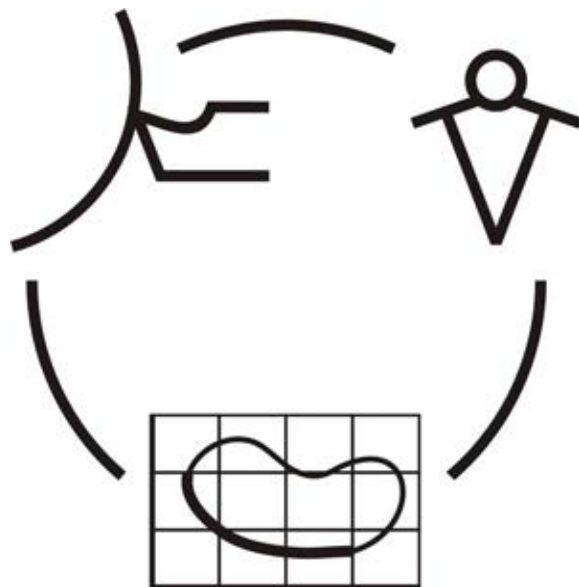


Міністерство освіти і науки України
Донбаська державна машинобудівна академія

**НАДІЙНІСТЬ ІНСТРУМЕНТУ
ТА
ОПТИМІЗАЦІЯ ТЕХНОЛОГІЧНИХ СИСТЕМ**

Збірник наукових праць
Випуск 26



КРАМАТОРСЬК 2010

УДК 621.9: 658.3: 658.5: 519.8

**НАДЕЖНОСТЬ ИНСТРУМЕНТА
И ОПТИМИЗАЦИЯ
ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ СИСТЕМ**

Сборник научных работ

Выпуск 26 – 2010

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 26- 2010

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. №26, 2010. – 456 с.

Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Збірник наукових праць. – Краматорськ, вип. №26, 2010. – 456 с.

Reliability of the tool and optimisation of technological systems. Collection of of science papers. - Kramatorsk, №26, 2010. – 456 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.; Залогов В.О. д-р техн. наук, проф.; Заблоцький В.К., д-р техн. наук, проф.; Кассов В.Д., д-р техн. наук, проф.; Клименко С.А., д-р техн. наук, проф.; Колот А.В., д-р техн. наук, доц.; Кузнєцов Ю.М., д-р техн. наук, проф.; Матюха П.Г., д-р техн. наук, проф.; Михайлов О.М., д-р техн. наук, проф.; Пермяков О.А., д-р техн. наук, проф.; Равська Н.С., д-р техн. наук, проф.; Роганов Л.Л., д-р техн. наук, проф.; Рогов В.О., д-р техн. наук, проф., (Россия); Сатонін О.В., д-р техн. наук, проф.; Струтинський В.Б., д-р техн. наук, проф.; Тарасов О.Ф., д-р техн. наук, проф.; Федорінов В.А., к.т.н., проф. (члени редакційної колегії).

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

ISBN 978-966-379-421-1

© Донбасская государственная машиностроительная академия, 2010

© Донбаська державна машинобудівна академія, 2010

© Donbass State Engineering Academy, 2010

РОЗДІЛ 1 ПРОЦЕСИ ТА ІНСТРУМЕНТИ МЕХАНООБРОБКИ

УДК.621.91.02

Равская Н.С., Ковалева Л.И., Родин Р.П.

Национальный технический университет Украины "Киевский политехнический институт", г. Киев, Украина

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ТОЛЩИНЫ СРЕЗА ПРИ ФРЕЗЕРОВАНИИ ПОВЕРХНОСТЕЙ ВРАЩЕНИЯ

Введение

При обработке поверхностей вращения могут использоваться фасонные фрезы, в частности при изготовлении деталей большого диаметра. Одним из основных параметров процесса резания, которые определяют работоспособности инструмента, является толщина среза. Для того чтобы оценить работоспособность фрез, необходимо знать величины толщин среза в различных точках режущей кромки и характер их изменения в процессе обработки.

Применительно к видам инструмента и обработки, для которой предназначен тот или иной инструмент, определением толщины среза занимались многие исследователи [1, 2, 3, 4, 5, 6, 7 и др.]. Однако, анализ имеющихся работ в этой области показывает, что задача определения толщин среза при фрезеровании поверхностей вращения не рассматривалась, также не рассматривались и вопросы определения толщин среза при охватывающем фрезеровании.

Решение этих вопросов рассмотрено в данной работе.

Основная часть

Схема обработки поверхностей вращения дисковой фасонной фрезой представляет собой вращения заготовки и инструмента вокруг своих осей. Инструмент вращается с угловой скоростью $\omega_и$, а обрабатываемая заготовка медленно вращается вокруг своей оси с угловой скоростью ω_0 .

Рассмотрим случай, когда ось дисковой фрезы и ось заготовки являются параллельными прямыми, расстояние между которыми равно " l " (рис.1.).

Вращение фрезы является главным движением резания, а вращение заготовки – движением подачи. Статической поверхностью резания будет поверхность вращения режущей кромки вокруг ее оси. При обработке скорость вращения заготовки принимается такой, чтобы обеспечить выбранную величину подачи на зуб S_z . В соответствии с этим определяется угол поворота заготовки, соответствующий повороту фрезы вокруг ее оси на один зуб. При повороте заготовки на угол 2ε ось фрезы перемещается из положения соответствующего точке C в положение, соответствующее точке B . Расстояние CB будет величиной подачи на зуб S_z .

При выбранной величине подачи на зуб S_Z угол ε определяется по зависимости:

$$\sin \varepsilon = \frac{S_Z}{2\ell}$$

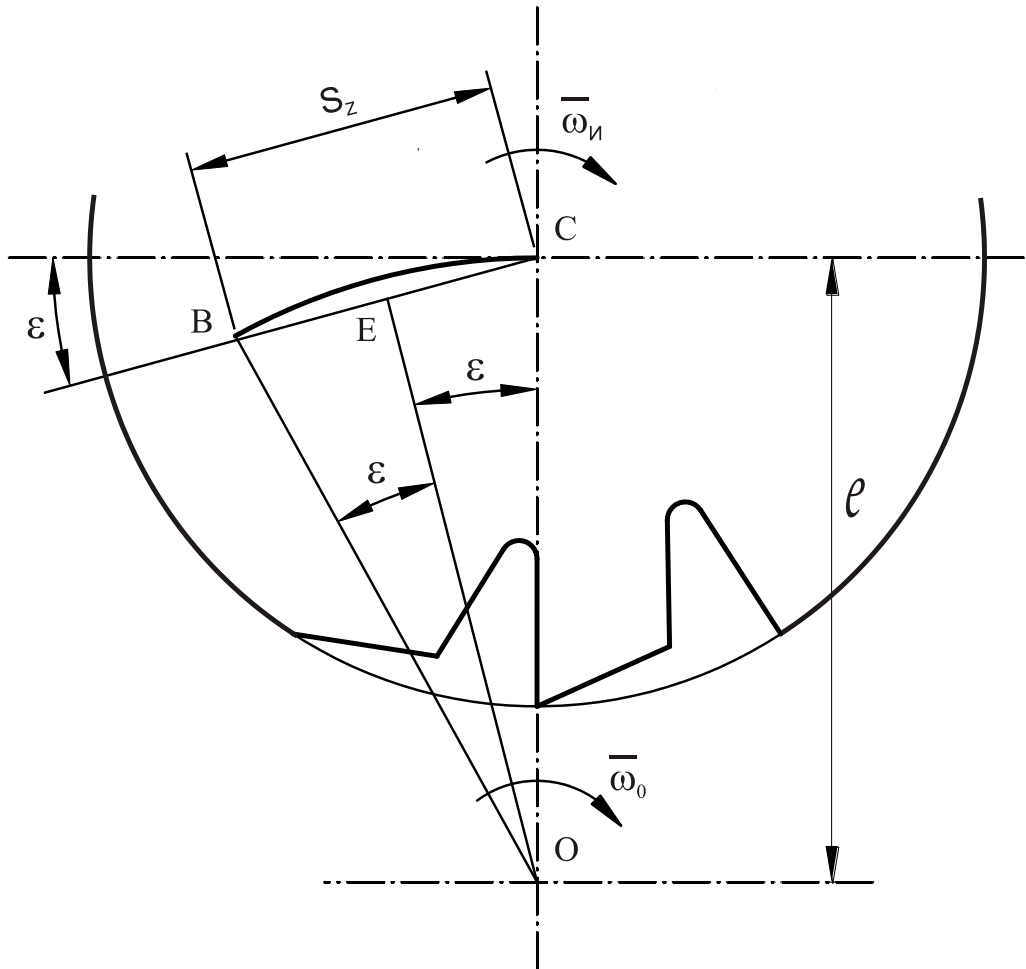


Рис.1. Схема обработки поверхности вращения и параметры, ее определяющие

Рассмотрим случай, когда передняя плоскость фрезы проходит через ее ось (рис.2). Положение касательной к режущей кромке в исследуемой точке A характеризуется углом φ и углом наклона режущей кромки $\lambda=0$.

Положение исследуемой точки A в рассматриваемый момент процесса резания характеризуется углом μ . В системе XYZ вектор \bar{V} скорости главного движения резания будет:

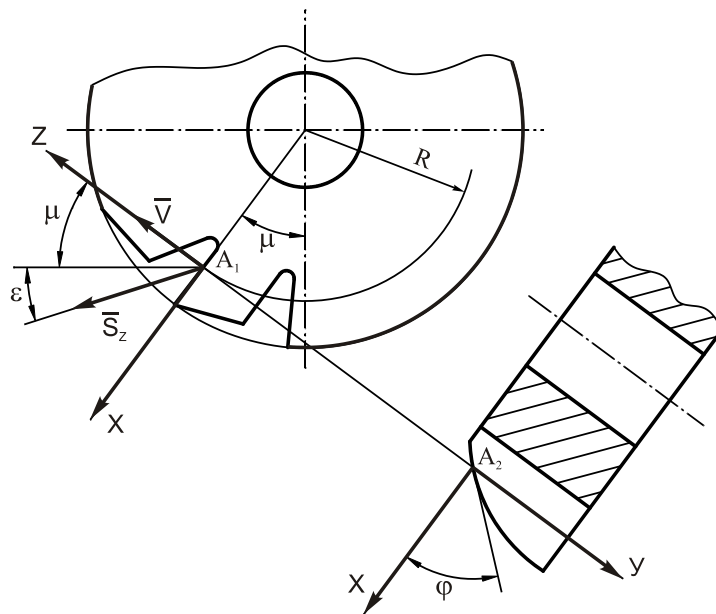
$$\bar{V} = \bar{k} \cdot V$$

Вектор \bar{P} , идущий по режущей кромке будет

$$\bar{P} = \bar{i} \cdot \cos \varphi + \bar{j} \sin \varphi$$

В точке A положение вектора подачи \bar{S}_Z определяется величиной угла ε . В системе XYZ вектор \bar{S}_Z будет:

$$\bar{S}_Z = \bar{i} S_Z \sin(\mu + \varepsilon) + \bar{k} \cos(\mu + \varepsilon)$$


 Рис. 2. Схема определения параметров V , P и S

Вектор нормали к статической поверхности резания будет:

$$\bar{N}_P = [\bar{P} \times \bar{V}] \quad \bar{N}_P = \bar{i}V \sin \varphi - \bar{j}V \cos \varphi$$

Соответственно, модуль вектора \bar{N}_P будет: $|\bar{N}_P| = V$

Толщина среза "a" в исследуемой точке A режущей кромки определяется по известной зависимости:

$$a = \frac{(\bar{N}_P \cdot \bar{S}_Z)}{|\bar{N}_P|}$$

Скалярное произведение векторов \bar{N}_P и \bar{S}_Z будет:

$$(\bar{N}_P \cdot \bar{S}_Z) = S_Z V \sin(\mu + \varepsilon)$$

Следовательно

$$a = \frac{S_Z \cdot V \sin \varphi \sin(\mu + \varepsilon)}{V}$$

Таким образом, толщина среза "a" будет равна:

$$a = S_Z \sin \varphi \sin(\mu + \varepsilon)$$

В вершинной точке режущей кромки при $\varphi = 90^\circ$ будем иметь:

$$a = S_Z \sin(\mu + \varepsilon)$$

При $\varphi = 0^\circ$ толщина среза $a = 0$.

При фрезеровании поверхностей вращения находит применение схема охватывающего фрезерования (рис.3.). В соответствии с этим

$$\sin \varepsilon = \frac{S_Z}{2\ell}$$

Рассмотрим случай когда передняя плоскость зуба фрезы проходит через ее ось и инструментальный передний угол $\gamma = 0$ и $\lambda = 0$ (рис.4.).

В исследуемой точке A режущей кромки, положение которой в исследуемый момент времени характеризуется углом μ , вектор подачи \bar{S}_Z в системе XYZ будет:

$$\bar{S}_Z = \bar{i} \sin(\mu - \varepsilon) - \bar{k} \cos(\mu - \varepsilon)$$

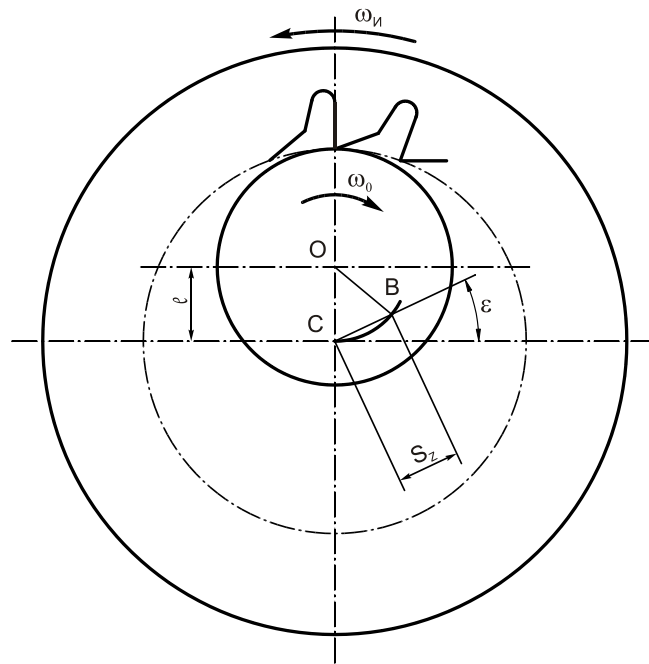


Рис. 3. Схема охватывающего фрезерования поверхностей вращения

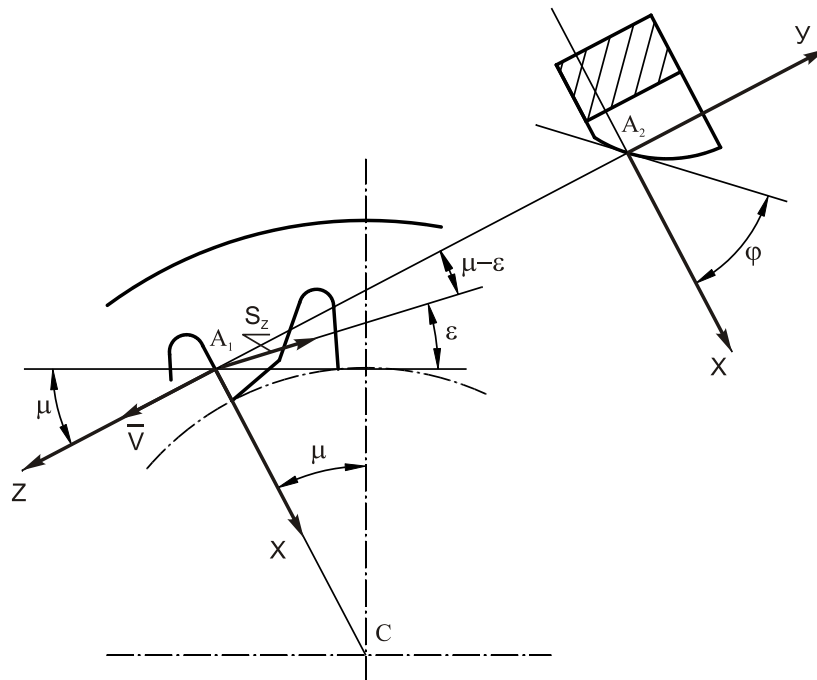


Рис. 4. Схема определения параметров \bar{V} , \bar{P} и \bar{S}_z при охватывающем фрезеровании

Вектор \bar{V} скорости главного движения резания в системе XYZ будет:

$$\bar{V} = \bar{k} \cdot V$$

Вектор \bar{P} , идущий по режущей кромке будет:

$$\bar{P} = \bar{i} \cos \varphi + \bar{j} \sin \varphi$$

Вектор нормали \bar{N}_P к статической поверхности резания будет:

$$\bar{N}_P = [\bar{P} \times \bar{V}] = \bar{i} V \sin \varphi - \bar{j} \cos \varphi \cdot V$$

Толщина среза "a" в исследуемой точке A режущей кромки будет равна:

$$a = \frac{(\bar{N}_P \cdot \bar{S}_Z)}{|\bar{N}_P|} = \frac{VS_Z \sin \varphi \cdot \sin(\mu - \varepsilon)}{\sqrt{V^2 \sin^2 \varphi + V^2 \cos^2 \varphi}}$$

Таким образом $a = S_Z \sin \varphi \sin(\mu - \varepsilon)$.

Выводы

Решена задача определения толщины среза при фрезеровании поверхностей вращения

Получены зависимости для расчета толщины среза при обработке дисковыми фасонными фрезами и при охватывающем фрезеровании, использовании которых позволяет определять толщину среза в любой точке режущей кромки зуба фрезы в процессе фрезерования.

Литература: 1. Родин П.Р. Основы проектирования режущих инструментов / П.Р. Родин - К. Вища школа, 1990, - 424с. 2. Равская Н.С. Общая методика определения среза при резании / Н.С. Равская, П.Р. Родин, В.И. Солодкий // Резание и инструмент в технологических системах. – 1999. – №53. – С. 131-135. 3. Бобров В.Ф. Основы теории резания металлов / В.Ф. Бобров – М.: Машиностроение, 1975. – 339с. 4. Кушнер В.С. Термомеханическая теория процесса непрерывного резания пластичных материалов / В.С. Кушнер. – Иркутск: Изд-во иркутского ун-та, 1982. – 170с. 5. Панчук В.Г. Розрахунок площі зрізу для відрізних фрез довільної конструкції / В.Г. Панчук, О.В. Рублюк // Вісник Хмельницького національного університету. – 2007. №6. – Т.1. – С. 7-10. 6. Мазур М.П. Основы теории резания материалов: підручник / М.Н. Мазур та інші. – Львів: Новий світ, 2010. – 422с. 7. Грановский Г.И. Резание металлов: Учебник для машиностр. и приборостр. спец. вузов / Г.И. Грановский, В.Г. Грановский. – М.: Высшая школа, 1985. – 304с.

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ТОЛЩИНЫ СРЕЗА ПРИ ФРЕЗЕРОВАНИИ ПОВЕРХНОСТЕЙ ВРАЩЕНИЯ

Равская Н.С., Ковалева Л.И., Родин Р.П.

Статья содержит вопросы определения толщины среза при фрезеровании поверхностей вращения. Получены зависимости для расчета толщины среза при обработке дисковыми фасонными фрезами и при охватывающем фрезеровании.

ВИЗНАЧЕННЯ ТОВЩИНИ ЗРІЗУ ПРИ ФРЕЗЕРУВАННІ ПОВЕРХОНЬ ОБЕРТАННЯ

Равська Н.С., Ковальова Л.І., Родін Р.П.

Стаття містить питання визначення товщини зрізу при фрезеруванні поверхонь обертання. Отримано залежності для розрахунку товщини зрізу при обробці дисковими фасонними фрезами та при охоплюючому фрезеруванні.

DETERMINATION OF THE THICKNESS-SHEAR SURFACE DURING MILLING MILLING SURFACES OF REVOLUTION

Ravskaya N.S., Kovaleva L.I., Rodin R.P.

The article contains questions determining the thickness-shear milling surfaces of revolution. The dependences for calculation of the thickness-shear processing of disk-shaped cutters and covering milling are presented.

УДК 621.9.011.026.7

Клименко С.А., Мельничук Ю.А., Копейкина М.Ю., Ткач В.Н.
ИСМ им. В.Н. Бакуля НАН Украины

МЕХАНИКА И ФИЗИКО-ХИМИЯ КОНТАКТНОГО ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ ПРИ ТОЧЕНИИ ЗАКАЛЕННОЙ СТАЛИ КЕРАМИЧЕСКИМИ РЕЗЦАМИ

Введение

Разработка материалов инструментального назначения с повышенными физико-механическими свойствами (твердость, прочность, трещиностойкость, теплопроводность и т. д.), которые обеспечиваются высокой гомогенностью композита в микрообъемах, минимальными пористостью и дефектами, как по размерам, так и по объемному содержанию, мелкозернистостью, что способствует надежной и долговечной работе инструмента при механической обработке, является одним из важных условий развития современного машиностроения.

В настоящее время широкое использование в промышленном производстве получают режущие инструменты, оснащенные керамическими композитами. Такие инструменты занимают промежуточное положение между твердосплавными инструментами и инструментами, оснащенными сверхтвердыми материалами. В ряде случаев они характеризуются большей работоспособностью в сравнении с инструментами из твердых сплавов и имеют существенно меньшую стоимость в сравнении с инструментами из сверхтвердых материалов.

Среди многих видов керамики наибольшее распространение в режущих инструментах получила смешанная керамика (класс A_2 – mixed ceramic) типа $Al_2O_3-Ti(C, N)$, $Al_2O_3-TiC-ZrO_2$, одной из областей применения которой является обработка закаленных сталей. Добавки тугоплавких оксидов, карбидов и нитридов обуславливают различные физико-механические свойства композитов и эксплуатационные показатели, оснащенного им инструмента.

Целью настоящей работы было исследование механического и физико-химического взаимодействия при точении закаленных сталей инструментами, оснащенными режущей частью из ряда смешанных керамик с общей основой Al_2O_3 и различными добавками.

Методика исследований. В настоящей работе рассматривались инструменты, оснащенные керамикой Al_2O_3-ZrC (Al_2O_3 , ZrC , моноклинный ZrO_2), производства ИСМ НАН Украины [1], CC650 (Al_2O_3 , TiC , TiN), производства Sandvik Coromant (Швеция) и ВОК 71 (Al_2O_3 , TiC), производства ВНИИТС (Россия). Физико-механические свойства керамик представлены в табл. 1 [1].

Исследование работоспособности инструментов, оснащенных керамическими сменными многогранными неперетачиваемыми пластинами типоразмера SNGN 120412T, проводилось при точении закаленной стали ШХ 15 (62–64 HRC). Обработка проводилась на токарно-винторезном станке ФТ-

11. Геометрические параметры режущей части инструмента: передний угол $\gamma = -10^\circ$, задний угол $\alpha = 10^\circ$, углы в плане $\varphi = \varphi_1 = 45^\circ$.

Таблица 1

Физико-механические свойства керамик

| Марка | Твердость HV ₁₅ , ГПа | Коэффициент трещиностойкости K _{1с} , МПа·м ^{1/2} | Коэффициент теплопроводности λ , Вт/(м·К) | Прочность при изгибе R _{bm} , МПа |
|-------------------------------------|----------------------------------|---|---|--|
| CC650 | 19,0–19,2 | 4,1–4,4 | 24 | 400–500 |
| ВОК 71 | 18,5–18,8 | 4,2–4,5 | 20–24 | 650–750 |
| Al ₂ O ₃ -ZrC | 18,3–18,7 | 5,2–5,6 | 24–26 | 700–750 |

Составляющие силы резания измерялись универсальным динамометром УДМ-1200. Данные измерений фиксировались специальным аппаратно-программным комплексом и обрабатывались на персональном компьютере. Это дало возможность производить обработку информации в режиме реального времени. Значения сил резания фиксировались через 5 с после врезания инструмента в заготовку.

Результаты исследований и их анализ. На рис. 1 представлены графики зависимостей составляющих силы резания от режимных параметров обработки.

С ростом подачи увеличивается площадь сечения среза и, соответственно, объем удаляемого материала, что приводит к увеличению составляющих силы резания.

При точении резцами с разными керамиками в диапазоне подач $S = 0,05–0,19$ мм/об составляющая P_z увеличивается в 3,5–4 раза, а P_y – в 1,5–2 раза. Обработка резцами с отрицательными передними углами характеризуется более высокими значениями (в 2–4 раза в зависимости от значения подачи) составляющей P_y в сравнении с P_z .

Сравнение составляющих силы резания при обработке резцами с керамиками Al₂O₃-ZrC и ВОК 71 показывает, что значения силы P_z находятся примерно на одном уровне во всем рассмотренном диапазоне подач, а характер соотношения силы P_y – при точении с подачами $> 0,1$ мм/об для резцов с керамикой ВОК 71 отмечается более высокий уровень силы P_y в сравнении резцами с керамикой Al₂O₃-ZrC. В тоже время, сила P_y при высокоскоростной обработке последними несколько выше, чем при обработке в аналогичных условиях резцами с керамикой CC650.

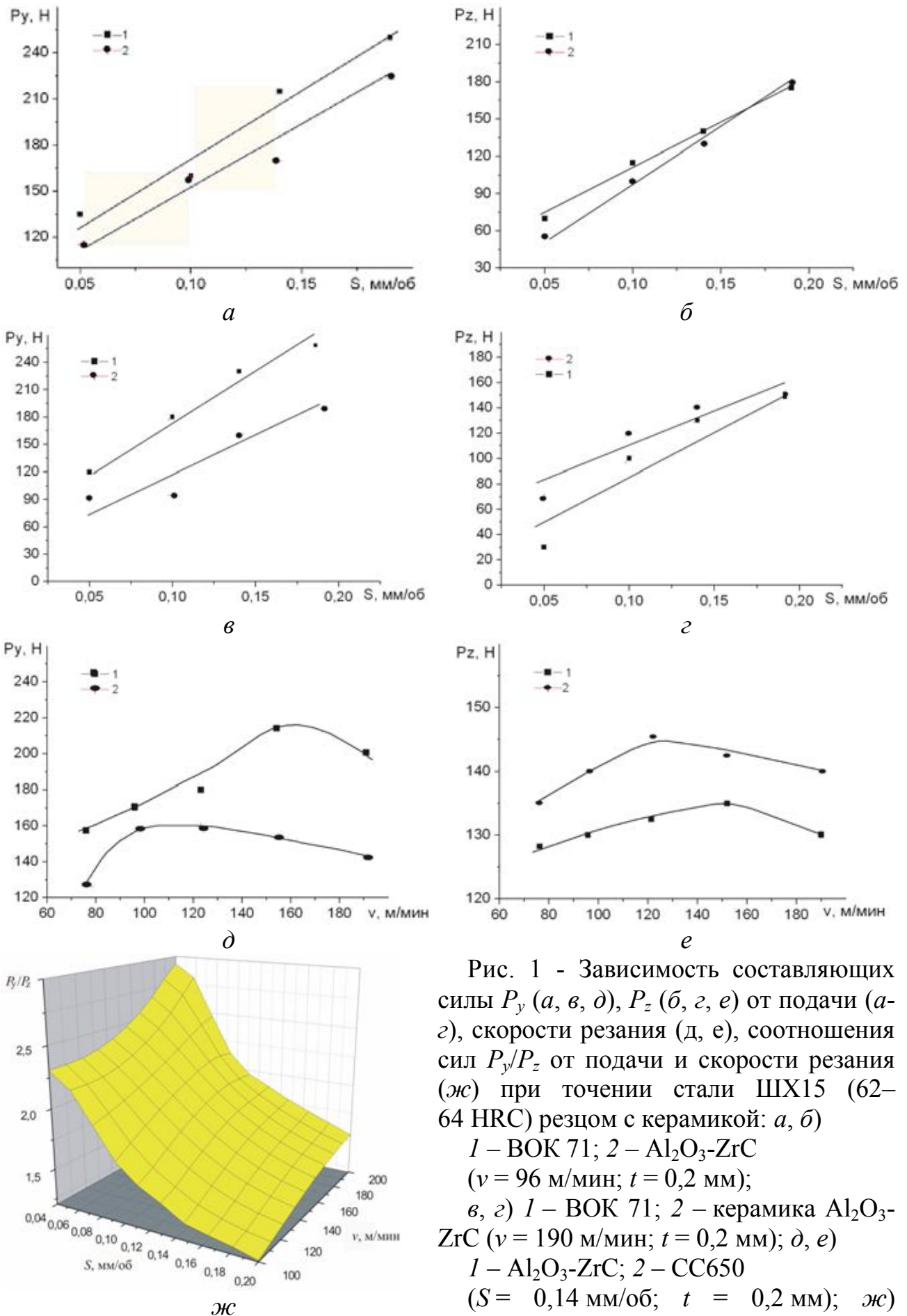


Рис. 1 - Зависимость составляющих силы P_y (а, в, д), P_z (б, г, е) от подачи (а-г), скорости резания (д, е), соотношения сил P_y/P_z от подачи и скорости резания (ж) при точении стали ШХ15 (62–64 HRC) резцом с керамикой: а, б) 1 – ВОК 71; 2 – Al_2O_3-ZrC ($v = 96$ м/мин; $t = 0,2$ мм); в, г) 1 – ВОК 71; 2 – керамика Al_2O_3-ZrC ($v = 190$ м/мин; $t = 0,2$ мм); д, е) 1 – Al_2O_3-ZrC ; 2 – СС650 ($S = 0,14$ мм/об; $t = 0,2$ мм); ж) Al_2O_3+ZrC ($t = 0,2$ мм)

Увеличение скорости резания от 100 м/мин до 200 м/мин при точении резцами с керамиками $\text{Al}_2\text{O}_3\text{-ZrC}$ и CC650 приводит к экстремальному изменению сил резания. Это обусловлено изменением механизма контактного взаимодействия в зоне резания – имеет место переход от преобладающего влияния адгезионного взаимодействия в физико-химическому. Для инструмента с керамикой CC650 перегиб на кривой $P_{z,y} = f(v)$ соответствует скорости резания 120 м/мин, а с керамикой $\text{Al}_2\text{O}_3\text{-ZrC}$ – 160 м/мин.

Изменение в механизме контактного взаимодействия в зоне резания подтверждается изменение соотношения сил резания P_y/P_z в зависимости от подачи и скорости резания (рис. 1, ж).

Стойкостные испытания режущих инструментов в широком диапазоне скоростей резания показали, что стойкость резцов с керамикой $\text{Al}_2\text{O}_3\text{+ZrC}$ при точении закаленной стали с подачами $< 0,1$ мм/об ниже в сравнении с резцами с керамикой CC650 . Разница в скоростях изнашивания инструментов наблюдается с увеличением скорости резания (рис. 2), что обусловлено ростом температуры резания.

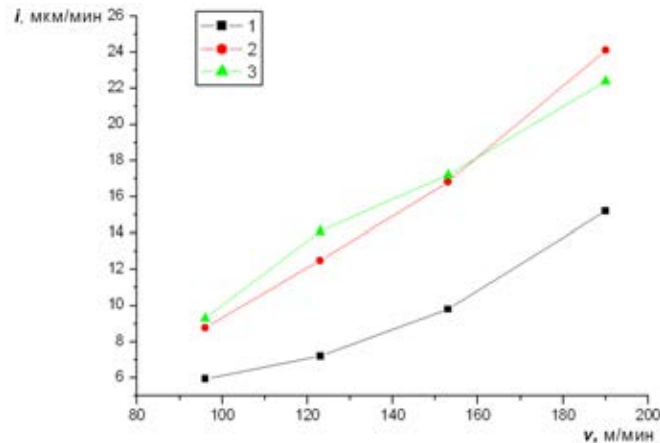


Рис. 2 - Зависимость скорости изнашивания резцов с керамикой от скорости резания при точении ($S = 0,1$ мм/об, $t = 0,2$ мм) стали ШХ15 (62–64 HRC):
1 – CC650 ; 2 – $\text{Al}_2\text{O}_3\text{-ZrC}$; 3 – BOK 71

Большая разница в значениях коэффициента температурного линейного расширения основных фаз керамик $\text{Al}_2\text{O}_3\text{+ZrC}$, CC650 ($\text{Al}_2\text{O}_3\text{-TiC-TiN}$) и BOK71 ($\text{Al}_2\text{O}_3\text{-TiC}$) определяет возникновение в первой больших термических напряжений, что приводит к интенсификации износа инструмента. Коэффициент линейного расширения фаз керамик составляет (α , $\times 10^{-6} \text{ C}^{-1}$): Al_2O_3 – 8,5; TiC – 8,3; TiN – 9,35; ZrC – 7,01.

В результате изнашивания режущих инструментов в процессе точения составляющие силы резания возрастают. Наиболее интенсивно увеличивается сила P_y , что определяется увеличением площади контакта инструмента с обрабатываемой заготовкой и приводит к интенсификации трения со стороны задней поверхности инструмента.

Регистрация составляющих силы резания в режиме реального времени позволила наглядно контролировать кинетику изнашивания и

микроразрушения режущих инструментов в процессе точения (рис. 3) – например, износ режущего инструмента по задней поверхности до $h_3 = 0,05$ мм в течение 8 мин приводит к увеличению силы на 100 Н, а об образовании микросколов на и контактных поверхностях свидетельствует резкий ступенчатый рост сил P_z и P_y .

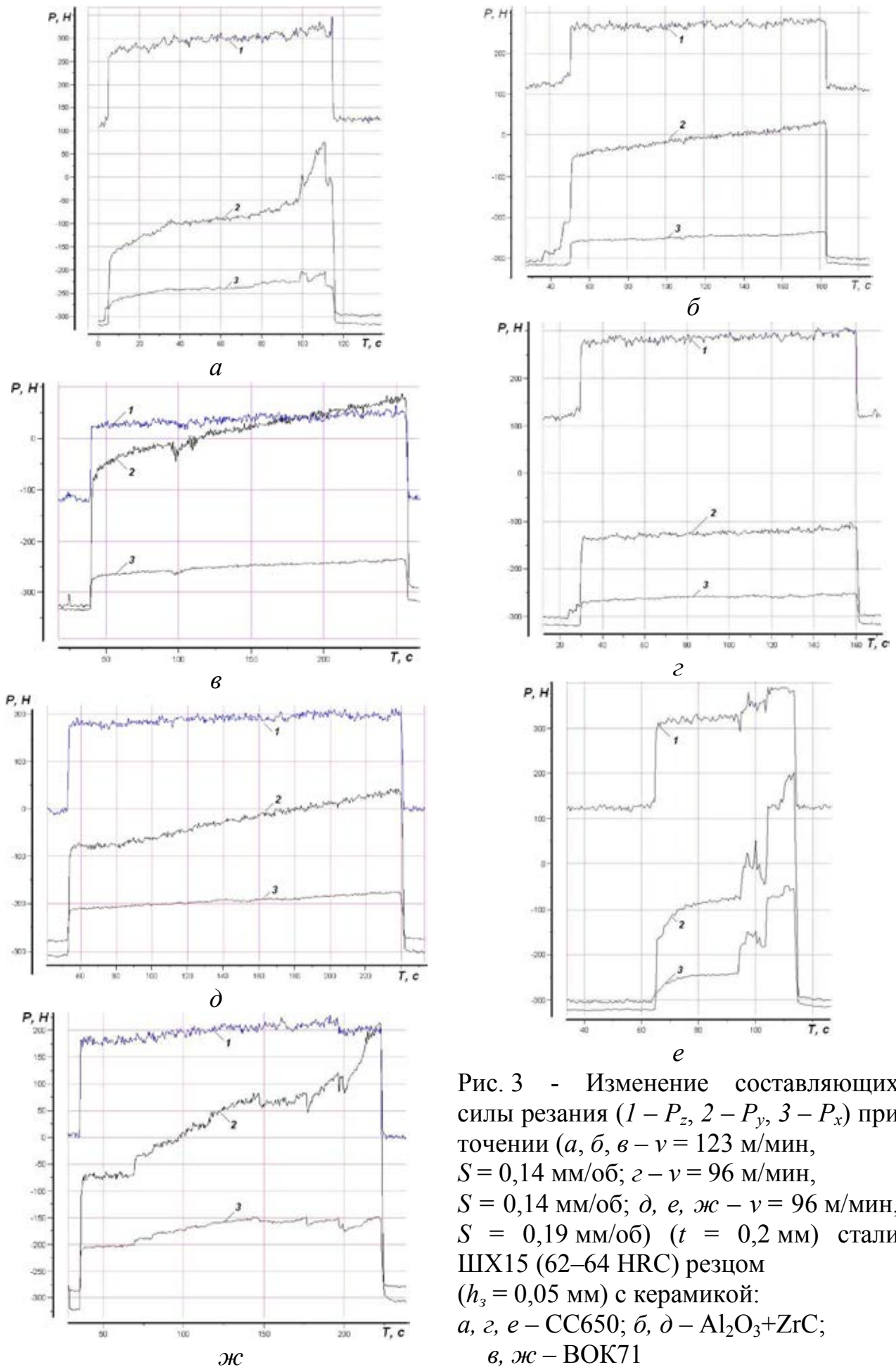
Износ инструмента с режущей керамикой СС650 при точении с подачей 0,14 мм/об и скоростью резания 123 м/мин имеет нестабильный характер – уже после 1,5 минут работы происходит скол вершины инструмента. При обработке с аналогичными режимами резцами с керамикой Al_2O_3-ZrC наблюдается установившееся изнашивание инструмента и монотонное увеличение сил резания.

В сравнении с резцами с керамикой Al_2O_3+ZrC интенсивность изнашивания резцов с керамикой ВОК 71 значительно выше, хотя в таких условиях инструмент, оснащенный керамикой ВОК71, еще остается работоспособным, что определяется более высоким значением предела прочности при изгибе данной керамики в сравнении с керамикой СС650.

Следует отметить, что снижение скорости резания до 96 м/мин при неизменной подаче ($S = 0,14$ мм/об) позволяет эффективно использовать режущую керамику всех трех сравниваемых типов при оснащении резцов для обработки закаленных сталей.

На рис. 4 показано изменение составляющих силы резания при точении резцами с керамикой СС650, что свидетельствует о их высокой работоспособности при точении с подачей $< 0,1$ мм/об. С изменением скорости резания значения сил резания практически не меняются, однако увеличение скорости резания при обработке с подачами $S = 0,14$ мм/об приводит к интенсификации изнашивания и сколам режущих пластин. Это обусловлено тем, что с увеличением скорости резания увеличивается удельная нагрузка на режущий инструмент вследствие интенсивного уменьшения площади контактных участков.

При увеличении подачи до $S = 0,19$ мм/об при скорости $v = 96$ м/мин интенсифицируется процесс изнашивания режущих инструментов с керамикой Al_2O_3+ZrC , однако в данных условиях выявляются ее преимущества в сравнении с керамиками ВОК71 и СС650.



Уже после 30 секунд работы резцами с керамикой CC650 наблюдается скалывание вершины и полная потеря работоспособности инструмента. Процесс изнашивания резцов с керамикой ВСК 71 в таких условиях имеет нестабильный характер, сопровождающийся образованием на контактных поверхностях микросколов и выкрашиваний, что отражается на ухудшении качества обработанной поверхности.

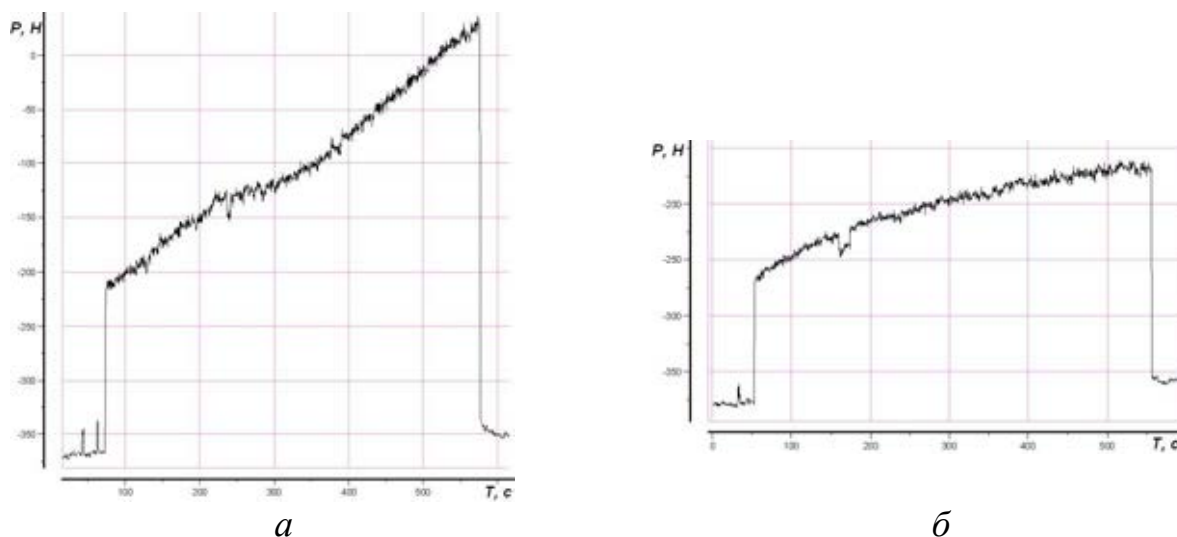


Рис. 4 - Изменение силы P_y при точении стали ШХ15 (62–64 HRC) режущими пластинами из керамик Al_2O_3+ZrC (а) и CC650 (б)
($v = 123$ м/мин; $S = 0,1$ мм/об; $t = 0,2$ мм)

Результаты проведенного комплекса исследований свидетельствуют, что режущие инструменты с керамикой позволяют эффективно проводить обработку закаленных сталей при скоростях резания $v = 120–210$ м/мин, но в узком диапазоне подач, что определяется недостаточной прочностью керамических материалов. В сравнении с другими видами смешанной керамики использование резцов с керамикой Al_2O_3-ZrC позволяет существенно, в ряде случаев до двух раз, расширить область используемых значений подач.

Как известно, износ режущего инструмента представляет собой сложное явление, определяемое одновременно несколькими механизмами. Различные механизмы проявляются в зависимости от природы контактирующих материалов и условий взаимодействия, обуславливая экстремальный характер зависимости «стойкость инструмента-скорость резания» [2]. При высоких скоростях резания, когда на контактных поверхностях инструмента имеют место высокие температуры, вероятно протекание химических реакций между элементами, входящими в состав инструментального и обрабатываемого материалов. Такое взаимодействие ограничивает производительность обработки и резко снижает стойкость режущего инструмента. Учитывая, что областью применения керамического инструмента является высокоскоростная обработка, представляет научный и практический интерес рассмотрение физико-химических эффектов в зоне резания таким инструментом.

Из тройных диаграмм систем Ti-C-Fe, Zr-C-Fe видно [3], что в них образуются интерметаллиды и эвтектические соединения. Реализация такого взаимодействия на контактных участках инструмента предопределяет интенсификацию его изнашивания.

Исследование контактных участков инструментов после точения стали ШХ 15 (62–64 HRC) показало, что на передней поверхности инструмента с керамикой CC650 практически не наблюдается массоперенос обрабатываемого материала, но имеет место формирование налета на неконтактных участках (рис. 5, а; табл. 1). В химический состав налета входят Fe, Ti, O и другие элементы из состава контактирующих материалов и окружающей среды. Формирование налета является следствием наличия на его контактных поверхностях инструмента и выноса на неконтактные участки жидкой фазы, образовавшейся за счет контактно-реактивного плавления и окисления контактирующих материалов в зоне резания. Это подтверждается рыхлым видом налета на неконтактных поверхностях и заглаженным стеклоподобным видом контактных участков инструмента (рис. 6).

Нужно отметить, что в ряде более ранних исследований, например [4], также отмечалось наличие в зоне резания инструментом, оснащенным керамикой ВОК 71, жидкой фазы. Однако, авторы связывали этот эффект с оплавлением режущей кромки инструмента, а не с контактно-реактивным плавлением в зоне резания применительно к совокупности компонентов керамики и обрабатываемого материала.

Внешний вид участков передней поверхности инструмента с керамикой CC650, подтверждает предположение о формировании на контактных поверхностях инструмента при высоких скоростях резания жидкой фазы из продуктов взаимодействия. После застывания жидкой фазы, в непосредственной близости к изношенному участку, на поверхности инструмента формируется ламелеподобная структура с направлением фрагментов в сторону от контактного участка.

