы параметров поверхностного слоя зубчатых колес одновременно предопределяется возможностью их технологического и метрологического обеспечения. Необходимость комплексного подхода к выбору, назначению и технологическому обеспечению системы параметров поверхностного слоя зубчатых колес подтверждают результаты исследований целого ряда исследователей [1, 2, 3]. Эти исследования выявили следующие основные задачи, стоящие перед специалистами в области технологии машиностроения изготовления зубчатых колес (табл. 1).

Таблица 1

Основные задачи, стоящие перед специалистами в области технологии машиностроения изготовления зубчатых колес

1	Определение характеристики поверхностного слоя
2	Установить взаимосвязь состояния поверхностного слоя зубчатых закаленных колес (макроотклонения, волнистости, шероховатости, физико-механических свойств).
3	Обеспечить фундаментальное развитие научных методов определения необходимых параметров состояния рабочих поверхностей зубчатых закаленных колес с целью обеспечения качественных показателей состояния поверхностного слоя.
4	Развивать научное прогнозирование получаемого состояния поверхностного слоя зубчатых закаленных колес при различных условиях их обработки
5	Создать технологическую базу данных по оптимизации технологии производства зубчатых закаленных колес с учетом обеспечения требуемой системы параметров их поверхностных слоев

Изменения состояния поверхностного слоя будут происходить постоянно. Особенно это касается изменения физико-химических и механических свойств - поверхностной твердости, структуры и остаточных напряжений, которые в наибольшей степени являются важными по своему влиянию на прочность [2, 4].

Стратегия процесса формирования поверхностного слоя состоит из фаз, представленных на рис. 3.

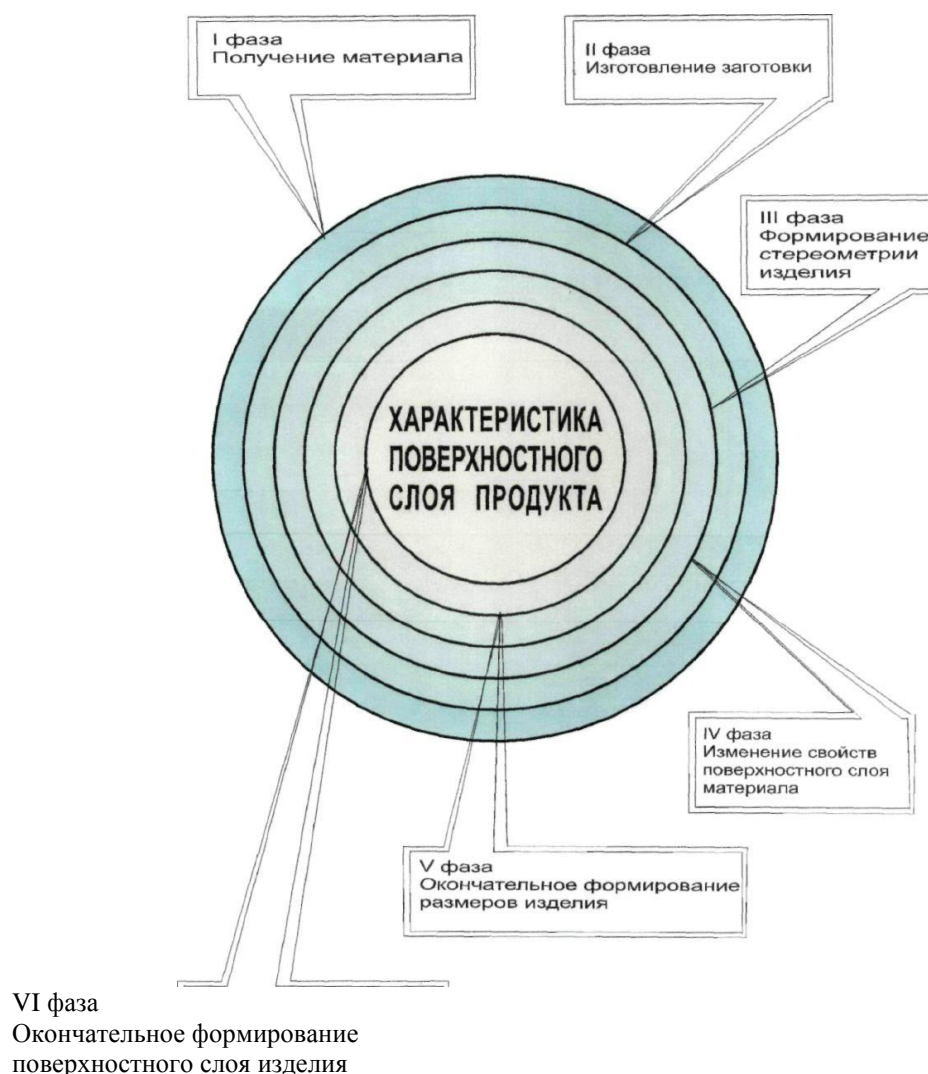


Рисунок 3 – Фазы формирования поверхностного слоя зубчатого колеса

В настоящее время рассматривается два научных направления технологического обеспечения эксплуатационных свойств закаленных зубчатых колес. Первое из них предусматривает технологическое обеспечение системы параметров поверхностного слоя. Второе - технологическое обеспечение непосредственно эксплуатационных свойств закаленных зубчатых колес [1, 4, 5, 6].

При наличии постоянного контакта зацепляемых зубьев, входящих в зацепление значительное влияние на эксплуатационные свойства зубчатых колес оказывает зона контактного взаимодействия. Здесь и далее, под зоной контактного взаимодействия принимается объем, который образован между границами, очерченными линиями, отсекающими слой металла с поверхностными остаточными напряжениями взаимодействующих плоскостей.

Теоретический анализ несущей способности поверхностного слоя зубчатых колес позволяет установить необходимую систему параметров его состояния (рис. 4), включающую в себя макроотклонения (H_{\max} – максимальная высота макроотклонения, H_p – высота сглаживания макроотклонения, характеризующая металлоемкость поверхности), волнистость (W_a – среднеарифметическое отклонение профиля волнистости, W_p – высота сглаживания профиля волнистости; W_z – высота волнистости по десяти точкам; S_{mw} – средний шаг волнистости, t_{mw} – относительная опорная площадь волнистости на уровне средней линии), шероховатость ГОСТ 2789-73 [2] (Рис. 1.11): R_a – среднее арифметическое отклонение профиля, R_p – расстояние от линии выступов до средней линии, R_{\max} – наибольшая высота неровностей профиля, R_z – высота неровностей профиля по десяти точкам, t_m – относительная опорная площадь неровностей на уровне средней линии, S_m – средний шаг неровностей, S – средний шаг неровностей по вершинам локальных выступов, t_p – относительная опорная длина профиля на уровне p и физико-механические свойства ($H_{\mu 0}$ – поверхностная микротвердость, σ_0 – величина остаточных напряжений на поверхности, h_{μ} – глубина залегания упрочненного слоя, $h_{\sigma 0}$ – глубина залегания остаточных напряжений поверхности).

Анализ работ по проблеме технологического обеспечения эксплуатационных свойств цилиндрических зубчатых колес показывает, что научно-обоснованный выбор, назначение и технологическое обеспечение параметров состояния поверхностного слоя цилиндрических зубчатых колес является сложной и многовариантной задачей. Учитывая это обстоятельство для решения подобных задач необходимо использование специально математического аппарата с применением методов многокритериальной оптимизации и средств.