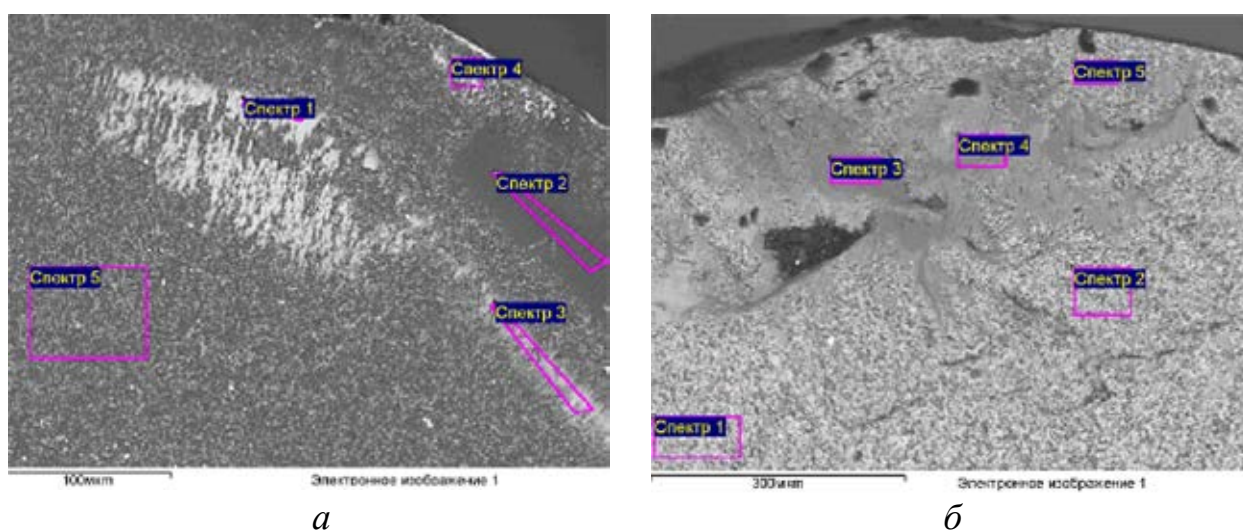


Рис. 5 - Вид передней поверхности инструмента с керамиками CC650 (а) и Al_2O_3 -ZrC (б) после точения стали ШХ 15 (62–64 HRC)

Таблица 1

Химические элементы (масс. %) в зонах, отмеченных на рис. 1, а

| Спектр | C | O | Mg | Al | Si | S | Ti | Cr | Mn | Fe | Zn |
|--------|------|-------|------|-------|------|------|-------|------|------|-------|------|
| 1 | 4,22 | 34,22 | 0,23 | 3,07 | 1,54 | 0,34 | 5,92 | 2,15 | 3,95 | 42,16 | 1,81 |
| 2 | 1,43 | 45,93 | 8,98 | 39,58 | – | 0,14 | 2,20 | – | 0,19 | 0,54 | – |
| 3 | 3,42 | 42,96 | 0,18 | 17,45 | 1,83 | 0,13 | 13,52 | 3,45 | 2,99 | 13,28 | 0,49 |
| 4 | 7,66 | 40,37 | 0,45 | 17,13 | 0,38 | 0,21 | 9,12 | 0,37 | 0,84 | 23,45 | – |
| 5 | 5,56 | 43,74 | 0,21 | 30,38 | – | – | 20,01 | – | – | 0,09 | – |

На контактных участках передней поверхности инструмента с керамикой Al_2O_3-ZrC наблюдается интенсивный перенос обрабатываемого материала (рис. 5, б; табл. 2). Неровности на контактных поверхностях инструмента заполнены сильно деформированным обрабатываемым материалом, который выполняет роль защитного слоя на инструменте, упрочняя его и минимизируя скорость изнашивания.

Таблица 2

Химические элементы (масс. %) в зонах, отмеченных на рис. 1, б

| Спектр | C | O | Al | Cr | Mn | Fe | Co | Zr |
|--------|-------|-------|-------|------|------|-------|-------|-------|
| 1 | 7,10 | 31,29 | 15,34 | – | – | 1,17 | – | 45,10 |
| 2 | 18,00 | 24,86 | 13,58 | – | – | 2,27 | – | 41,28 |
| 3 | 21,79 | 8,45 | 2,78 | 1,45 | 4,99 | 38,24 | 17,49 | 4,80 |
| 4 | 8,40 | 6,30 | – | 5,15 | 5,16 | 67,52 | 7,47 | – |
| 5 | 16,59 | 23,22 | 15,32 | – | 2,13 | 10,40 | 1,36 | 30,99 |

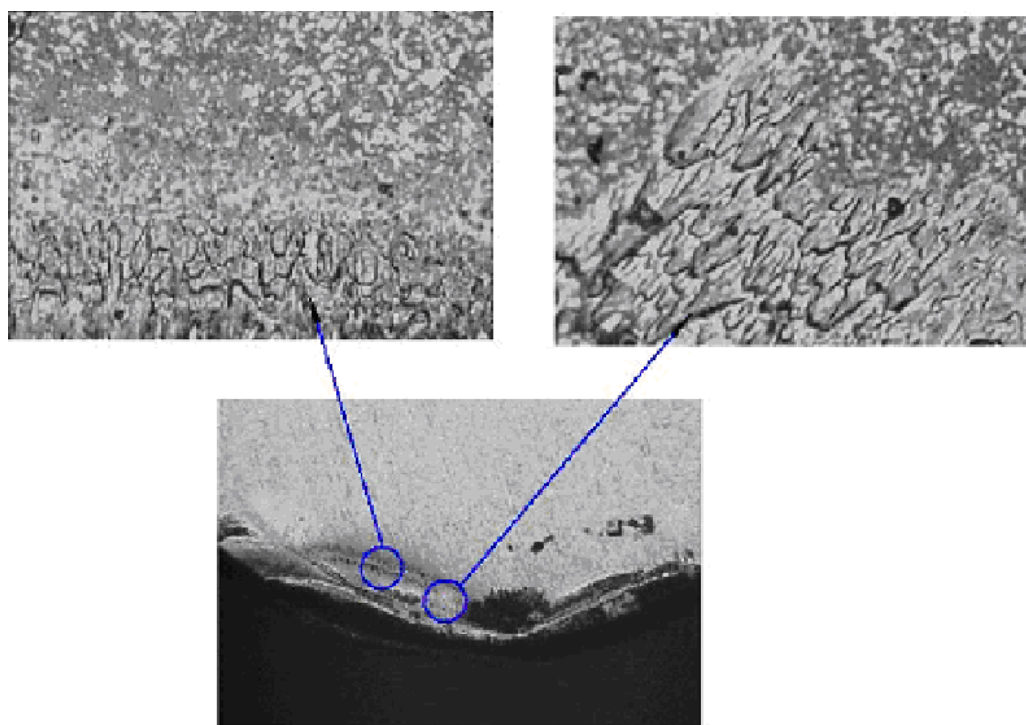


Рис. 6 - Передняя поверхность инструмента с керамикой CC650 после точения стали ШХ15 (62–64 HRC) ($v = 190$ м/мин; $S = 0,1$ мм/об; $t = 0,2$ мм)

Как видно из представленных результатов исследований, в зоне резания закаленной стали ШХ 15 керамическими инструментами имеет место массоперенос обрабатываемого материала на контактные участки инструмента и химическое взаимодействие, связанное с окислением контактирующих материалов, контактно-реактивным плавлением в зоне резания.

Химическое взаимодействие в зоне резания инструментом с керамикой СС650 реализуется при более низкой температуре, чем для инструмента с керамикой Al_2O_3-ZrC . По этой причине обработка резцами с керамикой Al_2O_3-ZrC характеризуется большей производительностью за счет увеличения скорости резания.

Выводы

Выполненный комплекс исследований по точению закаленной стали инструментами, оснащенными смешанной керамикой на основе Al_2O_3 показал, что работоспособность инструментов определяется как физико-механическими характеристиками керамик, так и возможностью реализации реактивно-контактного плавления в системах, включающих элементы, входящие в состав тугоплавких добавок в инструментальных композитах, и элементы из состава обрабатываемого материала, в частности железо.

Литература: 1. Дзелялов С.И. Закономерности формирования структуры и свойств керамического материала инструментального назначения в системе ZrO_2-Al-C : Дисс...канд. техн. наук. – К.: ИСМ им. В.Н. Бакуля НАН Украины, 2008. – 187 с. 2. Сверхтвердые материалы. Получение и применение: Монография в 6 томах / Под общ. ред. Н.В. Новикова. Том 5: Обработка материалов лезвийным инструментом / Под ред. С.А. Клименко. – К.: ИСМ им. В.Н. Бакуля, ИПЦ «АЛКОН» НАНУ, 2006. – 316 с. 3. Холлек Х. Двойные и тройные карбидные и нитридные системы переходных металлов: Справ. изд. – М.: Металлургия, 1988. – 319 с. 4. Гартфельдер В.А., Гартфельдер В.А., Смирнова Н.Р. Изнашивание инструментов при точении закаленных сталей // Триботехнические испытания в проблеме контроля качества материалов и конструкций: Тез. докл. Всесоюз. науч.- техн. конф., Рыбинск, май 1989. – М.: КСМ правления Союза НИО, 1989. – С. 92–95.

МЕХАНІКА І ФІЗИКО-ХІМІЯ КОНТАКТНОЇ ВЗАЄМОДІЇ ПРИ ТОЧЕННІ ЗАКАЛЕНОЇ СТАЛІ КЕРАМІЧНИМИ РІЗЦЯМИ

Клименко С. А., Мельничук Ю.А., Копейкина М. Ю., Ткач В. Н.

Наведено результати експериментального дослідження силових параметрів і фізико-хімічної взаємодії в зоні різання інструментом, оснащеним смешаною керамікою. Розглянуто особливості обробки різцями з кераміки Al_2O_3-ZrC , СС650 і ВОК 71, виробництва ІНМ НАН України, Sandvik Coromant (Швеція), ВНДІТС (Росія) відповідно.

МЕХАНИКА И ФИЗИКО-ХИМИЯ КОНТАКТНОГО ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ ПРИ ТОЧЕНИИ ЗАКАЛЕННОЙ СТАЛИ КЕРАМИЧЕСКИМИ РЕЗЦАМИ

Клименко С.А., Мельничук Ю.А., Копейкина М.Ю., Ткач В.Н.

Представлены результаты экспериментального исследования силовых параметров и физико-химического взаимодействия в зоне резания

инструментом, оснащенный смешанной керамикой. Рассмотрены особенности обработки резцами с керамики Al_2O_3-ZrC , CC650, BOK 71, производства ИСМ НАН Украины, Sandvik Coromant (Швеция), ВНИИТС (Россия) соответственно.

MECHANICS AND PHYSICS CHEMISTRY OF PIN COOPERATION AT SHARPENING OF HARD-TEMPERED STEEL CERAMIC CHISELS

Klimenko S.A., Mel'nichuk Y.A., Kopeykina M.Y., Tkach V.N.

The results of experimental research of power parameters and physical and chemical co-operation are presented in the area of cutting by an instrument, equipped by the mixed ceramics. The features of treatment chisels are considered with керамиками of Al_2O_3-ZrC , CC650, BOK 71, productions of Ukraine, of Sweden, of Russia accordingly.

Ключевые слова: точение, контактное взаимодействие, зона резания, керамика.

Климов О.М., Дюбнер Л.Г., Майборода В.С.
НТУУ «КПІ», м.Київ, Україна

ВПЛИВ МАГНІТНО-АБРАЗИВНОГО ОБРОБЛЕННЯ НА ЯКІСТЬ ЗМІННИХ ТВЕРДОСПЛАВНИХ ПЛАСТИН

Вступ

Інтенсифікація і практично повна автоматизація сучасних технологічних процесів виготовлення виробів високої точності не можуть бути реалізовані без застосування різального інструменту, що має підвищену надійність і відповідну працездатність. Ці показники можливо підвищити шляхом покращення властивостей інструментального матеріалу, розробки нової геометрії інструменту, його зміцнення. Значна увага у наукових роботах надається саме дослідженню впливу мікрогеометрії різальної кромки (РК) інструменту на його працездатність та зносостійкість. Величина радіусу РК, його форма, наявність на ньому дефектів безпосередньо впливають на процес формування стружки під час різання, що в багатьох випадках визначає довговічність самого інструменту. В сучасному виробництві широко застосовуються такі методи фінішної обробки інструменту, як струминні, у вільному абразиві, обробка щітками та інші. В останній час все більше уваги починають приділяти можливостям методу магнітно-абразивної обробки (МАО) [1-4], який дозволяє за відносно короткий час контрольовано впливати на величину мікрогеометричних характеристик різноманітних інструментів із різних матеріалів.

Експериментальні дослідження

Експериментальні дослідження виконували на багатогранних непереточуваних твердосплавних пластинах (БНТП) зі сплаву BK8 типу SNMM 120412 виробництва заводу «МКТС» та типу SNMG 120412 виготовлених зі сплаву UTi20T фірми SANDVIK. Якість досліджуваних пластин різного типу різнилася. Безпосередньо процес МАО виконували на установці для МАО типу «кільцева ванна» (рис. 1). Магнітна система установки складається із двох кільцеподібних, коаксиально розташованих полюсів (1), що формують робочу зону, яку заповнюють магнітно-абразивним порошком (2). Діаметр кільцевої ванни (КВ) складає $D_{кв} = 200$ мм. Оброблювана пластина (4) фіксується на поворотній головці (5), що закріплюється на основній плиті, яка дозволяє змінювати кут нахилу різальної пластини відносно площини обертання (площини кільцевої ванни). Поворотна головка має мінішпindel (6), в якому саме і встановлюється різальна пластина. Мінішпindel оснащений затисковою оправкою, що дозволяє оброблювати пластини під різними кутами відносно осі КВ. Число обертів мінішпинделя варіюється від 0 до 600 хв.⁻¹.

Під час обробки реалізується два обертових рухи:

- обертання навколо осі КВ (головний рух);
- обертання різальної пластини навколо власної осі (додатковий рух).

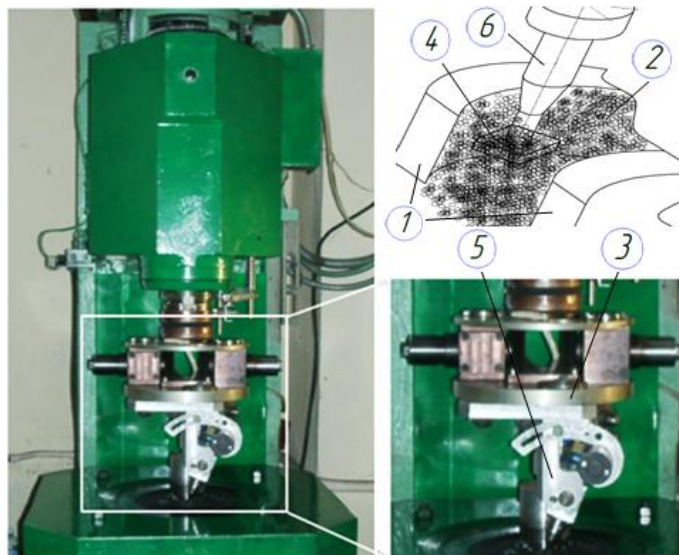


Рис. 1 - Експериментальна установка для MAO різального інструменту.

Безпосередньо робочий процес поділяється на 2 етапи, під час яких пластина обертається або за годинниковою (натікання), а бо проти годинникової стрілки (стікання) навколо вісі основного шпинделя, обертаючись при цьому навколо власної осі (рис. 2).

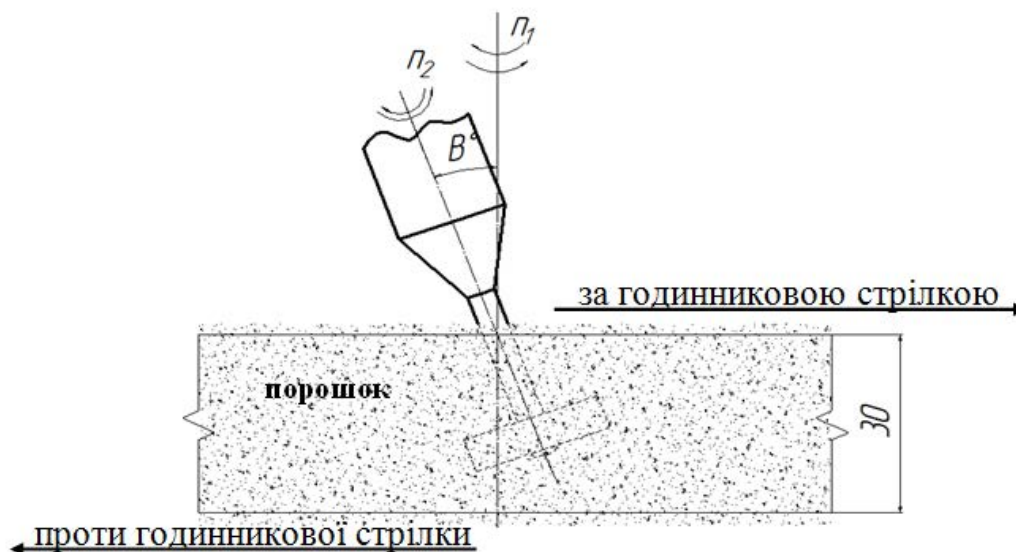


Рис. 2 - Спосіб установки пластини під час обробки у «кільцевій ванні».

Під час проведення досліджень варіювалися такі параметри, як швидкість обертання пластин вздовж кільцевої ванни v_1 , м/хв., величина магнітного поля B , Тл та величина кута нахилу пластин B , град. Оброблялися пластини феромагнітними порошками марки ФероМАП із величиною зерен 400/315 та 200/100 мкм. Всі пластини оброблялися протягом одного й того ж часу τ , с (а саме 120с в одному та 120с в іншому напрямку).

Якість різальної кромки

Дослідження показали, що процес MAO помітно покращує якість РК оброблюваного різального інструменту (рис. 3). Встановлено, що варіація параметрів обробки у визначеному діапазоні не показала помітного впливу на

якість РК оброблюваних БНТП, окрім розміру частинок порошку, з якого було сформовано магнітно-абразивний інструмент (МАІ).

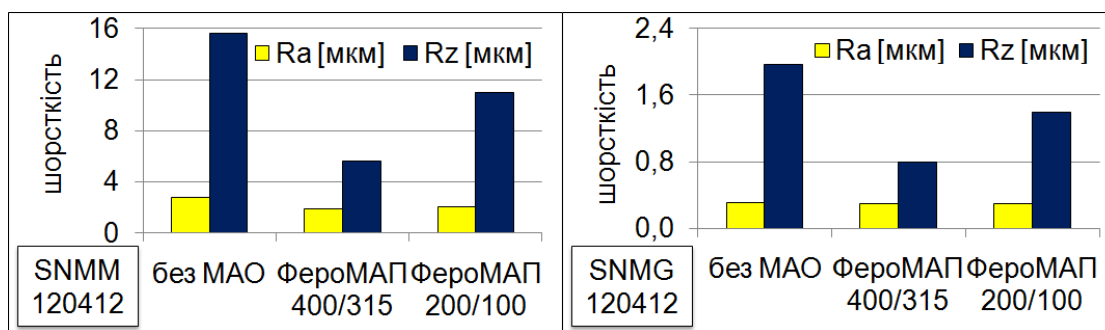


Рис. 3 - Шорсткість РК залежно від використаного МАІ.

На БНТП високої якості в результаті MAO магнітно-абразивним порошком ФероМАП із розміром частинок 400/315 мкм було отримано шорсткість різальної кромки $Rz \approx 0,8$ мкм. У різальних пластин, що мали перед обробкою низьку величину параметра Ra було зафіксовано його покращення на 10%, причому досягнута шорсткість зменшилась на 0,3 мкм. Використаний при MAO більш дрібнозернистий порошок ФероМАП (з розміром частинок 200/100 мкм) показав гірші результати, проте було зафіксовано зниження початкової шорсткості РК на пластинах типу SMNG 120412 з $Rz=2$ мкм до $Rz=1,3$ мкм. Це можна пояснити тим, що під час MAO на поверхню оброблюваної деталі діють не поодинокі зерна, а групи зерен МАІ [5], і чим більше за розмірами ці групи (чим більші зерна порошку), тим більш активно відбувається диспергування матеріалу з оброблюваних поверхонь. У якості допоміжного матеріалу для покращення дії магнітно-абразивного інструменту була використана абразивна паста АСМ (3/2). На рис. 4 представлено зовнішній вигляд РК оброблених пластин до та після MAO. Зони викришування на пластинах типу SNMM були згладжені внаслідок обробки, що призвело до покращення шорсткості оброблених пластин в три рази. Проте загальне значення величини шорсткості на РК залишилося суттєвим.

Доведено, що при постійних параметрах MAO можна отримати на змінних різальних пластинах рівномірне та відтворюване округлення РК. При цьому важливу роль має якість оброблюваних пластин. Змінні різальні пластини із великою кількістю пор та РК із високою шорсткістю, як наслідок процесу їх виробництва, призводять до більшого округлення РК при MAO. Це досягається і тому, що під час MAO всі дефекти РК, про які відзначалось вище, усуваються шляхом дії так званих згладжувальних процесів. Отже, величина округлення РК у пластин низької якості збільшилась після MAO на 25% (з $r_n=54$ мкм до 67 мкм), а у пластин із більш високою якістю на 15% (з $r_n=45$ мкм до 52 мкм).

Шорсткість робочих поверхонь

Зафіксовано значний вплив MAO на якість поверхонь оброблюваного твердосплавного інструменту, а саме на якість передньої та задньої робочих поверхонь пластин високої якості виготовлення (пластини типу SNMG).

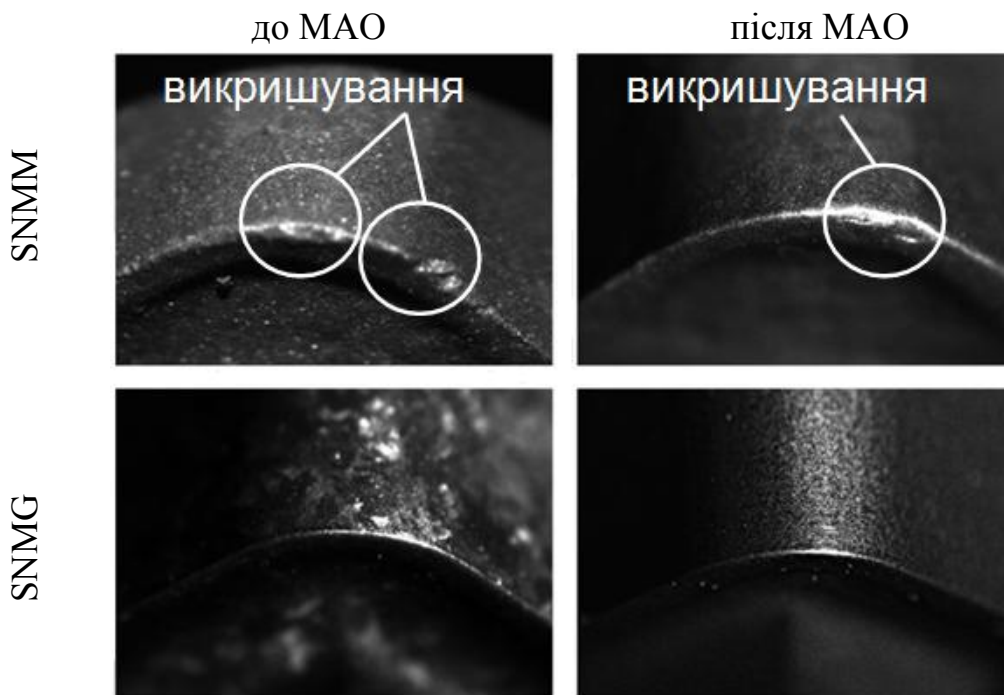


Рис. 4 - Вигляд РК пластин до та після MAO

Було досягнуто величини шорсткості Rz меншої за 1,2 мкм на передній та меншої за 0,9 мкм на задній поверхні пластин, застосовуючи для обробки порошок ФероМАП 400/315 мкм (рис. 5), при чому початкові значення шорсткості були відповідно 2,9 та 2,6 мкм. Таким чином досягнуто зниження величини шорсткості на 60-70%. Величина параметр Ra при цьому знизилася на 25-30%, тобто з 0,36 до 0,25 мкм. Помітно вплинути на шорсткість пластин типу SNMM не вдалося внаслідок їх низької якості, тобто високої кількості пор, що в процесі обробки не можливо усунути. Шорсткість поверхні цих різальних пластин покращилася лише на 15%.

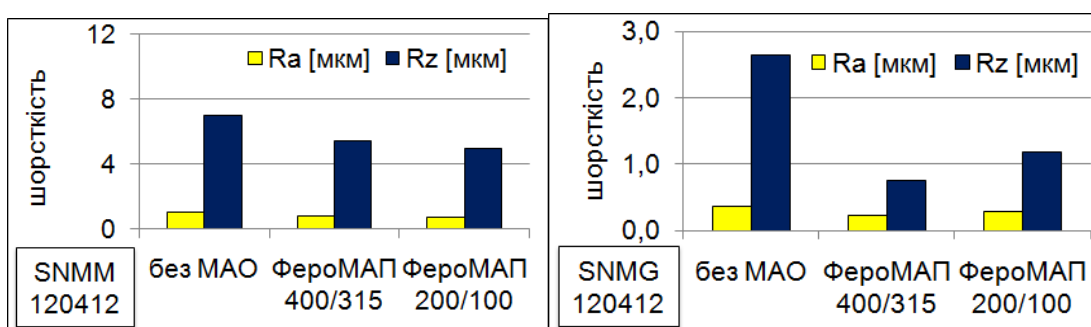


Рис. 5 - Шорсткість на задній поверхні залежно від використаного МАІ.

Разом із зниженням значень шорсткості спостерігалось покращення стану опорної поверхні оброблених передньої та задньої поверхонь (рис. 6). У результаті магнітно-абразивної обробки було досягнуто зниження величини параметра Rk на 30%. Це стало можливим внаслідок того, що під час MAO абразивні зерна зрізують вершини мікропрофілю поверхні пластин. На рис. 7 представлено зображення вигляду задньої поверхні оброблених шляхом MAO

твердосплавних змінних пластин. Тут також помітна значна кількість викришувань карбідних включень на поверхні пластин типу SNMM.

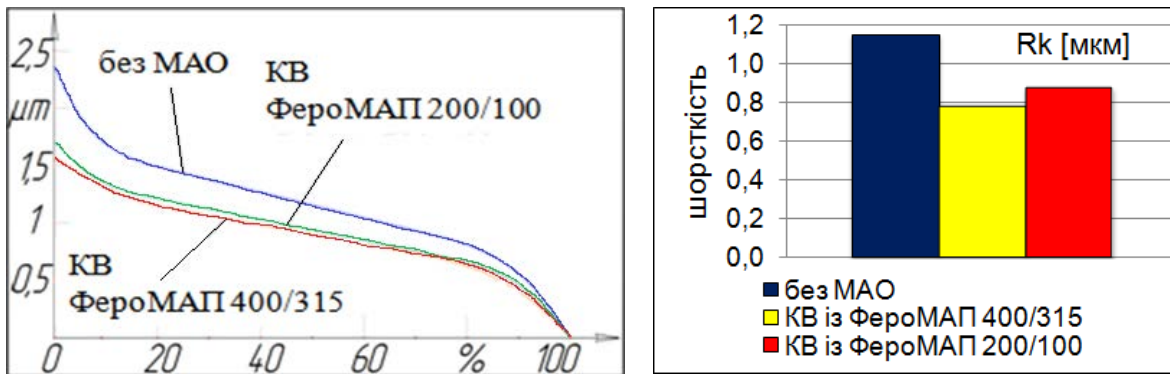


Рис. 6 - Крива розподілу матеріалу та значення параметру R_k на задній поверхні залежно від використаного МАІ (пластини типу SNMG)

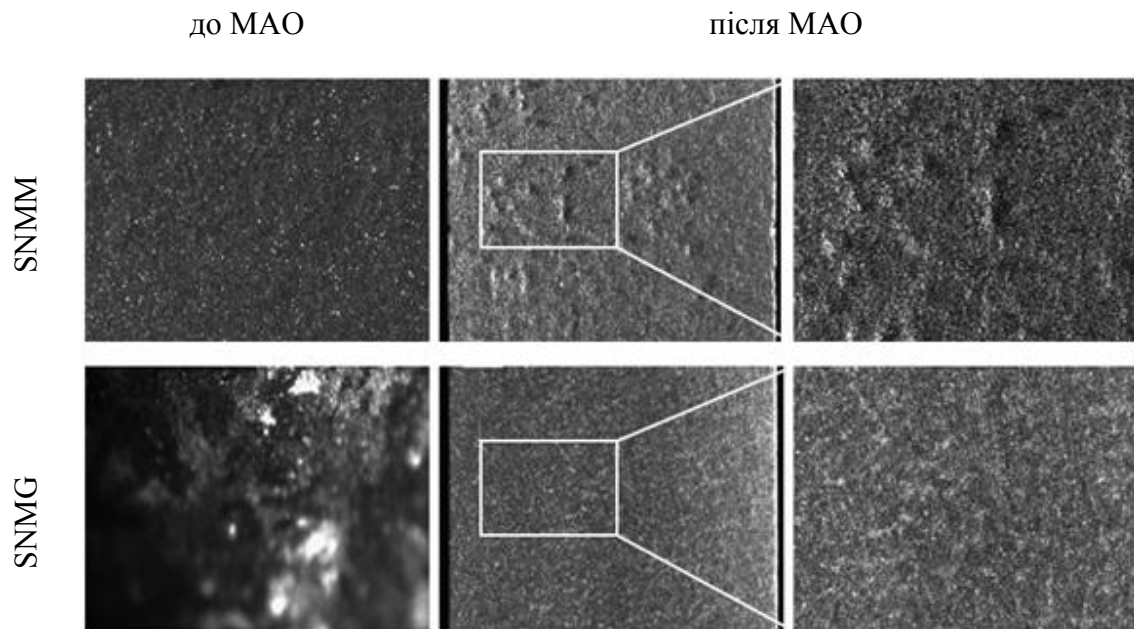


Рис. 7 - Задня поверхня різальних пластин до та після MAO

Результати досліджень поверхневої твердості

Виконані дослідження поверхневої твердості БНТП, оброблених на експериментальному обладнанні показали, що найбільш рівномірний наклеп робочих елементів БНТП забезпечується при куті нахилу пластини в процесі MAO по відношенню до площини КВ рівному $20-30^\circ$. Характер зміни середньої величини поверхневої твердості HV_{200} в залежності від кута нахилу пластин при обробці порошком ФероМАП із розміром частинок рівним 200/100 мкм та додаванням пасти АСМ (3/2) представлені на рис. 8. Варіювання умовами MAO показали, що найкращі результати по зміцненню поверхні БНТП – коефіцієнт $K=1,35$ – було забезпечено при обробці порошком ФероМАП 200/100 мкм з додаванням алмазної пасти, при швидкості обертання навколо кільцевої ванни рівною 3,3 м/с, частотою обертання шпинделя 400 хв.^{-1} , магнітній індукції у робочих зазорах рівній 0,23 Тл, куті нахилу пластини $20-30^\circ$ та із часом обробки

120с із реверсом обертання. При використанні для формування магнітно-абразивного інструмента порошка ФероМАП 400/315 мкм, зберігаючи при цьому всі інші умови обробки, величина коефіцієнту зміцнення зростає до $K=1,5-1,57$. Це пов'язано із тим, що більш великі зерна забезпечують більш вагомий вклад у сили динамічного походження – ударної взаємодії – під час MAO.

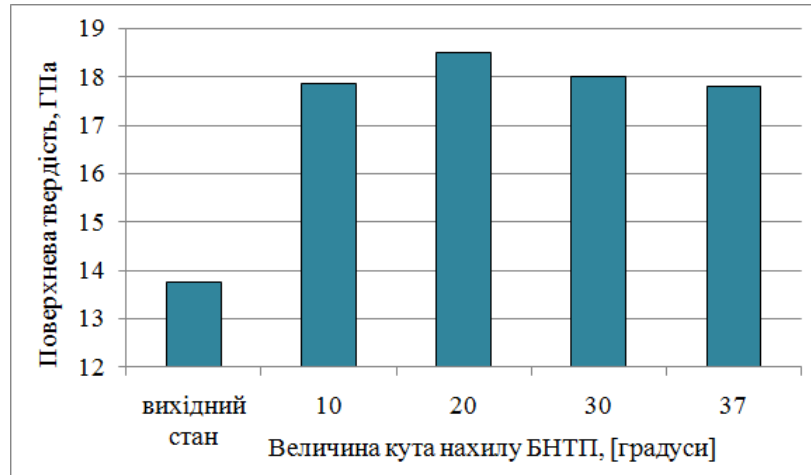


Рис. 8 - Зміна середньої величини поверхневої твердості HV_{200} залежно від кута нахилу БНТП фірми SANDVIK під час MAO.

Дослідження працездатності БНТП

В результаті проведених досліджень показано позитивний вплив MAO на якість тврдосплавного інструменту. Виконано дослідження впливу процесу MAO на експлуатаційну стійкість БНТП. Порівняно із необробленими пластинами у інструмента після MAO зафіксовано зростання стійкості на майже 20% після 90 хвилин точіння (рис. 9). Цей результат спостерігався незалежно від величини отриманого радіусу РК та якості пластин до обробки. Зафіксовано, що процес різання відбувався більш стабільно. Величина зносу протягом перших хвилин роботи знизилася, не було зафіксовано наявності її різкого зростання, притаманної процесу припрацювання інструменту.

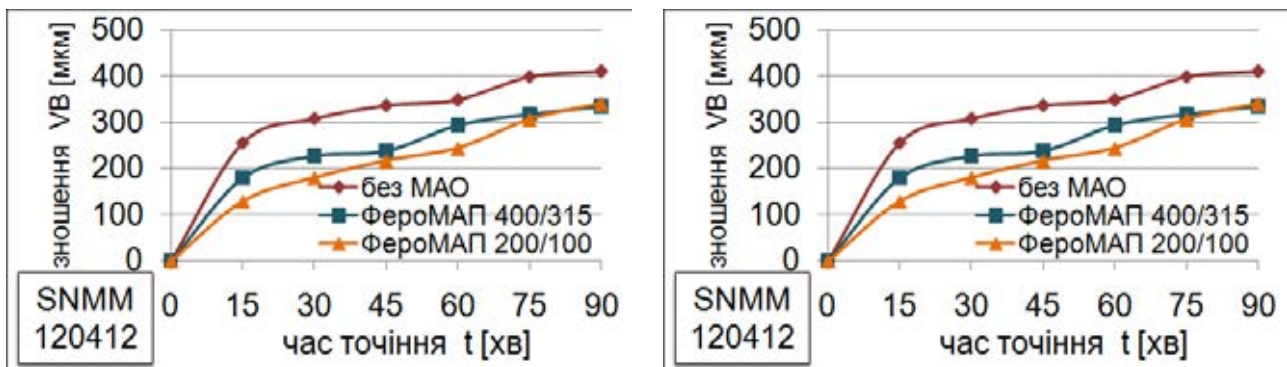


Рис. 9 - Графік зношення по задній поверхні залежно від часу роботи БНТП

Значного впливу розміру частинок зерен МАІ на стійкісні характеристики, на відміну від впливу на мікрогеометрію оброблюваного інструменту, зафіксовано не було. На рис. 10 та 11 зображено вигляд задньої поверхні багатограничних пластин після їх експлуатації протягом 90 хвилин.

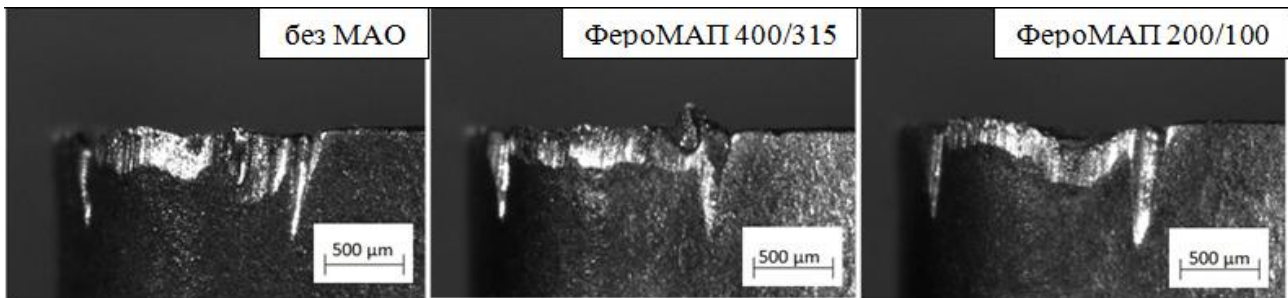


Рис. 10 - Вигляд фаски зношення на задній поверхні пластин типу SNMM після експлуатації (точіння) протягом 90 хвилин.

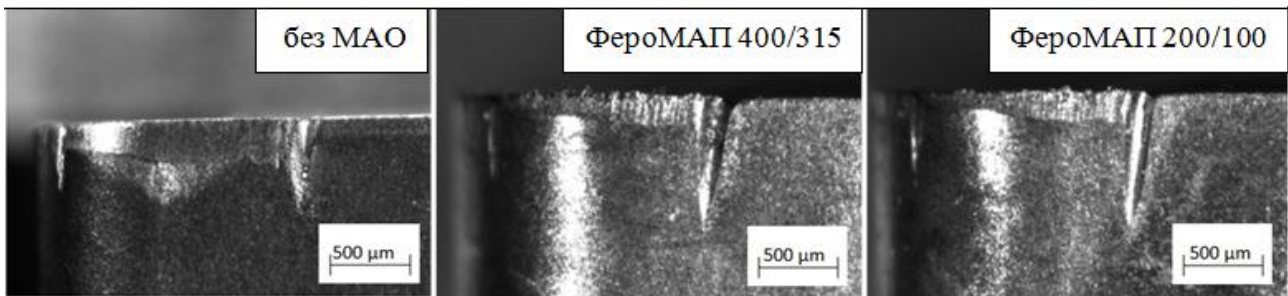


Рис. 11 - Вигляд фаски зношення на задній поверхні пластин типу SNMG після експлуатації (точіння) протягом 90 хвилин.

Висновки

В результаті досліджень доведено позитивний вплив методу MAO для отримання певної мікрогеометрії РК, а саме розмірів та форми її округлення, та значно знизити шорсткість, як на самій РК, так на її формоутворюючих поверхнях. При цьому важливу роль має якість оброблених пластин та параметри МАІ. Внаслідок MAO підвищується мікротвердість поверхневого шару різального інструмента, що веде до збільшення його зносостійкості. При цьому майже зникають проблеми пов'язані з інтенсивним зношенням під час перших хвилин роботи інструмента, що робить процес різання обробленим шляхом MAO інструментом більш надійним та стабільним.

Література: 1. Барон Ю.М. Технология абразивной обработки между магнитными полюсами / Ю.М.Барон – Машиностроение, 1975. 2. Коновалов Е. Принципы магнитно-абразивной обработки / Е.Коновалов, Ф.Сакулевич // – Наука и техника, 1974. 3. Сакулевич Ф.Ю. Магнитно-абразивная обработка высокоточных заготовок / Ф.Ю.Сакулевич – Мн. : Высшая школа, 1977. 4. Byelyayev O. Erhöhung der Leistungsfähigkeit von HSS-Spiralbohrern durch Einsatz der magnetabrasiven Bearbeitung. Diss. / O.Byelyayev / OvGU Magdeburg, Shaker Verlag 2008. 5. Майборода В.С. Основи створення і використання порошкового магнітно-абразивного інструменту для фінішної обробки фасонних поверхонь: дис. ... докт.техн.наук. / В.С.Майборода // – Київ, 2001. – 404с.

ВПЛИВ МАГНІТНО-АБРАЗИВНОГО ОБРОБЛЕННЯ НА ЯКІСТЬ ЗМІННИХ ТВЕРДОСПЛАВНИХ ПЛАСТИН

Климов О.М., Дюбнер Л.Г., Майборода В.С.

Було досліджено вплив магнітно-абразивної обробки на якість твердосплавних пластинок. Було встановлено, що функціональність інструменту збільшилася в 1,2 - 1,5 разу. Що включає комплексний ефект процесу обробки на поверхню пластин, який складається з удосконалення їх мікрогеометрії і фізично-механічних властивостей.

ВЛИЯНИЕ МАГНИТНО-АБРАЗИВНОГО ОБРАБАТЫВАНИЯ НА КАЧЕСТВО ПЕРЕМЕННЫХ ТВЕРДОСПЛАВНЫХ ПЛАСТИН

Климов О.М., Дюбнер Л.Г., Майборода В.С.

Было исследовано влияние магнитно-абразивной обработки на качество твердосплавных пластинок. Было установлено, что функциональность инструмента увеличилась в 1,2 - 1,5 раза. Что включает комплексный эффект процесса обработки на поверхность пластин, который состоит из усовершенствования их микрогеометрии и физическо-механических свойств.

INFLUENCE OF MAGNETICALLY-ABRASIVE TREATMENT ON QUALITY OF VARIABLE HARD-ALLOY PLASTINS

Klimov O.M., Dyubner I.G., Mayboroda V.S.

The influence of magneto-abrasive treatment on the quality of hard-alloy inserts has been explored. It was established that the functionality of the instrument increases by 1,2 - 1,5 times. This is connected to the complex effect of handling process on the surface of inserts, which consists of improvement of their microgeometry and physical-mechanical properties.

Ключові слова: магнітно-абразивна обробка, твердосплавна пластина, мікрогеометрія, фізично-механічні властивості.

УДК 621.91

Мановицкий А.С.

ИСМ им. В.Н.Бакуля НАН Украины, г. Киев, Украина

ОПРЕДЕЛЕНИЕ УГЛА СДВИГА ПРИ РЕЗАНИИ МАЛОПЛАСТИЧНЫХ УГЛЕРОДИСТЫХ СПЛАВОВ

Введение

В исследованиях процесса резания металлов и сплавов основное место занимает явление стружкообразования, поскольку именно отделением материала припуска от заготовки с образованием стружки процесс резания отличается от других методов обработки. В зависимости от степени пластичности обрабатываемого материала в процессе резания происходит преимущественно либо пластическое течение металла в зоне резания, либо его разрушение с образованием и развитием трещин и последующим отделением стружки того или иного вида. Несмотря на обилие подходов к оценке природы компрессионных и сдвиговых деформаций в зоне резания, основанных на численных методах определения напряженно-деформированного состояния, они не всегда в достаточно полной мере описывают физическую сущность протекающих процессов.

Начиная с исследований И.А. Тиме, К.А. Зворыкина, А.А. Брикса, А.М. Розенберга, и в последующих работах А.М. Розенберга и О.А. Розенберга, Н.Н. Зорева С.С. Силина, А.А. Виноградова, Э.К. Посвятенко, и других ученых предлагались различные модели зоны деформации при резании с одной или несколькими плоскостями сдвига. Несмотря на значительные успехи в описании процесса, точное и полное описание явлений в зоне резания пока не предложено и, по-видимому, для универсального описания обработки всех типов обрабатываемых материалов инструментами из всех видов инструментальных материалов в широком диапазоне технологических условий обработки предложено быть не может. При этом, подавляющее число исследователей склоняется к мысли, что процесс стружкообразования является результатом пластического сдвига металла в зоне деформации. Этот подход вполне справедлив для пластичных сплавов при их резании с малыми скоростями, но в то же время не в полной мере объясняет такие явления, как завивание сливной стружки и образование элементов стружки с формой их поперечного сечения, близкой к треугольной. И вместе с тем, большинство авторов приходят к согласованному выводу о том, что в зоне пластической деформации действуют большие сжимающие напряжения, препятствующие разрыву материала, несмотря на то, что относительная деформация превосходит значение, при котором происходит разрушение образца при растяжении. Эти оба утверждения, безусловно, справедливы, но рассматривая их как отдельные, а не взаимозависимые процессы, исследователи не могут в полной мере описать процесс стружкообразования.

Несмотря на то, что при резании пластичных материалов, особенно при обработке материала в отожженном состоянии с низкой скоростью, более реалистичной представляется модель с развитой зоной деформации, аналитические исследования с применением моделей с одной плоскостью сдвига имеют более завершённый вид и при обработке с высокими скоростями резания становятся все же более приемлемыми. Особенно это проявляется при обработке малопластичных и хрупких материалов [1].

Условно по соотношению предела текучести к пределу прочности обрабатываемые материалы можно разделить на весьма пластичные при $\sigma_T(\sigma_{0,2})/\sigma_B = 0,45 \div 0,55$; пластичные при $\sigma_T/\sigma_B = 0,55 \div 0,70$; малопластичные материалы, имеющие соотношение $\sigma_T/\sigma_B = 0,70 \div 0,90$, и хрупкие – практически не обладающие текучестью [3]. В соответствии с этим признаком практически все закаленные стали и отбеленные, ковкие, высокопрочные чугуны можно отнести к малопластичным материалам.

Материал припуска в зоне деформации, особенно при обработке инструментом с отрицательными значениями переднего угла, испытывает деформации сжатия с последующим его вытеснением (сдвигом) в стружку. Измеренная твердость корня стружки и ее распределение по его поперечному сечению показывают, что в наибольшей степени деформируются и упрочняются слои, прилегающие непосредственно к границам зоны резания. Как видно из рис. 1, наиболее высокая твердость упрочненной стружки наблюдается на границе с передней поверхностью резца и в зоне резания, прилегающей к поверхности резания [8].

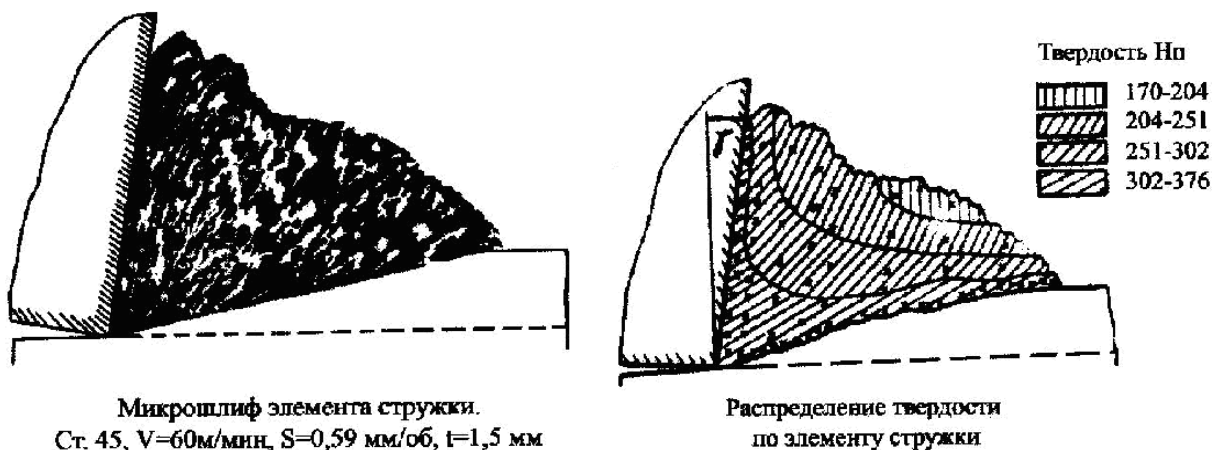


Рис.1 – Микрошлиф отделяемого элемента стружки с образующейся текстурой

Многочисленные шлифы, раскрывающие текстуру линий сдвига материала, переходящего в стружку, наилучшим образом представлены в исследованиях Н.Н. Зорева [2] и показанные на рис. 2, получены при скоростях резания, на порядок меньших по сравнению со скоростями резания труднообрабатываемых железоуглеродистых сплавов резцами, оснащенными поликристаллами кубического нитрида бора. Соответственно, температуры в зоне стружкообразования также не принимали значений порядка $950^{\circ}\text{C} - 1100^{\circ}\text{C}$ [5,

10], как это имеет место при точении закаленных сталей, а значит и состояние, а также напряжения и деформации обрабатываемого материала отличались. В случае сливного стружкообразования очень непросто отделить зону первичной деформации от части материала припуска, уже перешедшего в стружку. Значительно легче сделать это, когда образуется элементная или суставчатая стружка.

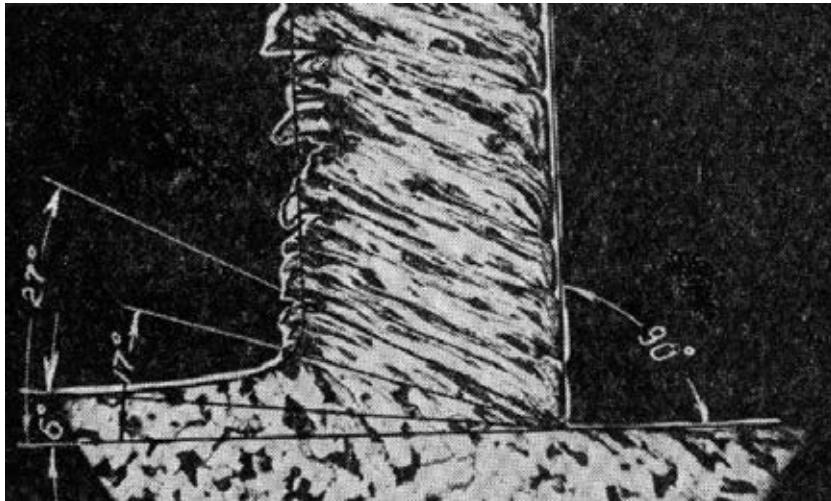


Рис. 2 - Границы зоны деформации при стружкообразовании и угол направления текстуры при свободном прямоугольном резании стали 20Х с малой скоростью $V = 0,7$ м/мин, $a = 0,065$ мм

На рис. 3 показана последовательности зарождения и образования элемента стружки [1], зафиксированная с помощью скоростной киносъемки с частотой 1500 кадров в секунду.



Рис. 3. Схема образования элементной стружки и текстуры при частоте скоростной съемки 1500 кадров в секунду холоднотянутой стали типа 20Г. Толщина среза – 0,25 мм

Кадры получены при прямоугольном свободном резании холоднотянутой стали типа Сталь 20Г со скоростью резания 40 м/мин и толщиной среза 0,25 мм. Уже на этапе зарождения элемента стружки в отделяемом материале начинают просматриваться линии текстуры сдвига

материала, которые более отчетливо наблюдаются в уже отделившихся элементах стружки. При этом направление линий сдвига сохраняется. До тех пор, пока нормальные напряжения в элементарном объеме деформируемого материала уравниваются касательными напряжениями на передней поверхности резца, сдвиг не происходит, материал припуска пластически деформируется и вытесняется из зоны деформации на переднюю поверхность резца. Как только напряжения сжатия достигают предела прочности материала, происходит разрушение его элементарного объема и смещение по плоскости сдвига и по передней поверхности. Следует признать справедливость утверждения С.С.Силина [9] о том, что сила стружкообразования при резании вызывает значительное сжатие и упруго-пластическое деформирование металла снимаемого припуска с последующим пластическим сдвигом (разрушением). Однако, утверждение о том, что равнодействующая сила стружкообразования всегда должна составлять угол 45° с условной плоскостью сдвига, как это имеет место при разрушении образца при его сжатии, представляется недостаточно обоснованным. При разрушении образца угол 45° образуется, как половина угла между основанием, на котором расположен нагружаемый образец, и направлением действия приложенной силы. При этом линия сдвига образца проходит через центр тяжести продольного сечения разрушаемого образца. Эта зона будет представлять собой неправильную фигуру, близкую к треугольнику. И сдвиг в объемах снимаемого припуска будет наиболее вероятно происходить по плоскости, угол наклона которой будет находиться между передней поверхностью резца и нижней границей зоны стружкообразования и наиболее вероятно проходить через центр тяжести геометрической фигуры, представляющей собой проекцию зоны деформации на плоскость YZ .

Представим зону резания, как показано на рис 4. В этом случае зона стружкообразования будет ограничиваться снизу линией AE , а со стороны передней поверхности резца – линией AB .

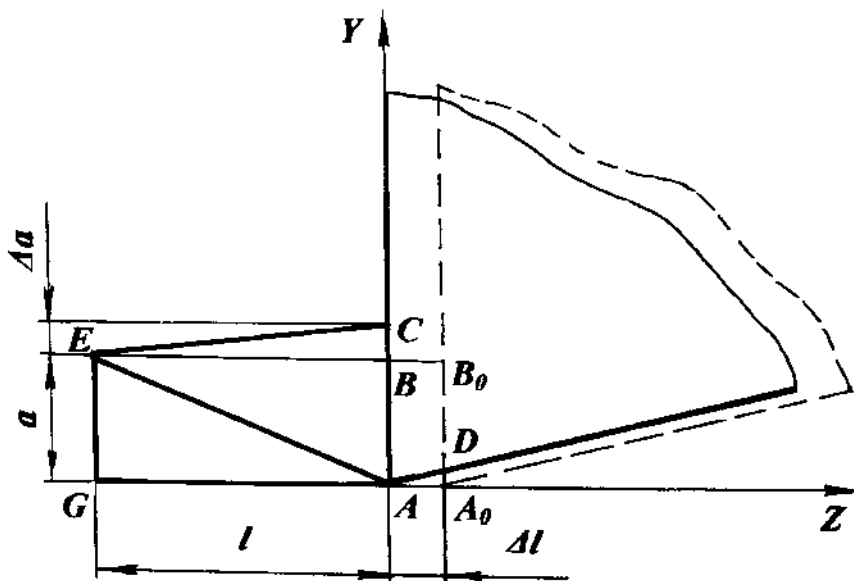


Рис. 4. Схема зоны деформации снимаемого припуска

Для упрощення викладок и для большей наглядности предположим, что передний угол резца равен нулю. Тогда элементарный (мгновенный) объем припуска, снимаемого резцом при свободном прямоугольном резании за бесконечно малый отрезок времени ΔT , упрощенно может быть представлен в виде треугольника A_0EB_0 , который мгновенно трансформируется в треугольник AEC , при перемещении резца на расстояние Δl , как показано на рис. 4. При этом площади сечений треугольника ABE и прямоугольника A_0ABD будут равны.

Непосредственно перед разрушением элементарного объема припуска и образования элемента стружки площадь поперечного сечения такого объема ближе всего может быть представлена треугольником AEC . Находя и приравнивая площади указанных фигур, получаем уравнение (1), решая которое относительно l , находим значение высоты BE треугольника AEC .

$$\frac{1}{2}l \cdot \Delta a = \Delta l \cdot a \quad (1)$$

$$l = \frac{2a \cdot \Delta l}{\Delta a} \quad (2)$$

Для лучшего представления площади сечения элементарного объема снимаемого припуска после пластической деформации непосредственно перед сдвигом и нахождения положения плоскости сдвига произведем дополнительные построения, как показано на рис.5.

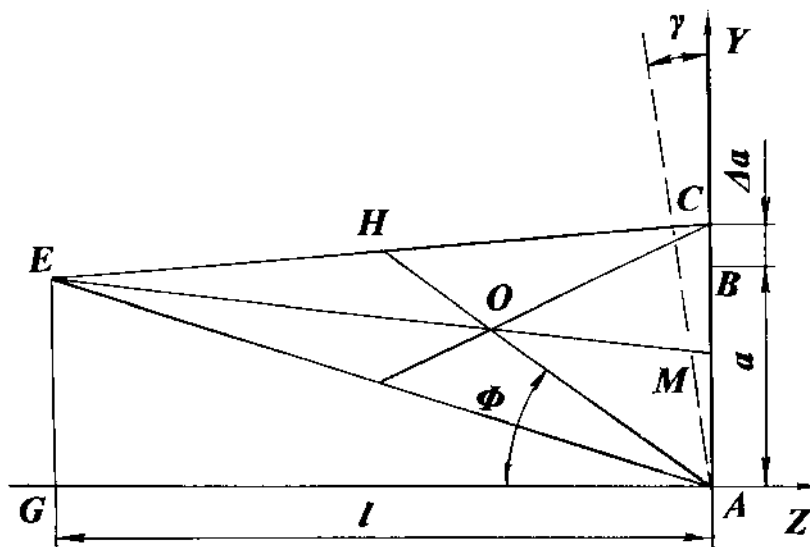


Рис. 5 - Схема для нахождения угла наклона главной плоскости сдвига пластически деформированного припуска в зоне резания

Выражая через тангенс угла EAG отношение толщины среза к высоте треугольника AEC , находим значение этого угла (3):

$$\angle EAG = \operatorname{arctg} \frac{a}{l} \quad (3)$$

Принимая во внимание допущение, что линия разрушения (сдвига) элементарного объема проходит через его центр тяжести, находим эту точку O на треугольнике AEC , которая является центром тяжести поперечного сечения зоны стружкообразования. Проведенная через центр тяжести O и вершину резца A медиана AO стороны треугольника AEC , разделит угол EAC в соотношении 1:3.

Поскольку угол сдвига Φ равен сумме угла EAG и $1/3$ угла CAE , находим значение последнего из уравнения (4):

На рис. 3 показана последовательности зарождения и образования элемента стружки [1], зафиксированная с помощью скоростной киносъемки с частотой 1500 кадров в секунду.



Рис. 3 - Схема образования элементной стружки и текстуры при частоте скоростной съемки 1500 кадров в секунду холоднотянутой стали типа 20Г. Толщина среза – 0,25 мм

Кадры получены при прямоугольном свободном резании холоднотянутой стали типа Сталь 20Г со скоростью резания 40 м/мин и толщиной среза 0,25 мм. Уже на этапе зарождения элемента стружки в отделяемом материале начинают просматриваться линии текстуры сдвига материала, которые более отчетливо наблюдаются в уже отделившихся элементах стружки. При этом направление линий сдвига сохраняется. До тех пор, пока нормальные напряжения в элементарном объеме деформируемого материала уравниваются касательными напряжениями на передней поверхности резца, сдвиг не происходит, материал припуска пластически деформируется и вытесняется из зоны деформации на переднюю поверхность резца. Как только напряжения сжатия достигают предела прочности материала, происходит разрушение его элементарного объема и смещение по плоскости сдвига и по передней поверхности. Следует признать справедливость утверждения С.С.Силина [9] о том, что сила стружкообразования при резании

вызывает значительное сжатие и упруго-пластическое деформирование металла снимаемого припуска с последующим пластическим сдвигом (разрушением). Однако, утверждение о том, что равнодействующая сила стружкообразования всегда должна составлять угол 45° с условной плоскостью сдвига, как это имеет место при разрушении образца при его сжатии, представляется недостаточно обоснованным. При разрушении образца угол 45° образуется, как половина угла между основанием, на котором расположен нагружаемый образец, и направлением действия приложенной силы. При этом линия сдвига образца проходит через центр тяжести продольного сечения разрушаемого образца. Эта зона будет представлять собой неправильную фигуру, близкую к треугольнику. И сдвиг в объемах снимаемого припуска будет наиболее вероятно происходить по плоскости, угол наклона которой будет находиться между передней поверхностью резца и нижней границей зоны стружкообразования и наиболее вероятно проходить через центр тяжести геометрической фигуры, представляющей собой проекцию зоны деформации на плоскость YZ .

Представим зону резания, как показано на рис 4. В этом случае зона стружкообразования будет ограничиваться снизу линией AE , а со стороны передней поверхности резца – линией AB .

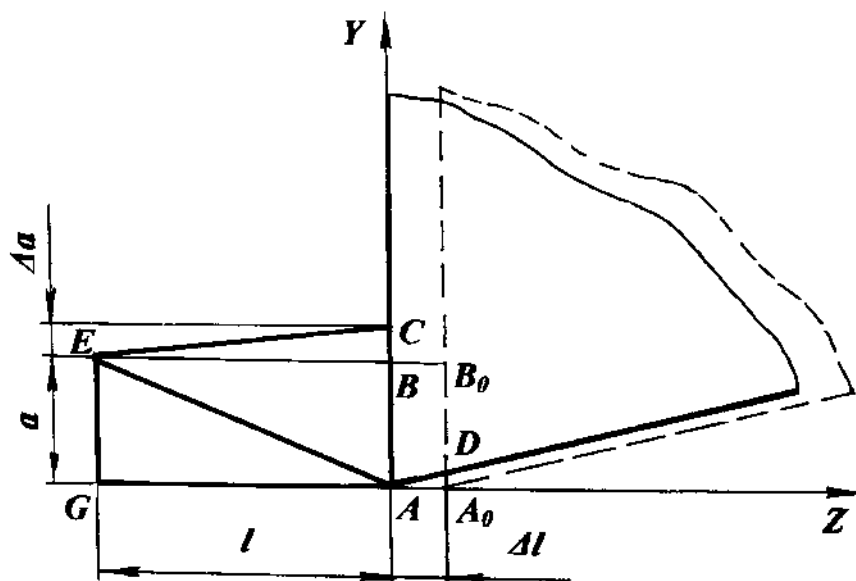


Рис. 4. Схема зоны деформации снимаемого припуска

Для упрощения выкладок и для большей наглядности предположим, что передний угол резца равен нулю. Тогда элементарный (мгновенный) объем припуска, снимаемого резцом при свободном прямоугольном резании за бесконечно малый отрезок времени ΔT , упрощенно может быть представлен в виде треугольника A_0EB_0 , который мгновенно трансформируется в треугольник AEC , при перемещении резца на расстояние Δl , как показано на рис. 4. При этом площади сечений треугольника ABE и прямоугольника A_0ABD будут равны.

Непосредственно перед разрушением элементарного объема припуска и образования элемента стружки площадь поперечного сечения такого объема ближе всего может быть представлена треугольником AEC . Находя и

приравнивая площади указанных фигур, получаем уравнение (1), решая которое относительно l , находим значение высоты BE треугольника AEC .

$$\frac{1}{2}l \cdot \Delta a = \Delta l \cdot a \quad (1)$$

$$l = \frac{2a \cdot \Delta l}{\Delta a} \quad (2)$$

Для лучшего представления площади сечения элементарного объема снимаемого припуска после пластической деформации непосредственно перед сдвигом и нахождения положения плоскости сдвига произведем дополнительные построения, как показано на рис.5.

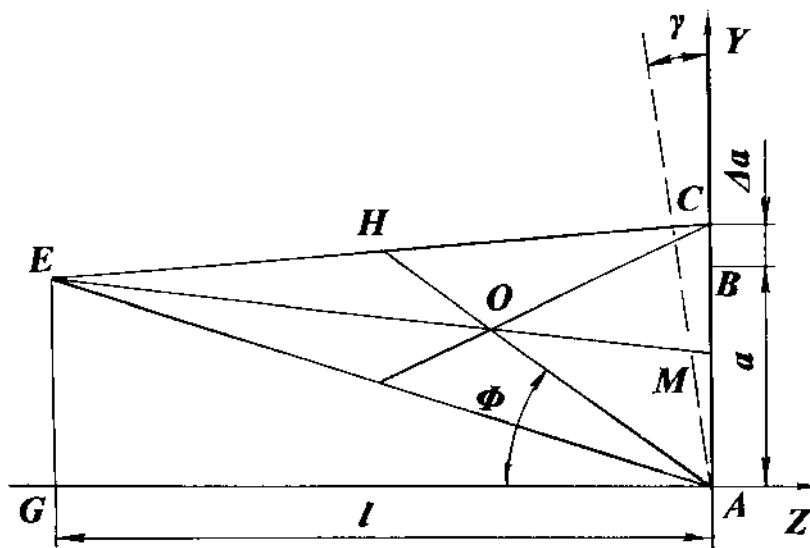


Рис. 5 - Схема для нахождения угла наклона главной плоскости сдвига пластически деформированного припуска в зоне резания

Выражая через тангенс угла EAG отношение толщины среза к высоте треугольника AEC , находим значение этого угла (3):

$$\angle EAG = \operatorname{arctg} \frac{a}{l} \quad (3)$$

Принимая во внимание допущение, что линия разрушения (сдвига) элементарного объема проходит через его центр тяжести, находим эту точку O на треугольнике AEC , которая является центром тяжести поперечного сечения зоны стружкообразования. Проведенная через центр тяжести O и вершину резца A медиана AN стороны треугольника EC , разделит угол EAC в соотношении 1:3.

Поскольку угол сдвига Φ равен сумме угла EAG и $1/3$ угла CAE , находим значение последнего из уравнения (4):

$$\angle CAE = \left(\frac{\pi}{2} - \operatorname{arctg} \frac{a}{l} \right) = \operatorname{arcctg} \frac{a}{l} \quad (4)$$

После подстановки полученного значения получаем уравнение для нахождения угла наклона условной плоскости сдвига:

$$\Phi = \operatorname{arctg} \frac{a}{l} + \frac{1}{3} \operatorname{arcctg} \frac{a}{l} \quad (5)$$

И после подстановки значения l из уравнения (1) и сокращения на a числителя и знаменателя обоих слагаемых получаем следующее уравнение для нахождения угла наклона условной плоскости сдвига:

$$\Phi = \operatorname{arctg} \frac{\Delta a}{2\Delta l} + \frac{1}{3} \operatorname{arcctg} \frac{\Delta a}{2\Delta l} \quad (6)$$

Поскольку в рассматриваемом случае Δl и Δa представляют собой относительные изменения линейных размеров при сжатии и пластическом деформировании материала припуска непосредственно перед сдвигом, то можно их представить, как относительное укорочение δ и относительное утолщение ψ , при сжатии в условиях температур, близких к тем, которые имеют место при резании [7]. После подстановки этих характеристик обрабатываемого материала в уравнение (6) получаем выражение для нахождения угла наклона условной плоскости сдвига в зависимости от свойств обрабатываемого материала при нулевом значении переднего угла резца:

$$\Phi = \operatorname{arctg} \frac{\psi}{2\delta} + \frac{1}{3} \operatorname{arcctg} \frac{\psi}{2\delta} \quad (7)$$

При наличии у резца переднего угла, отличного от нуля, уравнение (7) преобразуется в уравнение вида:

$$\Phi = \operatorname{arctg} \frac{\psi}{2\delta} + \frac{1}{3} \operatorname{arcctg} \frac{\psi}{2\delta} \pm \gamma \quad (8)$$

Причем знак «минус» применяется для отрицательного угла, а знак «плюс» - для положительного.

Для расчета равнодействующей силы стружкообразования при разрушении элементарного объема материала снимаемого припуска необходимо определить площадь контакта передней поверхности резца со снимаемым при резании припуском и площадь сдвига. Длина проекции плоскости сдвига AH (медиана треугольника AEC) может быть найдена из следующего уравнения:

$$AH = \frac{a + \Delta a}{\cos\left(\frac{\pi}{2} - \gamma - \Phi\right)} = \frac{a(1 + \psi)}{\sin(\gamma + \Phi)} \quad (9)$$

Из уравнения (9) можно перейти к площади плоскости сдвига элементарного объема припуска, умножив длину медианы AH на длину режущей кромки b : После расчета площади сечения среза припуска (контакта передней поверхности резца со снимаемым припуском) [6] и проецирования ее на площадь сдвига, получим следующее уравнение:

$$A_{\Phi} = \frac{a(1+\psi) \cdot b}{\sin(\gamma + \Phi)} \quad (10)$$

В простейшем случае прямоугольного свободного резания площадь сечения среза и является площадью контакта припуска по передней поверхности, т.е. произведением толщины среза на длину режущей кромки резца. Для случаев практического применения площади контакта нужно либо рассчитывать с применением уравнений, полученных С.С. Силиным [9], либо произвести отдельно расчет действительной площади контакта типовых режущих элементов со срезаемым припуском [4]. После расчета площади сечения среза припуска (контакта передней поверхности резца со снимаемым припуском) A_{γ} можно спроецировать ее на площадь сдвига A_{Φ} , разделив на знаменатель уравнения (10).

Как доказано фундаментальными исследованиями Н.Н. Зорева механики процесса резания металлов [2], обобщившего многочисленные результаты отечественных и зарубежных исследователей, с увеличением скорости резания ширина пластической зоны становится очень малой и практически превращается в плоскость и тогда становится справедливым уравнение, описывающее зависимость между углами сдвига, трения и передним углом резца (11):

$$2\Phi + \beta - \gamma = \frac{\pi}{2} \quad (11)$$

Где: β – угол трения;
 γ – передний угол резца.

Исходя из равновесия сил, действующих на стружку и резец, имеем зависимость угла действия силы стружкообразования (угла между вектором равнодействующей силы стружкообразования и плоскостью сдвига):

$$\Theta = \Phi + \beta - \gamma \quad (12)$$

Зная угол сдвига Φ и получив угол трения β из уравнения (9), получаем угол действия Θ , после чего можем определить расчетным способом радиальную (нормальную) P_y и тангенциальную P_z составляющие силы

стружкообразования, а также силу нормального давления N_γ и силу трения F_γ на передней поверхности резца.

Сила стружкообразования, действующая со стороны передней поверхности резца, может быть рассчитана как равнодействующая силы трения F_γ и силы нормального давления N_γ по следующему уравнению:

$$R_C = \sqrt{F_\gamma^2 + N_\gamma^2} \quad (13)$$

Поскольку эти составляющие силы взаимосвязаны коэффициентом трения $\mu = \operatorname{arctg} \beta$, преобразуем равенство (13) с учетом формул приведения в следующий вид:

$$R_C = N_\gamma \sqrt{\operatorname{tg}^2 \beta + 1} = \frac{N_\gamma}{\cos \beta} \quad (14)$$

Со стороны нижней границы зоны стружкообразования на линию сдвига также действует равная и противоположно направленная сила R_C , которую можно найти из преобразований силы нормального давления R_N , выраженной как произведение предела текучести обрабатываемого материала и площади среза A_Φ :

$$R_C = \frac{R_N}{\cos\left(\frac{\pi}{2} - \Theta\right)} = \frac{\sigma_T \cdot A_\Phi}{\sin \Theta} \quad (15)$$

Приравняв правые части уравнений (14) и (15) для определения силы стружкообразования, имеем:

$$R_C = \frac{N_\gamma}{\cos \beta} = \frac{\sigma_T \cdot A_\Phi}{\sin \Theta} \quad (16)$$

Решая уравнение (16) относительно силы нормального давления на передней поверхности резца, находим силу N_γ с помощью следующего выражения:

$$N_\gamma = \frac{\sigma_T \cdot A_\Phi \cdot \cos \beta}{\sin \Theta}; \quad (17)$$

где σ_T (σ_B) – справочный [7] предел текучести обрабатываемого материала при температуре, близкой к температуре резания.

Литература: 1. Армарего И.Дж.А., Браун Р.Х. Обработка металлов резанием. Пер. с англ. В.А. Пастунова. М.: Машиностроение, 1977. 325 с. 2. Зорев Н.Н. Вопросы механики процесса резания металлов:- М.:Машгиз, 1956. - 363с. 3. Королев П.Г. Сопrotивление материалов. Справочник по расчетно-проектировочным работам. Киев: Вища школа, 1974, 288 с. 4. Мановицкий А.С. Расчет площади контакта острого резца круглой формы с припуском при профильном точении/-Резание и инструмент в технологических системах. Междун. науч.-техн. Сборник.- Харьков: НТУ «ХПИ», 2006.- Вып. 70.- С. 292-297. 5. Новиков Ф.В., Якимов А.В, и др. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения: В 10 т. Одесса: Одесский национальный политехнический университет, 2003. – Т. 3. Резание материалов лезвийными инструментами. - 546 с. 6. Полетика М.Ф., Гольдшмидт М.Г., Стефанов Ю.П. Математическое моделирование процесса резания // Сборник научных трудов «Вопросы механики и физики процессов резания и холодного пластического деформирования». - Киев: Изд-во института сверхтвёрдых материалов, 2002. –С.33-43. 7. Полухин П.И., Гун Г.Я., Галкин А.М. Сопrotивление пластической деформации металлов и сплавов. – М.: Металлургия, 1976. - 488 с. 8. Розенберг Ю.А. Резание материалов: Учебник для техн. Вузов.- Курган: Изд-во ОАО «Полиграфический комбинат» Зауралье: 2007.-294 с.: ил. 9. Силин С.С. Метод подобия при резании материалов. - М.: Машиностроение, 1979.-152с. 10. Experimental investigation on CBN turning of hardened AISI 52100 steel. Y. Kevin Chou Chris J. Evans, Moshe M. Barash. ""Manufacturing Engineering Laboratory, National Institute of Standards and Technology, Gaithersburg, MD, USA. School of Industrial Engineering, Purdue University, West Lafayette, IN, USA. Journal of Materials Processing Technology. 124, (2002), p.p. 274–283.

ОПРЕДЕЛЕНИЕ УГЛА СДВИГА ПРИ РЕЗАНИИ МАЛОПЛАСТИЧНЫХ УГЛЕРОДИСТЫХ СПЛАВОВ

Мановицкий А.С.

Определение угла сдвига, при свободном ортогональном резании низкопластичных железоуглеродистых сплавов выполнено аналитическим методом, основанным на механической прочности материала.

ВИЗНАЧЕННЯ КУТА ЗРУШЕННЯ ПРИ РІЗАННІ МАЛОПЛАСТИЧНИХ ВУГЛЕЦЕВИХ СПЛАВІВ

Мановицкий А.С.

Визначення кута зрушення, при вільному ортогональному різанні нізкопластичних залізовуглецевих сплавів виконано аналітичним методом, заснованим на механічній міцності матеріалу.

DETERMINATION OF CORNER OF CHANGE AT CUTTING OF LITTLEPLASTIC CARBON ALLOYS

Manovickiy A.S.

The determination of shearing angle when free orthogonal cutting of low-plastic carbon-ferrous alloys is provided by analytic method based on mechanical material resistance.

Ключевые слова: угол сдвига, углеродистые сплавы, свободное резание, ортогональное резание, нормальное давление, коэффициент трения.

УДК 621.9.02

Клименко Г.П., Андронов А.Ю.

ДГМА, г. Краматорск

**ВИЗНАЧЕННЯ ТОВЩИНИ ПЛАСТИНИ ЗБІРНОГО РІЗЦЯ В
ЗАЛЕЖНОСТІ ВІД ЙОГО РАЦІОНАЛЬНОГО РІВНЯ НАДІЙНОСТІ****Вступ**

Надійність збірною різця залежить як від його навантаження так і від несучої здатності конструкції інструмента, яка являє собою ту граничну напруга, яка характеризує міцність конструкції [1]. Якщо надійність збірною різця менше його раціонального рівня, необхідно міняти його конструктивні елементи, наприклад товщину різальної пластини, від якої в основному залежить міцність інструмента [2]. Часто використовується методика розрахунків конструкції, згідно з якою необхідна надійність заздалегідь закладається в проектувану конструкцію.

Випробування різальних інструментів як в лабораторних, так і у виробничих умовах свідчить про стохастичний характер сил різання, що виникають при обробленні деталей, а також випадкову зміну самих властивостей різального інструменту [3]. Для обліку імовірнісного характеру експлуатації інструментів необхідна інформація про закони розподілу як навантажень на інструмент, так і його несучої здатності (рис. 1).

Мета роботи – підвищення надійності різальної пластини збірною токарного різця шляхом визначення її раціональної товщини.

Для пружних систем, у рамках яких розглядається збірний різець, залежність максимальних напруг S від навантаження q у загальному вигляді

$$S = K_C q, \quad (1)$$

де K_C – коефіцієнт, що залежить від розмірів поперечних перерізів інструмента.

Під рівнем надійності будемо розуміти ймовірність того, що максимальна напруга, що виникає під дією навантаження, не перевищить несучої здатності:

$$H = P(R > S), \quad (2)$$

де H – рівень надійності, P – ймовірність події, R – несуча здатність, S – діюча максимальна напруга.

Якщо закон розподілу сил різання відомий, то користуючись правилами знаходження закону розподілу функцій випадкового аргументу, можна знайти закон розподілу максимальних напруг, що діють у конструкції різця $f_1(S)$.

$$f_1(S) = \frac{1}{K} f_3\left(\frac{S}{K}\right). \quad (3)$$

Закон розподілу сил різання визначається на основі статистичних даних про роботу твердосплавних різців (рис. 1), який не заперечує закону Релея. N , шт.

Несуча здатність конструкції різця також випадкова й закон її розподілу $R = f_2(R)$. Закон розподілу напружень від сил різання $q = f_2(q)$ також не заперечує закону Релея, але має інші параметри. Визначення несучої здатності

конструкції різця $R=f_2(R)$ здійснювалось на основі результатів лабораторних випробувань різців на "руйнуючу" подачу. Розподіл руйнуючої подачі, яка вважається непрямим показником міцності конструкції [2], дає змогу визначити розподіл напружень, що виникають під дією сил, що відповідають "руйнуючій" подачі. Якщо сили різання мають розподіл, що не заперечує нормальному, а зв'язок сил з напругою мають лінійний характер, то несуча здатність конструкції різця теж характеризується нормальним законом розподілу парам

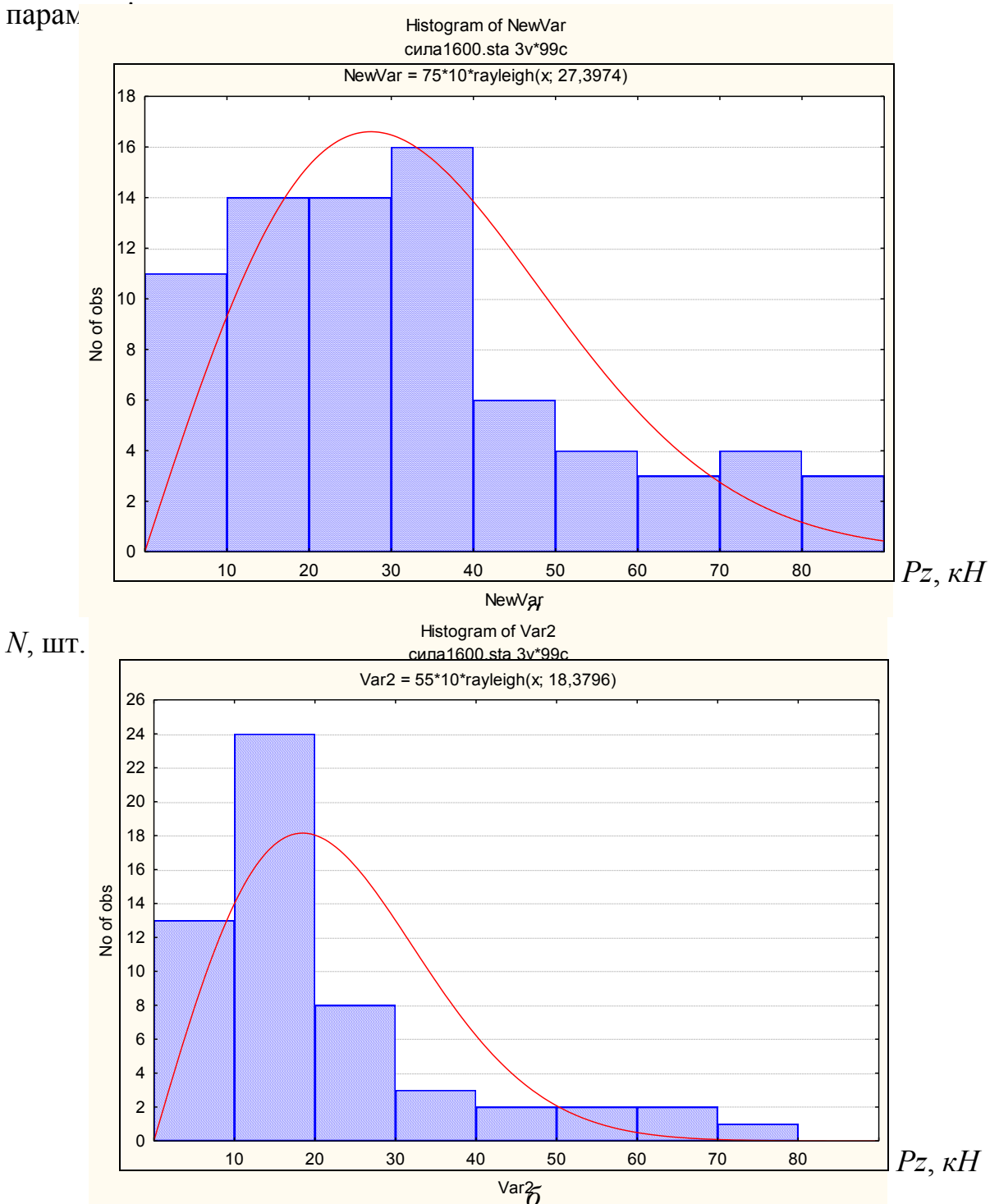


Рис. 1 – Розподіл складової сили різання P_z при обточуванні на важких токарних верстатах: a – з $D_C = 2500$ мм, b – з $D_C = 1250$ мм

Потрібно знайти розміри поперечного перерізу конструкції з умови рівності її надійності заданої.

Надійність або ймовірність безвідмовної роботи може бути визначена:

$$H = \int_{-\infty}^{\infty} f_2(R) \left[\int_{-\infty}^{\infty} f_1(S) dS \right] dR \quad (4)$$

або

$$H = \int_{-\infty}^{\infty} f_1(S) \left[\int_S^{\infty} f_2(R) dR \right] dS \quad (5)$$

Підставляючи відомі $f_1(S)$ й $f_2(R)$ в (4) або (5), інтегруючи з урахуванням заданого рівня надійності $H_{зад}$, одержимо вираження для визначення K_C :

$$K_C = \varphi(a_1, a_2, \dots, a_n, H_{зад}),$$

де a_1, a_2, \dots, a_n – відомі заздалегідь параметри законів розподілу навантаження й несучої здатності.

Знаючи K_C , можливо знайти розміри поперечного перерізу держака інструмента або різальної пластини.

При обточуванні деталей спостерігається дія великого числа випадкових факторів, підкоряються різним законам розподілу. Встановлено, що навантаження розподіляється за законом Релея

$$f_3(q) = \frac{q}{a^2} e^{-\frac{q^2}{2a^2}}, \quad (6)$$

де a, q – параметри закону розподілу Релея, а несуча здатність за нормальним законом

$$f(R) = \frac{1}{\sqrt{2\pi} \sigma_R} e^{-\frac{(R-m_R)^2}{2\sigma_R^2}}, \quad (7)$$

де m_R, σ_R – параметри закону нормального розподілу,

Відповідно до (4) і (5) рівень надійності конструкції визначається:

$$H = \int_{-\infty}^{\infty} f_3(q) \left[\int_{-\infty}^R f_1(S) dS \right] dR = \int_{-\infty}^{\infty} f_2(R) F_1(R) dR. \quad (7)$$

Підставляючи (5) і (6) в (7) одержимо

$$H = 1 - \frac{1}{\sqrt{1 + \frac{\pi\sigma_R^2}{2K^2m_q^2}}} e^{-\frac{1}{\frac{4K^2m_q^2}{\pi m_R^2} + \frac{\sigma_R}{m_R}}}. \quad (9)$$

Після перетворень це вираження стає наступного виду:

$$(1-H)^2 \left(1 + \frac{\pi m_R^2 \left(\frac{\sigma_R}{m_R} \right)^2}{2K^2 m_q^2} \right) = e^{\left(-\frac{1}{\frac{4K^2 m_q^2}{\pi m_R^2} + \frac{\sigma_R}{m_R}} \right)}. \quad (10)$$

При малій мінливості σ_R/m_R отримуємо для визначення K_h наближену залежність

$$K_h = \frac{m_R}{2m_q} \sqrt{-\frac{\pi}{\ln(1-H)}}. \quad (11)$$

Для визначення товщини пластини для середніх значень параметрів (рівень надійності 0,5) розроблені тривимірні моделі токарних різців в пакеті. Досліджувались типові схеми кріплення пластин, які найбільш частіше використовуються на сучасних машинобудівних підприємствах (рис. 2).

Розрахунок товщини пластин для твердосплавних різців для рівня надійності 0,5 здійснювався методом кінцевих елементів.

Сили різання прийняті серед ряду найчастіших виникаючих при обробленні деталей на важких токарних верстатах

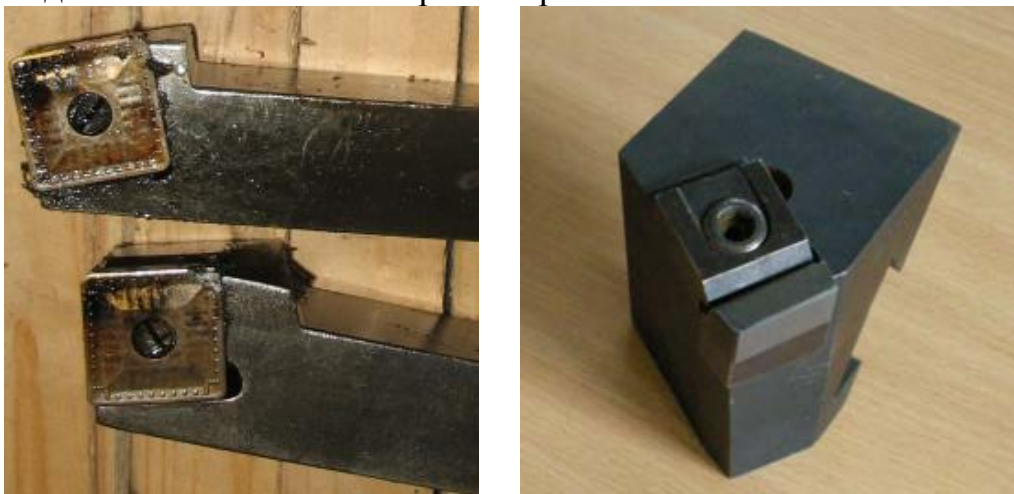


Рис. 2 – Конструкції токарних різців для обточування деталей на важких верстатах

Приклади виникаючих напружень для розрахунків геометричних параметрів різального елемента токарного різця ще на стадії проектування для заданих умов навантажень наведено на рис. 3, 4.

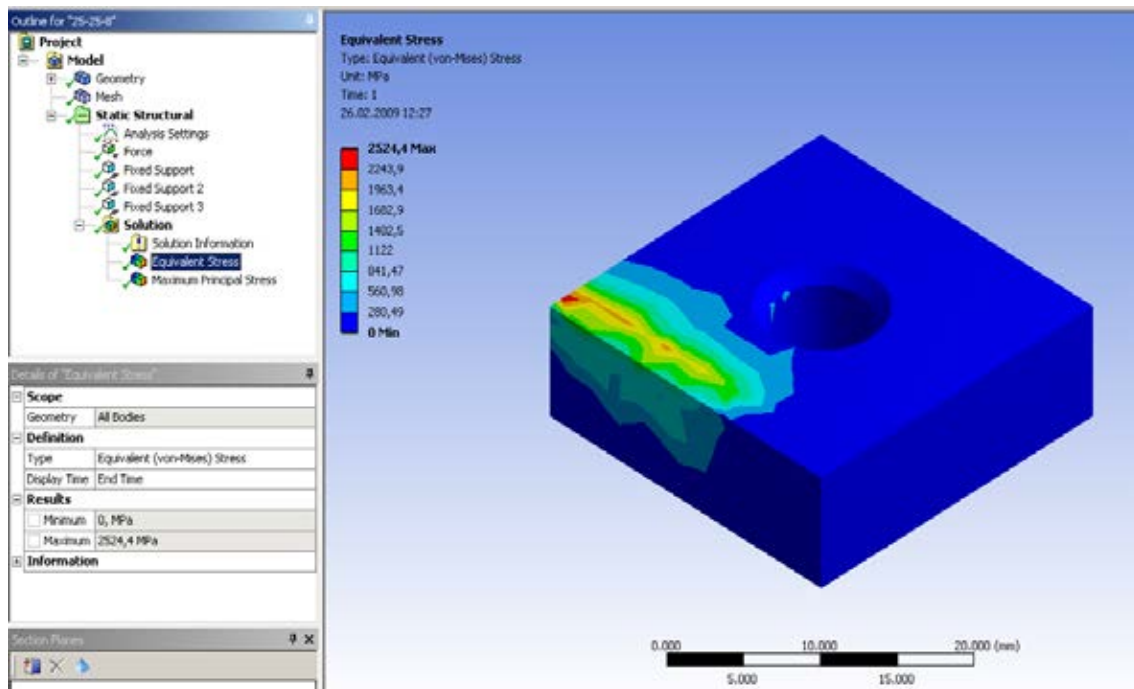


Рис. 3 – Розподіл еквівалентних напруг, які виникають в різальній пластині квадратної форми

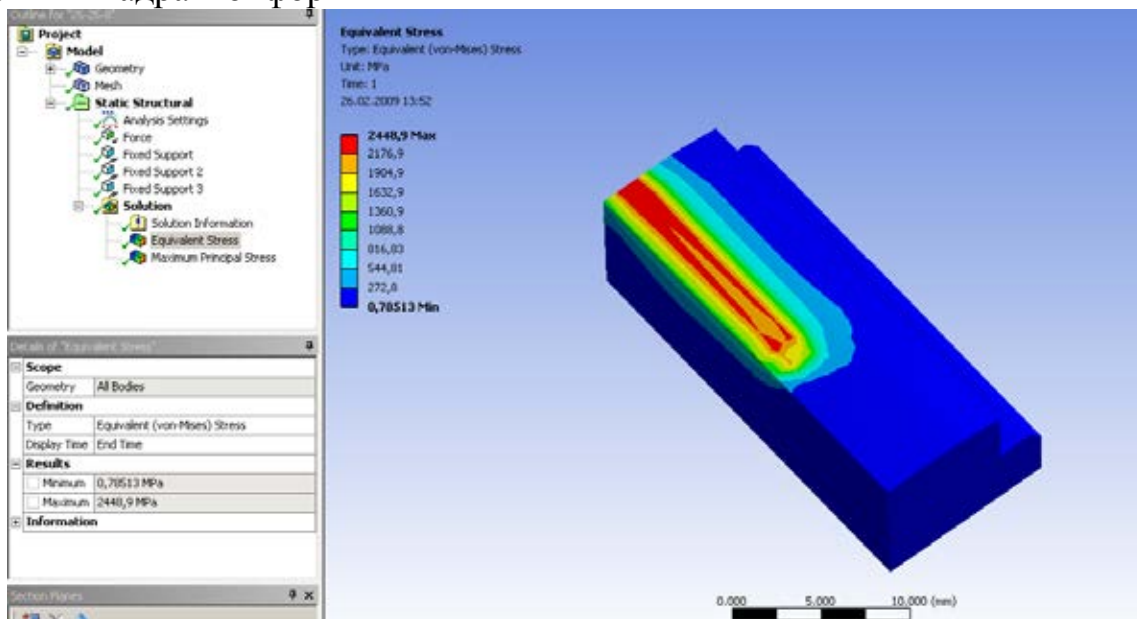


Рис. 4 – Розподіл еквівалентних напруг, які виникають в різальній пластині

Для закону розподілу навантаження Релея проведені розрахунки товщини різального елемента при різних видах виникаючих напружень при попередньому обточуванні деталей на важких верстатах (рис. 5).