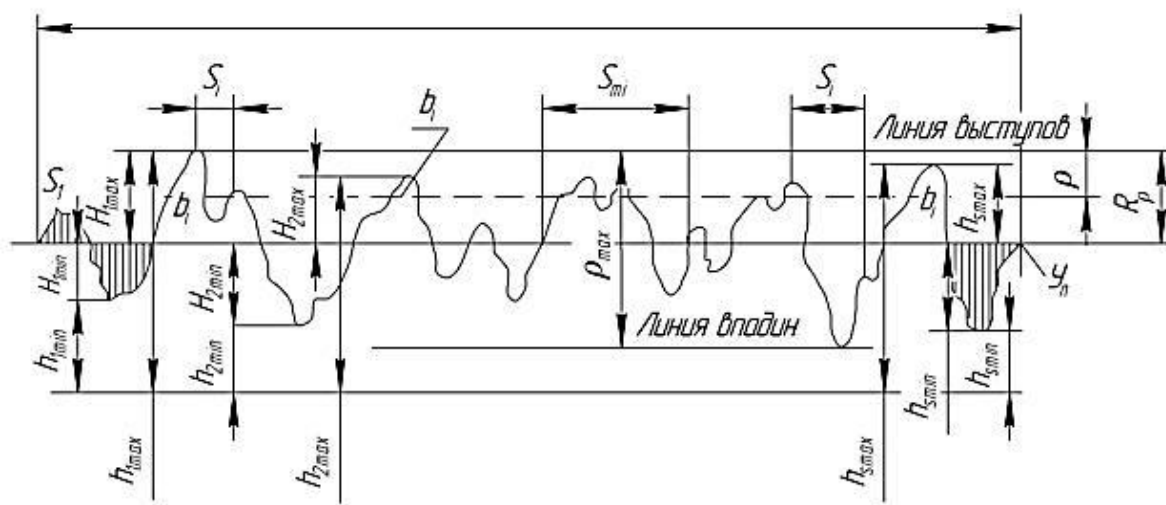


Рисунок 4– Профиль шероховатости поверхности

Исходя из современных представлений, зона контактного взаимодействия состоит из двух основных частей – объема межконтактного пространства и объема металла, имеющего остаточные напряжения сопрягаемых поверхностей зубчатых колес [16].

Объем межконтактного пространства зависит от формы поверхности и ее геометрических характеристик, оценка определяется тремя основными подходами.

Первый – использует спектральную теорию неровностей [2]. Он основан на оценке несущей способности поверхности без деления ее неровностей на шероховатость и волнистость. Этот подход, имея положительные стороны, не учитывает традиций, на базе которых разработаны стандарты во всех странах мира. Это сужает технологические возможности обеспечения геометрических параметров поверхности зубчатых колес.

Второй – непараметрический подход к оценке состояния поверхностного слоя основан на сравнительной оценке поверхности относительно шаблона. Такой подход применяется, преимущественно, для решения частных задач наиболее изученных соединений. Применение шаблонов затрудняет процессы регламентации поверхности с позиции ее эксплуатационных свойств.

Третий – параметрический подход, основанный на исторически сложившихся условиях разделения неровностей на шероховатость, волнистость, микрорельеф и макроотклонения. Этот подход создает возможности наиболее доступной регламентации поверхностей, дифференцированно учитывает все неровности и не имеет недостатков, присущих первому и второму случаю. Результатом исследований в этом направлении явилось ГОСТ 2789-73, ГОСТ 24773-81, ГОСТ 2.308-79. В то же время для закаленных зубчатых колес не регламентируются параметры волнистости, не отражен характер макроотклонений, нет рекомендаций по регламентации эксплуатационных свойств эвольвентных поверхностей контактируемых зубчатых передач [1, 2, 3].

В отличие от объема межконтактного пространства в настоящее время отсутствует методика по определению слоя металла, имеющего измененное физико-механическое состояние. Физико-механические параметры не регламентируются. Определяют лишь такие характеристики как степень наклепа, глубину залегания наклепанного слоя.

Анализ моделей по расчету характеристик контакта поверхностей основан на представлении выступов реальной элементарной поверхности (Рис. 5) в виде сферы, конусов, цилиндров, столбиков прямоугольной формы, эллипсоидов, эллиптических параболоидов.

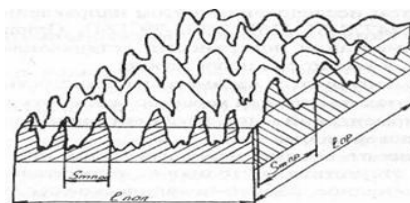


Рисунок 5 – Элементарная поверхность

Выступы имеют сферическую форму. При этом, имеет место линейная зависимость роста числа выступов при увеличении глубины рассматриваемого уровня.

Предлагается учитывать при прогнозировании закономерностей формирования параметров состояния поверхностного слоя закаленных зубчатых колес [3, 5, 7], структурно-энергетическое состояние материала (величину накопленной внутренней и упругой энергии, коэффициент напряжения межатомных связей, величину истинного предела текучести).

Результаты работ показывают, что на контактное взаимодействие оказывает влияние: эксплуатационные свойства зубчатых колес, характер изменений геометрических параметров и физико-механических свойств, исходные параметры качества поверхностного слоя контактирующих поверхностей. Все составляющие формируются в ходе технологического процесса изготовления деталей, финишными процессами которого, как правило, являются

методы механической обработки. Их выбор в процессе решения задач технологического обеспечения наиболее эффективно осуществлять на базе параметрического подхода к оценке состояния поверхности.

При изучении процесса формирования поверхностного слоя при различных методах механической обработки зубчатых колес установлено, что при одних и тех же параметрах, которые обеспечивались в ходе обработки различными методами в узлах тяжелых редукторов, зубчатые колеса имели разные эксплуатационные характеристики. Это обусловило интерес к изучению влияния качества поверхности непосредственно на эксплуатационные свойства контактирующих поверхностей, имеющих практическое применение в машиностроении.

Основными причинами выхода зубчатых передач из строя являются: поломка зубьев, выкрашивание активных поверхностей и отслаивание поверхностных слоев зубьев, абразивный износ зубьев, пластические деформации зубьев и заедание [5, 7].

В следствии внезапности отказа, поломка зубьев является весьма опасным видом разрушения. В подавляющем большинстве случаев она носит усталостный характер, поскольку каждый зуб входит в зацепление периодически, кроме этого в процессе зацепления меняется плечо приложения силы, т. е. изменяется величина изгибающего момента. Напряжения при изгибе, превышающие предел выносливости, вызывают появление микротрещин, которые возникают в зоне максимальной концентрации напряжений, обычно в месте перехода зубьев в обод колеса. Появившиеся микротрещины при дальнейшей работе передачи распространяются в глубь зуба по нормали к переходной кривой. Поломка зубьев наиболее часто встречается у зубчатых колес с высокой твердостью активных поверхностей зубьев ($H > HB 350$) и определяется качеством состояния поверхностного слоя.

Причинами поломок зубьев могут оказаться возникшие в процессе эксплуатации перегрузки отдельных участков зубьев вследствие неравномерности распределения нагрузки по ширине зубчатого венца из-за перекоса осей зубчатых колес, вызванного увеличением люфтов в подшипниках и шлицевых соединениях, деформации осей и самих колес, а также различного рода производственных дефектов (раковин при отливке, трещин при термообработке, повышенной волнистостью и шероховатостью в сочетании с физико-механическими свойствами поверхностного слоя.).

При изломе зубьев косозубых колес трещина появляется в торцевой поверхности колеса у основания зуба и распространяется по длине зуба наклонно к его вершине в следствии несоответствия качественных показателей поверхностного слоя.

Одной из причин несоответствия качественных показателей формирования поверхностного слоя в процессе зубошлифования являются схема съема металла абразивным кругом, степень засаливания круга, характеристика абразивного круга, степень очистки СОЖ.

Выводы

Таким образом, с целью обеспечения стабильности качественных показателей поверхностного слоя необходимо:

1. Учитывать при прогнозировании закономерностей формирования параметров состояния поверхностного слоя закаленных зубчатых колес структурно-энергетическое состояние материала: величину накопленной внутренней и упругой энергии, коэффициент напряжения межатомных связей, величину истинного предела текучести;

2. Контактное взаимодействие оказывает влияние: эксплуатационные свойства зубчатых колес, характер изменений геометрических параметров и физико-механических свойств, исходные параметры качества поверхностного слоя контактирующих поверхностей.