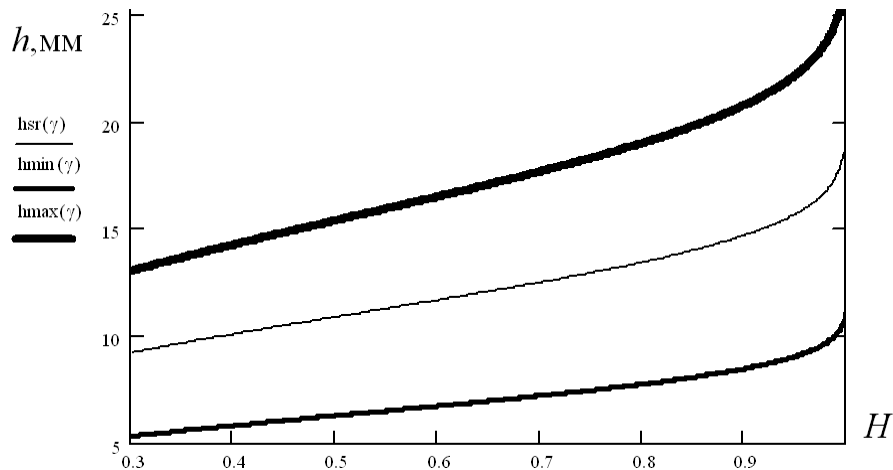


Рис. 5 – Залежність товщини різального елемента h від рівня надійності H

Висновки

На основі статистичних і теоретичних досліджень імовірнісного характеру властивостей різального інструменту і параметру розподілу навантажень на нього здобуті кількісні залежності між параметрами розсіювання властивостей і товщини різальної пластини збірного різця.

Література: 1. Равская Н.С., Клименко Г.П. Влияние стохастического характера обработки деталей на выбор инструмента для тяжелых станков // Резание и инструмент в технологических системах. – Межд. научн.-техн. сборник. – Харьков: НТУ «ХПИ», 2002. – Вып. 63. – С. 126–129. 2. Хагс Г. Л. Прочность режущего инструмента. – М. : Машиностроение, 1975. – 168 с. 3. Клименко Г. П., Андронов А. Ю., Ткаченко Н. А. Анализ отказов токарных резцов тяжелых станков / Г. П. Клименко, // Машиностроение и техносфера XXI века : сб. трудов XIV межд. научно-техн. конф.: в 5 т. – Донецк : ДонНТУ, 2007. – Т. 2. – С. 148–150.

ВИЗНАЧЕННЯ ТОВЩИНИ ПЛАСТИНИ ЗБІРНОГО РІЗЦЯ В ЗАЛЕЖНОСТІ ВІД ЙОГО РАЦІОНАЛЬНОГО РІВНЯ НАДІЙНОСТІ

Клименко Г.П., Андронов А.Ю.

Встановлено співвідношення між товщиною різальних пластинок для заданого рівня надійності і поширення різальних сил на різальній пластинці. Показано що для забезпечення збільшення надійності різальної пластинки треба збільшити її товщину.

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ТОЛЩИНЫ ПЛАСТИНЫ СБОРНОГО РЕЗЦА В ЗАВИСИМОСТИ ОТ ЕГО РАЦИОНАЛЬНОГО УРОВНЯ НАДЕЖНОСТИ

Клименко Г.П., Андронов А.Ю.

Установлено соотношение между толщиной режущих пластинок для данного уровня надежности и распространения режущих сил на режущей пластинке. Показано что для обеспечения увеличения надежности режущей пластинки нужно увеличить ее толщину.

DETERMINATION OF THICKNESS OF PLATE OF COLLAPSIBLE
CHISEL IN DEPENDENCE ON HIS RATIONAL LEVEL OF RELIABILITY

Klimenko G.P., Andronov A.Y.

The relation between the thickness of cutting plates from the given level of reliability and distribution of cutting forces on the cutting plate is established. Providing increased reliability of cutting insert should increase its thickness are shown.

Ключові слова: різальна пластина, товщина пластини, напруження, рівень надійності.

УДК 621.9

Витренко В.А., Кашура А.Л., Кириченко И.А., Кузнецова М.Н.
ВНУ им. В. Даля, г. Луганск, Украина

ПРОИЗВОДЯЩАЯ ПОВЕРХНОСТЬ И ЕЕ ЭЛЕМЕНТЫ ПРИ ФОРМООБРАЗОВАНИИ МНОГОЗАХОДНОГО ЗУБЧАТОГО КОЛЕСА

Введение

В мировом машиностроении в последнее время нашли широкое применение винтовые зубчатые передачи, передающие крутящие моменты на скрещивающихся валах. Недостатком таких зубчатых передач является то, что при передаточном отношении, меньшем восьми, контакт в зацеплении зубчатой пары будет точечным. При конструировании и изготовлении таких зубчатых передач необходимо, чтобы контакт в зацеплении был линейным.

В данном исследовании предлагается принципиально новая винтовая цилиндрико-гиперboloидная зубчатая передача. Эта передача состоит из цилиндрического прямозубого или косозубого зубчатых колес и гиперboloидного зубчатого колеса.

Гиперboloидное зубчатое колесо формообразуется при помощи цилиндрической производящей поверхности (инструментальное колесо) в результате ее относительного движения. Режущая кромка этого колеса записана в следующем виде:

$$\bar{R}_1(v_1, \mu) = \{\xi(v_1) - R; \eta(v_1); k\mu\} \quad (1)$$

Системы координат, связанные с гиперboloидным колесом и цилиндрическим зубчатым колесом представлены на рис.1.

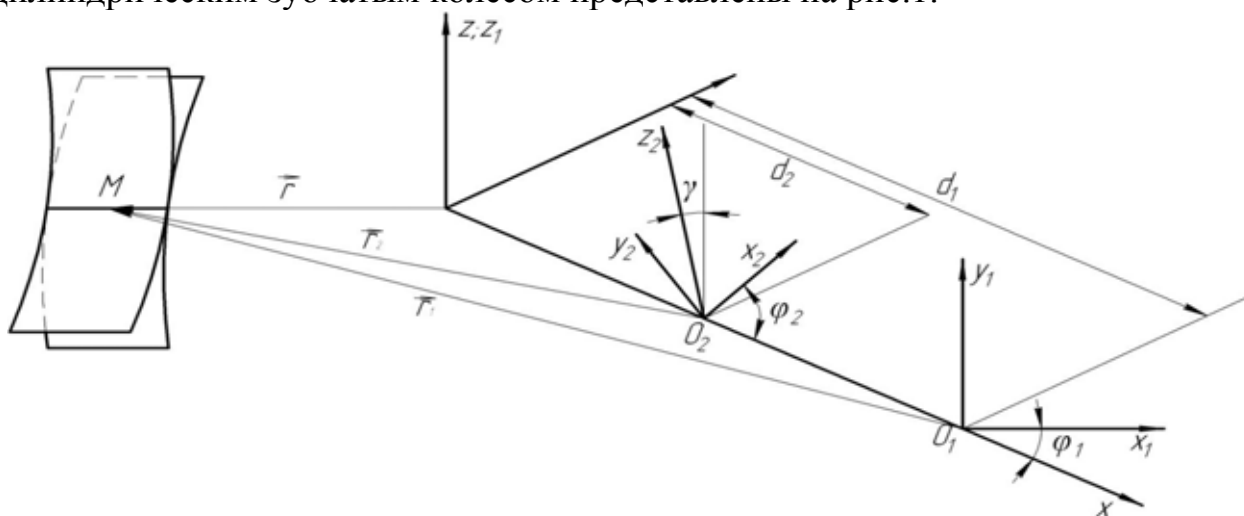


Рис.1. Системы координат, связанные с зубчатыми колесами
винтовой зубчатой пары.

В данном исследовании векторы:

$$\frac{\partial \bar{R}_1}{\partial v_1} = \bar{R}_1^V = \{\xi', \eta', 0\}, \quad \frac{\partial \bar{R}_1}{\partial \mu} = \bar{R}_1^\mu = \{0, 0, 1\} \quad (2)$$

лежат в касательной плоскости рабочей поверхности (1) прямозубого колеса (производящей цилиндрической поверхности), в качестве которой на практике используется стандартный прямозубый долбяк.

В дальнейшем (при определении геометрии и основных характеристик изготавливаемого многозаходного винтового зубчатого колеса) нам потребуется орт нормали \bar{n}_1 к поверхности (1), который определяется по следующей зависимости:

$$\bar{n}_1 = (\bar{R}_1^V \cdot \bar{R}_1^\mu) / \text{mod}(\bar{R}_1^V \cdot \bar{R}_1^\mu) \quad (3)$$

В связи с этим, поскольку:

$$\bar{R}_1^V \cdot \bar{R}_1^\mu = \begin{vmatrix} \vec{i} & \vec{j} & \vec{k} \\ \xi' & \eta' & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{vmatrix} = \{\eta', -\xi', 0\} \quad (4)$$

и

$$\text{mod}(\bar{R}_1^V \cdot \bar{R}_1^\mu) = \sqrt{(\eta')^2 + (\xi')^2 + 0^2} = \sqrt{(\eta')^2 + (\xi')^2} \quad (5)$$

то из (3) получаем:

$$\bar{n}_1 = \left\{ \frac{\eta'}{\sqrt{(\eta')^2 + (\xi')^2}}; -\frac{\xi'}{\sqrt{(\eta')^2 + (\xi')^2}}; 0 \right\} \quad (6)$$

Первая, вторая и третья координаты вектора (6) являются направляющими косинусами \bar{n}_{x1} , \bar{n}_{y1} , \bar{n}_{z1} орта \bar{n}_1 .

Далее, при определении внутренней геометрии (главных и нормальных кривизн, главных направлений) и других характеристик производящей поверхности нам потребуются коэффициенты:

$$E_1 = \bar{R}_1^V \bar{R}_1^V; \quad F_1 = \bar{R}_1^V \bar{R}_1^\mu; \quad G_1 = \bar{R}_1^\mu \bar{R}_1^\mu \quad (7)$$

первых и коэффициенты

$$Z_1 = \bar{R}_1^{VV} \bar{n}_1; \quad M_1 = \bar{R}_1^{V\mu} \bar{n}_1; \quad N_1 = \bar{R}_1^{\mu\mu} \bar{n}_1 \quad (8)$$

вторых квадратичных форм.

Коэффициенты (8) с учётом (2) выглядят следующим образом:

$$E_1 = (\eta')^2 + (\xi')^2; \quad F_1 = 0; \quad G_1 = 1 \quad (9)$$

Учитывая теперь, что:

$$\left. \begin{aligned} \bar{R}_1^{VV} &= \partial \bar{R}_1^V / \partial v_1 = \{\eta''; -\xi''; 0\} \\ \bar{R}_1^{V\mu} &= \partial \bar{R}_1^V / \partial \mu = \bar{0} \\ \bar{R}_1^{\mu\mu} &= \partial \bar{R}_1^\mu / \partial \mu = \bar{0} \end{aligned} \right\} \quad (10)$$

из (8), в силу (6), получаем коэффициенты второй квадратичной формы:

$$Z_1 = (\eta'\xi'' - \eta''\xi') [(\eta')^2 + (\xi')^2]^{-1}; \quad M_1 = N_1 = 0 \quad (11)$$

Здесь и далее два верхних штриха над функцией обозначают (как и ранее) вторую производную от этой функции по v_1 .

Основываясь, наконец, на методах дифференциальной геометрии [1, 2], находим нормальную кривизну χ производящей поверхности (1) в произвольном сечении плоскостью:

$$\chi = \frac{Z_1(\partial v_1)^2 + 2M_1\partial v_1\partial\mu + N_1(\partial\mu)^2}{E_1(\partial v_1)^2 + 2F_1\partial v_1\partial\mu + G_1(\partial\mu)^2} = \frac{Z_1(\partial v_1)^2}{E_1(\partial v_1)^2 + G_1(\partial\mu)^2} \quad (12)$$

Легко видеть, что в рассматриваемом случае главные направления определяются равенствами $\partial v_1 = 0$, $\partial\mu = 0$, т.е. равенствами $v_1 = \text{const}$, $\mu = \text{const}$. При этом соответствующие главные нормальные кривизны вычисляются по формулам:

$$\begin{aligned} \chi_I &= \chi(v_1 = \text{const}; \mu = \text{const}) = 0; \\ \chi_{II} &= \chi(v_1 \neq \text{const}; \mu = \text{const}) = (\eta''\xi' - \eta'\xi'') [(\eta')^2 + (\xi')^2]^{-\frac{3}{2}} \end{aligned} \quad (13)$$

Выводы

Профиль многозаходного винтового зубчатого колеса имеет сложную геометрическую форму, в его основе лежит тело вида однополостной гиперboloид. Такой сложный профиль винтового зубчатого колеса может быть получен только в случае если при формообразовании переднюю поверхность инструментального зубчатого колеса двигать вдоль прямолинейной образующей однополостного гиперboloида.

Литература: 1. Литвин Ф.Л. Теория зубчатых зацеплений / Ф.Л.Литвин. - М.: Наука, 1968. - 584 с. 2. Кириченко І.О. Створення гіперболоїдних передач з лінійним контактом зубців на базі спеціальних ріжучих інструментів: Автореф. дис. ... докт. техн. Наук, - Луганськ, 2004. - 36 с. 3. Родин П.Р. Основы проектирования режущих инструментов / П.Р.Родин. - К.: Вища школа, 1999. - 424 с. 4. Вітренко В.А. Циліндро-гіперболоїдні

передачи, составленные из цилиндрических и гиперболических зубчатых колес / А.Л. Голубенко, В.А. Вітренко, И.А. Кириченко, А.Е. Досталь // Вісник СНУ. – 2000. -№11 (33). – С.14-14. 5. Семенченко И.И. Проектирование металлорежущих инструментов / И.И.Семенченко, В.М.Матюшин, Г.Н.Сахаров. – М.: Машгиз,1963.–952 с. 6. Цвис Ю.В. Профилирование режущего обкатного инструмента / Ю.В.Цвис. – М.: Машгиз, 1961. – 155 с. 7. David B. Dooner. Current Design and Manufacture of Generalized Hyperboloidal Gear Pairs // Intern. Conf. On Motion and Power Transmission MPT, 2001 – Fukuoka, Japan, November 15-17, 2001.

ВИРОБЛЯЮЧА ПОВЕРХНЯ І ЇЇ ЕЛЕМЕНТИ ПРИ ФОРМОУТВОРЕННІ БАГАТОЗАХІДНОГО ЗУБЧАТОГО КОЛЕСА

Вітренко В.А., Кашура А.Л., Кириченко І.А., Кузнецова М.Н.

У статті розробляється не евольвентний зуборізний інструмент для обробки евольвентних циліндрових коліс в області зачеплень металоріжучих верстатів. Інструмент такого вигляду теоретично виходить з поверхневого шару западини гіперболи і легко відтворюється на практиці. Це надзвичайно поважно при виробництві великої кількості зубчастих коліс.

ПРОИЗВОДЯЩАЯ ПОВЕРХНОСТЬ И ЕЕ ЭЛЕМЕНТЫ ПРИ ФОРМООБРАЗОВАНИИ МНОГОЗАХОДНОГО ЗУБЧАТОГО КОЛЕСА

Витренко В.А., Кашура А.Л., Кириченко И.А., Кузнецова М.Н.

В статье разрабатывается не эвольвентный зуборезный инструмент для обработки эвольвентных цилиндрических колес в области зацеплений металлорежущих станков. Инструмент такого вида теоретически получается из поверхностного слоя впадины гиперболической и легко воспроизводится на практике. Это чрезвычайно важно при производстве большого количества зубчатых колес.

PRODUCTIVE SURFACE AND HER ELEMENTS AT ФОРМООБРАЗОВАНИИ OF MULTIPLE-THREAD GEAR-WHEEL

Vitrenko V.A., Kashura A.I., Kirichenko I.A., Kuznecova M.N.

The article creates non-involute knurling teeth-cutting instrument for treatment of involute cylinder wheels in a space machine-tool engagement. Instrument of this kind is theoretically obtained of the blankets of one-cavity-hyperbola type, and is easily reproduced in practice. This is extremely important when producing large quantities of teathed-wheels.

Ключевые слова: Формообразование, зубчатое колесо, сложный профиль, гиперболический,

УДК 621.9

Бочарова И.А., Витренко А.В., Воронцов Б.С.
ВНУ им. В. Даля, г. Луганск, Украина

ОСОБЕННОСТИ ФОРМООБРАЗОВАНИЯ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС ДЛЯ ГИПЕРБОЛОИДНЫХ ПЕРЕДАЧ

Введение

Во многих машинах и механизмах необходимо передавать крутящий момент при помощи зубчатых колес, оси которых перекрещиваются в пространстве. В таком зацеплении учувствуют, как правило, винтовое зубчатое колесо и цилиндрическое зубчатое колесо. Такие передачи бывают, как правило: цилиндро–гипоидными, цилиндро-коническо-гипоидными, а также гиперболоидными передачами. Наименее изученной является последняя из перечисленных передач. На практике известны передачи состоящие из цилиндрического зубчатого колеса и квазигиперболоидного колеса, а также передача состоящая из цилиндрического зубчатого колеса и колеса имеющего форму тела вида однополостной гиперболоид. Такие зубчатые передачи имеют повышенную нагрузочную способность по отношению ко всем другим винтовым зубчатым передачам. Это объясняется тем, что характер касания зубьев в такой передаче является линейным. Однако колеса этих передач формообразуются при помощи цилиндрических инструментальных зубчатых колес по известным схемам формообразования. Такое положение приводит к тому, что в зубчатой передаче перечисленные зубчатые колеса могут иметь определенную геометрию, т.е. квазигиперболоидное зубчатое колесо и зубчатое колесо в виде тела однополостной гиперболоид можно зацепить с цилиндрическим зубчатым колесом определенной геометрии. Кроме того такая зубчатая передача имеет жесткий допуск к изменению межцентрового расстояния.

Основная часть

В данной работе предлагается создать винтовую зубчатую передачу с линейным контактом зубьев и с любым передаточным отношением. Такая передача возможна, если одно из колес будет цилиндрическим, а другое в виде однополостного гиперболоида вращения. Такое колесо можно получить только в процессе формообразования при помощи зуборезной рейки. Попытаемся осуществить этот процесс нарезания при помощи инструментального зубчатого колеса, имеющего обобщенный исходный контур. В этом случае главным движением резания является относительное скольжение передних режущих граней инструмента о поверхность зубцов нарезаемого гиперболоидного зубчатого колеса. Будем двигать нарезаемое гиперболоидное зубчатое колесо таким образом, чтобы

его прямолинейная образующая была параллельной передней грани инструментального колеса. В этом случае производящая инструментальная поверхность представляет собой поверхность стандартной прямобоочной рейки. Схема такого процесса формообразования представлена на рис.1.

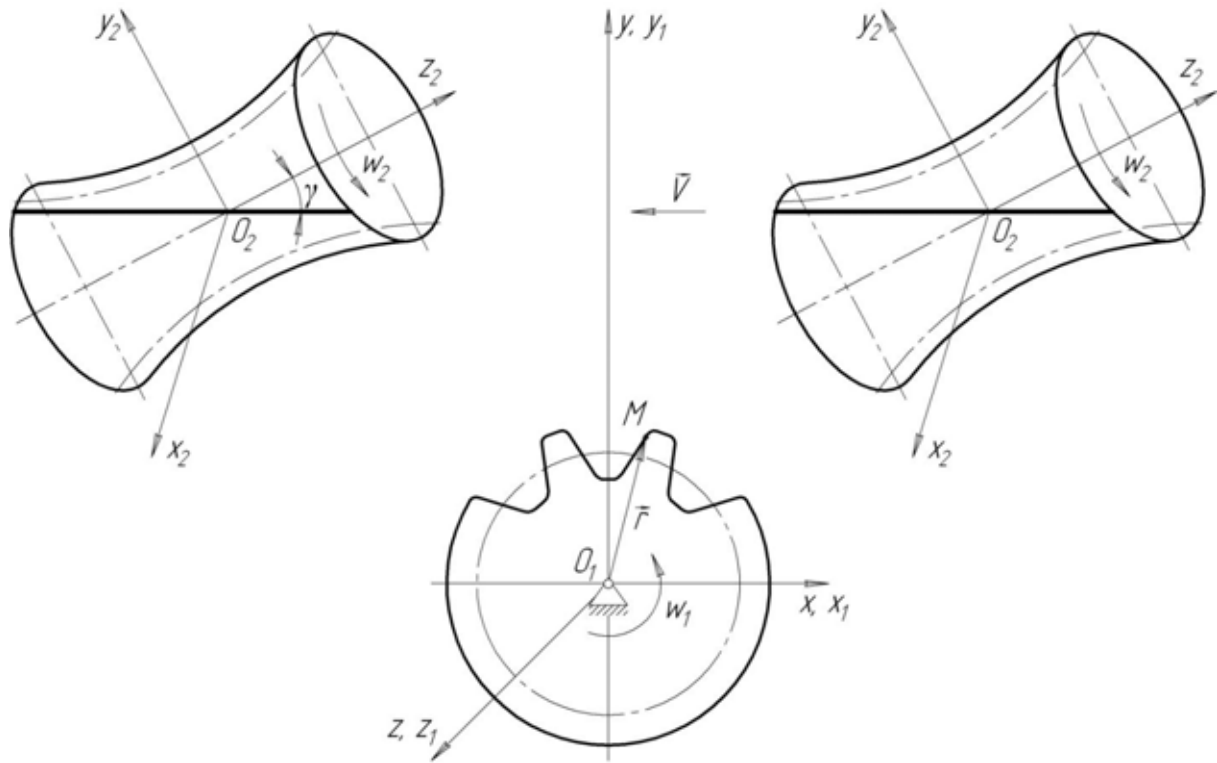


Рис. 1 – Схема формообразования гиперboloидного зубчатого колеса

Цилиндрическое инструментальное зубчатое колесо вращается вокруг своей оси с угловой скоростью обратно пропорциональной угловой скорости нарезаемого зубчатого колеса. Для нахождения поверхности такого гиперboloидного колеса, запишем уравнение режущей кромки инструментального колеса в следующем виде:

$$\vec{r}_1 = \vec{r}_1(v_1) = \{\xi(v_1) - R; \eta(v_1); 0\} \quad (1)$$

где ξ, η – необходимое число раз дифференцируемые по параметру (аргументу) v_1 функции; $R = \text{const}$ – радиус окружности.

Переход от системы координат $S_1(x_1, y_1, z_1)$, связанной с инструментальным зубчатым колесом к системе $S_2(x_2, y_2, z_2)$ связанной с формообразуемым гиперboloидным колесом осуществим при помощи матричного перехода, тогда поверхность искомого колеса можно записать в следующем виде:

$$\vec{r}_2 = M_{21}\vec{r}_1 = M_{2p}M_{p0}M_{01}\vec{r}_1 \quad (2)$$

где $M_{2p}M_{p0}M_{01}$ - промежуточные матрицы перехода, используемые для промежуточных вычислений при переходе от системы координат инструментального зубчатого колеса к системе координат многозаходного гиперboloидного зубчатого колеса.

После несложных преобразований найдем семейство поверхностей, описывающее искомую гиперboloидную поверхность в следующем виде:

$$\begin{aligned} x_2 &= (\xi - R)(\cos\varphi_1 \cos\varphi_2 + \cos\gamma \sin\varphi_1 \sin\varphi_2) + \\ &\quad + \eta(\cos\gamma \cos\varphi_1 \sin\varphi_2 - \sin\varphi_1 \cos\varphi_2) - \mu \sin\gamma \sin\varphi_2 + A \cos\varphi_2 \\ y_2 &= (\xi - R)(\cos\gamma \sin\varphi_1 \cos\varphi_2 - \cos\varphi_1 \sin\varphi_2) + \\ &\quad + \eta(\sin\varphi_1 \sin\varphi_2 - \cos\gamma \cos\varphi_1 \cos\varphi_2) - \mu \sin\gamma \cos\varphi_2 - A \sin\varphi_2 \\ z_2 &= (\xi - R)\sin\gamma \sin\varphi_1 + \eta \sin\gamma \cos\varphi_2 + K\mu \cos\gamma \end{aligned} \quad (3)$$

Здесь приняты такие обозначения:

φ_n – угол поворота инструментального колеса ($n=1$) и заготовки формообразуемого зубчатого колеса ($n=2$);

$\mu = z_1$ – параметр поступательного движения инструментального колеса.

Уравнения (3) являются однопараметрическим (относительно параметра μ) семейством инструментальной поверхности (1). При этом $\varphi_2 = i_{21}\varphi_1$ (i_{21} - передаточное отношение), а ξ, η – криволинейные координаты.

Для получения уравнений зубьев винтового многозаходного зубчатого колеса из уравнений (3) необходимо исключить параметр μ . С этой целью воспользуемся известным уравнением непрерывности станочного зацепления:

$$\vec{V}^{12} \cdot \vec{V}^{(1)\mu} \cdot \vec{t}_1 = 0 \quad (4)$$

Здесь первый множитель смешанного произведения векторов – скорость относительного движения режущих кромок инструментального колеса и профилируемого винтового зубчатого колеса; второй множитель – абсолютная скорость перемещения режущих кромок производящего колеса в системе S ; третий множитель – вектор, касательный к производящей линии.

После преобразований уравнение (4) принимает вид:

$$F(\nu_1, \varphi_1, \mu) \quad (5)$$

или:

$$F = (i_{21} \cos \gamma - 1)(\eta\eta' + \xi'(\xi - R)) - \mu i_{21} \sin \gamma (\eta' \cos \varphi_1 + \xi' \sin \varphi_1) - \\ - A i_{21} \cos \gamma (\eta' \sin \varphi_1 - \xi' \cos \varphi_1) \quad (6)$$

Приписав выражение (6) к уравнениям (3) получим зависимость, описывающую винтовое зубчатое колесо, основанное на теле - однополостной гиперboloид вращения.

Для нахождения профиля гиперboloидного зубчатого колеса, необходимо задать координату z_2 вдоль оси гиперboloидного колеса и, изменяя параметр Q , найти из четвертого уравнения этих выражений угол поворота инструментального колеса φ_1 , при котором происходит касание зубьев винтовой зубчатой пары. Найденные углы поворота φ_1 , подставленные в первые два уравнения системы, позволяют определить координаты x_2, y_2 в зависимости от выбранного сечения винтового зубчатого колеса.

Выводы

Найдена принципиально новая схема формообразования винтовых зубчатых колес в пространственном станочном зацеплении на однополостном гиперboloиде вращения. Определена производящая поверхность и ее элементы, необходимые для описания разработанного процесса формообразования. Получена винтовая зубчатая передача с линейным контактом зубьев с любым передаточным отношением.

Литература: 1. Литвин Ф.Л. Теория зубчатых зацеплений / Ф.Л.Литвин. - М.: Наука, 1968. - 584 с. 2. Родин П.Р. Основы проектирования режущих инструментов / П.Р.Родин. - К.: Вища школа, 1999. - 424 с. 3. Семенченко И.И. Проектирование металлорежущих инструментов / И.И.Семенченко, В.М. Матюшин, Г.Н.Сахаров. - М.: Машгиз, 1963. - 952 с. 4. Цвис Ю.В. Профилирование режущего обкатного инструмента / Ю.В.Цвис. - М.: Машгиз, 1961. - 155 с. 5. Шевелева Г.И. Теория формообразования и контакта движущихся тел. Монография / Г.И.Шевелева. - М.: Изд-во «Станкин», 1999. - 494 с.

ОСОБЛИВОСТІ ФОРМОУТВОРЕННЯ ЗУБЧАСТИХ КОЛІС ДЛЯ ГІПЕРБОЛОЇДНИХ ПЕРЕДАЧ

Бочарова І.А., Вітренко А.В., Воронцов Б.С.

Була розробатанна гвинтова зубчаста передача, що складається з циліндричної шестерні і гвинтового гіперboloїдного колеса, профіль зуба визначається в області зачеплень верстатів.

ОСОБЕННОСТИ ФОРМООБРАЗОВАНИЯ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС ДЛЯ
ГИПЕРБОЛОИДНЫХ ПЕРЕДАЧ

Бочарова И.А., Витренко А.В., Воронцов Б.С.

Была разработана винтовая зубчатая передача, состоящая из цилиндрической шестерни и винтового гиперболоидного колеса, профиль зуба определяется в области зацеплений станков.

FEATURES OF ФОРМООБРАЗОВАНИЯ OF GEAR-WHEELS FOR
HYPERBOLOIDAL TRANSMISSIONS

Bocharova I.A., Vitrenko A.V., Voroncov B.S.

A helical tooth gear consisting of cylindrical spur gear and helical hyperbola wheel has been developed, profile of tooth being determined in a space machine – tool engagement.

Ключевые слова: винтовая зубчатая передача, гиперболоидную поверхность, цилиндрическое инструментальное зубчатое колесо.

УДК 612.914.22

Герасимчук О.М.

Національний технічний університет України “Київський політехнічний інститут”, м. Київ, Україна

ПРОФІЛЮВАННЯ ФАСОННИХ ТОРЦЕВИХ ФРЕЗ, ЗАТИЛОВАНИХ ПІД КУТОМ

Вступ

Підвищення продуктивності праці та якості виготовлення складних поверхонь деталей машин можливе за використання нових прогресивних конструкцій різальних інструментів. У промисловості для оброблення фасонних поверхонь застосовуються різноманітні за конструктивним рішенням фасонні фрези. Наукові розробки в області фрезерування фасонних поверхонь присвячені в основному проектуванню кінцевих та дискових фрез. Торцеве фасонне фрезерування досліджено недостатньо. Питання проектування таких фрез вирішувались тільки для окремих випадків. Відсутність розробленої методики проектування фасонних торцевих фрез стримує їхнє застосування в промисловості. В даній статті розглядається профілювання фасонних торцевих фрез з профільною схемою зрізання припуску, а саме торцевих фасонних фрез, затилованих під кутом.

Загальні положення

Фасонні різальні інструменти, як правило, переточуються по одній передній або задній поверхні. В цьому випадку одна з поверхонь різальної частини вибирається виходячи із необхідності створення на інструменті потрібних величин геометричних параметрів, без урахування форми оброблюваної поверхні деталі. А фасонна різальна кромка, яка відповідає формі деталі, створюється за рахунок форми другої поверхні різальної частини.

У торцевих фасонних затилованих фрез передньою поверхнею, як правило, є площина, а задня поверхня є затиловою поверхнею.

З теорії затилювання відомо, що непереточувана поверхня різальної частини фасонного інструменту створюється при вибраному русі фасонної різальної кромки [1]. В цьому випадку, непереточувана поверхня буде сукупністю фасонних різальних кромок. Під час переточування видаляється зношена різальна кромка і відтворюється різальна кромка тієї ж форми, що і у нового інструменту. У торцевих затилованих фрез задня непереточувана поверхня створюється при затилювальному русі, який є сукупністю прямолінійно-поступального і обертового руху різальної кромки навколо осі фрези.

Під час затилювання під кутом, напрямок швидкості прямолінійно-поступального руху (\bar{V}) нахилений до осі фрези (рис.1) і задня поверхня має складну спірально-гвинтову поверхню.

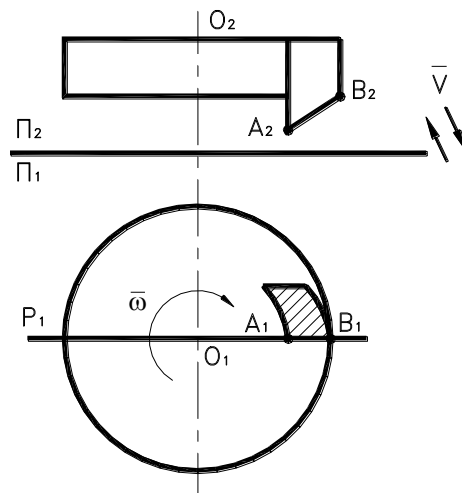


Рис. 1. Схема затилювання торцевих фрез під кутом:

\bar{V} - вектор напрямку руху різальної кромки; ω - кутова швидкість фрези; O – вісь торцевої фрези; AB – різальна кромка; P – передня площина; Π – площина проєкції (Π_1 - площина, перпендикулярна до осі фрези, Π_2 -площина, що проходить через вісь фрези).

Визначення профілю різальної кромки

Профільовання фасонних торцевих затилованих фрез включає визначення форми різальної кромки і профілю зуба фрези в осьовому перетині. Профіль зуба фрези в осьовому перетині необхідний для проектування затилювального різця.

Заданими під час профільовання торцевих затилованих фрез є: кінематика різання; профіль фасонної циліндричної поверхні, яку необхідно обробити; радіус фрези в базовій точці різальної кромки; плоска форма передньої поверхні; величини геометричних параметрів в базовій точці, а саме: передні кути в поздовжньому і поперечному перерізах – γ_2 та γ_1 , задній кут в поздовжньому перерізі - α_2 ; та спосіб затилювання.

В загальному випадку передня площина є площиною загального положення, сліди якої P_2 і P_1 в системі площин проєкцій Π_2/Π_1 задаються кутами γ_2 та γ_1 (рис.2). Повернувши передню площину навколо осі фрези на кут γ_1 , встановимо її у вертикально-проєктує положення.

Після повороту сліди передньої площини займуть положення P_{2n} і P_{1n} . Положення сліду P_{2n} характеризується кутом γ , який, відповідно до побудови, визначається, як

$$tg\gamma = tg\gamma_2 \cos\gamma_1 \quad (1)$$

Розмір H – зміщення горизонтального сліду P_{1n} від осі фрези буде визначатись, як

$$H = R_a \sin\gamma_1 \quad (2)$$

Графічне визначення різальної кромки торцевою фасонною фрези для

такого положення передньої площини представлено на рис.3.

В системі площин проєкцій Π_1/Π_3 зображений профіль оброблюваної фасонної поверхні A_3B_3 . Вихідною інструментальною поверхнею є поверхня обертання заданого профіля навколо осі фрези. Під час обертання базова точка A описує в площині Π_1 коло радіуса R_a . Довільна точка профіля B (X_B, Y_B) під час обертання описує коло радіуса R_b , яке розташоване в перерізі I-I, перпендикулярному до осі фрези. Сукупність кіл радіусів $R_a, \dots, R_b \dots$ і буде вихідною інструментальною поверхнею.

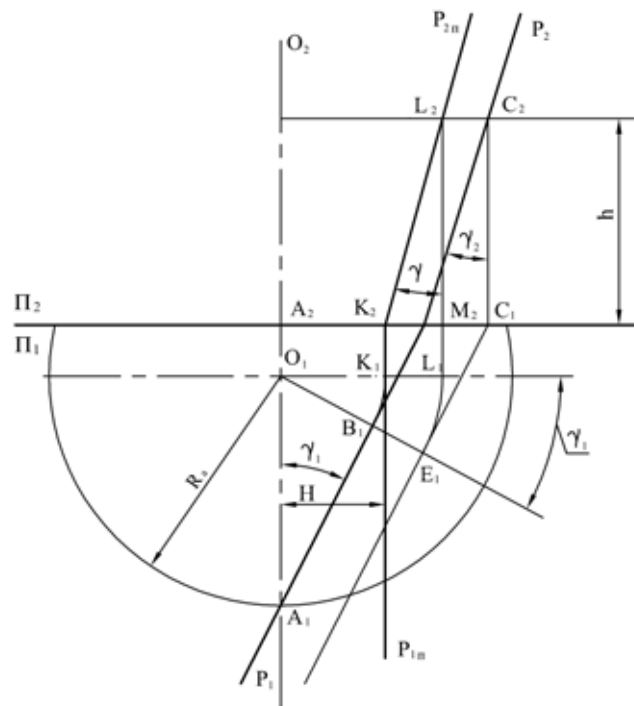


Рис. 2. Установка передньої площини у вертикально-проектуюче положення.

Різальна кромка визначається, як лінія перетину передньої площини і вихідної інструментальної поверхні. Коло обертання точки A перетинається з передньою площиною в точці C , яка і буде першою точкою різальної кромки. Коло обертання точки B профіля деталі перетинається з передньою площиною в точці E . Отримана лінія CE буде різальною кромкою фрези. В натуральну величину різальна кромка визначається в проєкції на площину Π_4 , яка проведена паралельно передній площині. Користуючись способом заміни площин проєкцій, визначається проєкція різальної кромки C_4E_4 .

Під час аналітичного визначення координат точок різальної кромки вводяться системи координат $X_0Y_0Z_0$ і $X_1Y_1Z_1$ (рис.3).

Вісь X_0 проводиться в горизонтальній площині Π_1 паралельно горизонтальному сліду передньої площини - P_1 . Вісь Y_0 направлена вздовж осі фрези. Осі X_1, Y_1 розташовані в передній площині. Вісь Y_1 направлена паралельно сліду P_2 .

Базовою точкою різальної кромки буде точка C , яка відповідає базовій точці A профіля деталі. В системі X_1Y_1 координати точки C будуть

$$X_{C1}=0; Y_{C1}=0.$$

В системі $X_0Y_0Z_0$ координати точки C будуть:

$$X_{0C} = \sqrt{R_a^2 - H^2}; Y_{0C}=0; Z_{0C}=H.$$

Y_B, Z_B . Величини X_B, Y_B, Z_B є відомими, оскільки профіль деталі є заданим.

Радіус R_i кола обертання точки B , а значить і радіус точки E різальної кромки буде

$$R_i = X_B$$

Координати довільної точки E різальної кромки в системі $X_0Y_0Z_0$ будуть визначатись, як

$$X_E = \sqrt{R_i^2 - (H + Y_B \cdot \operatorname{tg} \gamma)^2}.$$

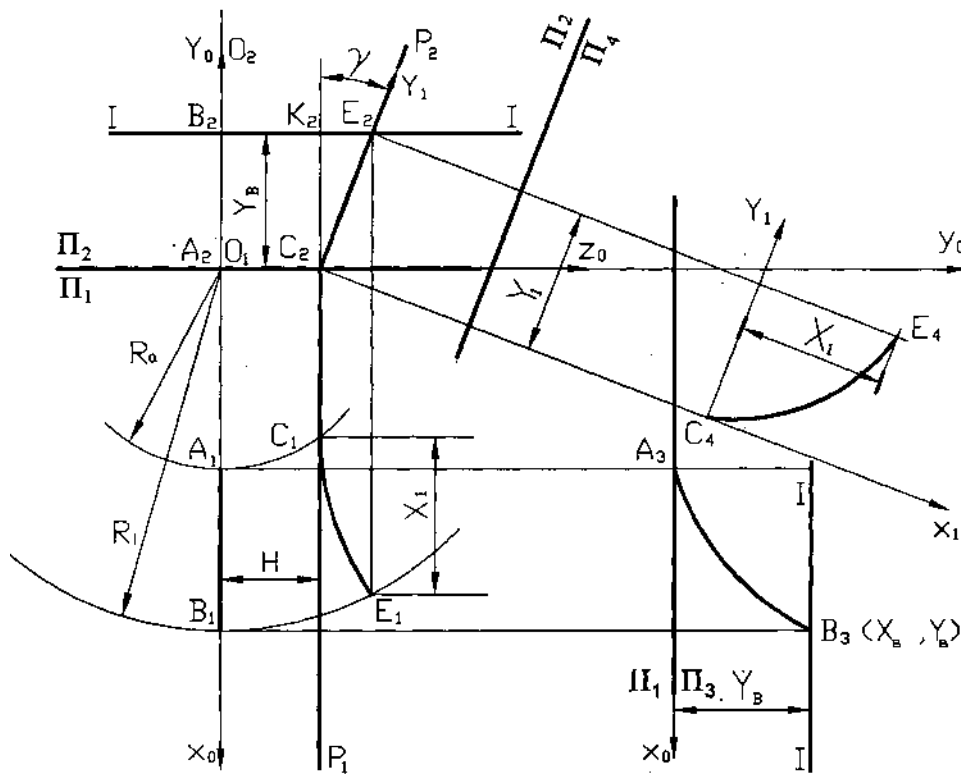


Рис. 3. Визначення профіля різальної кромки.

Із трикутника $K_2C_2E_2$ отримаємо:

$$Y_{1E} = \frac{Y_B}{\cos \gamma}, \tag{3}$$

де Y_{1E} - координата точки E різальної кромки в системі X_1Y_1 .

Координати довільної точки B профіля деталі в системі $X_0Y_0Z_0$ позначимо через X_B ,

За побудовою координата X_1 довільної точки різальної кромки E в системі X_1Y_1 буде визначатись, як

$$X_{1E} = X_E - X_{0C} = \sqrt{R_i^2 - (H + Y_B \cdot \operatorname{tg}\gamma)^2} - \sqrt{R_a^2 - H^2}. \quad (4)$$

У відповідності до запропонованої методики, координати точок різальної кромки фрези в системі X_1Y_1 розраховуються в такій послідовності:

Вихідні дані:

- координати точок профіля деталі;
- конструктивні розміри H, R_a ;
- передній кут γ ;
- координати базової точки A профіля деталі в системі $X_0Y_0Z_0$:

$$X_A = R_a, Z_A = 0, Y_A = 0.$$

1. Вибираються на профілі деталі ряд точок з координатами $X_{0i}, Y_{0i}, Z_{0i} = 0$. Радіуси кіл обертання вибраних точок навколо осі фрези будуть

$$R_i = X_{0i}$$

2. Визначаються координати X_{1i} точок різальної кромки, які відповідають вибраним точкам профіля деталі:

$$X_{1i} = \sqrt{R_i^2 - (H + Y_{0i} \cdot \operatorname{tg}\gamma)^2} - \sqrt{R_a^2 - H^2}.$$

3. Визначаються координати Y_{1i} точок різальної кромки, що відповідають вибраним точкам профіля деталі:

$$Y_{1i} = \frac{Y_{0i}}{\cos\gamma}.$$

Сукупність точок з координатами $X_{1i}Y_{1i}$ буде різальною кромкою фрези.

Визначення профілю задньої поверхні

Наступним етапом під час профілювання торцевих затилованих фрез є визначення форми різальної кромки затилювального різця. Графічне вирішення цієї задачі стосовно затилювання під кутом показано на рис. 4.

Розглядається випадок, коли передня площина затилювального різця розташована в площині T , яка паралельна осі фрези і відстоїть від неї на відстані H .

Вважаємо, що спочатку формується точка C різальної кромки. Задня поверхня зуба фрези створюється під час затилювання, коли різальна кромка разом з рівномірним обертанням навколо осі фрези з постійною швидкістю $\bar{\omega}$, здійснює ще рівномірний поступальний рух із швидкістю \bar{V} . Вектор \bar{V} нахилений до осі фрези під кутом τ . Внаслідок руху із швидкістю \bar{V} , передня площина затилювального різця T разом із розташованою в ній різальною кромкою, ковзає «сама по собі». Одночасно площина T обертається навколо осі фрези.

Рух із швидкістю \bar{V} розкладемо на два (рис.4):

$$\bar{V} = \bar{V}_1 + \bar{V}_2.$$

Швидкість \bar{V}_1 направлена вздовж осі фрези і визначається як:

$$|\bar{V}_1| = |\bar{V}| \cdot \cos\tau.$$

Швидкість \bar{V}_2 розташована в площині T і направлена перпендикулярно до осі фрези. Так як швидкість \bar{V} величина постійна, тому швидкості \bar{V}_1 і \bar{V}_2 також є постійними величинами.

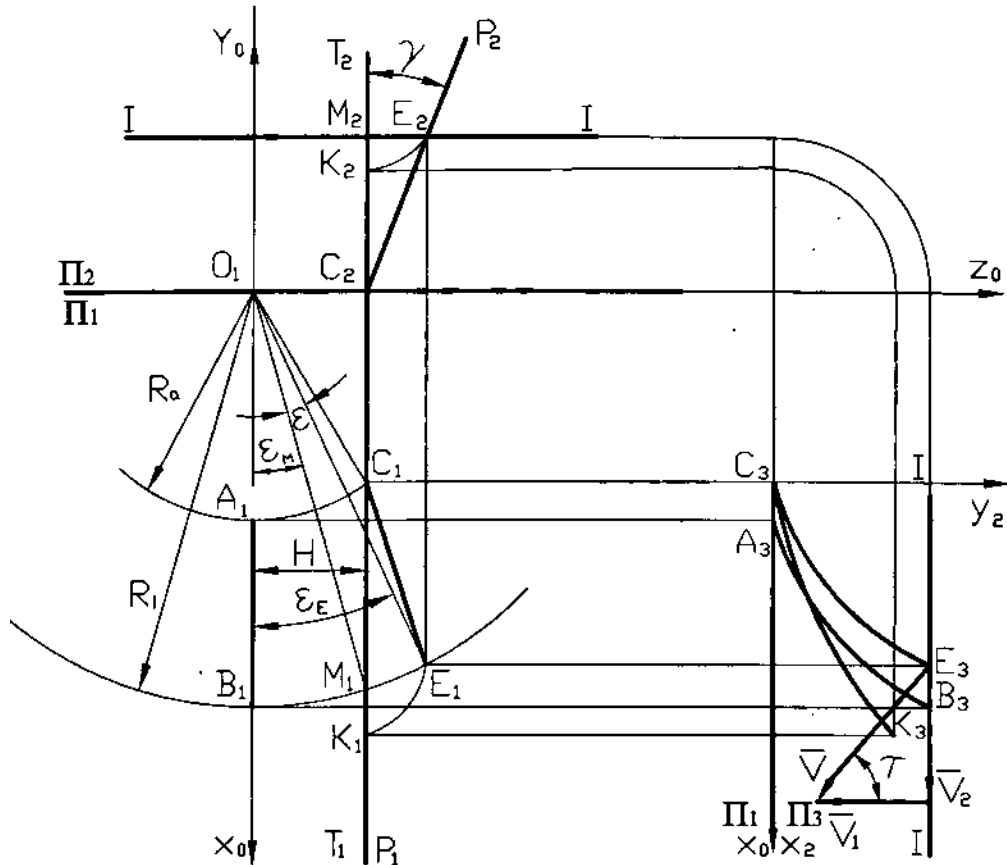


Рис. 4. Визначення форми різальної кромки затилувального різця для затилування під кутом.