3. Все составляющие параметров состояния поверхностного слоя закаленных зубчатых колес формируются в ходе технологического процесса изготовления, финишными процессами которого, как правило, являются схемы зубошлифования, характеристика абразивного круга, схема съема металла. Их выбор в процессе решения задач

технологического обеспечения наиболее эффективно осуществлять на базе параметрического подхода к оценке состояния поверхности;

4. При изучении процесса формирования поверхностного слоя при различных методах механической обработки зубчатых колес установлено, что при одних и тех же параметрах, которые обеспечивались в ходе обработки различными методами в узлах тяжелых редукторов, зубчатые колеса имели разные эксплуатационные характеристики.

Перечень источников литературы: 1. Кане М.М. Управление качеством продукции машиностроения / М.М. Кане, А.Г. Суслов, О.А. Горленко и др. под общ. ред. д.т.н. М.М. Кане. – М. : Машиностроение, 2010. – 416 с. 2. Брусиловский Б.А. Физико-механические характеристики поверхностных слоев в зависимости от особенностей технологических приемов обработки зубчатых изделий / Б.А. Брусиловский, А.А. Клочко, М.М. Кане // Передовой производственный опыт и научно-технические достижения : информ. сборник. – М. : ВНИИТЭМР. – 1990. – Вып. 6. – С. 20–21. 3. Вибір і призначення систем параметрів поверхневого шару циліндричних крупномодульних зубчастих коліс, що визначають їх експлуатаційні властивості / Е.В. Мироненко, О.М. Шелковой, О.О. Клочко, О.М. Кравцов // Вісник Національного університету «Львівська політехніка». : зб. наук. пр. : Оптимізація виробничих процесів і технічний контроль у машинобудуванні та приладобудуванні. Львів. – 2013. – №772. – С. 207–213. 4. Специальные технологи зубообработки крупномодульных закаленных колес : монография / Ю.В. Тимофеев, В.Ф. Шаповалов, А.А. Клочко [и др.]. – Краматорск: ДГМА, 2011. – 128 с. ISBN 978-966-379-524-9 5. Тимофеев Ю.В. Научные предпосылки определения условий формирования величин упрочненного слоя при формообразовании крупномодульных зубчатых колес / Ю.В. Тимофеев, А.Н. Шелковой, А.А. Клочко // Вісник Національного технічного університету КПІ: зб. наук. пр. Тематичний випуск: Проблеми механічного приводу. – Київ : НТУ КПІ, 2012. – № 64. – С. 288–293. 6. Шелковой А.Н. Общие принципы моделирования оптимального управления параметрами точности, качества и производительности зубообработки закаленных крупномодульных зубчатых колес / А.Н. Шелковой, Е. В. Мироненко, А.А. Клочко // Вісник СевНТУ : зб. наук. пр. Серия «Машиноприладобудування та транспорт». – Севастополь, 2013. – Вип. 140. – С. 203–210. 7. Методология разработки модели управления точностью, качеством и производительностью формообразования при обработке закаленных крупномодульных зубчатых колес / Ю.В. Тимофеев, А.Н. Шелковой, Е.В. Мироненко, А.А. Клочко // Сборник научных трудов «Проблемы проектирования и автоматизации в машиностроении: сборник научных трудов [Текст] / Донбасская государственная машиностроительная академия; Закрытое акционерное общество «ОНИКС». – Краматорск: ДГМА, Ирбит: ЗАО «ОНИКС», Серия: «Проектирование и применение режущего инструмента в машиностроении» / Общ. ред. Ю.М. Соломенцев). 2014. – С. 96–117. ISBN 978-5-906703-03-3.

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

ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ ПРОЦЕССЫ ФОРМИРОВАНИЯ ПОВЕРХНОСТНОГО СЛОЯ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС ТЯЖЕЛЫХ ТОКАРНЫХ СТАНКОВ С ЧПУ

Клочко А.А., Мироненко Е.В., Анциферова О.А., Макарова Л.А., Киреев В.Е.

В статье рассмотрены основные направления по обеспечению повышения качества и точности тяжелых токарных станков с ЧПУ необходимо разрабатывать технологические процессы закаленных цилиндрических колес с учетом технологического обеспечения параметров поверхностного слоя, формирующимся на окончательных этапах их изготовления. Проблема технологического обеспечения требуемого качества поверхностного слоя зависит от выбранной схемы формообразования, характеристики и формы шлифовального круга, режимов резания, применяемой СОЖ, способом и частотой правки шлифовального круга. При изучении процесса формирования поверхностного слоя при различных методах механической обработки зубчатых колес установлено, что при одних и тех же параметрах, которые обеспечивались в ходе обработки различными методами в узлах тяжелых редукторов, зубчатые колеса имели разные эксплуатационные характеристики.

ТЕХНОЛОГІЧНІ ПРОЦЕСИ ФОРМУВАННЯ ПОВЕРХНЕВОГО ШАРУ ЗУБЧАСТИХ КОЛІС ВАЖКИХ ТОКАРНИХ ВЕРСТАТІВ З ЧПК

Клочко О.О., Мироненко Є. В., Анциферова О. О., Макарова Л.О., Кіреєв В. Є.

У статті розглянуті основні напрямки забезпечення підвищення якості і точності важких токарних верстатів з ЧПУ необхідно розробляти технологічні процеси загартованих циліндричних коліс з урахуванням технологічного забезпечення параметрів поверхневого шару, що формується на завершальних етапах їх виготовлення. Проблема технологічного забезпечення необхідної якості поверхневого шару залежить від обраної схеми формоутворення, характеристики і форми шліфувального круга, режимів різання, застосовуваної СОЖ, способом і частотою правки шліфувального круга. При вивченні процесу формування поверхневого шару при різних методах механічної обробки зубчастих коліс встановлено, що при одних і тих же параметрах, які забезпечувалися в ході обробки різними методами у вузлах важких редукторів, зубчасті колеса мали різні експлуатаційні характеристики.

TECHNOLOGICAL PROCESSES OF FORMATION OF THE SURFACE LAYER OF THE TOOTHED WHEELS OF HEAVY CNC LATHES

Klochko A. A., Mironenko E. V., Antsiferova O. A., Makatrova L. A., Kireev V. E.

The article describes the main directions for enhancing the quality and precision heavy CNC lathes it is necessary to develop technological processes of hardened cylindrical gears taking into account the technological parameters ensuring the surface layer formed on the final stages of their manufacture. Problem technology to ensure the required quality of the surface layer depends on the selected scheme of formation, characteristics and forms of grinding wheel, cutting data, coolant used, the method and frequency of the grinding wheel. When studying the process of formation of the surface layer with different methods of machining gears installed that with the same settings that were provided during treatment by different methods in the nodes of heavy gears, gears have different performance characteristics.

Ключевые слова: качество, точность, тяжелые токарные станки, технологические процессы, закаленные цилиндрические колеса, параметры, поверхностный слой, шлифовальный круг, режимы резания

Ключові слова: якість, точність, важкі токарні верстати, технологічні процеси, загартовані циліндричні колеса, параметри, поверхневий шар, шліфувальний круг, режими різання

Keywords: quality, precision, heavy duty lathe machines, technological processes, hardened cylindrical wheel, the options, the surface layer, grinding wheel, cutting data

Дата подання статті до редакції: 7 жовтня 2015 р .

Роп'як Л.Я., Остапович В.В.
ІФНТУНГ, м. Івано-Франківськ, Україна

ОПТИМІЗАЦІЯ РЕЖИМІВ РІЗАННЯ ПРИ ШЛІФУВАННІ ДЕТАЛЕЙ З ХРОМОВИМ ПОКРИТТЯМ

В процесі роботи бурові поршневі насоси двосторонньої дії перекачують промивальні рідини з абразивними частинками, що призводить до інтенсивного зношування змінних деталей: втулок циліндрових і штоків поршнів оскільки вони контактують із гумовими ущільненнями і працюють в умовах реверсивного тертя. Для підвищення зносостійкості та корозійної стійкості на робочі поверхні цих деталей наносять покриття, які потребують подальшого алмазного шліфування для забезпечення середньоарифметичного відхилення профілю від середньої лінії в межах ділянки базової довжини $R_a=0,32$ мкм. Перспективним методом є електрохімічне хромування в проточному електроліті [1 – 3].