Візьмемо довільну точку E різальної кромки. Для того, щоб під час обертання навколо осі фрези точка E співпала з площиною T , їй необхідно повернутися навколо осі фрези на кут ϵ . Кут ϵ визначається, як

$$\cos \epsilon_E = \frac{X_E}{R_i}; \quad \sin \epsilon_M = \frac{H}{R_i}; \quad \epsilon = \epsilon_E - \epsilon_M$$

Рухаючись зі швидкістю \bar{V}_1 , за час повороту фрези на кут ϵ , точка E пройде вздовж осі фрези відстань M_2K_2 :

$$M_2K_2 = V_1 t = V \cos \tau \cdot t;$$

$$\epsilon = \omega t.$$

Поділивши перший вираз на другий, отримаємо:

$$\frac{M_2K_2}{\epsilon} = \frac{V}{\omega} \cos \tau.$$

Відомо, що під час затилування за архімедовою спіраллю [1]:

$$\frac{V}{\omega} = \frac{KZ}{2\pi}$$

Тому:

$$M_2 K_2 = \frac{KZ\varepsilon}{2\pi} \cos \tau,$$

де K – величина затилування, Z – кількість зубів фрези.

Внаслідок двох розглянутих поворотів довільна точка E різальної кромки попаде в точку K площини T – передньої площини затилувального різця. Координати точки K :

$$X_{K3} = X_M + M_1 K_1 = R_i \cos \varepsilon_M + \frac{KZ\varepsilon}{2\pi} \sin \tau; \quad (5)$$

$$Y_{K3} = Y_B - M_2 K_2 = Y_B - \frac{KZ\varepsilon}{2\pi} \cos \tau, \quad (6)$$

де кут ε вимірюється в радіанах.

У відповідності до запропонованої методики, форма різальної кромки затилувального різця визначається в такій послідовності:

Вихідні дані:

- координати точок профіля деталі;

- величини H, γ, τ ;

- координати базової точки A профіля деталі: $X_A=R_A, Z_A=0, Y_A=0$;

1. На профілі деталі вибираються ряд точок з координатами $X_i, Y_i, Z_i=0$.

Радіуси R_i кіл обертання вибраних точок навколо осі фрези будуть $R_i=X_i$

2. Визначаються координати базової точки C різальної кромки:

$$X_C = \sqrt{R_a^2 - H^2};$$

$$Y_C=0; \quad Z_C=H;$$

3. Визначаються координати точок різальної кромки затилувального різця, які відповідають вибраним точкам профіля деталі:

$$X_{Ki} = R_i \cos \varepsilon_M + \frac{KZ\varepsilon}{2\pi} \sin \tau;$$

$$Y_{Ki} = Y_i - \frac{KZ\varepsilon}{2\pi} \cos \tau;$$

де $\cos \varepsilon_E = \frac{X_E}{R_i}; \quad \varepsilon = \varepsilon_E - \varepsilon_M;$

$$X_E = \sqrt{R_i^2 - (H + Y_i \operatorname{tg} \gamma)^2}; \quad \sin \varepsilon_M = \frac{H}{R_i}.$$

Сукупність отриманих точок з координатами X_{ki}, Y_{ki} і буде різальною кромкою затилувального різця.

Для перевірки запропонованої методики розглянемо окремий випадок, коли $\gamma=0^\circ, \lambda=0^\circ, \tau=0^\circ$.

Розрахунки за наведеними формулами дадуть:

$$H=0; X_C=R_a; Y_C=0; Z_C=0.$$

Тобто точка C співпадає з точкою A . Тоді

$$\varepsilon_M = 0; X_{ki}=R_i; Y_{ki}=Y_i.$$

Тобто довільна точка різальної кромки співпадає з відповідною точкою профіля деталі. Таким чином, в розглядуваному випадку форма різальної кромки та форма задньої поверхні співпадає з профілем деталі, що підтверджує правильність розрахунків.

Висновки

Для фасонних тоцевих фрез, затилованих під кутом графічно та аналітично визначені профіль різальної кромки та профіль задньої поверхні. Для цього випадку вирішена задача визначення профілю різальної кромки затилювального різця.

Література: 1. Родин П.Р. Основы проектирования режущих инструментов: Учебник. – К.: Вища школа, 1990. – 424 с. 2. Родин П.Р., Герасимчук Е.М. Геометрия задней поверхности торцовых фасонных затылованных фрез, Вестник НТУУ «КПИ» Машиностроение, выпуск 34, Киев, 1998, – С. 3–6. 3. Кудевицкий Я.В. Фасонные фрезы. – Л.: Машиностроение. Ленингр. отд-ние, 1978. – 176 с. 4. Равська Н.С., Родин П.Р., Николаєнко Т.П., Мельничук П.П. Основи формоутворення поверхонь при механічній обробці. – 2000. – 163 с. 5. Семко М.Ф., Перепелица Б.А. Фасонное точение. Вища школа, Харьков, 1977. – 160 с.

ПРОФІЛЮВАННЯ ФАСОННИХ ТОРЦЕВИХ ФРЕЗ, ЗАТИЛОВАНИХ ПІД КУТОМ

Герасимчук О.М.

Базуючись на загальній методиці, вирішена задача профілювання торцевих фасонних фрез затилованих під кутом: наведена послідовність визначення координат точок різальної кромки і визначення координат точок різальної кромки затилювального різця для формування задньої затилованої поверхні

ПРОФИЛИРОВАНИЕ ФАСОННЫХ ТОРЦЕВИХ ФРЕЗ, ЗАТИЛОВАННЫХ ПОД УГЛОМ

Герасимчук О.М.

Основываясь на общей методике, решена задача профилирования торцевых фрез, затылованных под углом; приведена последовательность определения координат точек режущей кромки и определения координат точек режущей кромки затыловочного резца для формирования задней поверхности фрезы.

FORMING OF SHAPING FACE MILLS, RELIEVING BY EDGE

Gerasimchuk O.M.

Being based on a general method, profiling of the butt-end shaped milling cutters of backed-off is executed under a corner: the sequence of determination of coordinates of points of cutting edge and determination of coordinates of points of cutting edge of chisel is got for forming of back backed-off surface.

УДК 621.9

Клименко Г.П., Хоменко А.В., Чабан К.С.
ДГМА, г. Краматорск, Украина

ОПРЕДЕЛЕНИЕ НАДЕЖНОСТИ КОНЦЕВЫХ ФРЕЗ СБОРНОЙ КОНСТРУКЦИИ

Введение

Особенностью работы сборного многолезвийного инструмента является одновременное участие в работе нескольких режущих зубьев. Анализ работы сборных концевых фрез в производственных условиях показал, что при отказе одного зуба фрезы инструмент не снимается со станка. Статистический анализ работы 22 фрез с $z=4$ в производственных условиях ЗАО НКМЗ при обработке стали 9ХС с глубиной резания $t=4..6$ мм, подачей $S_z=0,12...0,15$ мм/зуб и скоростью резания $V=62,8$ м/мин показал, что чаще всего (92% случаев обработки) фреза снимается со станка при выходе из строя всех 4х зубьев. Такая эксплуатация фрез приводит к повышенному расходу инструментальных материалов. Характерным отказом пластин фрезы является их поломка, а не достижение критерия затупления пластины. Статистический анализ показал, что закон распределения стойкости фрез – экспоненциальный.[1]

Цель настоящей работы: повышение надежности сборных фрез за счет рациональной стратегии замены отказавших режущих пластин.

При рассмотрении сборной фрезы как системы режущих элементов, в которой отказ одного из них не приводит к полному отказу фрезы, с точки зрения надежности фреза представляет собой параллельную систему [2] с пассивным резервом. В этом случае, при отказе первой режущей пластины её нагрузку при резании воспринимает следующая за ней режущая пластина. При этом надежность фрезы в целом снижается, то есть уменьшается вероятность безотказной работы. Для концевой фрезы, имеющей два зуба:

$$[P_1(t)+Q_1(t)][P_2(t)+Q_2(t)]=1 \quad (1)$$

где $P_1(t)$, $P_2(t)$ – вероятность безотказной работы соответственно первого и второго зуба фрезы;

где $Q_1(t)$, $Q_2(t)$ – вероятность отказа каждого зуба.

После умножения запишем:

$$P_1(t)P_2(t)+P_2(t)Q_1(t)+Q_2(t)P_1(t)+Q_1(t)Q_2(t)=1 \quad (2)$$

где $P_1(t)P_2(t)$ – вероятность безотказной работы обоих зубьев в течении времени t ; где $P_2(t)Q_1(t)$ – вероятность безотказной работы одного зуба при наличии отказа второго зуба; $Q_1(t)Q_2(t)$ – вероятность отказа двух зубьев за время t .

Сумма первых трех членов в (2) представляет собой вероятность безотказной работы фрезы из двух зубьев в случае, если работа хотя бы одного из них является признаком работоспособности фрезы. Подставив $Q(t)=1- P(t)$,

получим:

$$P_{\phi p} = P_1(t) + P_2(t) - P_1(t)P_2(t) \quad (3)$$

При экспоненциальном законе распределения времени безотказной работы каждого зуба фрезы получаем:

$$P_{\phi p} = e^{-\lambda_1 t} + e^{-\lambda_2 t} + e^{-(\lambda_1 + \lambda_2)t}$$

где λ_1 и λ_2 – интенсивность отказов зубьев фрезы.

Тогда средний период стойкости фрезы определяется:

$$\bar{T}_{\phi p} = \int_0^{\infty} P_{\phi p} dt = \frac{1}{\lambda_1} + \frac{1}{\lambda_2} - \frac{1}{\lambda_1 + \lambda_2}$$

В случае если $\lambda_1 = \lambda_2 = \lambda$, то

$$P_{\phi p} = 2e^{-\lambda t} - e^{-2\lambda t}; \quad \bar{T} = \frac{3}{2\lambda}$$

Концевые твердосплавные фрезы имеют $z=2, 3, 4$. Формулы для расчета вероятности безотказной работы каждой фрезы получены аналогично перемножением вероятности двучленов.

Для концевой фрезы, имеющей три зуба:

$$[P_1(t) + Q_1(t)][P_2(t) + Q_2(t)][P_3(t) + Q_3(t)] = 1 \quad (4)$$

где $P_1(t)$, $P_2(t)$ и $P_3(t)$ – вероятность безотказной работы соответственно первого, второго и третьего зуба фрезы;

где $Q_1(t)$, $Q_2(t)$, $Q_3(t)$ – вероятность отказа каждого зуба.

После умножения запишем:

$$P_1(t)P_2(t)P_3(t) + P_2(t)P_3(t)Q_1(t) + Q_2(t)P_3(t)P_1(t) + Q_1(t)P_3(t)Q_2(t) + P_1(t)P_2(t)Q_3(t) + P_2(t)Q_1(t)Q_3(t) + Q_2(t)Q_3(t)P_1(t) + Q_1(t)Q_2(t)Q_3(t) = 1 \quad (5)$$

где $P_1(t)P_2(t)P_3(t)$ – вероятность безотказной работы всех зубьев в течении времени t ; где $P_2(t) P_3(t) Q_1(t)$ – вероятность безотказной работы одного зуба при наличии отказа второго зуба; $Q_1(t)Q_2(t)Q_3(t)$ – вероятность отказа трех зубьев за время t .

Подставив $Q(t)=1- P(t)$ после отказа первого зуба,

получим:

$$P_{\phi p} = P^3 + 3P - 3P^2 \quad (6)$$

При экспоненциальном законе распределения времени безотказной работы каждого зуба фрезы получаем:

$$P_{\phi p} = e^{-\lambda_1 t} + e^{-\lambda_2 t} + e^{-(\lambda_1 + \lambda_2)t}$$

где λ_1 и λ_2 – интенсивность отказов зубьев фрезы.

Для концевой фрезы, имеющей четыре зуба:

$$[P_1(t) + Q_1(t)][P_2(t) + Q_2(t)][P_3(t) + Q_3(t)][P_4(t) + Q_4(t)] = 1 \quad (7)$$

где $P_1(t)$, $P_2(t)$, $P_3(t)$ и $P_4(t)$ – вероятность безотказной работы соответственно первого, второго и третьего зуба фрезы;

где $Q_1(t)$, $Q_2(t)$, $Q_3(t)$ и $Q_4(t)$ – вероятность отказа каждого зуба.

После умножения запишем:

$$P_1(t)P_2(t)P_3(t)P_4(t) + P_2(t)P_3(t)Q_1(t)P_4(t) + Q_2(t)P_3(t)P_1(t)P_4(t) + Q_1(t)P_3(t)Q_2(t)P_4(t) + P_1(t)P_2(t)Q_3(t)Q_4(t) + P_2(t)Q_1(t)Q_3(t)Q_4(t) + Q_2(t)Q_3(t)P_1(t)Q_4(t) + Q_1(t)Q_2(t)Q_3(t)Q_4(t) = 1 \quad (8)$$

где:

$P_1(t)P_2(t)P_3(t)P_4(t)$ – вероятность безотказной работы всех зубьев в течении времени t ;

$P_2(t) P_3(t) Q_1(t) P_4(t)$ – вероятность безотказной работы одного зуба при наличии отказа второго, третьего и четвертого зуба;

$Q_1(t)Q_2(t)Q_3(t)Q_4(t)$ – вероятность отказа всех зубьев за время t .

Подставив $Q(t)=1- P(t)$ после отказа первого зуба, получим:

$$P_{фр} = 4P + 4P^3 - 6P^2 - P^4 \quad (9)$$

При экспоненциальном законе распределения времени безотказной работы каждого зуба фрезы получаем:

$$P_{фр} = e^{-\lambda_1 t} + e^{-\lambda_2 t} + e^{-(\lambda_1 + \lambda_2)t}$$

где λ_1 и λ_2 – интенсивность отказов зубьев фрезы.

Для определения стратегии замены отказавших режущих элементов фрез введем понятие кратности резервирования k :

$$k = \frac{Z - Z_m}{Z_m}$$

где:


Z – число зубьев фрезы

Z_m – число отказавших зубьев.





Зависимости $P_{фр}(t)$ при резервировании с различной кратностью приведены в таблице 1.

Таблица 1

Выбор стратегии замены пластин фрезы

| Число зубьев фрезы | Кратность резервирования | Вероятность безотказной работы фрезы | | | | |
|--------------------|--------------------------|---|---|-------------|--------|--------|
| | | Схема замены пластин | Стратегия замены зубьев | λt | | |
| | | | | 0,5 | 0,75 | 1 |
| $Z=2$ | 1/1 | Работает зуб  Отказал $P_{фр} = 2P - P^2$ | После отказа 1-го зуба фреза снимается со станка | 0,7301 | 0,8431 | 0,6005 |
| $Z=3$ | 1/2 |  $P_{фр} = 3P^2 - 2P^3$ | После отказа 2-х зубьев фреза снимается со станка | 0,5243 | 0,6575 | 0,3063 |

Продолжение таблицы 1

| | | | | | | |
|-----|-----|---|---|--------|--------|--------|
| | 2/1 |  $P_{\text{фр}}=P^3+3P-3P^2$ | После отказа 1-го зуба фрезы снимается со станка | 0,6721 | 0,8288 | 0,4683 |
| Z=4 | 1/3 |  $P_{\text{фр}}=4P^3-3P^4$ | После отказа 1-го зуба фрезы снимается со станка | 0,3741 | 0,4862 | 0,1443 |
| | 2/2 |  $P_{\text{фр}}=6P^2+3P^4-8P^3$ | После отказа 2-х зубьев фрезы снимается со станка | 0,6734 | 0,8288 | 0,4683 |
| | 3/1 |  $P_{\text{фр}}=4P+4P^3-6P^2-P^4$ | После отказа 1-го зуба фрезы снимается со станка | 0,9203 | 0,9757 | 0,8407 |

Целесообразный уровень надежности фрезы определяется минимумом суммарных затрат на эксплуатацию инструмента и на его покупку.

В зависимости от необходимого уровня надежности фрезы выбирается стратегия замены её режущих элементов. Повышение надежности путем замены одного отказавшего зуба приводит к недоиспользованию ресурса фрезы, что приводит к повышению суммарных затрат. Наиболее целесообразно с точки зрения рационального уровня надежности для фрезы с $Z=4$ снимать её со станка при выходе из строя 2-х зубьев.

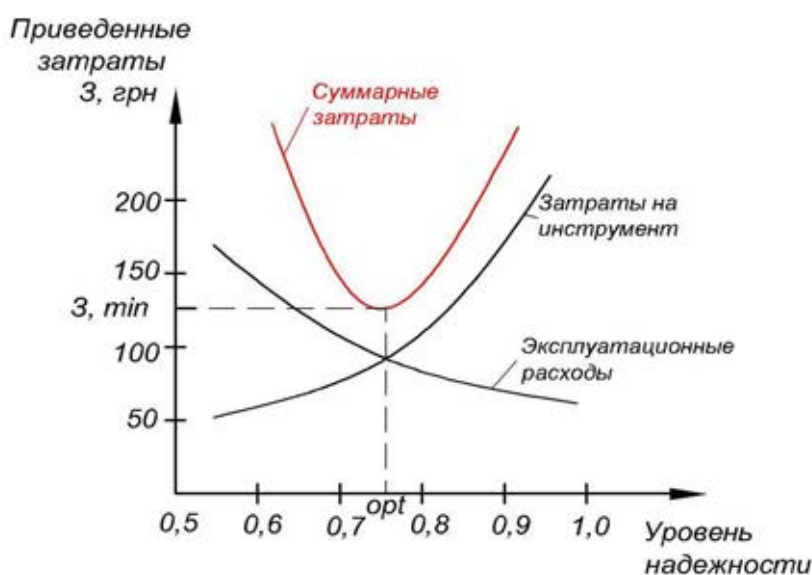


Рис. 1 – График зависимости приведенных затрат от уровня надежности.

Выводы

1. С точки зрения надежности сборную концевую фрезу можно представить как систему с параллельным соединением элементов и пассивным резервом.
2. Разработана математическая модель надежности сборной фрезы, позволяющая прогнозировать её средний период стойкости и вероятность безотказной работы.
3. Целесообразный уровень надежности сборной фрезы, определенный по критерию суммарных затрат, обеспечивается стратегией регламентированной замены режущих пластин.

Литература: 1. Применение марковских и полумарковских цепей при оценке надежности технологической системы / Клименко Г.П. // Прогрессивные технологии и системы машиностроения. Международный сборник научных трудов. – Донецк: ДонНТУ, 2004. – выпуск 28. – с. 71 – 76. 2. Обеспечение надежности технологической системы оптимальными стратегиями замены инструмента / Клименко Г.П. // Надежность режущего инструмента и оптимизация технологических систем. Сборник статей в 2-х т. Т.2. – Краматорск: ДГМА, 1997. – с. 65 – 72. 3. Определение надежности обслуживания режущего инструмента / Клименко Г.П., Васильченко Я.В. // Високі технології в машинобудуванні: Збірник наукових праць.– Харьков: ХГПУ, 2000.– С.134-137.

ВИЗНАЧЕННЯ СТРАТЕГІЇ ЗАМІНИ ЗБІРНИХ КІНЦЕВИХ ФРЕЗ

Клименко Г.П., Хоменко А.В., Чабан К.С.

Розроблена математична модель надійності збірної кінцевої фрези як системи. Визначена стратегія заміни різальних елементів фрези для досягнення доцільного рівня її надійності, який визначений по критерию приведених затрат.

ОПРЕДЕЛЕНИЕ СТРАТЕГИИ ЗАМЕНЫ СБОРНЫХ КОНЦЕВЫХ ФРЕЗ

Клименко Г.П., Хоменко А.В., Чабан К.С.

Разработана математическая модель надежности сборной концевой фрезы как системы. Определена стратегия замены режущих элементов фрезы для достижения целесообразного уровня её надежности, который определен по критерию приведенных затрат

DETERMINATION OF REPLACEMENT STRATEGY OF COLLAPSIBLE END MILLING CUTTERS

Klimenko G.P., Homenko A.V., Chaban K.S.

The mathematical model of reliability of a modular trailer mill is developed as systems. Strategy of replacement of cutting elements of a mill for achievement of expedient level of its reliability which is defined by criterion of the resulted expenses is defined.

Ключевые слова: математическая модель, фреза, стратегия, замена режущих элементов, надежность.

УДК 621.9.62.52

Новиков П.А.

СевНТУ, Севастополь, Україна

ОСОБЕННОСТИ РАБОТЫ МЕТЧИКА ПРИ НАРЕЗАНИИ РЕЗЬБЫ МАЛОГО ДИАМЕТРА

Введение

Формообразование резьбы осуществляется путем последовательного (генераторного) копирования профиля зубьев метчика обрабатываемой поверхностью при их относительном винтовом перемещении.

Вместе с тем, операция нарезания резьб малых диаметров характеризуется крайне низкой надежностью. Наименее надежным элементом в данной операции является инструмент. Однако, на данный момент однозначно не определены причины приводящие к поломке инструмента.

Соответственно, целью статьи является выявление отличий и особенностей работы метчика от идеализированной схемы и, на их основе, причин приводящих к поломке инструмента.

Анализируемые особенности процесса работы разделены на три части, каждая из которых учитывает те или иные свойства процесса, связанные либо с взаимным положением инструмента и детали, либо с конструктивными характеристиками инструмента.

При врезании инструмента в обрабатываемое отверстие зуб метчика начинает деформировать и удалять обрабатываемый материал, за счет чего происходит образование стружки и требуемых резьбовых поверхностей. В идеальных условиях единичный зуб метчика срезает заданную для него площадь металла, определяемую схемой резания, геометрией заборного конуса метчика и номером зуба. Разница в площадях среза обуславливает наличие неуравновешенных сил действующих на отдельные режущие зубья заборного конуса. За счет наличия жесткости в конструкции инструмента и резьбонарезном патроне и действия неуравновешенных сил происходит деформация инструмента в радиальном направлении на некоторую величину, изменяющую значение реальной площади среза (см. рисунок 1 а, б).

Из рисунков 1 а) и б), видно, что для части зубьев заборного конуса происходит уменьшение площади срезаемого слоя, а для других – ее увеличение. Это изменение в геометрических размерах образуемой стружки, при ее уменьшении, снижает вероятность пакетирования стружки в стружечной канавке метчика; в случае увеличения толщины стружки, наоборот, приводит к переполнению стружечной канавки, рассчитанной на определенный объем удаляемого материала. В данных условиях изменяется характер стружкообразования, транспортирования и удаления стружки, что ведет к риску заклинивания инструмента. Заклинивание метчика может иметь результатом либо разрушение пакетированной стружки, либо поломку метчика, что зависит от условий и характера упаковки стружки.

Кроме того, деформация метчика приводит к изменению рабочих параметров стружечной канавки, т.к. изменяется пространственное положение между поверхностями обрабатываемого отверстия и стружечной канавки. Т.е. наблюдается увеличение или уменьшение рабочего объема стружечной канавки, что также отрицательно влияет на характер транспортировки и удаления стружки.

На рисунке 2 показана схема взаимосвязи элементов процесса резбонарезания при поперечных деформациях инструмента. На схеме стрелками показаны векторы влияние элементов. Как видно из схемы на переполнение стружки и заклинивание инструмента непосредственно влияют характер стружкообразования, транспортирование и удаление стружки и параметры стружечной канавки.

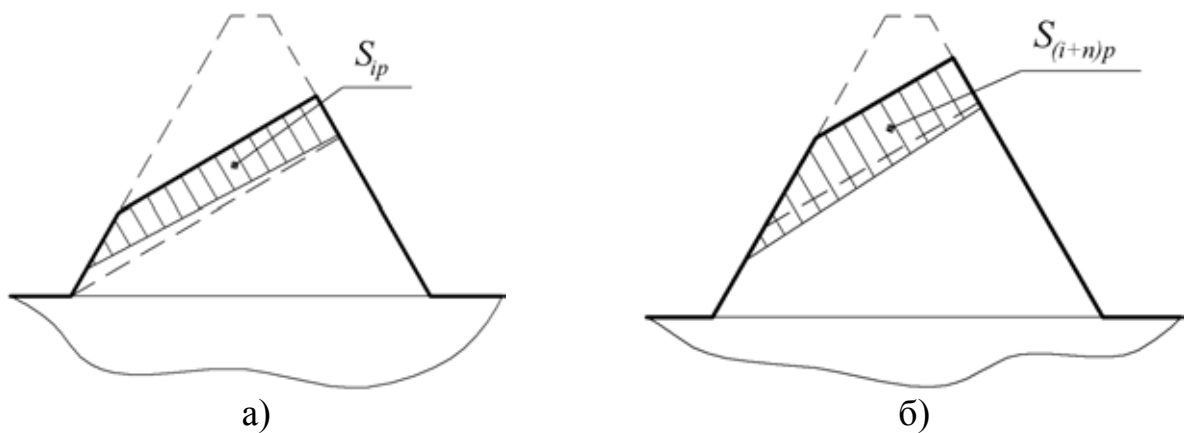


Рис. 1 — Реальная площадь среза единичным зубом



Рис. 2 – Схема взаимосвязи элементов процесса резбонарезания при поперечных деформациях инструмента

При обработке резьб малого диаметра одной из особенностей процесса резания являются относительно малые толщины среза. Данная особенность обу-

словлена применяемой в машинных метчиках схемой обработки – генераторной схемой. Толщина среза зависит от характеристик резьбы и метчика

$$a = \frac{P}{z} \sin \varphi,$$

где P – шаг резьбы;

z – число перьев метчика;

φ – угол заборного конуса.

В ходе изготовления и эксплуатации метчиков часто не выдерживаются или быстро изменяют свои геометрические значения главные режущие кромки зубьев метчика, что связано со сложностью обработки геометрических элементов метчика и неблагоприятными условиями работы зубьев. Так, режущая кромка имеет некоторый радиус скругления, присутствующий с момента изготовления и увеличивающийся в ходе эксплуатации (см. рисунок 3). В идеализированной схеме обработки данная особенность не учитывается и предполагается, что режущий клин зуба заточен доостра. Однако, в реальных условиях при действии сил деформирующих тело метчика и смещающих его зубья от заданного положения и наличии радиуса скругления, с определенным соотношением к толщине среза, возможна реализация следующей неблагоприятной ситуации: «первый» зуб метчика из-за наличия большого радиуса не срезает заданный объем материала, а проходя над ним осуществляет его упруго-пластическую деформацию, оставляя след из наклепанного слоя материала (см. рисунок 4, а). Следующий за ним, «второй» зуб, осуществляет резание, т.к. его геометрия соответствует условиям резания, но из-за оставленного «первым» зубом неудаленного и наклепанного слоя материала изменяются не только силовые составляющие процесса резания, а и геометрические параметры срезаемой стружки (см. рисунок 4, б). Это приводит к тому, что в стружечную канавку поступает больший объем срезаемого материала, чем запланировано конструкцией самого инструмента. Характер стружкообразования, транспортирования и удаления изменяется, лишний объем стружки приводит к переполнению стружечной канавки и повышается опасность заклинивания инструмента.

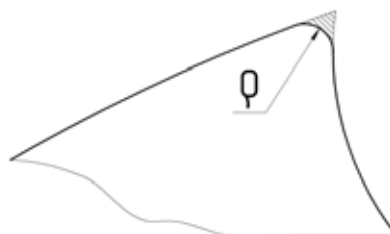
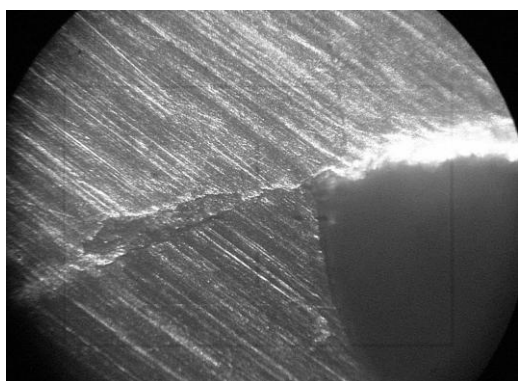


Рис. 3 – Несоответствие режущей кромки предъявляемым требованиям

На рисунке 5 показана схема взаимосвязи элементов процесса резбонарезания при наличии скругления на режущей кромке зуба.

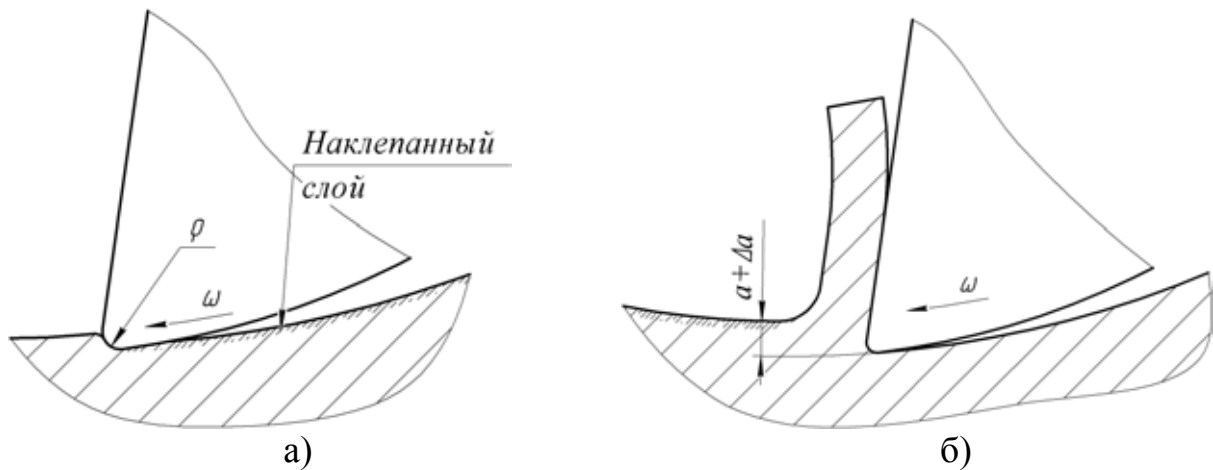


Рис. 4 – Реальные схемы обработки при нарезании резьб

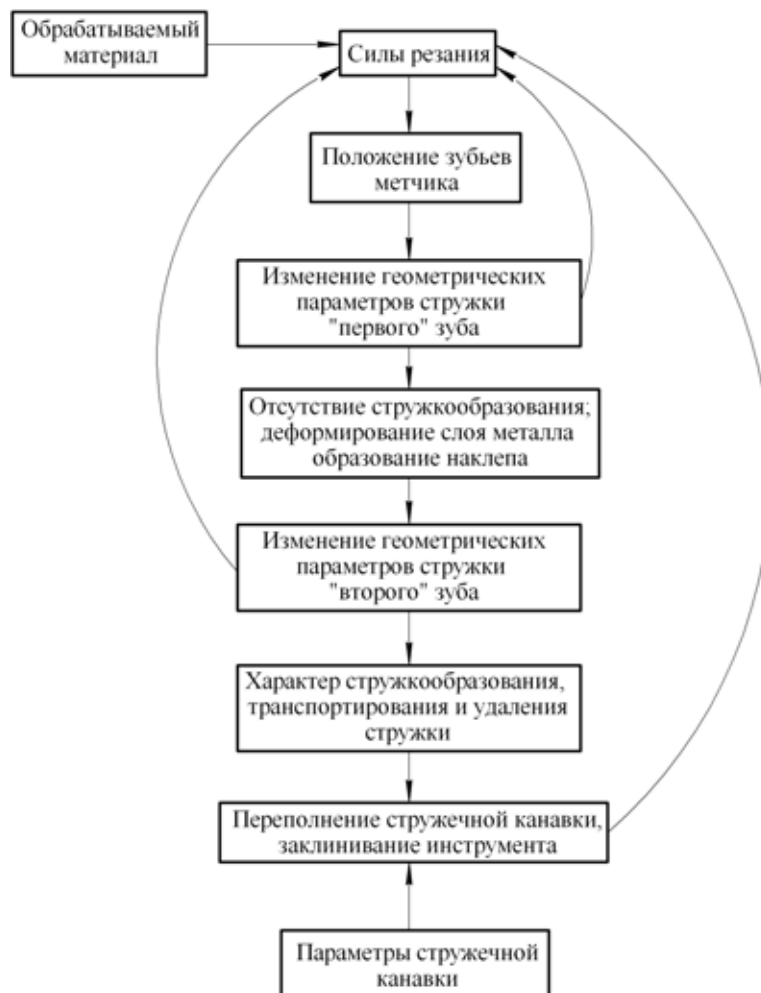


Рис. 5 – Схема взаимосвязи элементов процесса резьбонарезания при наличии скругления на режущей кромке зуба

Метчики, как и все концевые инструменты, помимо поперечной жесткости обладают и крутильной жесткостью. При работе метчика наличие относительно небольшой крутильной жесткости приводит к его скручиванию и изменению первоначальной формы и взаимного положения рабочих элементов. То

обстоятельство что резьбы малого диаметра обрабатываются методом копирования, т.е. форма, размеры и траектория движения инструмента определяют геометрию и размеры образуемой поверхности, определяет совокупность погрешностей возникающих при обработке. Скручивание метчиков может быть охарактеризовано величиной смещения X_n^k [1], которая определяется по формуле

$$X_n^k = \frac{P}{2\pi} \frac{\sum_{i=1}^k (m_{ij} l_j)}{GJ_\rho},$$

здесь m_{ij} – момент сил резания на j -м зубе;

l_j – расстояние от плоскости закрепления до j -го зуба;

G – модуль упругости при кручении;

J_ρ – полярный момент инерции поперечного сечения метчика.

Соответственно, за счет изменение в форме инструмента происходит подрезание профиля уже образованной резьбы. Величина подрезания может быть охарактеризована через дополнительную площадь среза ΔS_i и приближенно определена по формуле

$$\Delta S_i = X_n^k a(i-1),$$

где a – толщина среза; i – номер зуба.

Дополнительная площадь срезаемой стружки приводит к увеличению момента резания, что в свою очередь увеличивает скручивание инструмента и подрезание профиля. Рисунок 9 также иллюстрирует изменение формы и размеров стружки, которая приобретает дополнительную часть, перпендикулярно направленную относительно основной площади среза. Подобный вид стружки приводит к ухудшению условий, относящихся к размещению, транспортированию и удалению стружки из стружечной канавки. Это в свою очередь ведет к повышению уровня пакетирования стружки и увеличению риска заклинивания инструмента, т.е. может привести к отрицательным последствиям в ходе обработки – поломке инструмента.

На рисунке 6 представлена схема взаимодействия различных элементов в процессе резания при скручивании метчика.



Рис. 6 – Схема взаимосвязи элементов процесса резбонарезания при скручивании метчика

Как видно из представленных схем (рисунки 2, 5, 6) одной из причин приводящих к поломке инструмента может являться переполнение стружечной канавки образуемой стружкой. Выполненный анализ обозначил в качестве одной из причин переполнения стружечной канавки – изменение в характере образования, транспортировки и удаления стружки.

Выводы

Дальнейшие исследования будут направлены на определение преобладающего, из выше перечисленных особенностей, фактора и формулирования рекомендаций по повышению надежности эксплуатации метчиков.

Литература: 1. Канареев Ф.Н. Механизм образования погрешностей образования внутренних резьб малых диаметров (М2...М6) за счет деформации кручения метчиков. / Ф.Н. Канареев, Т.В. Резинкина//«Технология машиностроения: проблемы и перспективы». – Севастополь: СевНТУ, 2003, С 43-47.

ОСОБЕННОСТИ РАБОТЫ МЕТЧИКА ПРИ НАРЕЗАНИИ
РЕЗЬБЫ МАЛОГО ДИАМЕТРА

Новиков П.А.

Особенности процесса нарезания внутренней резьбы малого диаметра проанализированы по результатам отклонения от идеальной реализации, что снижает степень надежности операции в целом.

ОСОБЛИВОСТІ РОБОТИ МІТЧИКА ПРИ НАРІЗУВАННІ РІЗЬБЛЕННЯ
МАЛОГО ДІАМЕТРУ

Новіков П.А.

Особливості процесу нарізування внутрішньої різьблення малого діаметру проаналізовано за результатами відхилення від ідеальної реалізації, що знижує ступінь надійності операції в цілому.

FEATURES of WORK of MARKER AT CUTTING of SCREW-THREAD of
SMALL DIAMETER

Novikov P.A.

The features of process of cutting of internal screw-thread of small diameter resulting in deviations from his ideal realization are analysed, that diminishes the degree of reliability of operation on the whole.

Ключевые слова: метчик, резьба, малый диаметр, надежность, элемент, резание, стружка.

УДК 621.9

Медведев А.Л.
ДонНТУ, г. Донецк, Украина

ИЗНОС ПОВЕРХНОСТИ ПРИТИРА И ШЛИФОВАЛЬНОГО КРУГА ПРИ ПРАВКЕ СПОСОБОМ СВОБОДНОГО АБРАЗИВА

Введение

В последнее время изделия из технической керамики все чаще встречаются в различных узлах и агрегатах машин. Это связано с рядом уникальных свойств, которыми обладают керамические материалы. Среди прочих, наиболее актуальным из них являются высокая твердость, термоустойчивость, химическая стойкость по отношению к агрессивным средам и др. Для обработки таких изделий используют алмазное шлифование, так как другие виды обработки требуют больших капиталовложений или трудоемки.

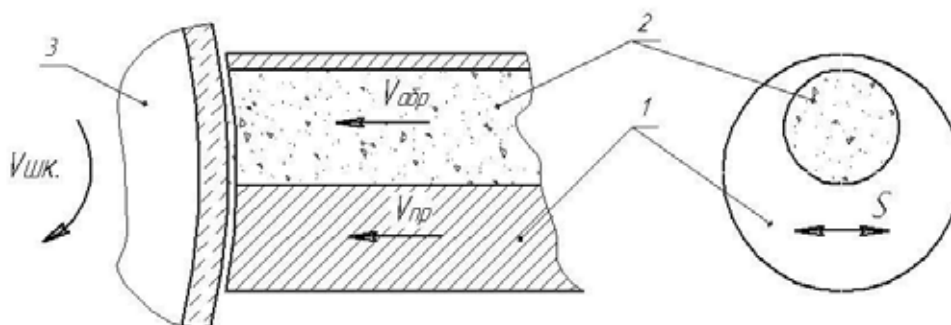


Рис. 1 - Схематическое изображение процесса правки.
1 – притир; 2 – абразивный брусок; 3 – шлифовальный круг

При обработке технической керамики алмазными шлифовальными кругами (ШК) с увеличением объема снятого материала у последних происходит потеря режущих свойств. Для их восстановления необходимо управлять состоянием рабочей поверхности круга (РПК). Одним из перспективных методов является способ управления режущей способностью свободным абразивом. Такой способ позволяет быстро восстановить режущую способность шлифовального круга на различной связке ШК [1].

Принцип действия устройства для правки свободным абразивом состоит в следующем. К шлифовальному кругу 3, который вращается на рабочей скорости $V_{шк}$, подводят до прикосновения притир 1 (рис. 1). Притир представляет собой чугунную пластину с отверстием для подвода абразивной смеси. Ему задают возвратно-поступательное движение S вдоль образующей инструмента. Механизм подачи притира состоит из механизма перемещения в радиальном направлении и механизма перемещения вдоль ширины круга.

В зону контакта инструмента 3 и притира 1 подают абразив в виде бруска 2, который состоит из смеси связующего материала с абразивом. Абразив, разрушаясь под воздействием шлифовального круга (ШК), попадает в контакт между притиром и РПК. Исходные абразивные зерна берут размером $d_{абрз}$, равным 1,2-1,5 от среднего размера зерен алмазного инструмента.

Для правки алмазного круга 1A1 200x76x10 250/200 A2 -4-M2-01 в качестве абразивного материала выбран карбид кремния зеленый (ISO 8486) с размером зерен до 315 мкм. В нашем эксперименте брусок сформирован из 70% абразива и 30% гипса. Брусок помещают во внутреннюю полость притира (см. рис. 1) и закрепляют на штоке подающего устройства. Такая конструкция позволяет осуществлять подачу абразива в зону контакта ($V_{абр} = 0,1-0,25$ мм/с) независимо от скорости подачи притира ($V_{пр} = 0,01...0,025$ мм/с). Интенсивность вышлифовывания связки инструмента и износ материала притира при правке определяются размером абразивных частиц, объемом подаваемого абразива и величиной зазора между инструментом и притиром [2].

До настоящего времени физика процесса правки свободным абразивом в литературе отражения не нашла.

Целью работы является исследование процессов, происходящих на поверхности шлифовального круга и притира во время правки способом свободного абразива и выявление входных характеристик, которые оказывают влияние на такие процессы.

Для выявления возможного разрушения зерен был проведен анализ состояния зерен до и после правки. Для чего была сделана выборка зерен свободного абразива до и после правки. По литературным данным, для обеспечения точности $\epsilon=0,05$ и надежности $\alpha=0,95$ необходимый объем выборки составляет 384 ед. [3].

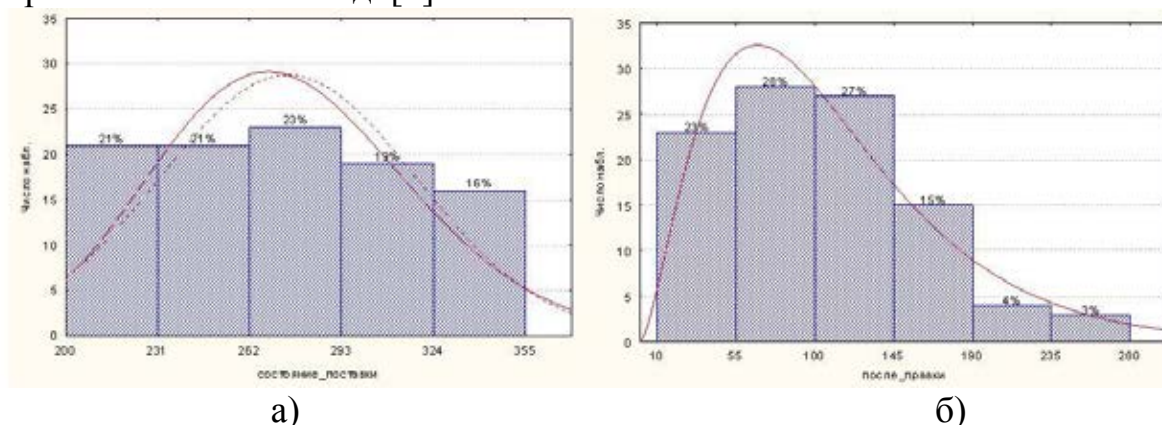


Рис. 2 - Гистограмма распределения размеров зерен карбида кремния: а) – в состоянии поставки с ОАО «Запорожский абразивный завод», б) – после правки.

Измерение размеров зерен проводилось при помощи микроскопа БМИ-1. Ошибка измерения составила не более 2,5 мкм. Данные о размере зерен в состоянии поставки совпадают с данными, взятыми с сайта производителя [4]. По результатам проведенных измерений были построены гистограммы

распределения размеров зерен в состоянии поставки и после работы. Гистограммы представлены на рис.2 а, б.

Сравнивая полученные гистограммы, необходимо отметить, что диапазон варьирования зернистости свободного абразива отличается. Так в состоянии поставки этот диапазон 200-355 мкм, в то время после работы абразив находится в диапазоне 10-180 мкм. При правке зерна разрушаются, при подсчете количества не разрушенных зерен величина таковых составила не более 5%.

Для проведения сравнительного анализа двух выборок воспользуемся t-критерием для зависимых выборок. Главная цель исследования заключается в сравнении средних двух выборок. T-критерий для двух зависимых выборок проведен с ошибкой первого рода равной 0,05. Данный тест двухсторонний, что позволяет значимость как положительного, так и отрицательного отклонение от проверяемого значения [5].

В выборке из генеральной совокупности действительная разница между двумя средними равна 0,09934 мм, стандартное отклонение генеральной совокупности, представленной выборкой 1 равно 0,0759 мм, соответствующее значение в выборке 2 равно 0,0429 мм, а корреляция между двумя множествами 0,1. При объеме выборки $N = 400$, действительная мощность будет равна 100,00%. Средние значения размеров зерен (рис. 3) изменилось с $P_1=275$ мкм до $P_2=150$ мкм. Что свидетельствует о разрушении значительной части зерен участвующих в правке.

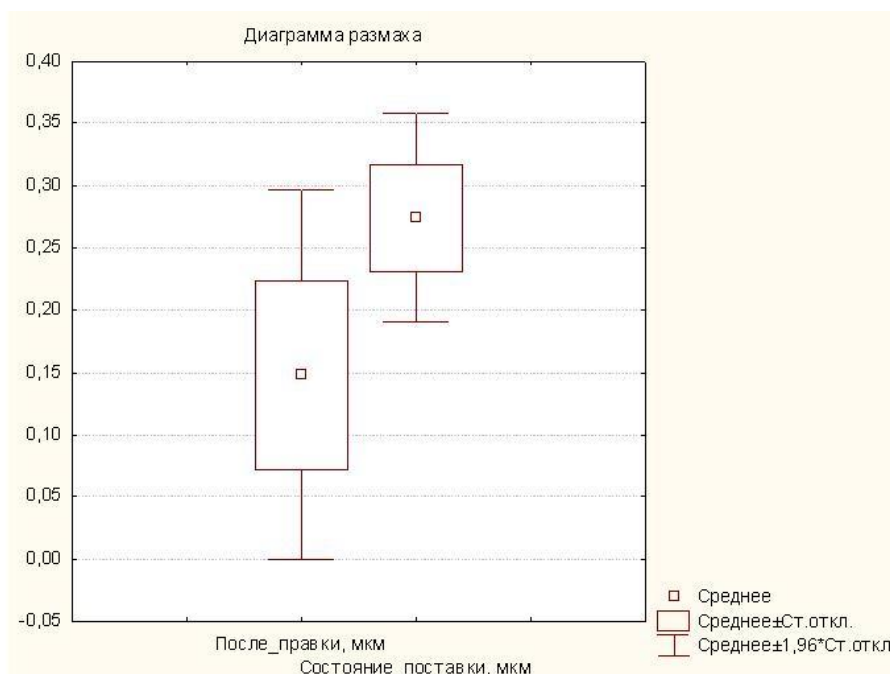


Рис. 3 - Диаграмма размаха размеров зерен до и после правки.

Важной особенностью микрорезания является шаржирование зерен свободного абразива в паре притир-ШК. Для такого процесса необходимо кратковременное закрепление зерен на одной из поверхностей. Следы от такого закрепления видны на рис.4.

Можно предположить, что зерна шаржируются как на поверхности ШК так и на поверхности притира. Такие зерна могут осуществлять микрорезание, пластическую и упругую деформации. Значимыми для нас будут только микрорезание и пластическая деформация поверхностей притира и связки ШК, так как упругая деформация не приводит к выбору связки из межзеренного пространства круга.



Рис. 4 - Поверхность притира со следами 1, 2 от шаржирования зерен свободного абразива.

Таким образом, можно утверждать, что при управлении режущей способностью способом свободного абразива происходит микрорезание от частичного закрепления зерен на поверхности притира.

В процессе работы данного устройства происходит износ не только связки ШК, но и притира. Было проанализировано, как происходит износ притира. Для этого записывался профиль притира в сечениях как показано на рис. 5 а. По результатам профилографирования получен профиль притира в осевом сечении, как показано на рис.5 б. В результате воздействия свободного абразива на поверхность притира происходит его непрерывный износ. В верхней части рабочей зоны притира износ выше. Величина неравномерности износа составила 50 мкм. в крайней верхней точке рабочей зоны. Значит, на поверхности притира образуется клиновидный зазор, в который попадают зерна свободного абразива и перекатываясь в нем, разрушаясь, совершают работу по удалению межзеренного пространства.

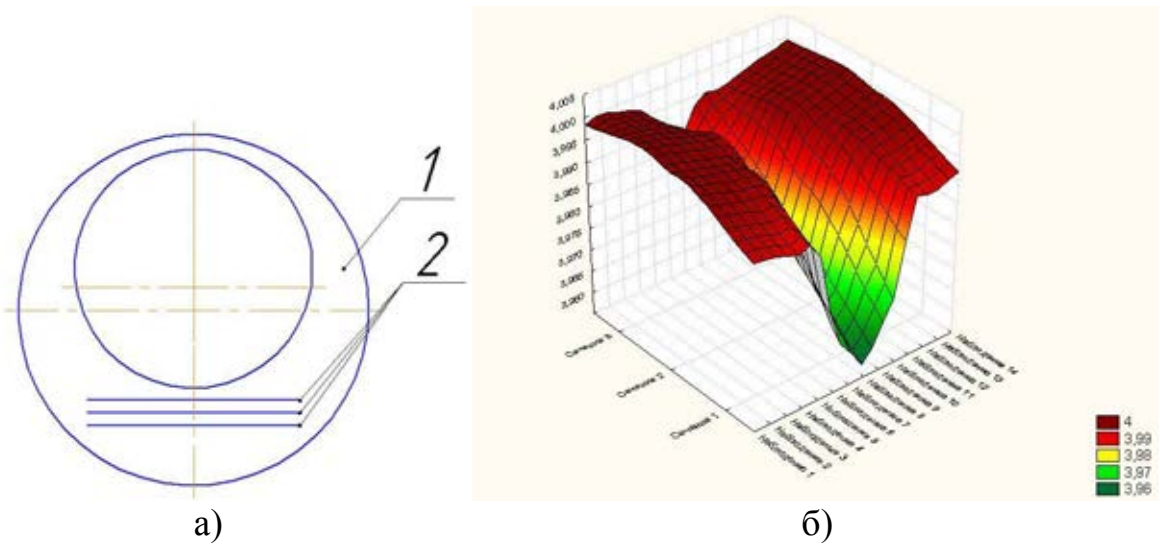


Рис. 5 – Экспериментальное определение профиля притира: а) – поверхность профилографирования: 1-притир, 2-места профилографирования, нумерация сечений с верху вниз; б) - поверхность притира после правки способом свободного абразива.

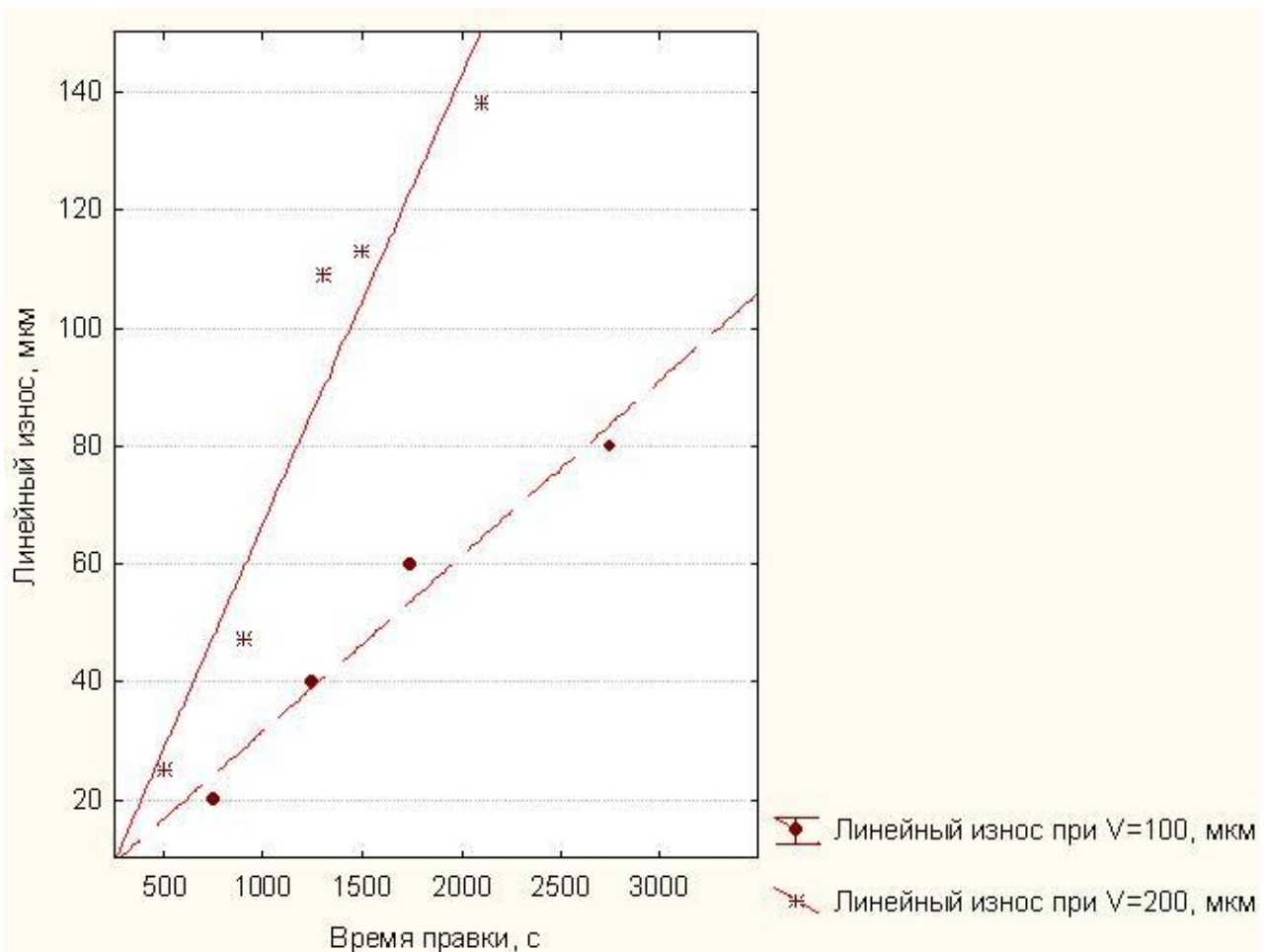


Рис. 6 - Зависимость линейного износа шлифовального круга 1A1 250/200 M2-01 от времени правки свободным абразивом при различных скоростях подачи свободного абразива и скорости притира $V_{пр}=20$ мкм/с.

По полученным данным, приведенным на рис. 6 скорость линейного износа шлифовального круга зависит от объема подаваемого абразива в зону правки и имеет линейный характер. Так при скорости подачи абразивного бруска $V_{абр}=200$ мкм/с линейный износ на 2000 с правки достигает 140 мкм, в то время как при правке со скоростью подачи абразивного бруска $V_{абр}=100$ мкм/с на 2000 с износ ШК приближается к 60 мкм. Таким образом, можно сделать вывод о том, что скорость подачи абразивного бруска влияет на скорость износа шлифовального круга.

В настоящее время ведутся исследования, которые могут позволить адекватно описать процесс износа связки алмазного ШК, согласно заданным условиям правки.

Выводы

Данные исследования позволили оценить процессы, происходящие при правке ШК способом свободного абразива. Было получено подтверждение тому, что при правке зерна свободного абразива в своем большинстве (95%) разрушаются. Скорость удаления связки алмазного ШК линейно зависит от объема подаваемого абразива ($V_{абр}$).

Литература: 1. Гусев В.В., Медведев А.Л. Закономерности изменения режущей способности алмазных шлифовальных кругов при правке свободным и полусвязанным абразивом. // Наукові праці Донецького національного технічного університету. Серія: Машинобудування і машинознавство. Випуск 154. – Донецьк: ДонНТУ, 2009. С. 41-48. 2. Гусев В.В., Медведев А.Л. Анализ способов правки свободным абразивом с различным состоянием правящей среды. // Машинобудування України очима молодих: прогресивні ідеї – наука – виробництво: тези доповідей ІХ Всеукраїнської молодіжної науково-технічної конференції, 26-27 листопада 2009 р., Запоріжжя: ЗНТУ, 2009. С. 23-25. 3. Колкер Я.Д. Математический анализ точности механической обработки деталей. – Киев: «Техніка», 1976. – 200с. 4. <http://www.abrasive.zp.ua/win/products/index.html> 5. Боровиков В.П., Ивченко Г.И. Прогнозирование в STATISTICA в среде Windows 95 (основы теории и интенсивная практика на компьютере). – М., 1999. – 382 с.

ЗНОС ПОВЕРХНІ ПРИТИРУ І ШЛІФУВАЛЬНОГО КРУГА ПРИ ПРАВЦІ СПОСОБОМ ВІЛЬНОГО АБРАЗИВУ

Медведев А.Л.

У статті розглядаються деякі закономірності фізичних процесів при виправленні шліфувальних кругів методом вільного абразиву, спосіб взаємодії абразивних часток з поверхнею шліфувального круга і процесів, які відбуваються при такого роду взаємодіях.

ИЗНОС ПОВЕРХНОСТИ ПРИТИРА И ШЛИФОВАЛЬНОГО КРУГА ПРИ ПРАВКЕ СПОСОБОМ СВОБОДНОГО АБРАЗИВА

Медведев А.Л.

В статье рассматриваются некоторые закономерности физических процессов при правке шлифовальных кругов методом свободного абразива, способ взаимодействия абразивных частиц с поверхностью шлифовального круга и процессов, которые происходят при такого рода взаимодействиях.

WEAR OF SURFACE OF PRITIRA AND DIAMOND-IMPREGNATED AT
CORRECTION METHOD OF FREE ABRASIVE

Medvedev A.L.

In the article some regularity of physical process during correcting grinding wheels with the method of free abrasive, the way interaction of abrasive particles with the surface of grinding wheel and processes that this kind of interaction are occurred.

Ключевые слова: абразивный круг, шлифование, свободный абразив, частица, износ, брусок.

УДК 621.9.15

Ковалёв Д.Г
ДГМА, г. Краматорск, Украина

СОЗДАНИЕ НОВЫХ КОНСТРУКЦИЙ СБОРНЫХ РЕЗЦОВ ДЛЯ ТЯЖЕЛЫХ СТАНКОВ ТОКАРНО-КАРУСЕЛЬНОЙ ГРУППЫ

Введение

Наружное точение на станках токарно-карусельной группы является самым распространённым видом обработки деталей типа тел вращения, поэтому повышение производительности и качества точения, которое производится с помощью резцов различной конструкции, остается актуальной задачей. Черновая и получистовая обработка деталей на тяжелых токарных станках характеризуется большими сечениями среза. Возможные поломки инструмента в таких условиях, чаще всего являются следствием неправильного выбора параметров специальных твердосплавных пластин, узла крепления и формы передней поверхности, которые приводят к снижению эксплуатационных характеристик модульного инструмента. Данная работа посвящена исследованию прочностных характеристик модульного проходного резца, при использовании различных типов крепления резцовых блоков.

Целью работы является создание современного, прогрессивного инструмента повышенной прочности для механической обработки на уникальных станках токарно-карусельной группы.

Существующие конструкции режущего инструмента (рис. 1), применяемые для тяжелого резания, имеют ряд существенных недостатков, таких как большой вес инструмента, невозможность быстрой замены режущей пластины, невозможность применения на одной державке режущих пластин различной формы, что в значительной мере увеличивает время простоев металлорежущего оборудования, связанное с переналадкой станка и заменой инструмента в случае поломки.



Рис. 1 – Резцы для тяжелого точения с креплением винтом и рычагом за отверстие. Пластины SNMM 38 и LNUX 50

Агрегатно-модульный принцип компоновки инструмента с относительно ограниченным комплектом модулей, позволяет создать без серьезных дополнительных затрат широкую номенклатуру инструмента, наиболее приспособленных к конкретным требованиям производства. Агрегатно-модульный принцип компоновки инструмента наиболее эффективен на тяжелых станках, где в основном применяются инструменты, имеющие большие габариты и массу более 15 кг, что делает трудоемким смену и переналадку на новую операцию. Данным принципом создания инструмента руководствуется ряд отечественных и зарубежных фирм (Рис. 2).



Пластина LNUX 40...
Картридж KP-LKNR



Пластина SC..3809
Картридж KS-
SBCR



Пластина SNM..25
Картридж KP-SBNR

Рис. 2 – Конструкции резцовых блоков применяемые на карусельных станках

Для повышения эффективности лезвийной обработки на тяжелых станках был спроектирован блочно-модульная токарный инструмент, исключая вышеперечисленные недостатки (рис. 3).

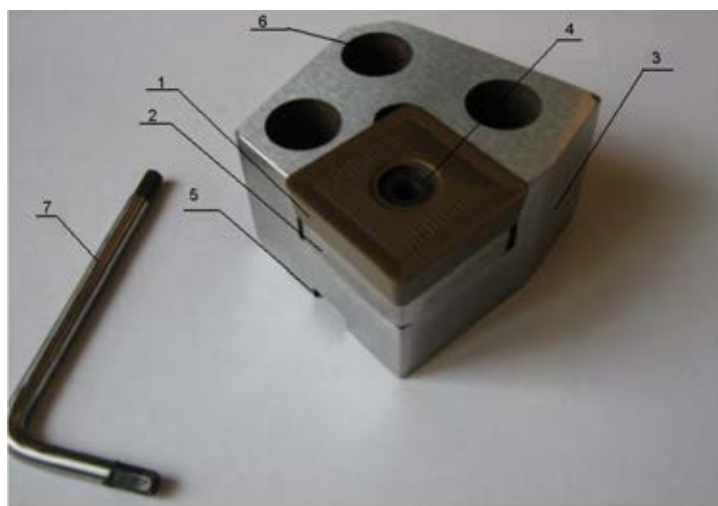


Рис. 3 – Общий вид исследуемого инструмента

1- режущая пластина , 2 опорная пластина , 3 – корпус , 4 – винт , 5- шпонка , 6 – крепежное отверстия , 7- ключ.

Для проведения статического анализа, подтверждающего повышение прочностных характеристик разработанного резцового блока, по сравнению с

существующими конструкциями, было принято решение провести исследование с использованием объемных моделей, созданных в пакете программ SolidWorks Simulation.

Анализ проверки проектирования рассматриваемого резцового блока целесообразно свести к определению коэффициента запаса прочности режущей инструмента (рис. 4).

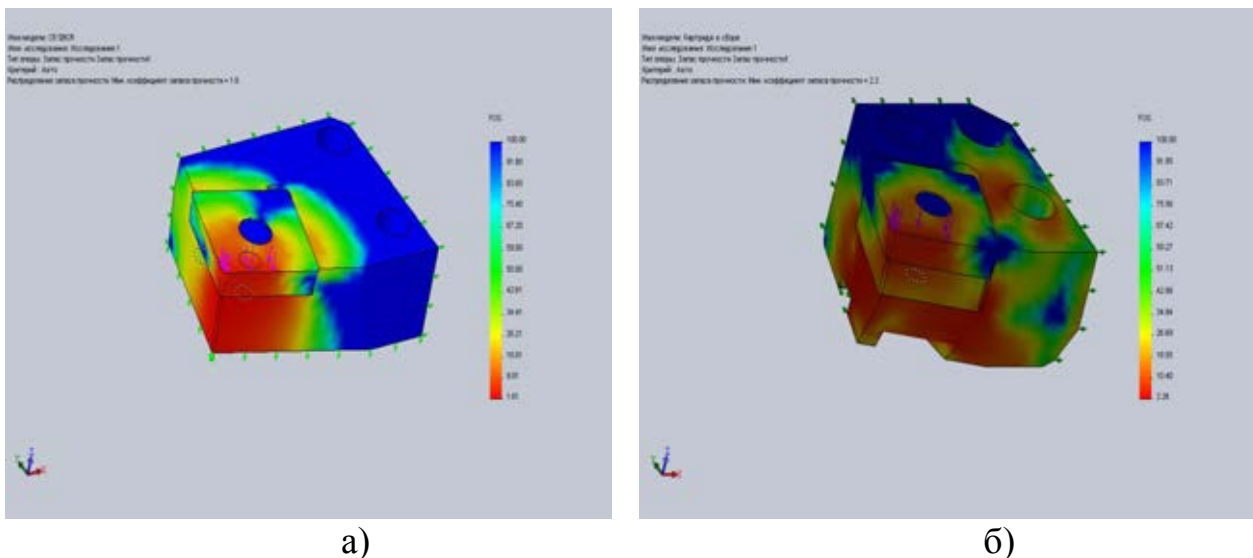


Рис. 4 – Сравнение эпюр распределения коэффициента запаса прочности базовой (а) и разработанной конструкции (б)

На рисунке 4 приведены результаты детального рассмотрения прочностных характеристик блока для базовой и разработанной конструкции.

Анализируя полученные данные можно сделать вывод, что работоспособность разработанного резцового блока при заданных равных условиях обработки выше, чем у базовой конструкции, т.к. коэффициент запаса прочности составляет 2,3, тогда как у базовой конструкции данный коэффициент достигает всего лишь 1,6.

Выводы

По результатам приведенных исследований установлено месторасположение границ распределения коэффициента запаса прочности в узле крепления предложенного резцового блока, что позволяет оптимизировать размеры резцовой вставки, с учетом выполняемой операции обработки.

Все приведенные выше расчеты свидетельствуют об увеличении прочности, а, следовательно и работоспособности предложенной конструкции модульного инструмента.

С использованием результатов исследований напряженно-деформированного состояния модульного инструмента, а также результатов теоретических расчетов, был разработан модульный резец для тяжелых станков токарно-карусельной группы, позволивший получить требуемые конфигурации режущего инструмента.

Литература: 1. Хаєт Г.Л., Гузенко В.С., Музыкант Я.А. Сборный твердосплавный инструмент М.: Машиностроение. - 1989.- 253с. 2. Хаєт Г. Л. Прочность режущего инструмента. М.: Машиностроение, 1975. – 168 с. 3. Хаєт Г. Л., Левин В. И. Повышение качества инструмента и эффективности обработки деталей на тяжелых станках. М.: НИИ-маш. 1982. – 42 с. 4. Мироненко Е.В., Клочко А.А., Белицкая О.Я. Исследование влияния некоторых конструктивных параметров агрегатно-модульных резцов на прочность и износостойкость. //Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем, 2004. – С.13-18. 5. Мироненко Е.В., Васильева Л.В., Гах В. М. Исследование стойкости и прочности резцов. //Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем, 2007. – С.76-84.

СОЗДАНИЕ НОВЫХ КОНСТРУКЦИЙ СБОРНЫХ РЕЗЦОВ ДЛЯ ТЯЖЕЛЫХ СТАНКОВ ТОКАРНО-КАРУСЕЛЬНОЙ ГРУППЫ

Ковалёв Д.Г.

В статье рассматриваются вопросы повышения производительности обработки на станках с ЧПУ токарно-карусельной группы, за счет создания новых конструкций режущего инструмента.

СТВОРЕННЯ НОВИХ КОНСТРУКЦІЙ ЗБІРНИХ РІЗЦІВ ДЛЯ ВАЖКИХ ВЕРСТАТІВ ТОКАРНО-КАРУСЕЛЬНОЇ ГРУПИ

Ковальов Д.Г.

У статті розглядаються питання підвищення продуктивності обробки на верстатах з ЧПУ токарно-карусельної групи, за рахунок створення нових конструкцій ріжучого інструменту.

CREATION OF NEW CONSTRUCTIONS OF COLLAPSIBLE CHISELS FOR HEAVY MACHINE-TOOLS OF LATHE-MERRY-GO-ROUND GROUP

Kovalyov D.G.

In the article the questions of increase of the productivity of treatment are examined on machine-tools with CHPU lathe-merry-go-round group, due to creation of new constructions of toolpiece.

Ключевые слова: Резец, эюра, резцовый блок, режущая пластина, карусельный станок.

РОЗДІЛ 2

ЯКІСТЬ ТА НАДІЙНІСТЬ МЕТАЛОРІЗАЛЬНОГО ОБЛАДНАННЯ

УДК 621.9

Струтинський В.Б., Ципоренко В.О., Юрчишин О.Я.

Національний технічний університет України “Київський політехнічний інститут”,

ТОВ “Інструментальний завод”, м. Київ, Україна

ВИЗНАЧЕННЯ ПАРАМЕТРІВ ВІБРАЦІЙНОГО ПОЛЯ ПРИ ОБРОБЦІ ДЕТАЛІ НА ТОКАРНОМУ АВТОМАТИЗОВАНОМУ КОМПЛЕКСІ

Вступ

Динамічні процеси у металорізальних верстатах суттєвим чином впливають на точність обробки. Тому дослідження динамічних коливальних процесів при обробці деталей на токарних верстатах є актуальною науковою проблемою.

Динамічні процеси при обробці деталі є результатом динамічних дій окремих підсистем. Найбільш важливою є підсистема шпинделя із механізмом затиску та заготовкою. Конструкція шпиндельної групи забезпечує зниження динамічних навантажень. Для цього застосовується попередній натяг опор та відповідне динамічне балансування окремих вузлів шпиндельної групи.

Визначення параметрів вібраційного поля заготовки безпосередньо пов'язане із завданнями вдосконалення процесу обробки на токарному автоматизованому комплексі.

В результаті аналізу публікацій встановлено, що питання дослідження динамічних процесів у металорізальних верстатах досліджено рядом авторів [1, 2]. Як правило, розглядалися динамічні системи із зосередженими масами або системи, в яких наявні окремі ізольовані деталі із розподіленими масами. Результатів досліджень динамічної системи заготовки із врахуванням коливань шпинделя в літературних джерелах не виявлено.

Заготовка, яка встановлена в цанговому патроні, опирається додатково в кінцевій частині шпинделя. Заготовка має значний динамічний дисбаланс, а її коливання визначаються зокрема умовами опирання, що мають стохастичний характер. Встановлення параметрів вібраційного поля при невизначених умовах опирання являє собою невирішену раніше частину загальної проблеми.

Метою досліджень є визначення параметрів вібраційного поля заготовки при обробці деталей на токарному автоматизованому комплексі.

Задачами досліджень є аналіз динамічної системи шпиндельного вузла верстата і розробка математичної моделі для розрахунку вібраційного поля, визначення частотних характеристик заготовки та знаходження на цій основі

параметрів вібраційного поля заготовки при дії випадкових збурень, обумовлених силами різання.

Основна частина

Обробка пруткових заготовок на токарному автоматизованому комплексі (ТАК-101, ТАК-102, ТАК-103) супроводжується виникненням інтенсивних динамічних збурень, обумовлених поперечними коливаннями пруткової заготовки. Заготовка розміщена в шпindelному вузлі верстата, закріплена в патроні і вільно опирається на протилежному кінці (рис. 1).

Шпindelний вузол модуля, призначеного для обробки пруткових заготовок, має трубчастий шпindel (рис. 6.11).

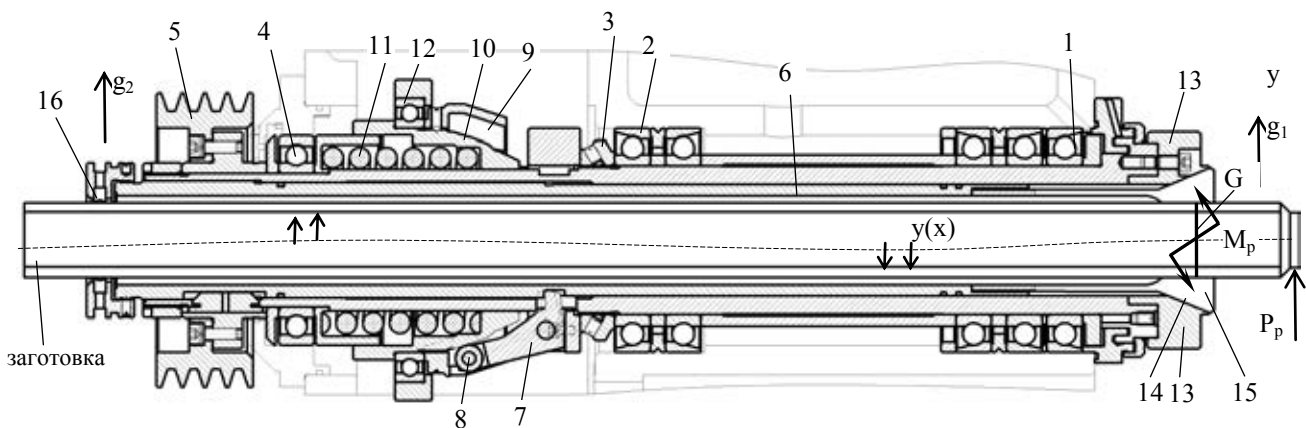


Рис. 1. Шпindelний вузол модуля комплексу ТАК із встановленою в патроні заготовкою.

Передня 1 і задня 2 опори шпиделя мають радіально-упорні кулькові підшипники з попереднім натягом. Натяг підшипників забезпечується гайкою 3. Шпindel має додаткову опору у вигляді радіального підшипника 4. На кінцевій частині розміщено шків 5 пасової передачі привода головного руху. Механізм затиску заготовки має трубу 6, хвостовик якої з'єднується з цангою. Труба 6 переміщується важелями 7, які мають ролики 8, що взаємодіють з конічною поверхнею 9 втулки 10. При затиску деталі в патроні втулка 10 переміщується вліво пружиною 11. Розтиск деталі здійснюється переміщенням втулки 10 вправо за допомогою вилки 12. Вилка 12 має механічний привод переміщень за допомогою кулачків, встановлених на розподільному валу верстата. Шпindel оснащено цанговим патроном 13.

Патрон має корпус 13 із конічною поверхнею 14. З нею взаємодіють зовнішні конічні поверхні губок цанги 15. Цанга переміщується за допомогою розглянутого раніше привода затиску. Заготовка у вигляді прутка або труби встановлюється і затискається в патроні верстата. Затиск заготовки здійснюється в перетині G , який знаходиться в середній частині затискних поверхонь цанги. При обробці довгих заготовок вони підтримуються в задній частині шпиделя, опираючись на кільце 16.

При обробці заготовки відбуваються її інтенсивні поперечні коливання як системи з розподіленими параметрами. Коливання визначаються умовами опирання заготовки.

При обробці коротких заготовок мають місце схеми закріплення із консоллю. Закріплення заготовки з консоллю може бути зведено до безконсольної схеми опирання, якщо ліву опору заготовки вважати рухомою в напрямку коливань заготовки, причому рух опори прийняти таким при якому опорна реакція завжди дорівнює нулю. Це рівнозначно введенню фіктивної опори з лівого краю заготовки.

Таким чином базова розрахункова схема поперечних коливань заготовки відповідає пружній балці з рівномірно розподіленою по її довжині масою, закріпленою по краям. Опори заготовки переміщуються в напрямку її поперечних коливань (рис. 2).

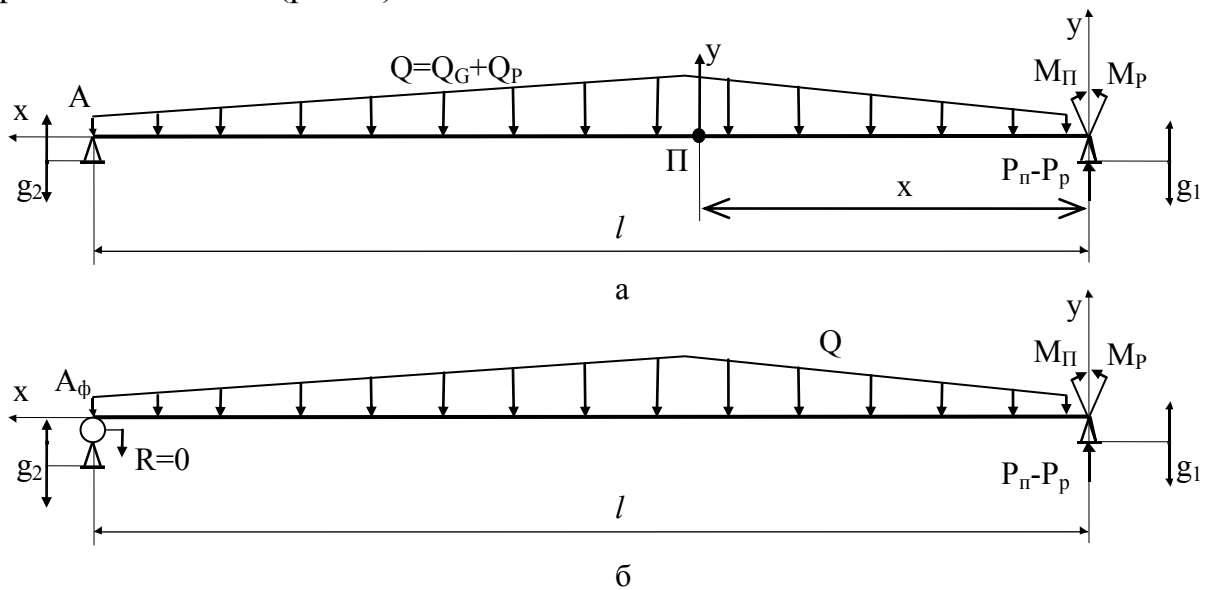


Рис.2. Розрахункова схема динамічної системи заготовки із врахуванням розподіленості параметрів по довжині: а-варіант підтримки заготовки з лівого краю; б-консольний варіант встановлення заготовки.

В процесі коливань на заготовку діють зовнішні розподілені та зосереджені навантаження. В якості розподілених навантажень розглядаються гравітаційні сили та нестационарні відцентрові сили з інтенсивністю Q_p , яка залежить від частоти обертання і від прогину заготовки. Зосередженими силами є випадкові реакції в опорах заготовки і сила різання (динамічна складова проекції сили різання, що діє в площині коливань заготовки).

Сила різання приводиться до точки G . При цьому сила різання P_p , яка діє в патроні доповнюється крутним моментом сили різання M_p , який діє на заготовку в точці G . З боку патрона на заготовку діє крутний момент M_n та реакція P_n .

Розглянуті малі переміщення заготовки в двох взаємно перпендикулярних радіальних відносно осі шпинделя площинах. За нульове положення заготовки прийнято рівноважне положення заготовки в статиці. Для малих коливань заготовки є справедливим принцип суперпозиції коливань. Згідно даного

принципу коливання довільного перетину заготовки визначаються сумою окремих складових коливань. Складові коливань викликаються різними причинами. Зокрема це переміщення опор, коливання викликані зовнішніми зосередженими і розподіленими навантаженнями, коливання обумовлені зовнішніми моментними навантаженнями.

Кожна складова коливань заготовки розглядається окремо. Переміщення поточного П (на відстані x) перетину заготовки обумовлені переміщенням опор визначається залежністю [3]:

$$y_g(x,t) = g_1(t) \cdot \delta_1(x) + g_2(t) \cdot \delta_2(x) + y^*(x,t) \quad (1)$$

де g_1, g_2 – переміщення опор заготовки в області патрона і лівої опори які є незалежними функціями часу; δ_1, δ_2 – функції переміщення які залежать від поздовжньої координати x ; $y_g(x,t)$ – поперечне переміщення перетину заготовки обумовлене переміщенням опор і залежне як від поздовжньої координати x так і від часу t ; $y^\circ = y^*(x,t)$ – переміщення перерізу заготовки внаслідок її коливального руху в радіальній площині.

Функції переміщення для даного випадку опирання і закріплення заготовки складають

$$\delta_1(x) = 1 - \frac{l}{x}, \quad \delta_2 = \frac{x}{l}, \quad (2)$$

де l – відстань між опорами заготовки.

Задача визначення коливань заготовки при переміщенні опор за довільним законом розглянута спочатку для випадку відсутності втрат енергії в динамічній системі заготовки. Цей розв'язок прийнято за основу розробки математичної моделі коливань заготовки із розподіленою по її довжині масою із втратами енергії.

Згідно основних положень теорії коливань [3] поперечні переміщення заготовки при її опиранні по краям в точці розташованій на відстані x від опори визначаються залежністю

$$y^*(x,t) = -\frac{2}{l} \sum_{i=1}^{\infty} \frac{1}{p_i} \sin\left[\frac{i\pi}{l}\right] \left\{ \int_0^l \delta_1(x) \sin\left[\frac{i\pi}{l}\right] dx \cdot \int_0^t \ddot{g}_1(t') \sin[p_i(t-t')] dt' + \right. \\ \left. + \int_0^l \delta_2(x) \sin\left[\frac{i\pi}{l}\right] dx \cdot \int_0^t \ddot{g}_2(t') \sin[p_i(t-t')] dt' \right\}, \quad (3)$$

де p_i – кругова частота коливань яка відповідає нормальній формі коливань з номером i ; t – час, t' – змінна інтегрування; \ddot{g}_1, \ddot{g}_2 – прискорення (друга похідна переміщення) відповідно лівої і правої опор заготовки.

Значення кругової частоти для заготовки яка опирається на дві шарнірні опори визначається формулою:

$$\rho_i = \frac{i^2 \pi^2}{l^2} \sqrt{\frac{EI}{\rho_M F}}, \quad (4)$$

де E – модуль пружності матеріалу заготовки; I – момент інерції перерізу заготовки; ρ_M – густина матеріалу заготовки; F – площа перерізу заготовки.

Для одержання узагальненого вигляду залежності (3) виконаємо її перетворення по Лапласу. В залежність (3) входить згортка функцій [4]. Відповідно при перетворенні по Лапласу залежності (3) використано властивість перетворення Лапласа – теорему про згортку оригіналів. Згідно цієї теореми перетворення Лапласа згортки двох функцій дорівнює добутку зображень по Лапласу цих функцій, а саме

$$L\left[\int_0^t f_1(t')f_2(t-t')dt'\right] = F_1(s)F_2(s), \quad (5)$$

де L – символ перетворення Лапласа; f_1, f_2 – довільні функції часу t (оригінали); F_1, F_2 – зображення по Лапласу функцій f_1, f_2 ; s – оператор Лапласа; t – час; t' – змінна інтегрування.

З використанням (5) одержана в результаті перетворення по Лапласу залежність (3) набуде вигляду

$$y_g(x, s) = \left[K_{x_0g_1} + \sum_{i=1}^{\infty} \frac{K_{x_i g_1} s^2}{(T_i^2 s^2 + 1)} \right] G_1(s) + \left[K_{x_0g_2} + \sum_{i=1}^{\infty} \frac{K_{x_i g_2} s^2}{(T_i^2 s^2 + 1)} \right] G_2(s). \quad (6)$$

В даній формулі введено константи $K_{x_0g_1}$, $K_{x_3g_3}$, \dot{O}_3 , $K_{x_0g_2}$, $K_{x_3g_2}$, \dot{O}_3^2 , які залежать від координати x , але не залежать від часу, а відповідно і від оператора Лапласа.

В квадратних дужках формули (6) знаходяться передавальні функції, які визначають переміщення перетину заготовки внаслідок коливань опор $g_1(t)$ та $g_2(t)$. Дані передавальні функції являють собою суму консервативних ланок, послідовно з'єднаних із парами інтегруючих ланок [5]. Наявність консервативних ланок обумовлена використанням залежності (3), в якій не враховуються втрати енергії при коливаннях заготовки. Наявність консервативних ланок при розрахунках приведе до виникнення нестійкого динамічного коливального режиму із необмеженим ростом амплітуди коливань.

Насправді у всіх випадках амплітуда коливань перетин заготовки завжди залишається обмеженою по причині наявності дисипації енергії в заготовці і в інших елементах динамічної системи верстата. Звідси впливає, що консервативні ланки які входять в передавальні функції повинні бути змінені на

коливальні ланки. Відповідно передавальні функції які описують переміщення заготовки набудуть вигляду

$$W_{óGK}(s) = K \delta \hat{t} g \hat{e} + \sum_{i=1}^{\infty} \frac{K \delta^3 q \hat{e} s^2}{T_i^2 s^2 + 2\xi_i T_i s + 1}, K = 1, 2, \quad (7)$$

де ξ – безрозмірні коефіцієнти, які визначають параметри згасання, що відповідають кожній i -й формі коливань заготовки. Значення цих коефіцієнтів для пруткових заготовок знаходиться в межах $\xi = 0,05 \dots 0,1$ причому параметр згасання має тенденції росту із підвищенням номера форми коливань. При зменшенні параметру згасання $\xi \rightarrow 0$ формула (7) асимптотично переходить до виду формули (6) що відповідає заготовці в якій не враховуються втрати енергії при коливаннях.

Аналогічним чином отримані передавальні функції, які визначають переміщення окремого перетину заготовки від дії поперечних сил, моментів та розподілених навантажень. Динамічна система, яка визначає переміщення окремого перетину заготовки при дії всього комплексу силових факторів, подана у вигляді структури (рис. 3).

Розроблена математична модель використана для розрахунку параметрів вібраційного поля заготовки в процесі різання. Одержані розрахункові амплітудно-частотні характеристики переміщень окремих перетинів заготовки внаслідок дії сил різання (рис. 4).

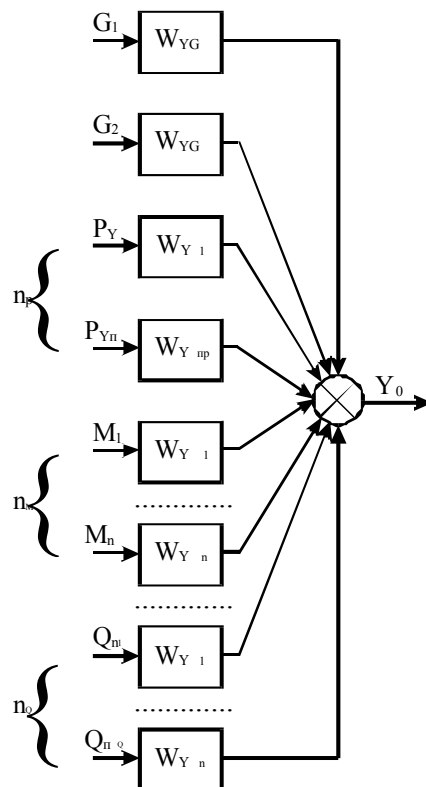


Рис.3. Структурна схема, яка визначає переміщення окремих перетинів заготовки при дії всієї сукупності моментів і зосереджених навантажень.

Також одержані амплітудно-фазові характеристики вібропереміщень перерізів заготовки.

Типова амплітудно-фазова частотна характеристика має значну кількість петлеподібних ділянок (рис. 5).

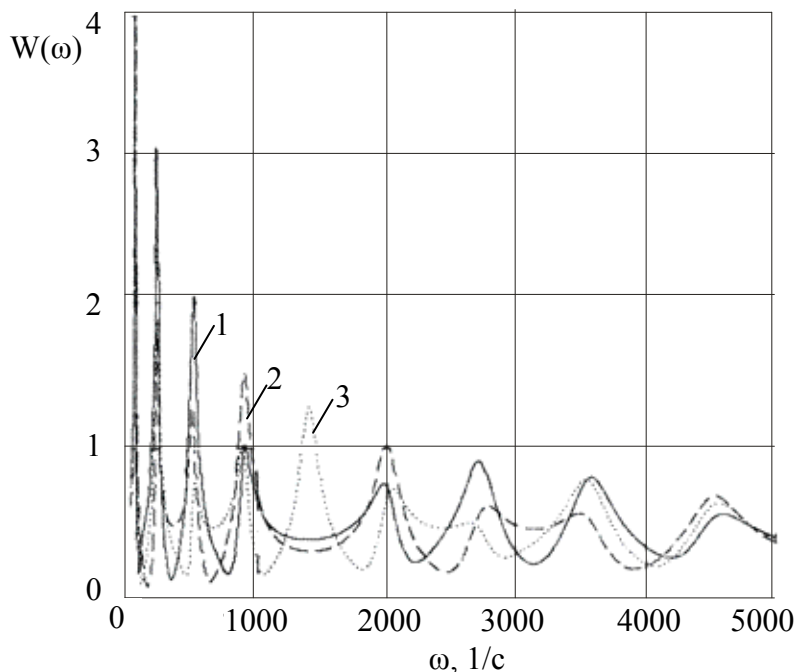


Рис. 4. Амплітудно-частотні характеристики переміщень окремих перетинів заготовки при динамічних змінах сили різання: крива 1 відповідає перетину заготовки, розташованому на відстані 0,2 м від області закріплення; крива 2 – на відстані 0,3 м; крива 3 – на відстані 0,4 м.

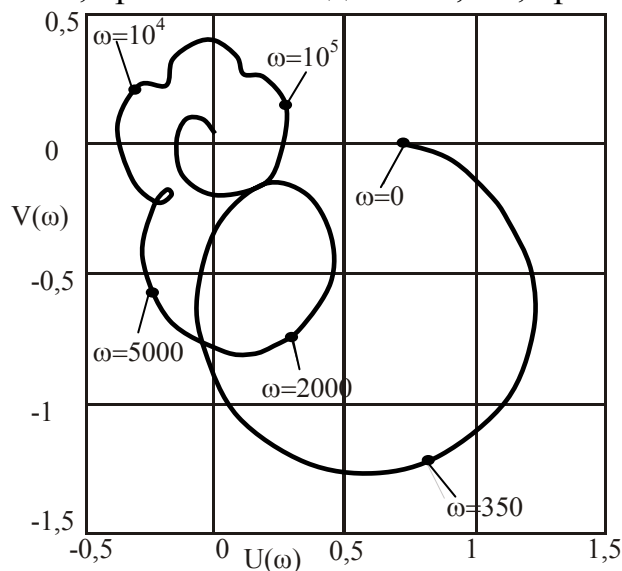


Рис. 5. Амплітудно-фазова частотна характеристика переміщення окремого перетину заготовки, розташованої на відстані 0,3 м від області закріплення.

З використанням частотних характеристик знайдені параметри вібраційного поля коливань заготовки при випадкових змінах сили різання. Прийнято, що сила різання являє собою широкополосний випадковий процес, частотні складові якого значно перевищують область розташування власних

частот коливань заготовки. Зміни в часі пружної лінії заготовки мають складний характер (рис. 6).