Від якості поверхні залежать експлуатаційні характеристики деталей машин з покриттями. Разом з цим стан поверхні, зокрема, шорсткість є однією з важливих характеристик точності механічної обробки, тому таким дослідженням присвячена велика кількість робіт [4 – 7].

Обробка заготовок з покриттями шляхом зняття стружки на металорізальних верстатах різних типів займає вагомe місце як при виготовленні, так і при ремонті бурового і нафтогазопромислового обладнання для забезпечення точності, шорсткості та зносостійкості робочих поверхонь деталей, при цьому питома вага абразивної обробки зростає зі збільшенням твердості покриттів [5, 6].

Призначення режимів різання є невід'ємною складовою частиною розробки прогресивних технологічних процесів виготовлення деталей, які зміцнені зносостійкими та корозійностійкими покриттями. Особливо актуальною задачею є вибір дійсно оптимальних режимів різання, які забезпечують найбільший економічний ефект із урахуванням великої кількості чинників, що впливають на продуктивність і техніко-економічні показники машинобудівного виробництва.

Визначення оптимальних режимів зовнішнього круглого алмазного шліфування штоків поршневих насосів, на робочу поверхню яких нанесено електрохімічне хромове покриття в проточному електроліті, полягає в тому, щоби на основі знання фізико-механічних властивостей заготовки, покриття, різального інструменту, залежностей для розрахунку параметрів режимів різання, технічних можливостей верстата і характеристик технологічної системи, вибрати таку швидкість і подачу, які забезпечать формоутворення деталі відповідно до робочих креслень і технічних вимог при найменших витратах на механічну обробку. В цих розрахунках глибину різання приймають сталою, величина якої визначена на етапі проектування технологічного процесу. Іншими словами, провести оптимізацію процесу шліфування значить визначити оптимальні режими різання, при яких вибраний критерій оптимальності (функція мети) досягав би мінімуму або максимуму в залежності від його характеру, при вибраних технічних обмеженнях.

Оптимізація режимів зовнішнього круглого алмазного шліфування деталей з хромовим покриттям, нанесеним у проточному електроліті, є актуальною проблемою і має важливе як наукове, так і практичне значення.

Метою роботи є розробка математичної моделі зовнішнього круглого алмазного шліфування циліндричних деталей з електрохімічним хромовим покриттям, нанесеним у проточному електроліті, для оптимізації режимів різання.

Технологічний процес механічної обробки деталей різанням характеризується величинами, які згідно з класифікацією [8] називають:

– параметрами (величини, що визначають значення елементів процесу);

– показниками (різні константи, коефіцієнти тощо), які визначають кількісні характеристики процесу і залежать від прийнятих величин параметрів.

Функціональні зв'язки між параметрами і показниками технологічної операції є технічними обмеженнями режиму різання і в сукупності складають математичну модель оптимального режиму механічної обробки [8 – 10].

Найважливіші технічні обмеженнями при круглому алмазному шліфуванні такі:

- різальні властивості інструменту;
- потужність двигуна приводу головного руху верстата;
- найменша та найбільша швидкість обертання деталі відповідно, яка допускається кінематикою верстата;
- найменша та найбільша поздовжня подача стола відповідно, яка допускається кінематикою верстата;
- жорсткість деталі;
- точність обробки;
- найбільша шорсткість поверхні покриття;
- нагрівання деталі та інструмента;
- собівартість обробки.

Процес шліфування деталей з хромовим покриттям, нанесеним у проточному електроліті, має ряд особливостей, які зумовлені фізико-механічними властивостями електролітичного хрому, наприклад, високою мікротвердістю, рівнем залишкових напружень, тому технічні обмеження матимуть специфічні особливості.

У науково-технічній та довідковій літературі наведені дані про режими обробки покриттів [11 – 14], однак практично відсутні відомості про призначення режимів різання при обробці твердих хромових покриттів, нанесених у проточному електроліті.

Для встановлення функціональних зв'язків між параметрами і показниками операції алмазного шліфування хромового покриття (режимів різання) нами був проведений повнофакторний експеримент 2^3 . Для шліфування покриття використовували алмазний круг плоского прямого профілю 1A1 зернистістю 63/50 на органічній зв'язці з використанням мастильно-охолоджувальної рідини (водний розчин 1 % кальційованої соди і 0,25 % нітриту натрію). На основі результатів дослідження отримали залежності для розрахунку шорсткості R_a , сил різання P_z і P_y , питомої витрати алмазів шліфувального круга q від складових режимів різання при зовнішньому круглому алмазному шліфуванні, які в подальшому використовувались для опису технічних обмежень:

$$R_a = f_1(t, v_d, s); \quad (1)$$

$$P_z = f_2(t, v_d, s); \quad (2)$$

$$P_y = f_2(t, v_d, s); \quad (3)$$

$$q = f(t, v_d, s); \quad (4)$$

де t – глибина різання, мм/дв.хід;

v_d – швидкість обертання деталі, м/хв;

s – поздовжня подача стола верстата, мм/об.

Для проведення досліджень використовували методику оптимізації режимів різання описану в працях [8 – 10]. Для побудови математичної моделі зовнішнього круглого алмазного шліфування циліндричних деталей вибрали технічні обмеження і критерій оптимізації (оціночну функцію).

Обмеження 1. Встановлює взаємозв'язок розрахункових величин швидкості обертання деталі та поздовжньої подачі стола, із режимами різання, які допускаються вимогами, що ставляться до максимальної шорсткості робочої поверхні штоків поршневих насосів двосторонньої дії $R_a^{max} = 0,32$ мкм, тому повинна виконуватись умова

$$R_a \leq R_a^{max}. \quad (5)$$

Середнє арифметичне відхилення профілю при алмазному шліфуванні хромового покриття розраховують за формулою

$$R_a = 0,12471 t^{0,30659} v_d^{0,43944} s^{0,95678}. \quad (6)$$

Підставивши (6) у нерівність (5), отримаємо вираз для розрахунку обмеження

$$v_d^{0,43944} s^{0,95678} \leq \frac{0,32}{0,12474 t^{0,30659}}. \quad (7)$$

Хромові покриття важко обробляти шліфуванням, тому прийняли малу глибину різання $t = 0,005$ мм/дв.хід.

Обмеження 2. Встановлює взаємозв'язок між ефективною потужністю, яка витрачається на процес різання при алмазному шліфуванні, і потужністю електродвигуна приводу головного руху верстата з урахуванням коефіцієнта корисної дії

$$N_{ef} \leq N_d \eta, \quad (8)$$

де N_d – потужність електродвигуна приводу головного руху круглошліфувального верстата 3A151 (обертання шліфувального круга), $N_d = 7,5$ кВт;

η – коефіцієнт корисної дії приводу, $\eta = 0,89$.

Ефективну потужність розраховують за формулою

$$N_{ef} = \frac{P_z v_k}{998}, \quad (9)$$

де P_z – колова сила різання при шліфуванні, Н;

v_k – швидкість обертання алмазного круга, м/с.

Колову силу різання при алмазному шліфуванні хромового покриття розраховували за формулою

$$P_z = 27,259 t^{0,758} v_d^{0,673} s^{0,632}. \quad (10)$$

Швидкість обертання шліфувального круга визначають за формулою

$$V_k = \frac{\pi D_k n}{60 \cdot 1000} = \frac{\pi \cdot 500 \cdot 1272}{60 \cdot 1000} = 33,3 \text{ м/с}, \quad (11)$$

де D_k – діаметр алмазного круга, $D_k = 500$ мм;

n – число обертів шпинделя шліфувальної бабки, $n = 1272$ об/хв⁻¹.