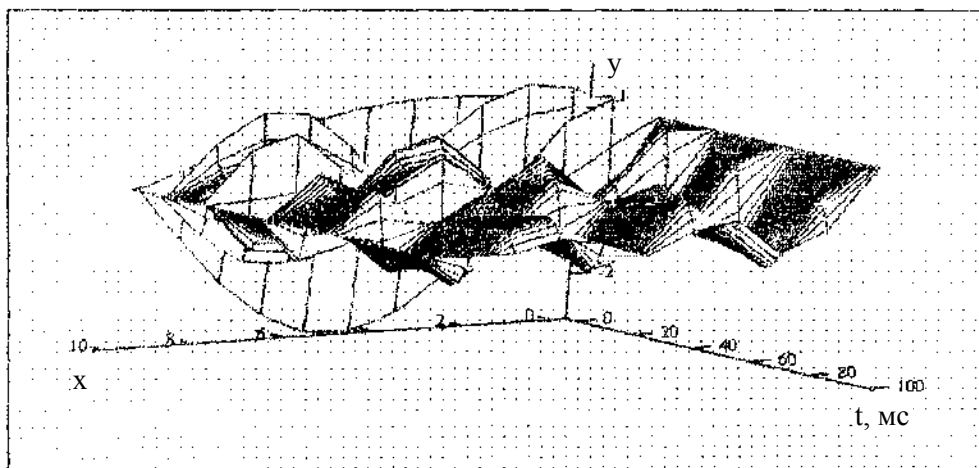


Рис. 6. Зміни в часі пружної лінії заготовки при дії випадкових збурень в динамічній системі верстата.

Максимальні переміщення перетинів заготовки сягають 1,5...2 мм і вище. Суттєвих значень набувають і віброшвидкості в радіальному напрямку (рис.7).

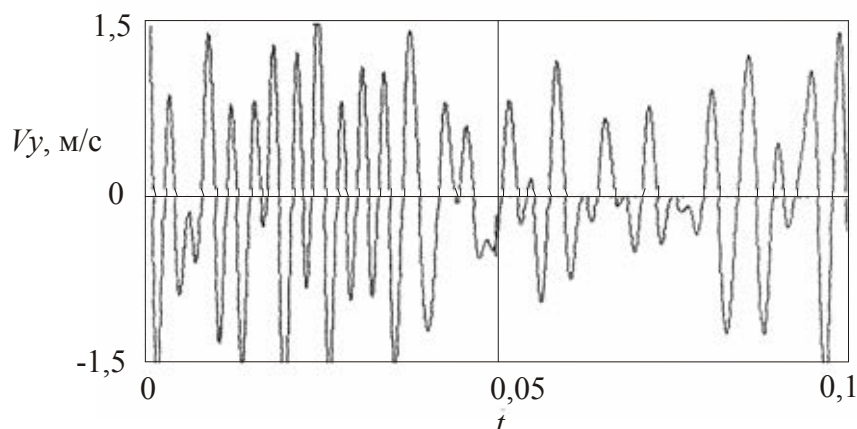


Рис.7. Віброшвидкості поперечних коливань в перетині заготовки розташованому на відстані 0,3 м від патрона.

Максимальні значення віброшвидкостей в розглянутому перетині заготовки складають 1,5...1,6 м/с. Частоти коливань окремих перетинів заготовки загалом відповідають частотам власних коливань. В результаті спектрального аналізу коливань окремих перетинів заготовки встановлено, що частоти максимумів спектральної щільності близькі до власних частот. Відповідні резонансні частоти заготовки є небажаними у відношенні режимів обробки на токарному верстаті.

Висновки

1. Математична модель заготовки як коливальної системи може бути побудована на основі аналітичного опису поперечних коливань балки без втрат енергії, а потім доповнена параметрами які вводять дисипативні складові в нескінченну суму передавальних функцій що описують переміщення перетинів заготовки.

2. Максимальні вібропереміщення поперечних перетинів заготовки мають місце на відстані 0,2...0,4 м від цангового патрона і можуть досягати 0,5...1,0

мм. При цьому наявні віброшвидкості поперечних перетинів до 2 м/с.

3. В процесі обробки заготовки має місце складна невизначена схема опирання заготовки, причому наявність точок контакту заготовки з опорним кільцем є випадковим фактором, який залежить від параметрів стохастичного поля поперечних переміщень заготовки як системи з розподіленими параметрами. Тому подальший розвиток розробленої моделі доцільно здійснити у напрямку врахування ударних (імпульсних) навантажень в областях опирання заготовки.

Література: 1. Струтинський В.Б., Мельничук П.П. Математичне моделювання металорізальних верстатів (монографія). – Житомир: ЖІТІ, 2002. – 570 с. 2. Струтинський В.Б., Тіхенко В.М. Стохастичні процеси у гідроприводах верстатів: монографія. – Одеса: Астропринт, 2009. – 456 с. 3. Тимошенко С.П., Гудьер Дж. Теория упругости. – М.: Мир, 1975. – 572 с. 3. Корн Г., Корн Т. Справочник по математике для научных работников и инженеров. – М.: Наука, 1973. – 831 с. 4. Бесекерский В.А., Попов Е.П. Теория систем автоматического регулирования. – М.: Наука, 1972. – 768 с.

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ПАРАМЕТРОВ ВИБРАЦИОННОГО ПОЛЯ ПРИ ОБРАБОТКЕ ДЕТАЛИ НА ТОКАРНОМ АВТОМАТИЗОВАННОМ КОМПЛЕКСЕ

Струтинський В.Б., Ципоренко В.А., Юрчишин О.Я.

Проведен анализ динамической системы шпиндельного узла автоматизированного станочного комплекса и разработаны математические модели для расчета параметров вибрационного поля заготовки при воздействии случайных возмущений, обусловленных силами резания на основе определения частотных характеристик заготовки.

ВИЗНАЧЕННЯ ПАРАМЕТРІВ ВІБРАЦІЙНОГО ПОЛЯ ПРИ ОБРОБЦІ ДЕТАЛІ НА ТОКАРНОМУ АВТОМАТИЗОВАНОМУ КОМПЛЕКСІ

Струтинський В.Б., Ципоренко В.О., Юрчишин О.Я.

Проведено аналіз динамічної системи шпиндельного вузла автоматизованого верстатного комплексу та розроблено математичні моделі для розрахунку параметрів вібраційного поля заготовки при впливі випадкових збурень, обумовлених силами різання на основі визначення частотних характеристик заготовки.

DETERMINATION OF VIBRATING FIELD PARAMETERS DURING MACHINING ON THE LATHE AUTOMATIC COMPLEX

Strutinsky V.B., Tsiporenko V.O., Yurchishin O.Y.

The analysis of the dynamic system of spindle knot of the lathe automated complex is conducted and mathematical for the calculation of parameters of the vibration field of purveyance at the action of casual indignations, conditioned of cutting forces are developed on the basis of determination of frequency descriptions of purveyance.

Ключові слова: вібраційне поле, токарний комплекс, шпиндельний вузол, динаміка.

УДК 621.9

Данильченко Ю.М., Верба І.І., Петришин А.І.
НТУУ «КПІ», м. Київ, Україна

АНАЛІЗ КОНСТРУКЦІЇ ПРИСТОСУВАННЯ ДЛЯ КОНТУРНОЇ ОБРОБКИ ЗУБЧАСТИХ КОЛІС

Введение

Основою розвитку сучасного машинобудування є розробка, дослідження та впровадження нових прогресивних технологій обробки найбільш відповідальних деталей машин, до яких зокрема належать і зубчасті колеса.

Одним з методів обробки циліндричних зубчастих коліс, який на відміну від традиційних має значно більшу універсальність – є метод контурної обробки із використанням інструментів простої форми, наприклад дискових [1].

Формоутворення за даним методом може здійснюватись шляхом узгодження обертального руху заготовки і зворотно-поступального руху інструменту, що дозволяє реалізувати його на токарно-затилувальному верстаті із використанням спеціального пристосування, оснащеного приводом обертання інструменту, наприклад, дискової фрези [2]. Головною особливістю цього пристосування є вертикальне розміщення шпинделя інструменту, що з врахуванням необхідності встановлення на цьому ж пристосуванні привідного електродвигуна і відносно малої за розмірами базової поверхні поперечного супорта верстата, вимагає ретельної проробки конструкції із проведенням аналізу її статичних і динамічних характеристик.

Метою цієї роботи є розробка конструкції пристосування для обробки зубчастих коліс на токарно-затилувальному верстаті та якісна оцінка прийнятих конструктивних рішень.

Для реалізації способу контурної обробки зубчастих коліс на токарно-затилувальному верстаті було розроблено пристосування (рис. 1), конструктивно виконане у вигляді стояка з основою 1 коробчастої форми і двома, стягнутими планкою 2, циліндричними напрямними 3, на яких монтується повзун 4. В повзуні 4 кріпиться шпиндельний вузол 5 гільзового виконання, на шпинделі якого закріплюється дисковий інструмент. З протилежного боку до повзуна 4 кріпиться привідний двигун 6. Саме пристосування монтується на поперечному супорті 7 верстата і отримує узгоджений з обертанням заготовки зворотно-поступальний рух від кулачка кінематичного ланцюга затилування верстата.

Аналіз конструкції пристосування проводився із використанням САД-пакету ANSYS.

Твердотільну збірну модель пристосування було створено у пакеті SolidWork, а потім імпортовано в середовище ANSYS. Для моделі було застосовано автоматичне розбиття на кінцево-елементну сітку. Для нерухомих з'єднань обрано тип контакту *Bonded*, а для рухомих – *Rough*. Враховуючи спосіб закріплення пристосування на супорті верстату було задано дві опори:

циліндричну з обмеженням зміщення в радіальному і осьовому напрямках, що імітує закріплення болтом, та фіксовану – що імітує опорну площину і опорний бурт супорта верстату.

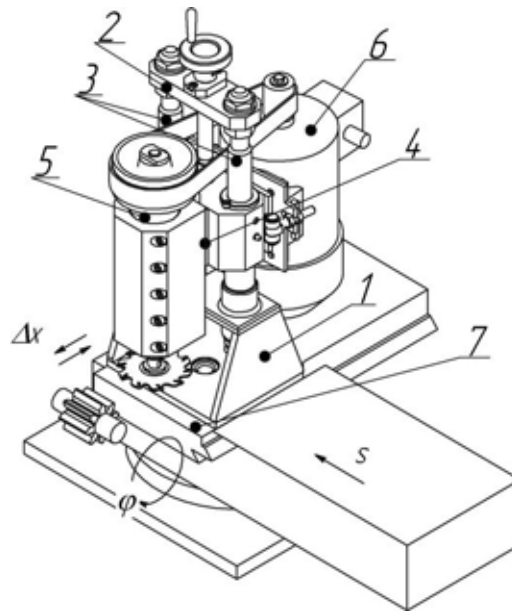


Рис. 1 - Конструкція пристосування для контурної обробки циліндричних зубчастих коліс на токарно-затилувальному верстаті

Дослідження статичних характеристик проводилось з умови силового навантаження, прикладеного до кінця шпинделя, і визначення переміщень контрольних точок системи окремо по осях 0X, 0Y і відносно початку координат. Це дало можливість скласти баланс жорсткості конструкції і оцінити вплив деформацій окремих компонентів системи на загальне зміщення точки прикладення сили (рис. 2).

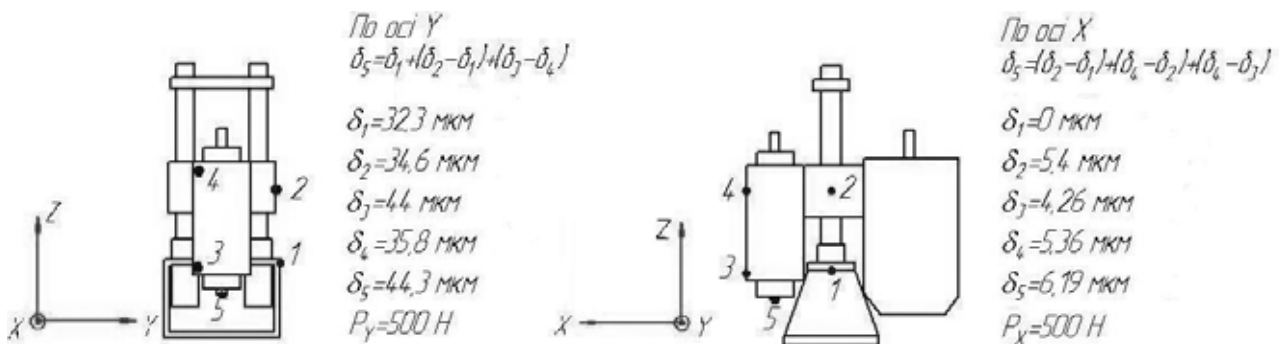


Рис. 2 - Баланс жорсткості конструкції пристосування

За результатами статичного аналізу було визначено, що жорсткість конструкції в напрямку 0X становить 11,4 Н/мкМ, а в напрямку 0Y – 80,8 Н/мкМ. При цьому, найбільший вплив на зміщення кінця шпинделя має деформація основи (72.7%). Вплив інших елементів конструкції становить відповідно: згин колон – 5.14%, повороту повзуна на колонах внаслідок їх згину 18.54%. Таким чином, вже на цьому етапі було встановлено суттєву просторову нерівножорсткість конструкції і надмірну податливість її опорної бази (стояка).

Дослідження динамічних характеристик конструкції здійснювалась поетапно з використанням засобів модального аналізу середовища ANSYS. Розраховувались форми коливань в діапазоні до 1200 Гц для чотирьох варіантів комплектації конструкції: стояк (рис. 3,а), стояк з повзуном (рис. 3,б), стояк з повзуном і шпindelьним вузлом (рис. 3,в), стояк з повзуном, шпindelьним вузлом і двигуном (рис. 3,г). Результати розрахунку зведені в табл. 1-4. Для ідентифікації форм коливань прийнята система трьохзначних номерів, у яких перша цифра визначає варіант комплектації (1, 2, 3, 4), друга цифра – напрям коливань (1 – поперечні в площині X0Z, 2 – поперечні в площині Y0Z, 3 – крутильні навколо осі 0Z, 4 – комбіновані), третя цифра – форму коливань (1, 2, 3, 4).

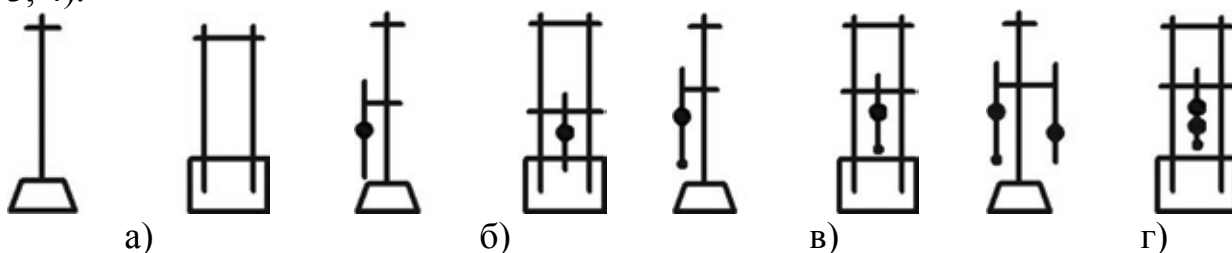


Рис. 3 - Схеми варіантів комплектації конструкції пристосування


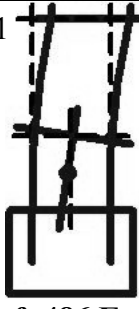


Таблиця 1

Форми коливання стояка

| № | Форми коливань | Номер форми коливань | | |
|---|----------------------------|------------------------|-------------------------|------------------------|
| | | I | II | III |
| 1 | Поперечні (площина X0Z) | №1.1.1 f=143 Гц | №1.1.2 f=841 Гц | |
| 2 | Поперечні (площина Y0Z) | №1.2.1 f=164 Гц | №1.2.2 f=376 Гц | №1.2.3 f=674 Гц |
| 3 | Крутильні (навколо осі 0Z) | №1.3.1 f=375 Гц | №1.3.2 f=1129 Гц | |


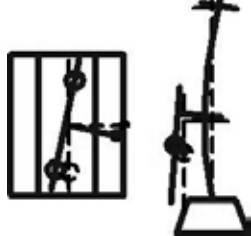
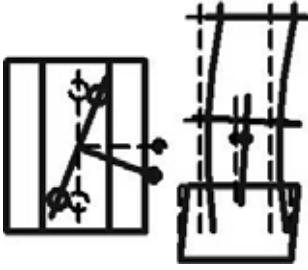
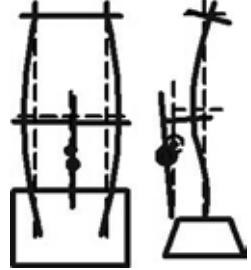
Таблиця 2.1

Форми коливання системи «СТОЯК-ПОВЗУН»

| Форми коливань | | Поперечні (площина X0Z) | Поперечні (площина Y0Z) | Крутильні (навколо осі 0Z) |
|----------------------|----|--|---|---|
| Номер форми коливань | I | №2.1.1  $f=122 \text{ Гц}$ | №2.2.1  $f=486 \text{ Гц}$ | №2.3.1  $f=749 \text{ Гц}$ |
| | II | №2.1.2  $f=516 \text{ Гц}$ | | |




Таблиця 2.2

Форми комбінованих коливань коливання системи «СТОЯК-ПОВЗУН»

| № | Форми коливань | Поперечні (площина Y0Z) | Крутильні (навколо осі 0Z) | Поперечні (площина X0Z) |
|---|----------------------------|---|--|---|
| 1 | Крутильні (навколо осі 0Z) | №2.4.1=№1.3.1+№1.2.1  $f=323 \text{ Гц}$ | — | №2.4.2=№1.3.1+№1.1.1  $f=351 \text{ Гц}$ |
| 2 | Поперечні (площина Y0Z) | — | №2.4.3=№1.2.2+№1.3.1  $f=884 \text{ Гц}$ | №2.4.4=№1.1.3+№1.2.3  $f=922 \text{ Гц}$ |

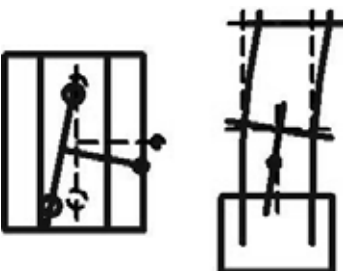
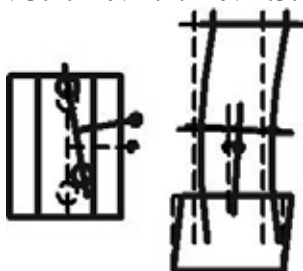
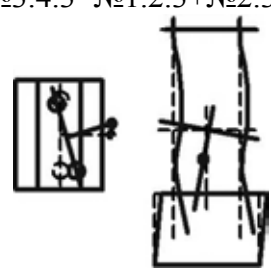
Таблиця 3.1

Форми коливання системи «стояк-повзун-шпиндельний вузол»

| № | Форми коливань | Номер форми коливань | |
|---|----------------------------|---|---|
| | | I | II |
| 1 | Поперечні (площина X0Z) | №3.1.1  f=126 Гц | №3.1.2  f=481 Гц |
| 2 | Крутильні (навколо осі 0Z) | №3.3.1  f=715 Гц | |



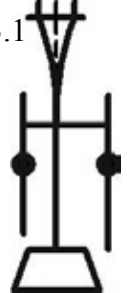
Таблиця 3.2

Форми комбінованих коливань системи «стояк-повзун-шпиндельний вузол»

| № | Форми коливань | Крутильні (навколо осі 0Z) | | |
|---|-------------------------|---|--|---|
| | | №3.4.1=№3.2.1+№2.3.1 | №3.4.2=№1.2.2+№2.3.1 | №3.4.3=№1.2.3+№2.3.2 |
| 1 | Поперечні (площина Y0Z) |  f=350 Гц |  f=491 Гц |  f=917 Гц |


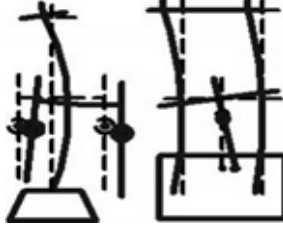
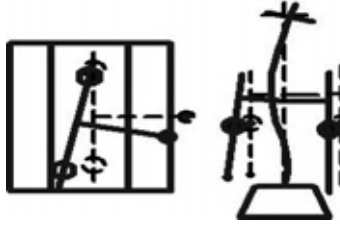
Таблиця 4.1

Форми коливання системи «стояк-повзун-шпиндельний вузол-двигун»

| Номер форми коливань | Форми коливань | Поперечні (площина X0Z) | Поперечні (площина Y0Z) | Крутильні (навколо осі 0Z) |
|----------------------|----------------|--|---|---|
| | | №4.1.1 | №4.2.1 | №4.3.1 |
| I | |  f=88 Гц; k=0.083 |  f=240 Гц; k=0.083 |  f=837 Гц; k=0 |

Таблиця 4.2

Форми комбінованих коливань системи «стояк-повзун-шпindelний вузол-двигун»

| № | Форми коливань | Крутильні (навколо осі 0Z) | Поперечні (площина Y0Z) | Крутильні (навколо осі 0Z) |
|---|-------------------------|--|--|--|
| 1 | Поперечні (площина X0Z) | №2.4.2→№4.4.1  $f=358$ Гц; $k=0.28$ | №3.1.2+№1.2.2=№4.4.2  $f=409$ Гц; $k=0.23$ | №1.1.3+№3.3.1=№4.4.3  $f=562$ Гц; $k=0.046$ |

Як свідчать результати дослідження, при встановленні повзуна на стояк відбувається суттєве збільшення жорсткості конструкції на згин в площині Y0Z і кручення навколо осі 0Z що, незважаючи на збільшення загальної маси конструкції, призводить до зростання значень власних частот відповідних коливань. При цьому жорсткість конструкції на згин в площині X0Z практично не змінюється, що спричиняє зниження значень власних частот поперечних коливань в цій площині (табл. 1, 2.1). Крім того в системі виникають комбіновані коливання із суттєвим вкладом крутильних коливань (табл. 2.2).

При додатковому закріпленні в повзуні шпindelного вузла (табл. 3.1, 3.2) відбувається лише зростання загальної маси системи, що в результаті спричиняє зниження значень власних частот на всіх формах коливань (табл. 3.1) з посиленням впливу крутильних коливань у складі комбінованих (табл. 3.2).

Приєднання двигуна з протилежної сторони стояка, незважаючи на зміщення центру мас конструкції до осі 0Z, призводить до зростання інтенсивності комбінованих коливань, особливо на частотах 358 і 409 Гц. Так, вплив цих коливань на зміщення кінця шпindelя (табл. 4.2), що визначається коефіцієнтом k , втричі більший ніж вплив коливань на основних формах (табл. 4.1).

Загалом результати дослідження дозволили виявити певні недоліки конструкції, пов'язані з недостатньою жорсткістю основи і напрямних елементів стояка, що певною мірою погіршує динамічну якість конструкції. Усунення цих недоліків можна досягти за рахунок конструктивного збільшення жорсткості основи і напрямних з одночасним збільшенням їх маси для зменшення впливу на динамічну поведінку конструкції масово-інерційних характеристик приєднаних до стояка елементів.

Висновки

1. Використання сучасних програмних продуктів вже на стадії проектування дозволяє провести аналіз статичних і динамічних характеристик розробленої конструкції і оцінити якість прийнятих конструктивних рішень.
2. Використання у конструкції пристосування стояка у вигляді основи коробчастої форми і двома, стягнутих планкою, циліндричними напрямними

призводить до суттєвої нерівножорсткості системи у поперечних напрямках і її особливої чутливості до зміни масово-інерційних характеристик.

3. Найбільш інтенсивні коливання конструкції відбуваються на частотах комбінованих коливань (358 і 409 Гц), що необхідно враховувати при виборі режимів обробки для уникнення резонансних коливань, наприклад на частотах, кратних добутку частоти обертання і кількості зубів фрези.

4. Покращення динамічної якості конструкції пристосування можна досягти за рахунок збільшення жорсткості основи і циліндричних напрямних з одночасним збільшенням їх маси.

Література: 1. Данильченко Ю.М., Кривошея А.В., Пастернак С.І., Короткий Є.В. Кінематика формоутворення циліндричних зубчастих коліс з заданим профілем дисковим інструментом // Вестник НТУУ “Київський політехнічний інститут”, сер. Машиностроение. – 2005. – № 46. – С. 104-108. 2. Патент на корисну модель № 24957. Спосіб нарізування синусоїдальних зубчастих коліс / Грицай І.Є., Кук А.М., Посполітак В.А.; Власник – Національний університет «Львівська політехніка»; заявл. 02.02.2007; опубл. 25.07.2007, Бюл. № 11.

АНАЛІЗ КОНСТРУКЦІЇ ПРИСТОСУВАННЯ ДЛЯ КОНТУРНОЇ ОБРОБКИ ЗУБЧАСТИХ КОЛІС

Данильченко Ю.М., Верба І.І., Петришин А.І.

Розробляється проект пристосування для безперервної обробки деталей зубчастих коліс використовуючи токарно-затыловочный верстат. Ґрунтуючись на результатах динамічного аналізу, дана якісна оцінка рішень проекту. Зроблено підтвердження пропозицій які торкаються модернізації цього проекту.

АНАЛИЗ КОНСТРУКЦИИ ПРИСПОСОБЛЕНИЯ ДЛЯ КОНТУРНОЙ ОБРАБОТКИ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС

Данильченко Ю.М., Верба И.И., Петришин А.И.

Разрабатывается проект приспособления для непрерывной обработки деталей зубчатых колес используя токарно-затыловочный станок. Основываясь на результатах динамического анализа, дана качественная оценка решений проекта. Сделано подтверждение предложений которые касаются модернизации этого проекта.

ANALYSIS OF CONSTRUCTION OF ADAPTATION FOR CONTOUR TREATMENT OF GEAR-WHEELS

Danil'chenko Y.M., Verba I.I., Petrishin A.I.

Design of tool for continuous path machining of tooth gears by using backing-off lathe is developed. Based on results of dynamical analysis, qualitative assessment of taken design solutions is given. Validation of suggestions that concerns updating of this design is made.

Ключові слова: пристосування, контурна обробка, зубчасте колесо, динамічний аналіз.

УДК 621.9

Ковалев В.Д., Пономаренко А.В., Гаков С.А., Шевцов А.А
ДГМА, Краматорск, Украина

РАЗРАБОТКА ГИДРОСТАТИЧЕСКИХ НАПРАВЛЯЮЩИХ ДЛЯ ТЯЖЕЛОГО ТОКАРНОГО СТАНКА ПОВЫШЕННОЙ ГРУЗОПОДЪЕМНОСТИ И ИССЛЕДОВАНИЕ ИХ ЭКСПЛУАТАЦИОННЫХ ХАРАКТЕРИСТИК

Введение

Работоспособность и надежность станочного оборудования в большой мере зависит от узлов трения, следовательно, один из наиболее эффективных путей повышения этих показателей – совершенствование направляющих, шпиндельных опор и других узлов, сопрягаемые поверхности которых находятся в относительном движении и взаимно передают или воспринимают нагрузку [3].

Весьма перспективным путем является замена смешанного трения и трения качения в опорных узлах жидкостным трением [5, 6]. Переход на этот рабочий процесс, благодаря наличию между сопрягаемыми поверхностями опоры гарантированного слоя смазочного материала заданной толщины, параметрами которого можно управлять, позволяет радикально улучшить показатели станков по всем критериям работоспособности, обеспечить новые возможности при механообработке – совмещение черновой и чистовой обработки на одном станке, осуществление микроперемещений для компенсации погрешностей или управления формообразованием, ломки стружки и многое другое.

Основная часть

Моделирование эксплуатационных характеристик должно осуществляться по методике [2], основанной на совместном решении задач гидродинамики, теории упругости, теплопередачи.

Расчет гидростатических направляющих требует знания масс подвижных узлов станков, координаты их центра тяжести, величины и направления сил резания, возникающих при обработке деталей. Все это усложняет расчет гидростатических направляющих, но является необходимым для случаев, требующих высокой степени точности, и при проектировании направляющих новых станков.

Для выполнения расчетов используются значения эксплуатационных параметров, рассчитанных по оригинальному алгоритму, приведенные в [3].

Анализ результатов, полученных при расчетах на ЭВМ гидростатических упорных многокамерных подшипников прямоугольной формы, позволяет рекомендовать порядок расчета, заключающийся в следующем:

– определяем по техдокументации либо при работе краном вес подвижных

узлов станка;

– рассчитываем общую площадь направляющих:

$$F_{i\ddot{a}r\delta} = F_1 + F_2 + \dots + F_n, \quad (1)$$

где $F = A \cdot B$, A – длина рассматриваемой направляющей (рис. 1), B – ширина рассматриваемой направляющей.

– определяем среднее удельное давление на направляющие, в предположении равномерного распределения нагрузки по ним:

$$P = \frac{W}{F_{i\ddot{a}r\delta}}; \quad (2)$$

– определяем давление в камерах подвода смазочного материала:

$$p_0 = \frac{P}{K_W}, \quad (3)$$

где K_W – безразмерный коэффициент несущей способности.

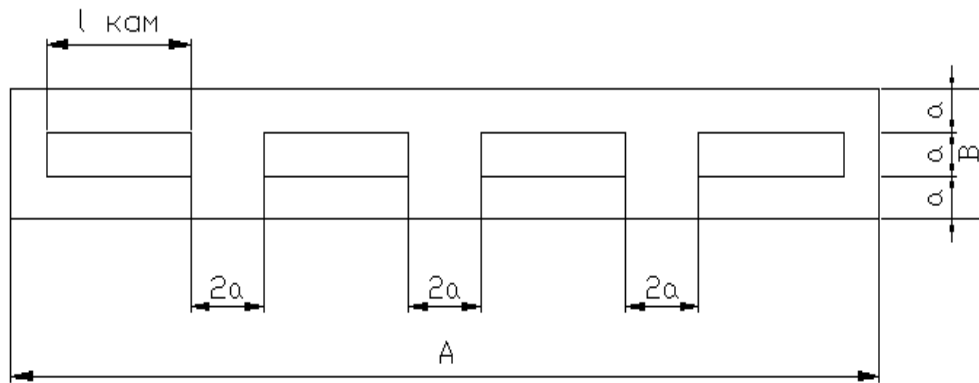


Рис. 1 - Расчетная схема гидростатических опор

Для прямоугольных направляющих с отношением ширины камер к ширине самой направляющей 0,33 величина безразмерного коэффициента несущей способности $K_W = 0,6$. Здесь имеется в виду отношение $A/B > 1$ ($A=4$ м, $B=0,8$ м), а длина камеры $l_{\ddot{a}i} \approx 500 \dots 600 \text{ мм}$.

– зная давление в камерах подвода смазочного материала, в предположении равномерного распределения нагрузки по направляющим, определяем давление в системе питания, давление, которое должен дать насос:

$$P_{i\ddot{a}n\ddot{a}} = 2 \cdot \delta_0, \quad (4)$$

– давление насоса будет равно:

$$P_{i\ddot{a}n\ddot{a}} = 3,4 \cdot \delta_0. \quad (5)$$

Учитывая гидравлические потери в системе питания, а также КПД насоса, окончательно получаем величину необходимого давления, на которую должен быть отрегулирован предохранительный клапан

$$D_{\ddot{a}n\ddot{a}} = P_{i\ddot{a}n\ddot{a}} = 4 \cdot \delta_0; \quad (6)$$

– величина расхода смазочного материала определяется из баланса расходов:

$$Q = \sum_{s=1}^n Q_s = \sum_{s=1}^n \frac{h_0^3}{\mu} p_{\tilde{n}} K_{Q\tilde{a}_0}, \quad (7)$$

где n – число направляющих; K – число камер в одной направляющей; h_0 – желаемая толщина смазочного материала, разделяющего поверхности скольжения; μ – динамический коэффициент вязкости; $K_{Q\tilde{a}_0}$ – безразмерный коэффициент, характеризующий расход смазочного материала.

– мощность электродвигателя определяется как:

$$N = \delta_{\tilde{n}} Q. \quad (8)$$

Результаты проектирования были использованы при моделировании суппорта тяжелого токарного станка с максимальным диаметром обработки 2250 мм, массой обрабатываемой детали 100 т и длиной 12500 мм. Твердотельная модель создавалась в программной среде SolidWorks 2010 с учетом всех конструктивных и геометрических особенностей, а также материалов всех деталей. Станок спроектирован для работы на режимах с повышенными силами резания до 200 кН. При исследовании деформаций максимальная нагрузка прикладывалась к вершине режущего лезвия инструмента, и соответствовала максимально возможному значению силы резания P_z .

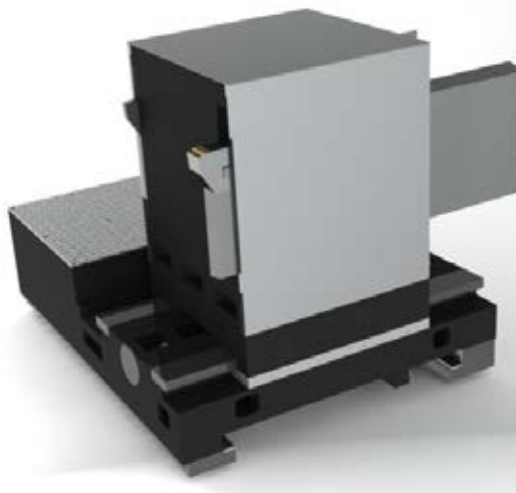
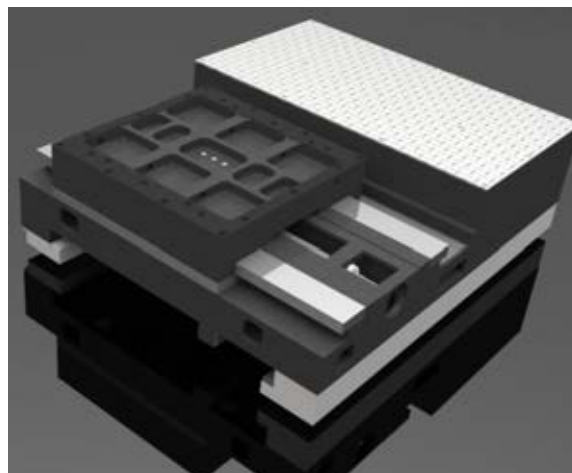


Рис. 3 - Общий вид суппорта тяжелого токарного станка 1К675.450Ф3

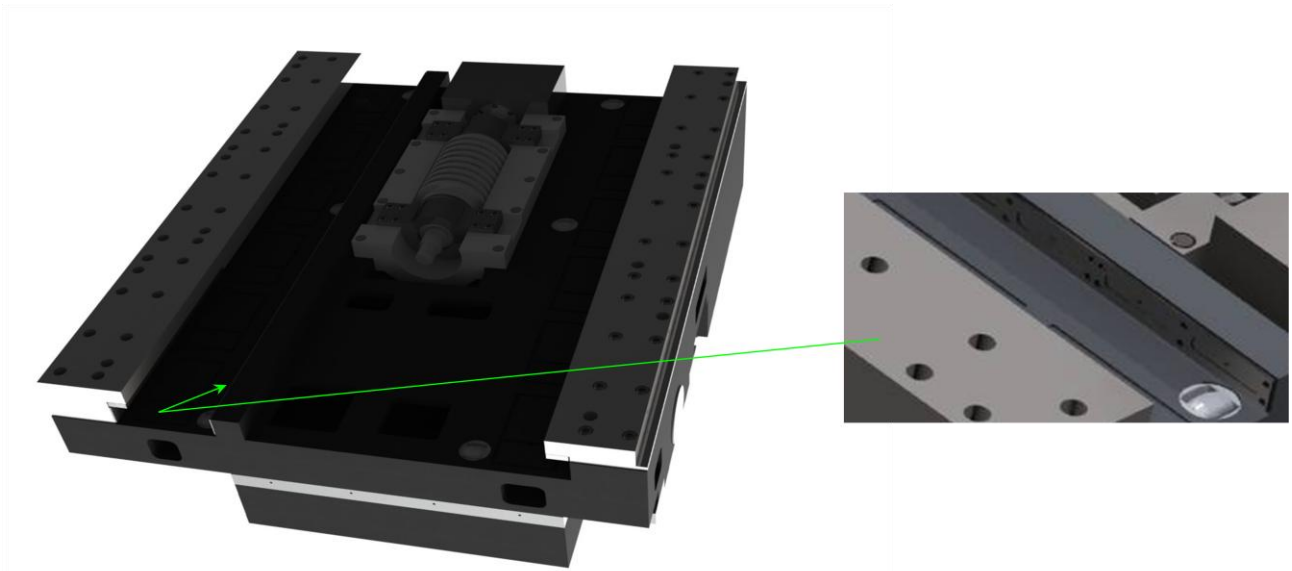


Рис. 4 - Гидростатические направляющие суппорта

Расчет деформаций производился методом конечных элементов в среде COSMOSWorks. При расчете задавались следующими условиями: масса суппорта с установленными резцами 9,92 тонн, габаритные размеры: 2180×1800×1740 мм. Прикладываемые нагрузки: составляющая силы резания $P_z=200\text{кН}$, $P_x=P_y=60\text{кН}$.

Результаты исследований приведены на рис. 5,6.

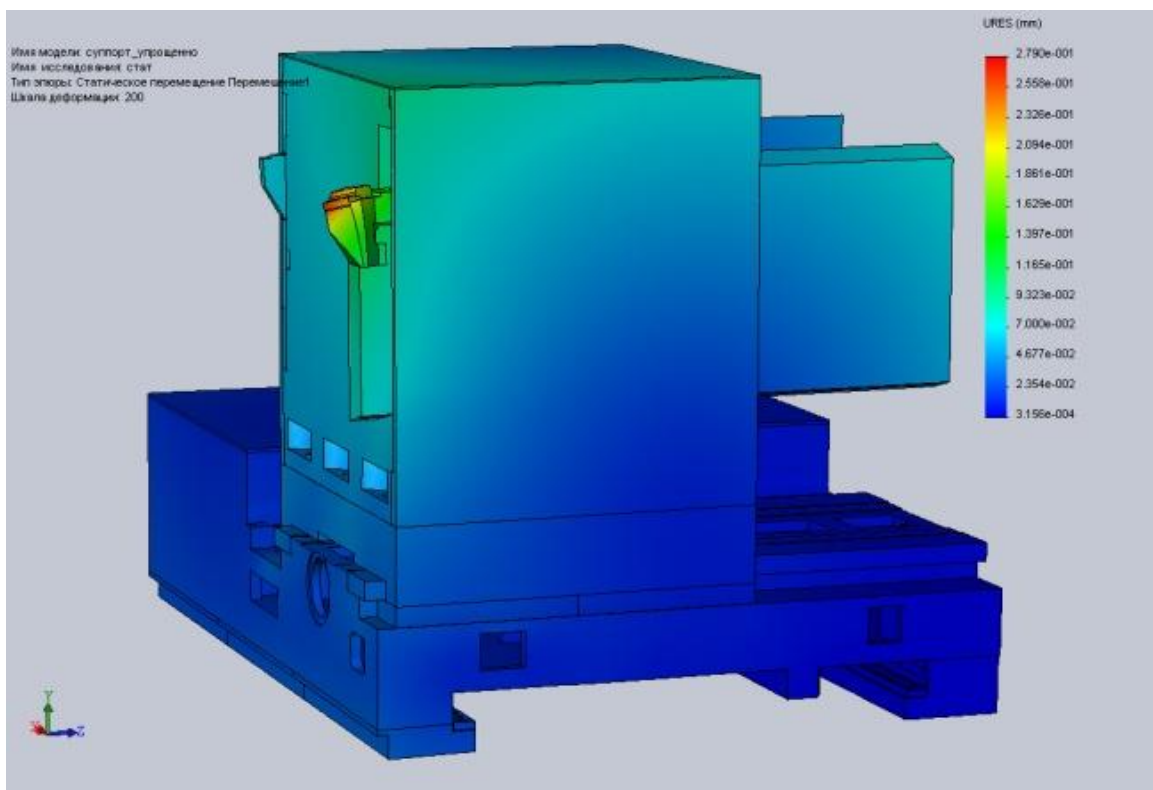


Рис. 5 - Результаты трехмерного моделирования

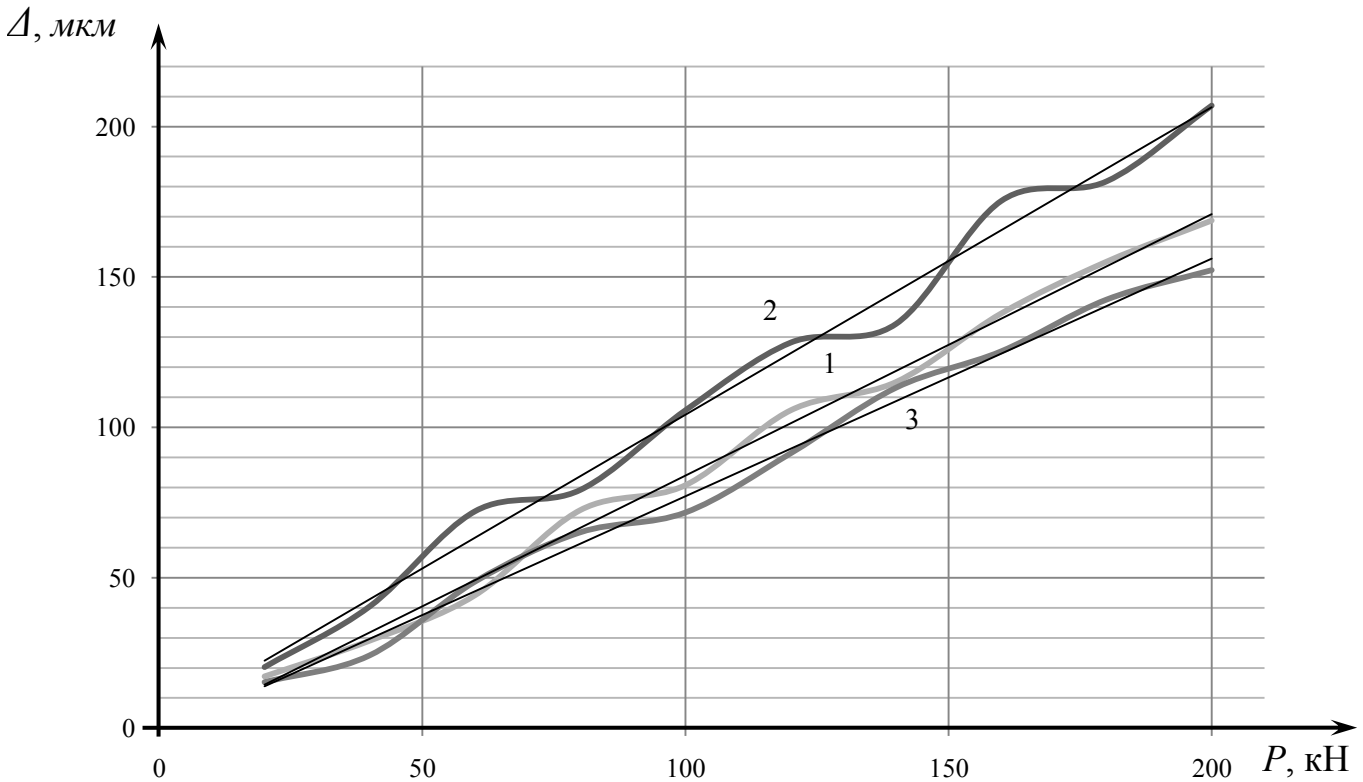


Рис. 6 - Зависимость перемещений исполнительного органа от приложенной нагрузки:

1-вдоль оси Z; 2-вдоль оси Y; 3-вдоль оси X (в станочной системе координат)

В результате расчетов были получены данные о перемещения в системе под действием приложенных сил. Наибольшие перемещения происходят вдоль вертикальной оси - величина деформации при максимальной нагрузке составляет 178 мкм, величина деформаций вдоль оси, перпендикулярной оси детали не превышает 152 мкм.

Выводы

1. Результаты трехмерного моделирования показали хорошую работоспособность разработанных гидростатических направляющих при повышенных силах резания.
2. Гидростатические направляющие компенсируют часть упругих деформаций суппортной группы станка при режимах, соответствующих черновой обработке.
3. Для минимизации перемещений исполнительного органа станка необходимо усовершенствование инструментального блока, ламелей и верхней части суппорта, а также разработка компенсирующих системы.

Литература: 1. Решетов Д.Н. Детали и механизмы металлорежущих станков, т.2. – М.: Машиностроение, 1972.- 482с. 2. Бушуев В.В. Гидростатическая смазка в тяжелых станках. – М.: Машиностроение, 1989.- 162с. 3. Ковалев В.Д., Бабин О.Ф. Опоры и передачи жидкостного трения станочного оборудования – Краматорск: ДГМА, 2003. –с.43-70, 97-102. 4. Remarks on the derivation of the hydrostatic Euler equations. Brenier Yann. Bull. sci. math. 2003. 127, №7, с. 585–595. 5. High Speed Equipment Bearings//Proceeding of The Glacier Metal Co. Ltd, Alperon, Wembley, England, 1984, June, p. 31-34. 6. Norihisa Wada, Eiji Hiraishi.