Підставивши у (8) вирази (9) – (11) і виділивши у ліву частину v_d і s отримаємо нерівність для технічного обмеження

$$v_d^{0,673} \cdot i^{0,632} \leq \frac{N_d \cdot \eta \cdot 998}{C_z t^{0,758} v_k}. \quad (12)$$

Обмеження 3. Встановлює взаємозв'язок розрахункової швидкості обертання деталі з кінематикою приводу передньої бабки шліфувального верстата (по мінімуму). Тобто швидкість обертання деталі не можна вибирати меншою ніж можлива при найменшому числі обертів планшайби. Ця умова записується нерівністю

$$v_d \geq v_{\min}. \quad (13)$$

Мінімальну швидкість обертання деталі визначають за формулою

$$v_d = \frac{\pi d n_{\min}}{1000} = \frac{\pi \cdot 40 \cdot 63}{1000} = 7,91 \text{ м/хв}, \quad (14)$$

де d – діаметр деталі, $d = 40$ мм;

n_{\min} – мінімальне число обертів планшайби верстата, $n_{\min} = 63$ об/хв.

Тобто $v_d \geq 7,91$ м/хв.

Обмеження 4. Встановлює взаємозв'язок розрахункової швидкості обертання деталі з кінематикою приводу передньої бабки шліфувального верстата (по максимуму). Тобто швидкість обертання деталі не можна вибирати більшою ніж можлива при найбільшому числі обертів планшайби. Ця умова записується нерівністю

$$v_d \leq v_{\theta \max} \cdot \quad (15)$$

Максимальну швидкість обертання деталі визначають за формулою

$$v_d = \frac{\pi d n_{\max}}{1000} = \frac{\pi \cdot 40 \cdot 400}{1000} = 50,24 \text{ м/хв}, \quad (16)$$

де d – діаметр деталі, $d = 40$ мм;

n_{\max} – максимальне число обертів планшайби верстата, $n_{\max} = 400$ об/хв.

Тоді $v_d \leq 50,24$ м/хв.

Обмеження 5. Встановлює взаємозв'язок розрахункової поздовжньої подачі стола з подачею, яку допускає кінематика верстата (по мінімуму)

$$s \geq s_{\theta \min} \cdot \quad (17)$$

Мінімальну поздовжню подачу стола визначають за формулою

$$s_{\theta \min} = \frac{U_{\min}}{n_{\min}} = \frac{100}{63} = 1,587 \text{ мм/об}, \quad (18)$$

де U_{\min} – мінімальна швидкість переміщення стола шліфувального верстата, $U_{\min} = 100$ мм/хв;

n_{\min} – мінімальне число обертів планшайби верстата, $n_{\min} = 63$ об/хв.

Тобто $s_{\min} \geq 1,587$ мм/об.

Обмеження 6. Встановлює взаємозв'язок розрахункової поздовжньої подачі стола з подачею, яку допускає кінематика верстата (по максимуму)

$$s \leq s_{\theta \max} \cdot \quad (19)$$

Величину максимальної поздовжньої подачі стола визначають за формулою

$$s_{\theta \max} = \frac{U_{\max}}{n_{\max}} = \frac{6000}{400} = 15 \text{ мм/об}, \quad (20)$$

де U_{\max} – максимальна швидкість переміщення стола круглошліфувального верстата, $U_{\max} = 6000$ мм/хв;

n_{\max} – максимальне число обертів планшайби верстата, $n_{\max} = 400$ об/хв.

Тоді $s_{\theta \max} \leq 15$ мм/об.

Обмеження 7. Встановлює взаємозв'язок розрахункових швидкості обертання деталі та поздовжньої подачі стола з точністю обробки при закріпленні деталі в центрах передньої і задньої бабки без люнета посередині (рис. 1). Штоки поршневих насосів двосторонньої дії належать до довгомірних деталей типу тіл обертання із співвідношенням довжини до діаметра $l/d = 14 \dots 20$.

Радіальну силу різання при шліфуванні хромового покриття визначають за формулою

$$P_y = 63,772t^{0,837} v_d^{0,712} s^{0,612}. \quad (21)$$

Прогин деталі під дією сили P_y (максимальний, коли шліфувальний круг буде знаходитись посередині довжини деталі $l/2$) розраховують за формулою

$$y_c = \frac{P_y l^3}{48EI}, \quad (22)$$

де l – довжина деталі, $l = 580$ мм;

E – модуль пружності Юнга матеріалу деталі (для сталі $E = (2 \dots 2,2) \cdot 10^5$ Н/мм²);

I – момент інерції січення деталі, $I = \frac{\pi d^4}{64}$, мм⁴ (тут $d = 40$ мм – діаметр деталі).

Прогин деталі під дією сили P_y повинен бути меншим або рівним допустимому прогину

$$y_c \leq y_{\text{доп}} \cdot \quad (23)$$

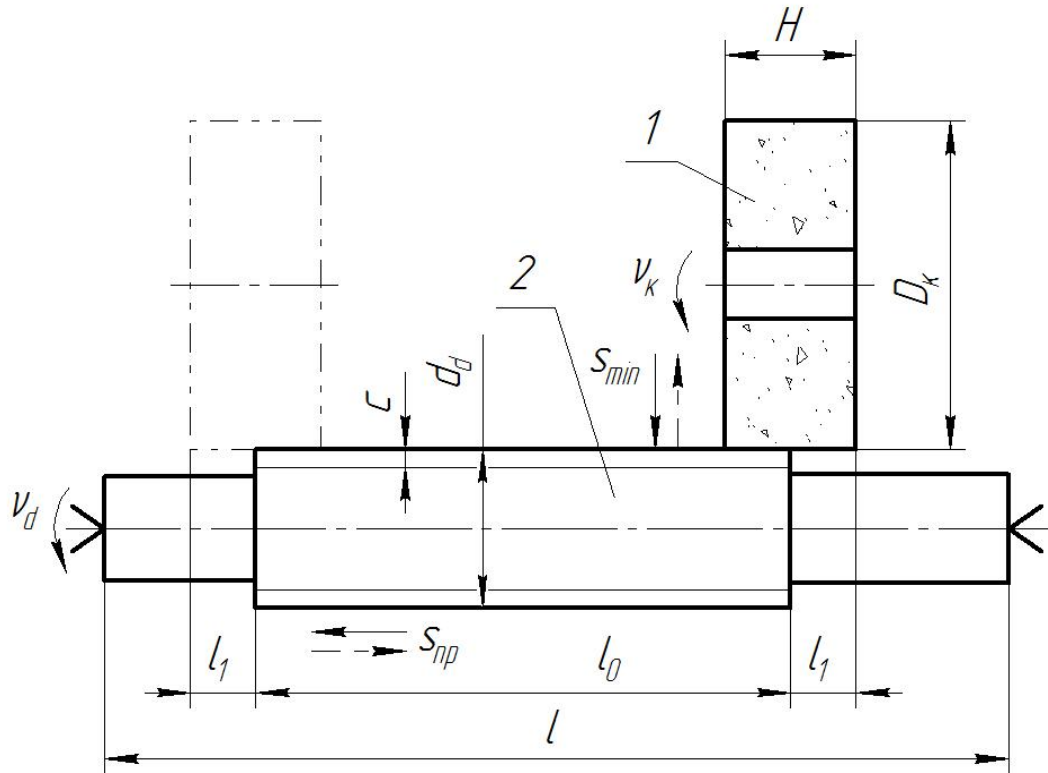


Рисунок 1 – Схема обробки при зовнішньому круглому алмазному шліфуванні циліндричних деталей: 1 – алмазний круг; 2 – шток поршневого насоса

Допустимий прогин деталі становить

$$y_{\text{доп}} \leq 0,05\Delta, \quad (24)$$

де Δ – допуск на діаметр деталі $\varnothing 40e8\begin{pmatrix} -0,050 \\ -0,089 \end{pmatrix}$, $\Delta = 0,039$ мм.

Підставивши у вираз (23) формули (21) – (22), (24) та виділивши у ліву частину шукані елементи режиму різання отримаємо

$$v_d^{0,712} \cdot s^{0,681} \leq \frac{0,05\Delta \cdot 48E \cdot \pi d^4}{64 \cdot 63,772t^{0,837} l^3}. \quad (25)$$

Обмеження 8. Встановлює взаємозв'язок розрахункових швидкості обертання деталі та поздовжньої подачі стола з собівартістю операції алмазного шліфування.

Собівартість операції механічної обробки розраховують за формулою [9]

$$r = p(\tau_{\text{маш}} + \tau_0) + qbG, \quad (26)$$

де p – хвилинна зарплата шліфувальника, $p = 0,501$ грн/хв;

$\tau_{\text{маш}}$ – машинний час на обробку, хв;

τ_0 – додатковий час, який не перекривається машинним часом, хв;

q – питома витрата алмазів шліфувального круга при знятті шару хромового покриття, мг/г;

b – вартість алмазів, які входять у склад шліфувального круга, $b = 0,304$ грн/мг;

G – вага знятого металу покриття при механічній обробці ($G = V\gamma$, тут V – об'єм знятого шару покриття, мм³; γ – питома густина хромового покриття, $\gamma = 0,00719$ г/мм³), г.

Питома витрату алмазів шліфувального круга при обробці хромового покриття розраховують за формулою

$$q = 9,419t^{0,473} v_d^{0,319} s^{0,417}. \quad (27)$$

Виразивши машинний час обробки деталі на шліфувальній операції через об'єм матеріалу покриття, який потрібно зняти $V = cF$ і продуктивність процесу шліфування $Q = 1000\beta tv_d ds$, а також із урахуванням формули (27) вираз (26) набуде такого вигляду

$$r = p\left(\frac{cF}{1000\beta tv_d s} + \tau_0\right) + 9,419t^{0,473} v_d^{0,319} s^{0,417} bcF\gamma, \quad (28)$$

де c – припуск на обробку, мм;

F – площа поверхні хромового покриття, яку шліфують, мм²;

β – коефіцієнт, що враховує перебіг шліфувального круга і холостий хід стола при зовнішньому круглому алмазному шліфуванні.

Коефіцієнт β розраховують за формулою $\beta = \frac{l_0}{2(l + 2 \cdot 0,3H)}$, тут l_0 – довжина

ділянки штока з хромовим покриттям, $l_0 = 310$ мм; H – висота алмазного круга, $H = 20$ мм. При шліфуванні вказаного штока $\beta = 0,482$.

Мінімальна собівартість операції шліфування буде коли $\frac{dr}{dv_d} = 0$ і $\frac{dr}{ds} = 0$.

Взявши частинні похідні від виразу (28) і провівши перетворення, отримаємо

$$v_d^{1,319} s^{1,417} = \frac{P}{1000\beta \cdot 9,419t^{1,437} 0,319b\gamma}; \quad (29)$$

$$v_d^{1,319} s^{1,417} = \frac{P}{1000\beta \cdot 9,419t^{1,437} 0,417b\gamma}. \quad (30)$$

Оскільки показник степені при v_d менший від показника степені при s , то обмеження накладає останній вираз (30), так як відповідно знаменник у правій частині виразу (30) буде менший ніж у (29).

Оціночна функція. За оціночну функцію згідно рекомендацій [8], прийняли рівняння машинного часу на одиницю довжини різання

$$F_{o\ min} = \frac{1}{v_d s}. \quad (31)$$

Із цього рівняння видно, що функція $F_{o\ min}$ буде найменшою у випадку коли добуток $v_d s$ буде максимальним.

Для проведення аналізу математичної моделі процесу шліфування всі залежності технічних обмежень (7), (12), (13), (15), (17), (19), (25), (30) і рівняння оціночної функції (31) необхідно перетворити у лінійні форми шляхом логарифмування їх лівих і правих частин та введення позначень: $x_1 = \ln v_d$; $x_2 = \ln s$. В результаті отримаємо систему, яка містить лінійні нерівності, одне лінійне рівняння та лінійну функцію, яка підлягає оптимізації:

$$\left\{ \begin{array}{l} 0,43944x_1 + 0,95678x_2 \leq 2,566; \end{array} \right. \quad (32)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} 0,673x_1 + 0,632x_2 \leq 6,009; \end{array} \right. \quad (33)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} x_1 \geq 2,068; \end{array} \right. \quad (34)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} x_1 \leq 3,917; \end{array} \right. \quad (35)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} x_2 \geq 0,462; \end{array} \right. \quad (36)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} x_2 \leq 2,708; \end{array} \right. \quad (37)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} 0,712x_1 + 0,612x_2 \leq 2,769; \end{array} \right. \quad (38)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} 1,319x_1 + 1,417x_2 = 5,502; \end{array} \right. \quad (39)$$

$$\underline{f_0 = (x_1 + x_2)_{max}.} \quad (40)$$

Отримана математична модель описує процес різання при зовнішньому круглому алмазному шліфуванні циліндричних деталей і може бути представлена в аналітичному або графічному вигляді.

На рис. 2 представлена схема визначення оптимального режиму різання при шліфуванні. Кожній лінійній нерівності (32) – (38), лінійному рівнянню (39) математичної моделі та лінійній формі оціночної функції (40) на площині в системі координат Ox_1x_2 відповідають прямі лінії, які розташовані горизонтально, вертикально або похило. Горизонтальні лінії відповідають граничним значенням поздовжньої подачі стола круглошліфувального верстата, а вертикальні – граничним значенням швидкості обертання планшайби (деталі), які можливо забезпечити кінематикою цього верстата.

Багатокутник $abcde$ являє собою зону можливих режимів різання при зовнішньому круглому алмазному шліфуванні хромового покриття. Для режимів різання, які лежать на лінії bc собівартість операції шліфування буде мінімальною, однак не слід застосовувати режими мінімальної собівартості, якщо в цьому разі не буде витримано інші технічні обмеження задачі оптимізації.

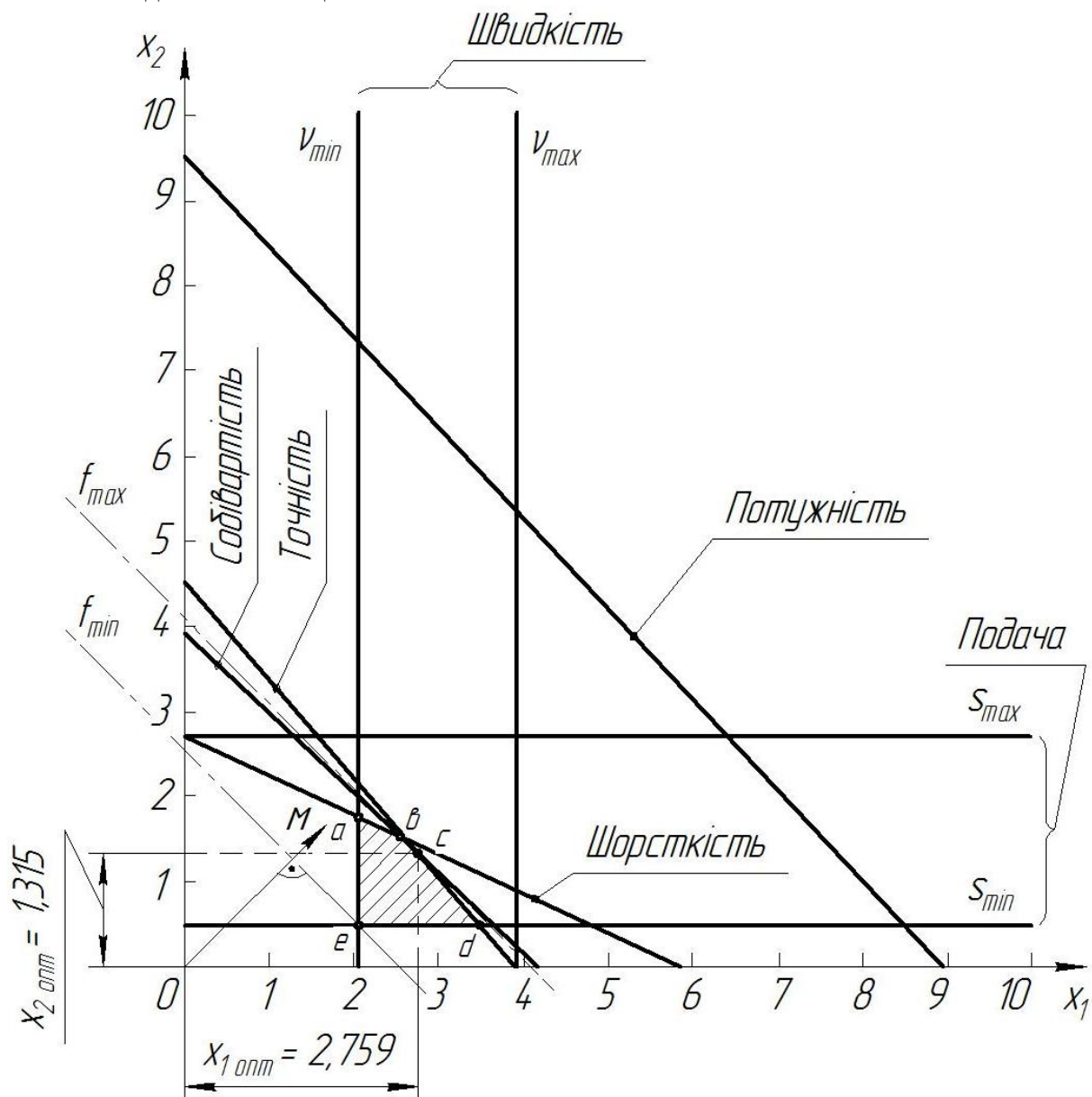


Рисунок 2 – Графічна побудова математичної моделі для визначення оптимальних режимів різання при зовнішньому круглому алмазному шліфуванні циліндричних деталей:

$x_1 = \ln v_d$ – швидкість обертання деталі; $x_2 = \ln s$ – поздовжня подача стола верстата

Найвигідніший режим різання при шліфуванні буде той, при якому лінійна форма f_0 приймає найбільше значення. Для визначення графічним методом оптимальних значень $x_{1_{opt}}$ і $x_{2_{opt}}$ будують під кутом 45° до осей системи координат вектор максимізації M для оціночної функції $f_0 = x_1 + x_2$, яка зображається прямою, що перпендикулярна до цього вектора. В точці дотику з вешиною e багатокутника $abcde$ функція має мінімальне значення $f_{0_{min}}$, а в точці дотику c – відповідно максимальне значення $f_{0_{max}}$. В нашому випадку координати цієї точки є оптимальними значеннями $x_{1_{opt}}$ і $x_{2_{opt}}$. З урахуванням прийнятого масштабу із рис. 2 отримуємо: $x_{1_{opt}} = 2,759$; $x_{2_{opt}} = 1,315$, тобто $f_0 = (2,759 + 1,315)_{max} = 4,074$.

Числові значення оптимальної величини швидкості обертання деталі та поздовжньої подачі стола круглошліфувального верстата у натуральних величинах розраховують за формулами

$$v_{d_{opt}} = e^{x_{1_{opt}}} = e^{2,759} = 15,784 \text{ м/хв};$$

$$s_{opt} = e^{x_{2_{opt}}} = e^{1,315} = 3,725 \text{ мм/об.}$$

При оптимальному режимі різання забезпечується отримання: шорсткості обробленої поверхні хромового покриття $R_a = 0,29 \text{ мкм}$; колової сили різання $P_z = 7,22 \text{ Н}$; осьової сили різання $P_y = 12,05 \text{ Н}$; питомої витрати алмазів шліфувального круга $q = 3,206 \text{ мг/г}$.

Висновки

1. Розроблено математичну модель зовнішнього круглого алмазного шліфування деталі з хромовим покриттям, нанесеним в проточному електроліті, яка включає такі технічні обмеження: за шорсткістю поверхні, потужністю, швидкістю обертання деталі, поздовжньою подачею стола верстата, точністю обробки та собівартістю операції шліфування.

2. Встановлено, що оптимальні режими обробки хромового покриття знаходяться в області обмеженої багатокутником, сторони якого утворені лініями, що відповідають технічним обмеженням за шорсткістю обробленої поверхні, собівартістю операції, точністю обробки, мінімальним значенням поздовжньої подачі стола верстата і мінімальним значенням швидкості обертання деталі. Обмеження за потужністю шліфування не входить в периметр багатокутника, оскільки алмазне шліфування хромових покриттів проводиться на малих глибинах різання $t = 0,005 \text{ мм/дв.хід}$.

3. Встановлено оптимальні значення швидкості обертання деталі з хромовим покриттям та поздовжньої подачі стола круглошліфувального верстата, які відповідно складають: $v_d = 15,784 \text{ м/хв}$; $s = 3,725 \text{ мм/об.}$ При зазначених режимах шорсткість обробленої поверхні хромового покриття становить $R_a = 0,29 \text{ мкм}$ і задовільняє технічним вимогам на виготовлення штоків поршневих насосів двосторонньої дії.

У подальших дослідженнях планується оптимізувати процес зовнішнього круглого алмазного шліфування штоків поршневих насосів двосторонньої дії зміцнених оксидними покриттями, які сформовані на сталевій основі шляхом нанесення шару алюмінію з подальшим плазмоелектролітичним оксидуванням його верхнього шару.

Перелік джерел літератури: 1. Каданер Л. І. Зносостійке хромування в проточному електроліті / Л. І. Каданер, Р. Ю. Гімельфарб. – К.: Техніка, 1971. – 68 с. 2. Остапович В. В. Вплив технології зміцнення на показники якості та експлуатаційні властивості змінних деталей поршневих насосів двосторонньої дії / В. В. Остапович // Наукові нотатки: Міжвуз. зб. – Луцьк, 2015. – Вип. № 52. – С. 126 – 134. 3. Kadaiwala Burhanuddin. Functional Trivalent Chromium Electroplating of Internal Diameters / Burhanuddin Kadaiwala, Timothy D. Hall, Maria Inman // Product Finishing [Електронний ресурс] – (Станом на 01/11/2015). – Режим доступу <http://proflin.com/functional-trivalen-chromium-electroplating-of-internal-diameters> – Назва з

екрану. **4.** Рыжов Э. В. Технологическое обеспечение качества деталей с покрытиями / Э. В. Рыжов, С. А. Клименко, О. Г. Гуцаленко. – К.: Наукова думка, 1994. – 181 с. **5.** Обработка резанием деталей с покрытиями / С. А. Клименко, В. В. Коломиец, М. Л. Хейфец [и др.]; Под общ. ред. С. А. Клименко. – К.: ИСМ им. В. Н. Бакуля НАН Украины, 2011. – 353 с. **6.** Клименко С. А. Технологія ремонту та відновлення (Фінішна алмазно-абразивна обробка еластичними інструментами в ремонтному виробництві / С. А. Клименко, В. В. Бурикін, Л. Г. Полонський, В. Г. Сніцар. – Житомир: ЖДТУ, 2014. – 122 с. **7.** Плеханов И. Ф. Расчет и конструирование устройств для нанесения гальванических покрытий / И. Ф. Плеханов. – М.: Машиностроение, 1988. – 224 с. **8.** Горанский Г. К. Автоматизация технического нормирования работ на металлорежущих станках с помощью ЭВМ / Г. К. Горанский, Е. В. Владимиров, Л. Н. Ламбин. – М.: Машиностроение, 1970. – 224 с. **9.** Резников А. Н. Краткий справочник по алмазной обработке изделий и инструментов / А. Н. Резников. Куйбышев: Куйбышевское книжное изд-во, 1967. – 203 с. **10.** Колев К. С. Точность обработки и режимы резания / К. С. Колев, Л. М. Горчаков. – М.: Машиностроение, 1976. – 144 с. **11.** Михайлов А. А. Обработка деталей с гальваническими покрытиями / А. А. Михайлов. – М.: Машиностроение, 1981. – 144 с. **12.** Пилипенко О. М. Вібраційна обробка газотермічних покриттів / О. М. Пилипенко. – Черкаси: Сіяч, 2000. – 203 с. **13.** Стецько А. Є. Технологічне забезпечення ресурсу роботи виготовлених і відновлених деталей: [монографія] / А. Є. Стецько. – Львів: Видавнича компанія «АРС», 2013. – 240 с. **14.** Lipa Zdenko. Contribution to the investigation of surface roughness models of grinded plasma-jet sprayed ceramic coatings / Zdenko Lipa, Jozef Peterka, Peter Pokorny, Stefan Vaclav, Ivan Buransky // Research papers Faculty of materials science and technology in Trnava Slovak University of technology in Bratislava. – 2010. – № 28. – P. 27 – 37.

Рецензент: **Клочко О. О.**, д.т.н., проф., НТУ «ХПІ»

ОПТИМІЗАЦІЯ РЕЖИМІВ РІЗАННЯ ПРИ ШЛІФУВАННІ ДЕТАЛЕЙ З ХРОМОВИМ
ПОКРИТТЯМ

Роп'як Л. Я., Остапович В. В.

В даній роботі досліджено процес обробки при зовнішньому круглому алмазному шліфуванні штоків поршневих насосів двосторонньої дії на робочу поверхню яких нанесено електрохімічне тверде хромове покриття в проточному електроліті. Наведено залежності для розрахунку шорсткості, сил різання, питомої витрати алмазів шліфувального круга від складових режимів різання. Побудовано математичну модель шліфувальної операції, яка враховує технічні обмеження по шорсткості обробленої поверхні, потужності, мінімальних та максимальних значеннях швидкості обертання деталі та поздовжньої подачі стола шліфувального верстата, точності обробки і собівартості операції

ОПТИМІЗАЦІЯ РЕЖИМОВ РЕЗАННЯ ПРИ ШЛИФОВАНИИ ДЕТАЛЕЙ С ХРОМОВЫМ
ПОКРЫТИЕМ

Ропяк Л. Я., Остапович В. В.

В данной работе исследован процесс обработки при наружном круглом алмазном шлифовании штоков поршневых насосов двухстороннего действия на рабочую поверхность которых нанесено электрохимическое твердое хромовое покрытие в проточном электролите. Приведены зависимости для расчета шероховатости, сил резания, удельного расхода алмазов шлифовального круга от составляющих режимов резания. Построена математическая модель шлифовальной операции, которая учитывает технические ограничения по шероховатости обработанной поверхности, мощности, минимальных и максимальных значениях скорости вращения детали и продольной подачи стола шлифовального станка, точности обработки и себестоимости операции

OPTIMISATION OF CUTTING CONDITIONS DURING THE PROCESS OF CHROME PLATED
DETAILS GRINDING

Ropyak L.Ya., Ostapovych V.V.

The work studies the treatment process of double-acting piston pumps` rods, the work areas of which are covered with the hard electrochemical chrome coating at the flowing electrolyte, during the process of the external circular diamond grinding. There are given the dependences for calculation of roughness, cutting forces and specific consumption of a diamond grinding wheel upon the components of the cutting modes. A mathematical model of a grinding operation is built, taking into account the technical limitations on the machined part roughness, capacity, minimum and maximum values of rotation speed of a detail and longitudinal feed of table on the grinding machine, machining accuracy and cost of operation

Ключові слова: хромове покриття, алмазне шліфування, математична модель шліфування, технічні обмеження, точність механічної обробки, собівартість операції, оптимальні режими різання

Ключевые слова: хромовое покрытие, алмазное шлифование, математическая модель шлифования, технические ограничения, точность механической обработки, себестоимость операции, оптимальные режимы резания

Keywords: chrome coating, diamond grinding, mathematical grinding model, technical limitations, machining accuracy, cost of operation, optimal cutting conditions

Дата подання статті до редакції: 17 листопада 2015 р.

ЗМІСТ

Кленов О.С. Определение времени нагрева поверхностного слоя обрабатываемой детали при шлифовании	3
Ковалев В.Д., Губенко А.А. Разработка и исследование гидростатической червячно-реечной передачи для тяжелых токарных станков повышенной точности	10
Ковалев В.Д., Зверев А.А. Разработка глубокорасточного станка с адаптивным управлением для обработки отверстий до 200 мм	15
Костюк Г.И., Широкий Ю.В. Наноструктуры на РИ из СТМ киборит при действии лазерного излучения	19
Минчев Р.М. Оценка технологических возможностей уменьшения шероховатости поверхности при абразивной обработке отверстий	26
Мироненко Е. В. , Гузенко В. С. , Калиниченко В. В. Носков В.В. Применение резцов с твердосплавными режущими пластинами с износостойкими покрытиями при получистовой обработке валков прокатных станов	32
Новиков Д.Ф. Определение шероховатости поверхности при точении резцами с закругленной вершиной режущей части	40
Новиков Ф.В., Брижан Т.М. Определение условий уменьшения шероховатости поверхности при шлифовании отверстий в деталях гидравлической аппаратуры	47
Ромашко А.С., Верба І.І., Юрчишин О.Я. Стан приєднання України до міжнародних договорів у сфері інтелектуальної власності	56
Рябенков И.А. Теоретический подход к расчету и анализу температуры резания при прерывистом шлифовании	64
Стрельчук Р.М. Математическое моделирование тепловыделения в контактной зоне заготовки и шлифовального круга с учетом его изнашивания	71
Хорошайло В.В. Исследование напряженно деформированного состояния расточных резцов с корректирующей инструментальной оснасткой	77
Шелковой А.Н., Дмитренко О.С., Лишенко А. Н. Технологические особенности программирования обработки элементов, образованных поверхностным моделированием	82
Клименко Г.П., Суботін О.В. Управління процесом експлуатації інструменту при обробці деталей на важких верстатах	88

- Субботин О.В., Крицын Е.В.** Исследование азимутальной системы управления установкой ветрогенератора типа WTU-2,5 93
- Гах В.М.** Повышение эффективности применения твердосплавного инструмента с износостойким покрытием 98
- Клочко А.А., Мироненко Е.В., Анцыферова О.А и др.** Технологические процессы формирования поверхностного слоя зубчатых колес тяжелых токарных станков с ЧПУ 105
- Роп'як Л. Я., Остапович В. В.** Оптимізація технологічних параметрів процесу хромування для забезпечення показників якості деталей поршневих насосів 113

ДЛЯ НОТАТОК

ДЛЯ НОТАТОК

ДЛЯ НОТАТОК

Наукове видання

НАДІЙНІСТЬ ІНСТРУМЕНТУ ТА ОПТИМІЗАЦІЯ ТЕХНОЛОГІЧНИХ СИСТЕМ

Збірник наукових праць
Випуск №37

Постанова президії ВАК України
від 9 червня 1999 р., №1-05/7

Підп. до друку 21.12.2015
Ум. друк. арк. 8
Тираж 300 прим.

Формат 60×84^{1/16}.
Обл.-вид. арк. 5.81
Зам. № 46

Видавець і виготівник
"Донбаська державна машинобудівна академія"
84313, м. Краматорськ, вул. Шкадінова, 72
Свідоцтво про внесення суб'єкта видавничої справи до Державного реєстру
серія ДК №1633 від 24.12.2003