Recent Technology for Gas Field Compressors.// Mitsubishi Heavy Industries Ltd. Hiroshima Machinery Works. – May 2001 at 7th International Compressor Symposium/St. Petersburg Institute of technology

6. Norihisa Wada, Eiji Hiraishi. Recent Technology for Gas Field Compressors.// Mitsubishi Heavy Industries Ltd. Hiroshima Machinery Works. – May 2001 at 7th International Compressor Symposium/St. Petersburg Institute of technology

РОЗРОБКА ГІДРОСТАТИЧНИХ НАПРЯМНИХ ДЛЯ ВАЖКОГО ТОКАРНОГО ВЕРСТАТА ПІДВИЩЕНОЇ ВАНТАЖОПІДЙОМНОСТІ І ДОСЛІДЖЕННЯ ЇХ ЕКСПЛУАТАЦІЙНИХ ХАРАКТЕРИСТИК

Ковалев В. Д., Пономаренко А.В., Гаков С. А., Шевцов А.А

Виконано розрахунок і проектування гідростатичних напрямних важкого токарного верстата вантажопідйомністю до 100 тонн на основі реалізації вихідного рівняння гідродинамічної теорії змащення (рівняння Рейнольдса). Проведено моделювання деформацій супорта зі спроектованими напрямними із системою сил і мас, що діють на верстат у процесі його роботи.

РАЗРАБОТКА ГИДРОСТАТИЧЕСКИХ НАПРАВЛЯЮЩИХ ДЛЯ ТЯЖЕЛОГО ТОКАРНОГО СТАНКА ПОВЫШЕННОЙ ГРУЗОПОДЪЕМНОСТИ И ИССЛЕДОВАНИЕ ИХ ЭКСПЛУАТАЦИОННЫХ ХАРАКТЕРИСТИК

Ковалев В.Д., Пономаренко А.В., Гаков С.А., Шевцов А.А

Выполнен расчет и проектирование гидростатических направляющих тяжелого токарного станка грузоподъемностью до 100 тонн на основе реализации исходного уравнения гидродинамической теории смазки (уравнение Рейнольдса). Проведено моделирование деформаций суппорта со спроектированными направляющими с системой сил и масс, действующих на станок в процессе его работы.

DEVELOPMENT OF HYDROSTATICAL SENDING FOR TYAZHE- LOGOTYPE OF LATHE OF ENHANCEABLE CARRYING CAPACITY AND RESEARCH OF THEIR OPERATING DESCRIPTIONS

Kovalev V.D., Ponomarenko A.V., Gakov S.A., Shevcov A.A

The calculation and design of hydrostatic guides heavy lathe capacity to 100 tons on the basis of the implementation of the original equation of hydrodynamic lubrication theory (Reynolds equation). Simulation of deformation slide with runners designed with the system of forces and masses, acting on the machine during its operation.

Ключевые слова: гидростатические направляющие, тяжелый токарный станок, моделирование деформаций, суппорт.

УДК 621.9

Васильченко Я.В.Донбасская государственная машиностроительная академия,
г. Краматорск, Украина**ПОВЫШЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ ОБРАБОТКИ НА ТЯЖЕЛЫХ
СТАНКАХ ЗА СЧЕТ ЭКСПЛУАТАЦИОННЫХ СВОЙСТВ ЭЛЕМЕНТОВ
ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЙ СИСТЕМЫ*****Введение***

При детерминированном подходе к оптимизации скорости резания исходят из величины стойкости наибольшей производительности или экономической стойкости. В справочниках по режимам резания скорости резания рассчитываются исходя из нормативной стойкости. Оптимальная скорость резания должна обеспечивать нормативную стойкость. Фактор случайности стойкости инструмента, как показано в работе [81], учитывается тем, что средняя стойкость должна быть равна нормативной. Отклонения от нормативных условий резания учитываются соответствующими поправочными коэффициентами.

Подобный подход к оптимизации процесса резания в режиме самообучения был исследован в работе [32]. В данной работе ставится более сложная задача оптимизации процесса резания по критерию производительности или себестоимости, когда и оптимальная стойкость и стойкостная зависимость неизвестны и должны уточняться в процессе обработки за счет накопления информации о стойкостной зависимости.

Процедуры самообучения отличаются тем, что о реальном процессе требуется минимальная априорная информация. Процедуры гарантируют, что после конечного числа итераций будет достигнута оптимальная скорость резания по заданному критерию оптимальности. С практической точки зрения важно так выбрать параметры алгоритма самообучения, чтобы число итераций было минимально. Это обстоятельство и будет в дальнейшем исследовано.

В работе [32] предложено использовать процедуру стохастической аппроксимации Робинсона-Монро для оптимизации режима обработки. Экспериментатор выбирает в допустимой области произвольное значение начальной скорости резания V_n , проводит эксперимент и наблюдает значение случайной функции $T(V_n)$ - стойкости инструмента. Относительно $T(V_n)$ известно только то, что ее математическое ожидание $\bar{T}(V_n)$ есть некоторая убывающая функция от скорости (V_n). Так же выбирается убывающая с ростом числа экспериментов i последовательность положительных чисел a_i таких, что

$$\sum_{i=1}^{\infty} a_i = \infty, \sum_{i=1}^{\infty} a_i^2 < \infty \quad (1)$$

Стоящая перед экспериментатором задача состоит в том, чтобы определить такое значение скорости V_n , что $\overline{T(V_n)} = T^*$, где T^* - заданный

нормативный период стойкости инструмента. Для выбора значения скорости V_{i+1} в следующем эксперименте используется рекуррентное соотношение вида:

$$V_{i+1} = V_i - a_i [T(V_i) - T^*] \quad (2)$$

После проведения i -го эксперимента экспериментатор знает значения скорости V_i и стойкости $T(V_i)$. Тогда, используя соотношение (2), он может определить какое значение скорости V_{i+1} будет использовано в $(i+1)$ -м эксперименте. Известно [13, 71], что алгоритм (1) при условии (2) в пределе дает скорость V^* , которая удовлетворяет условию $\bar{T}(V_H) = T^*$. Практически это значит, что в процессе последовательного эксперимента будет найдена скорость резания V^* , стабилизирующая процесс резания на среднюю стойкость инструмента T^* .

Если процедура Робинсона – Монро позволяет найти корень регрессионной зависимости $\bar{R}(x)$, то процедура Кифера-Волфовица позволяет в режиме самообучения найти экстремум этой регрессионной зависимости.

$$x_{i+1} = x_i - a_i \frac{R(x_i + c_i) - R(x_i - c_i)}{2c_i},$$

где $R(x_i + c_i)$, $R(x_i - c_i)$ – значения критерия оптимальности, определенные экспериментально при значениях управляющего параметра $x = x_i + c_i$ и $x = x_i - c_i$ соответственно, i – номер итерации самообучения.

В работе [13] коэффициенты a_i

$$a_i = \frac{a}{i}, \quad c_i = \frac{c}{i^{1/4}}, \quad (i = 1, 2, \dots)$$

$$\sum_{i=1}^{\infty} a_i = a \left(1 + \frac{1}{2} + \frac{1}{3} + \dots + \frac{1}{i} + \dots \right) = \infty$$

$$\sum_{i=1}^{\infty} a_i c_i = ac \left(1 + 2^{-5/4} + \dots + i^{-5/4} + \dots \right) \approx ac \cdot 4,76$$

$$\sum_{i=1}^{\infty} \left(\frac{a_i}{c_i} \right)^2 = \left(\frac{a}{c} \right)^2 \cdot \left(1 + 2^{-3/2} + \dots + i^{-3/2} + \dots \right) \approx 2,61$$

Если стойкость инструмента как случайная величина подчиняется закону Вейбулла, т.е. вероятность безотказной работы за время t

$$P(t) = \exp \left[- \left(\frac{t}{\rho} \right)^\alpha \right],$$

В детерминированном случае когда разброс стойкости отсутствует, средняя гармоническая стойкость выражается через функцию надежности следующим образом:

$$\hat{T} = \left(\int_0^{\infty} f(t) t^{-1} dt \right)^{-1},$$

где в случае распределения Вейбулла

$$f(t) = \frac{dP(t)}{dt} = \frac{\alpha}{\rho} \frac{t^{\alpha-1}}{\rho} \exp \left[- \left(\frac{t}{\rho} \right)^\alpha \right] -$$

плотность распределения стойкости.

Таким образом, если для процедуры Кифера-Волфовица в качестве критерия оптимизации взять переменную часть себестоимости обработки [], то есть

$$R(v) = t_p(v) \left(1 + \frac{EV}{T(v)} \right),$$

где $t_p(V) = C'/V$, C' - константа, учитывающая длину, диаметр обработки, подачу и не зависящая от скорости резания; $T(V)$ - случайная стойкость, зависящая от управляющего параметра – скорости резания V , то уточнение скорости резания выполняется по следующей формуле:

$$V_{i+1} = V_i - \frac{a_i}{2c_i} \left[\frac{C'}{V_i + c_i} \left(1 + \frac{E_i^+ \Lambda}{T_i^+} \right) - \frac{C'}{V_i - c_i} \left(1 + \frac{E_i^- \Lambda}{T_i^-} \right) \right],$$

где T_i^+ , T_i^- - стойкости, полученные при скоростях резания $V_i + c_i$, $V_i - c_i$, а E_i^+ , E_i^- - соответствующие затраты на замену и подналадку инструмента за период стойкости.

Описанные процедуры отличаются простотой и требуют минимум априорной и текущей информации о процессе резания. Но, как следствие, сходимость к оптимуму оказывается слишком медленной, чтобы их эффективно использовать на практике.

Актуальной поэтому является задача максимального ускорения процесса самообучения. В частности, этого можно достичь более полно используя априорную и текущую информацию о процессе резания. Значительно можно ускорить процесс самообучения используя явно вид стойкостной зависимости в области оптимальных скоростей резания. Тогда в процессе самообучения можно последовательно уточнять параметры стойкостной зависимости, используя данные всех предшествующих итераций и скорость резания для следующей итерации рассчитывается с учетом уточненной стойкостной зависимости.

Задача, таким образом, заключается в том, чтобы по опытным значениям стойкости T_1, T_2, \dots, T_i , полученным при скоростях резания v_1, v_2, \dots, v_i наилучше оценить параметры стойкостной зависимости и рассчитать более точную скорость резания v_{i+1} для следующей итерации процесса:

$$v^* = \left(\frac{C}{(m-1)\Lambda E} \right)^{\frac{1}{m}}.$$

Вопрос оценки параметров стойкостной зависимости представляет особый интерес и будет рассмотрен в следующих работах.

Выводы

1. Проанализированы известные процедуры самообучения применительно к оптимизации процесса резания.
2. Показано, что процедура Робинсона – Монро пригодна только для стабилизации процесса резания на заданную среднюю производительность.

3. Процедура Кифера – Волфовица позволяет найти максимум или минимум математического ожидания функции регрессии. Но так как критерий оптимальности процесса резания – производительность или себестоимость – является отношением двух регрессий, то непосредственно эта процедура к процессу резания не применима.

4. Предложена процедура самообучения с восстановлением стойкостной зависимости в процессе обучения.

ПОВЫШЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ ОБРАБОТКИ НА ТЯЖЕЛЫХ СТАНКАХ ЗА СЧЕТ ЭКСПЛУАТАЦИОННЫХ СВОЙСТВ ЭЛЕМЕНТОВ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЙ СИСТЕМЫ

В работе проанализированы современные методы оптимизации сложных технических систем и имеющейся опыт в механообработке. Рассмотрены критерии оптимальности процесса механической обработки на тяжелых станках. Выявлены значимые параметры процесса механической обработки на тяжелых станках. Обоснованы информативные каналы параметров процесса механической обработки на тяжелых станках. Проанализированы задачи адаптивных систем управления. Намечены пути построения адаптивной технологической системы тяжелого станка.

ПІДВИЩЕННЯ ЕФЕКТИВНОСТІ ОБРОБКИ НА ВАЖКИХ ВЕРСТАТАХ ЗА РАХУНОК ЕКСПЛУАТАЦІЙНИХ ВЛАСТИВОСТЕЙ ЕЛЕМЕНТІВ ТЕХНОЛОГІЧНОЇ СИСТЕМИ

У роботі проаналізовані сучасні методи оптимізації складних технічних систем і наявний досвід у механообробці. Розглянуто критерії оптимальності процесу механічної обробки на важких верстатах. Виявлено значимі параметри процесу механічної обробки на важких верстатах. Обґрунтовано інформативні канали параметрів процесу механічної обробки на важких верстатах. Проаналізовано задачі адаптивних систем керування. Намічено шляхи побудови адаптивної технологічної системи важкого верстата.

EFFICIENCY INCREASING OF MACHINING ON HEAVY MACHING - TOOL BY EXPLOITATION PARAMETERS OF TECHNOLOGICAL SYSTEM ELEMENTS

In work modern methods of optimization of difficult technical systems and available experience in machining are analyzed. Optimal criteria of machining process on heavy machine tools is considered. Significant parameters of machining process on heavy machine tools are revealed. Informative channels of parameters of machining process on heavy machine tools are proved. Problems of adaptive control systems are analyzed. Construction ways of adaptive technological systems are planned.

Ключевые слова: стойкость режущего инструмента, тяжелый станок, адаптивная система управления

УДК 621.9

Кроль О.С., Кроль А.А.
СНУ им. В. Даля, г. Луганск, Украина

МОДЕЛИРОВАНИЕ ШПИНДЕЛЬНОГО УЗЛА МНОГОЦЕЛЕВОГО ТОКАРНОГО СТАНКА В СРЕДЕ «АРМ WINMACHINE»

Введение

В связи с увеличением производительности и эффективности процессов механической обработки все большую важность приобретает вопрос о моделировании формообразующих узлов металлорежущих станков в современных САПР. Анализ баланса податливости и форм колебаний основных узлов токарных станков показал, что основные формообразующие узлы: шпиндель - заготовка (Ш - З) и суппортная группа - инструмент (С - И) предопределяют качество функционирования станка в целом. Характеристики жесткости и виброустойчивости шпинделя на упругих опорах зависят от величины консольной части как самого шпинделя, так и длины обрабатываемой детали. Фиксация схемы обработки с определенным вылетом и построение на этой основе расчетных схем [1, 2] не дают возможность эффективного управления жесткостью и виброустойчивостью в пределах рабочего пространства станка.

Перспективным является подход к построению статических формуляров sf шпинделя, представленный в работе [3]. Такой подход эффективен при использовании унифицированных шпиндельных узлов, оснащенных широкой гаммой модульной оснастки. Вместе с тем, авторы рассмотрели один вариант нагружения единичной консольной силой, не приняв во внимание силы в зубчатом зацеплении «выходной вал коробки скоростей – шпиндель».

Рассмотрим вариант комбинированного нагружения двухопорного шпиндельного узла (рис.1) многоцелевого станка модели МС-03, смонтированного на радиально-упорных подшипниках 4-46209 и 4-46112, установленных по схеме «тандем-О» с предварительным натягом пружинного типа (задняя опора) и натягом с помощью двух промежуточных втулок для двоякой передней опоры.

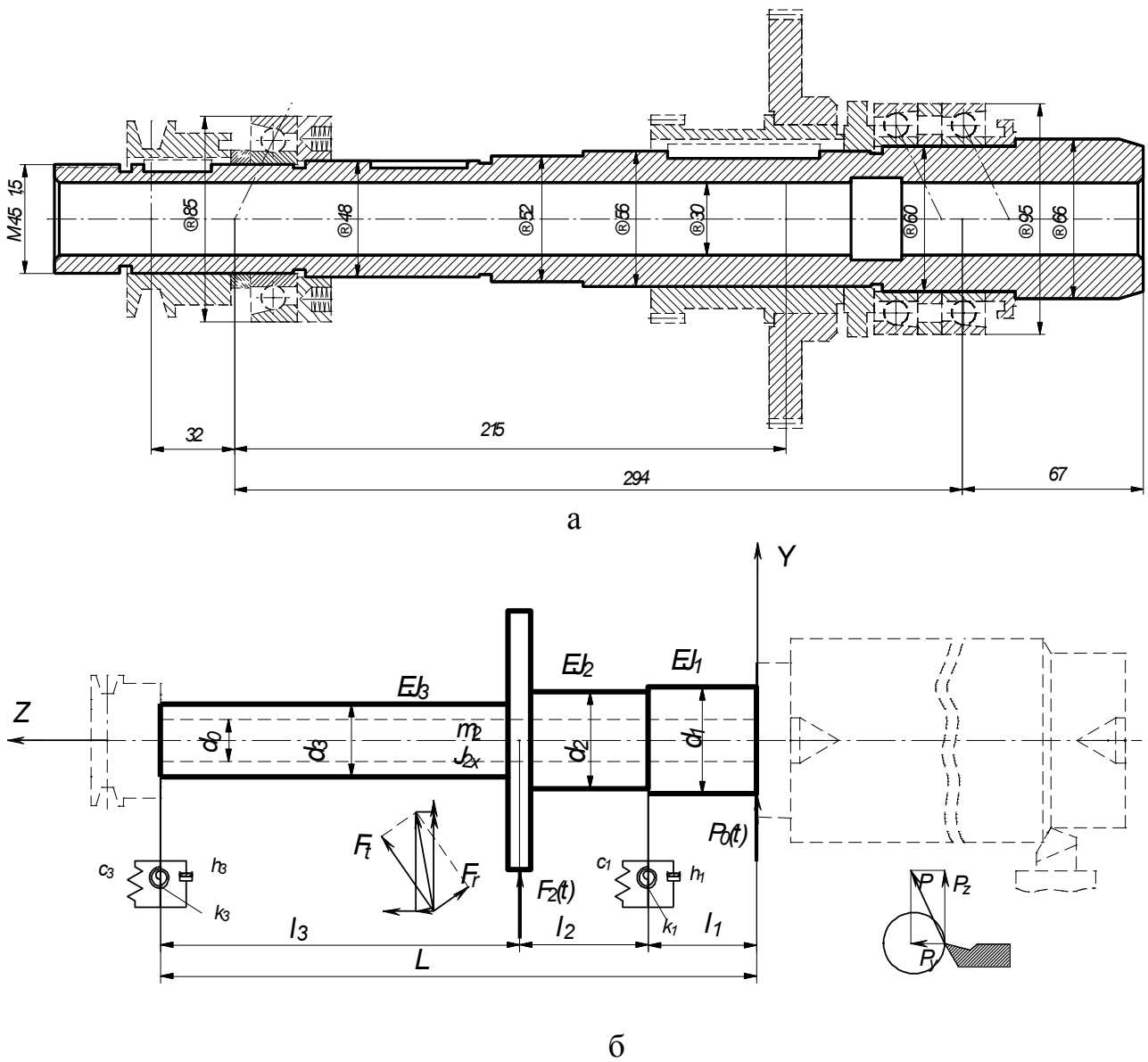


Рис.1 - Конструктивная (а) и расчетная (б) схемы шпиндельного узла

Рассматриваемый станок оснащен комплектом модульной оснастки:

- трехкулачковый патрон, закрепляемый на шпинделе с помощью промежуточного фланца;
- вращающийся центр, монтируемый в конусном отверстии пиноли и предназначенный для обработки длинномерных деталей;
- шлифовальная оправка, монтируемая в конусном отверстии шпинделя;
- сверлильный патрон с набором втулок с предварительно установленным на столе суппорта угловым столом (и при необходимости тисками);
- расточная оправка, монтируемая на резьбовой части шпинделя, обеспечивающая расточные операции для изготовления деталей, установленных на дополнительный угловой стол с кареткой;
- фрезерная оправка с концевой фрезой с необходимым набором конусных втулок, устанавливаемая в конусное отверстие шпинделя (станок оснащается при этом угловым столом и тисками).

Для оценки характеристик податливости шпиндельного узла с учетом размера рабочей зоны станка разработана программа в математической среде «Maple» и с помощью ядра символьной математики получен статический формуляр $sf = f(l_k)$ для различных длин консоли l_k шпиндельного узла многоцелевого станка MC03:

$$sf = 0,29 \cdot 10^{-4} + 0,332 \cdot 10^{-6} \cdot l_k + 0,507 \cdot 10^{-8} \cdot l_k^2$$

Полученный аналитический формуляр является эффективным инструментом определения и моделирования характеристик жесткости в пределах рабочего пространства станка. Появляется возможность быстрого статистического расчета той или иной наладки, с помощью номограмм « $sf - l_k$ », состоящей из двух частей: статистического формуляра sf и графика податливости консоли Δ_k .

Анализ полученных результатов, показывает наличие значительного запаса жесткости (максимальный прогиб на консоли шпинделя (рис.1) составляет $y_{max} = f = 0,027$ мм, а угол поворота консольного сечения составляет 0,0289 рад). При этом стрела прогиба на межопорной части при $[ff] = 0,0003 \cdot l$ не должна превышать $y_{maxp} = 0,0873$ мм. Допустимый угол поворота конца шпинделя не должен превышать $[\theta] = 0,0572$ град. Близкие численные значения податливости получаются в результате расчетов с помощью модуля APM Shaft [4].

Вместе с тем в модуле APM Shaft отсутствует возможность учета угловой податливости шпиндельного узла, оказывающего влияние на деформационные показатели проектируемой конструкции [4].

Для эффективного моделирования, расчета напряженно-деформированного состояния с учетом угловой податливости опор используем модуль комплексного анализа трехмерных конструкций APM Structure3D [4].

В процессе моделирования в среде APM Structure 3D создается «каркасная» модель конструкции шпинделя (рис. 2), в которой границы стержневых элементов определяются узлами в тех точках, где прикладывается нагрузка или меняется изгибная жесткость сечения. Каждый стержень имеет конкретные размеры и соединен с помощью узлов с остальными стержнями конструкции.

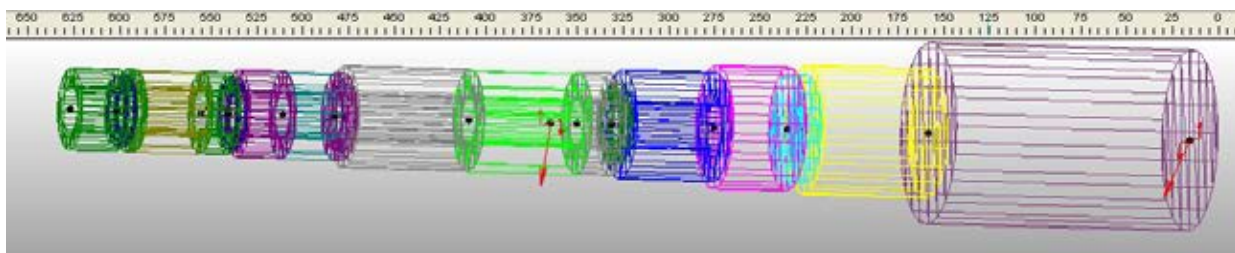


Рис. 2 - Каркасная модель конструкции шпинделя

Для проведения расчета этой конструкции необходимо дополнительно задать:

- поперечные сечения каждому из стержней;
- опоры для созданной конструкции, определяющие ее положение в пространстве. ;
- внешние нагрузки, действующие на конструкцию;
- параметры материала элементов конструкции

Особенностью задания опор является возможность совмещения в одной опоре и жесткого и упругого закрепления, каждое из которых являются совершенно различными объектами. Они будут функционировать совместно в том случае, когда действуют по различным направлениям системы координат в узле. Для проектируемой конструкции разрешены перемещения по направлению действия сил P_y (ось z) и F_r (упругое закрепление) и поворот вокруг оси z . В режиме задания жесткого закрепления, включением флажков в полях перемещения в направлении оси следует задать ограничения по перемещению в направлении осей x и y , а также повороты вокруг этих же осей.

Расчет в среде APM Structure3D позволяет оценить полную картину напряженно-деформированного состояния шпинделя в любом его сечении, включая оценку нагрузок, силовые факторы и др., представленные в пункте меню «Результаты». На рис. 3. представлено поле напряжений, характерное для типовой операции точение, производимой на многоцелевом станке МС-03 и распределение напряжений в i – ом сечении шпинделя.

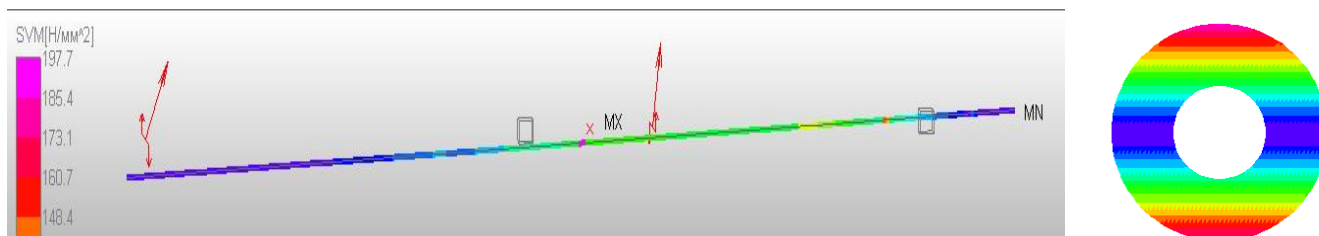


Рис. 3 - Поле напряжений шпинделя станка МС-03

В соответствии с цветовой шкалой (рис.3) максимальные значения эквивалентных напряжений SVM (по энергетической теории прочности) не превышают допустимых напряжений текучести ($[\tau] = 635$ МПа для материала шпинделя Ст 20Х) даже при коэффициенте запаса по текучести $k_\tau = 2$.

Оценка динамического качества функционирования связана с определением собственных частот и соответствующих им собственных форм колебаний. Расчет этих динамических характеристик проведен в модуле APM Structure 3D [4]. По умолчанию система рассчитала 16 собственных частот и форм с точностью 0,01%. На рис. 4 представлена таблица собственных частот и 3-я и 4-я собственные формы, описывающие конфигурацию модели шпинделя, колеблющегося с соответствующими частотами.

При колебаниях упругой системы шпиндельного узла превалирует основная изгибная форма, следовательно систему можно рассматривать как

линейное колебательное звено второго порядка, передаточная функция $W(i\omega)$ которого представлена на рис.5. Программы построения передаточной функции, амплитудно – фазовой частотной (АФЧХ), амплитудно-частотной $A = f(\omega)$ и фазочастотной характеристик $\varphi = f(\omega)$ разработаны в математической среде «Matlab»

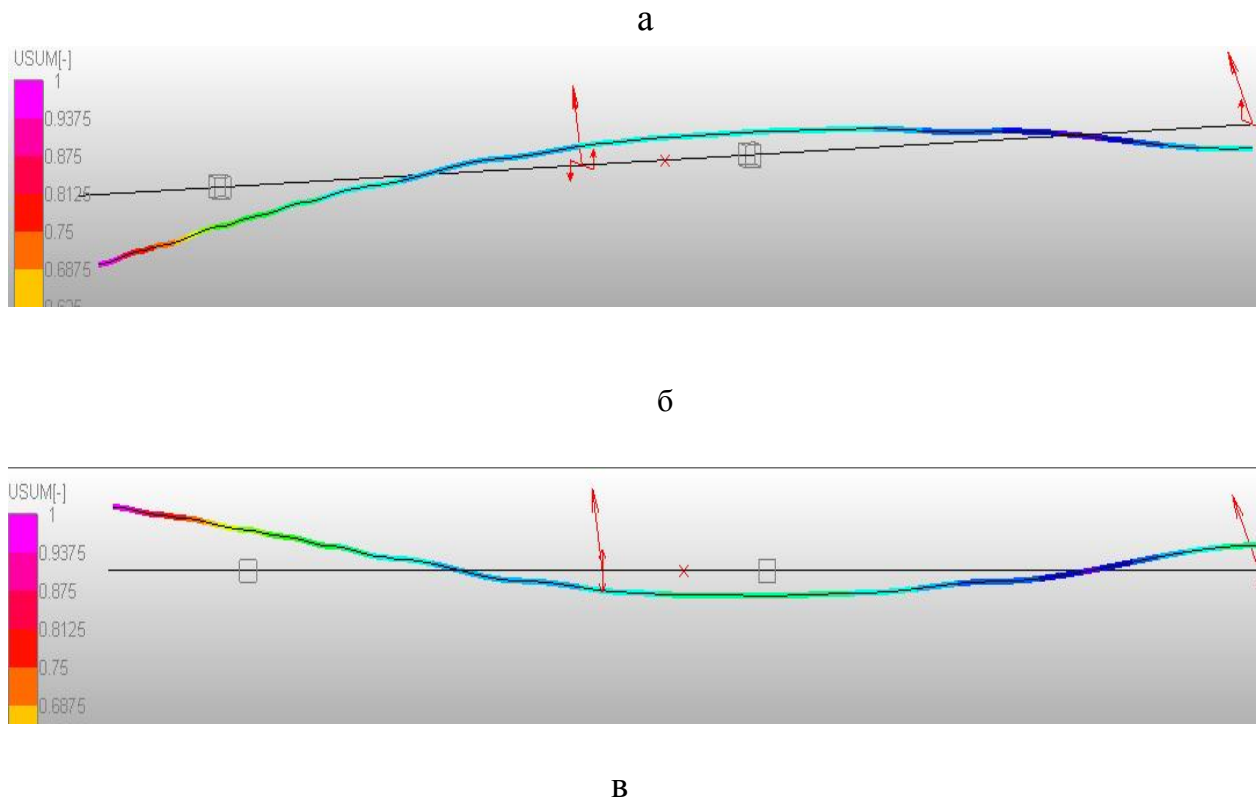


Рис.4 - Динамические характеристики шпинделя: а – таблица собственных частот; б – собственная форма колебаний на 3-й собственной частоте; в - собственная форма колебаний на 4-й собственной частоте.

АФЧХ упругих систем дают возможность сравнивать различные наладки с перечисленной выше модульной оснасткой по величине отрезка, отсекаемой характеристикой на мнимой оси Im . Отношение длины этого отрезка к статической податливости определяет коэффициент динамичности в резонансе для i -ой собственной частоты колебаний. В отличие от статической податливости коэффициент динамичности учитывает инерционные и демпфирующие свойства и, следовательно, более полно характеризуют упругую систему шпиндельного узла токарного многоцелевого станка модели МС-03.

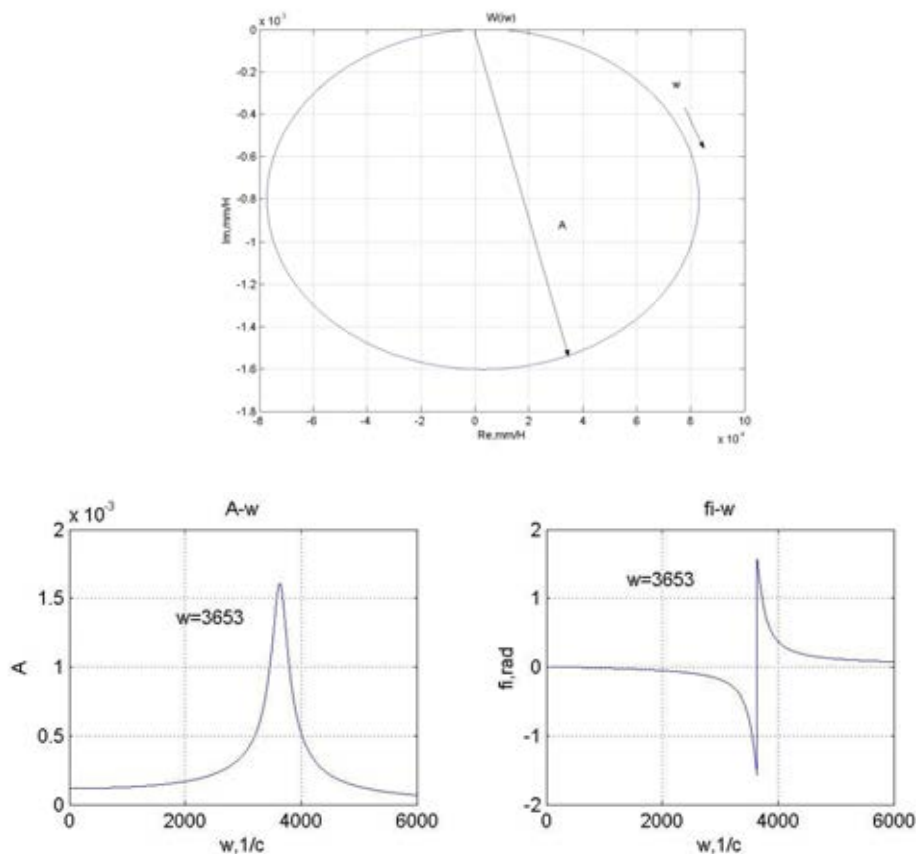


Рис.5 - Частотные характеристики шпиндельного узла

Выводы

Моделирование конструкций шпиндельных узлов на базе статических формуляров позволит эффективно осуществлять расширение технологических возможностей станка за счет применения широкой гаммы конструкций модульной оснастки.

Внедрение интегрированной САПР «APM WinMachine» предоставляет возможность конструктору в сжатые сроки формировать представление о напряженно-деформационном состоянии конструкции и оценивать характеристики динамического качества формообразующих шпиндельных узлов металлорежущих станков.

Литература: 1. Металлорежущие станки. Учебник для машиностроительных вузов/Под ред. В.Э.Пуша. – М.: Машиностроение, 1985.- 256 с. 2. Проектирование металлорежущих станков и станочных систем: Справочник-учебник. В 3-х т. Т. 2. / А. С. Проников, Е. И. Борисов, В. В. Бушуев и др.- М.: Машиностроение, 1995.-371 с. 3. Попов В.И., Локтев В.И. Динамика станков.- К.: Техніка, 1975. -136 с. 4. Шелофаст В.В., Чугунова Т.Б. Основы проектирования машин. Примеры решения задач. – М.: Изд-во АПМ, 2004.-240 с.

МОДЕЛЮВАННЯ ШПИНДЕЛЬНОГО ВУЗЛА БАГАТОЦІЛЬОВОГО ТОКАРНОГО ВЕРСТАТА В СЕРЕДОВИЩІ «АРМ WINMACHINE»

Кріль О.С., Кріль А.А.

В даній статті вироблений аналіз балансу податливості і форм коливань основних вузлів токарних верстатів показав, що основні формотворні вузли: шпиндель - заготівка і суппортная група - інструмент зумовлюють якість функціонування верстата в цілому.

МОДЕЛИРОВАНИЕ ШПИНДЕЛЬНОГО УЗЛА МНОГОЦЕЛЕВОГО ТОКАРНОГО СТАНКА В СРЕДЕ «АРМ WINMACHINE»

Кріль О.С., Кріль А.А.

В данной статье произведен анализ баланса податливости и форм колебаний основных узлов токарных станков показал, что основные формообразующие узлы: шпиндель - заготовка и суппортная группа - инструмент определяют качество функционирования станка в целом.

A DESIGN OF SHPINDEL'NOGO KNOT OF LATHE WORKCENTER IS IN ENVIRONMENT OF «ARMAGHS OF WINMACHINE»

Krol' O.S., Krol' A.A.

In this article a statement of pliability and forms of vibrations of basic knots of lathes analysis is produced rotined that basic shape-generating knots: shpindel' is a purveyance and supportnaya group - an instrument is predetermined quality of functioning of machine-tool on the whole.

Ключевые слова: шпиндель, станок, суппортная группа, инструмент, баланс, заготовка.

УДК 621.9

Ковалев В.Д., Гаков С.А., Пономаренко А.В., Белов Н.А.
ДГМА, г. Краматорск, Украина

ИССЛЕДОВАНИЕ НОВОЙ КОНСТРУКЦИИ СВАРНОЙ СТАНИНЫ ТЯЖЕЛОГО ТОКАРНОГО СТАНКА ПОВЫШЕННОЙ ТОЧНОСТИ С ВОЗМОЖНОСТЬЮ ОБРАБОТКИ ДЕТАЛЕЙ МАССОЙ СВЫШЕ 100 тон

Введение

На тяжелых токарных станках с числовым программным управлением проводится обработка большинства деталей, которые входят в состав современных тяжелых машин: прокатные валки, роторы турбин, колесные пары железнодорожного и горного транспорта, корабельные гребные валы и т.д.. Поэтому повышение технических характеристик тяжелых токарных станков является актуальной задачей для обеспечения конкурентоспособности выпускаемой машиностроительной продукции.

Обработка крупногабаритных деталей – процесс, к которому предъявляется два основных требования: производительность и точность получаемого размера. Соответственно, и оборудование, применяемое при данном процессе, должно иметь достаточную жесткость, точность и скорость, необходимую для успешной реализации поставленной задачи.

К большинству деталей тяжелого машиностроения предъявляются требования повышенной точности, поэтому тяжелые станки изготавливаются для двух типов операций: черновой (станки с повышенной жесткостью и устойчивостью к воздействиям переменных нагрузок) и чистовой (станки повышенной точности и стабильности исходных геометрических характеристик).

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

- геометрические;
- упругие, связанные с жесткостью технологической системы;
- температурные;
- погрешности, связанные с износом инструмента;
- погрешности позиционирования, характеризующиеся ошибкой вывода суппорта станка в заданную точку по одной или нескольким координатам.

Обычно рассматривают три способа достижения заданной точности:

- повышение качества технологической системы за счет повышения ее жесткости, прочности, качества изготовления, теплостойкости, износостойкости, виброустойчивости и т. д.;
- подавление действующих негативных факторов за счет введения более «мягких» режимов резания;
- управление ходом технологического процесса.

Постановка задачи и актуальность исследования

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

В отличие от литых, применение сварных конструкций особенно эффективно для деталей, размеры которых в значительной степени определяются допустимыми прогибами от собственного веса.

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

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

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

Основная часть

На первом этапе работы был произведен анализ конструкций литых станин производства ОАО КЗТС, основные параметры и геометрические

размеры которых приведены в таблице 1.

Таблица 1

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

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

После чего были проанализированы различные конструкции (сварные, литые) зарубежных производителей станочного оборудования: ОАО РТЗ, ПО «Коломенский ЗТС», СП «Skoda-Ульяновск»; Skoda Machine Tool (Чехия); Waldrich Coburg и Waldrich Siegen (Германия); ТАССНІ (Италия).

Второй этап заключался в разработке компоновочной схемы станины (рис. 1). При проектировании новой конструкции сварной станины было принято четырех полочную конструкцию. Такая конструкция обеспечивает универсальность конфигурации станка, которая значительно позволяет расширить номенклатуру крупногабаритных обрабатываемых деталей.

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

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

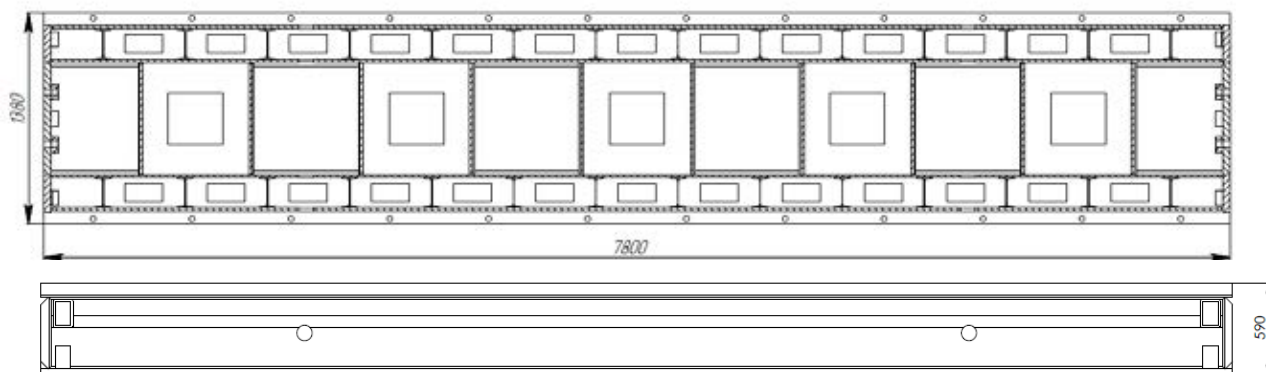


Рис. 1. Компоновочная схема станины

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

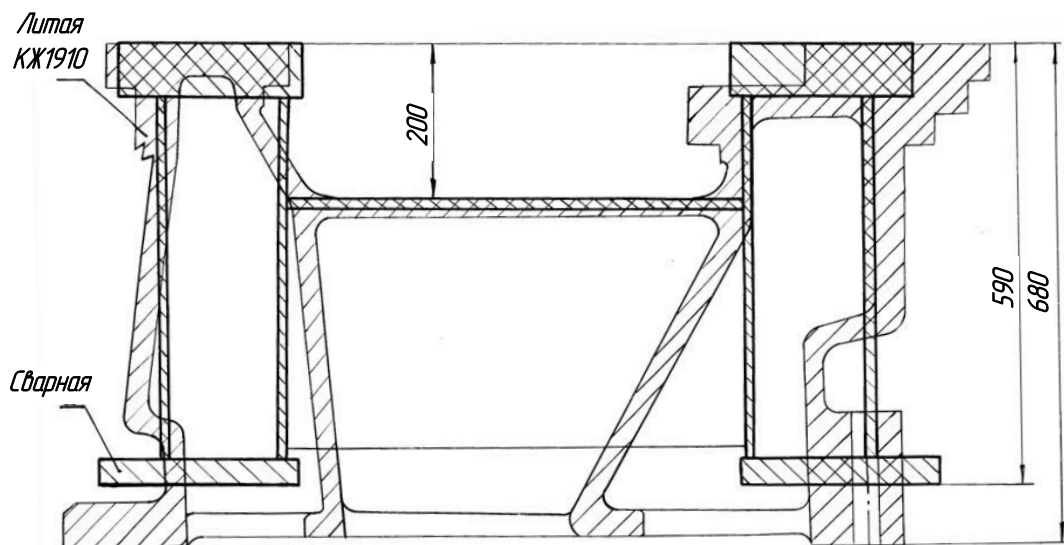


Рис.2. Наложение сечений станин

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

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

После проработки схемы была создана твердотельная модель

четырёхполочной составной станины (длина одной секции 4000 мм) для перемещения суппорта и задней бабки (рис.3).



Рис. 3. Твёрдотельная модель станины тяжелого токарного станка

В связи с тем, что на тяжелый токарный станок должен быть широкоуниверсальным, при разработке конструкции станины была учтена необходимостью отвода большого количества стружки, попадающей между направляющими.

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

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

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

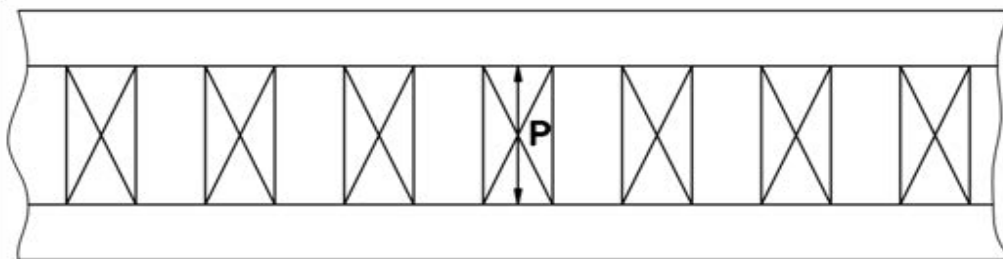


Рис. 4. Схема разжима полок сварной станины суппортов станка

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

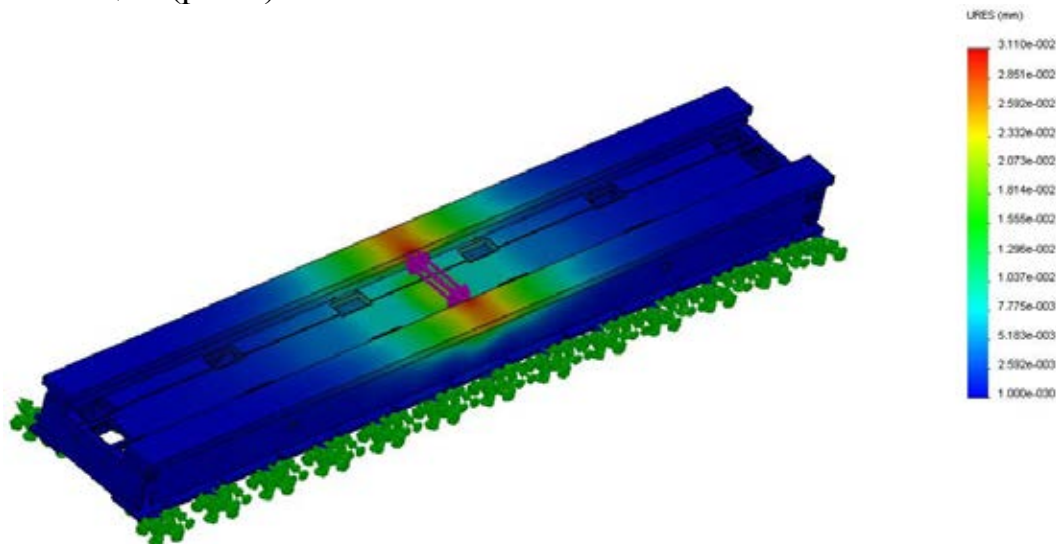


Рис. 5. Результаты моделирования разжима полок сварной станины суппортов станка в пакете конечно-элементного анализа

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

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

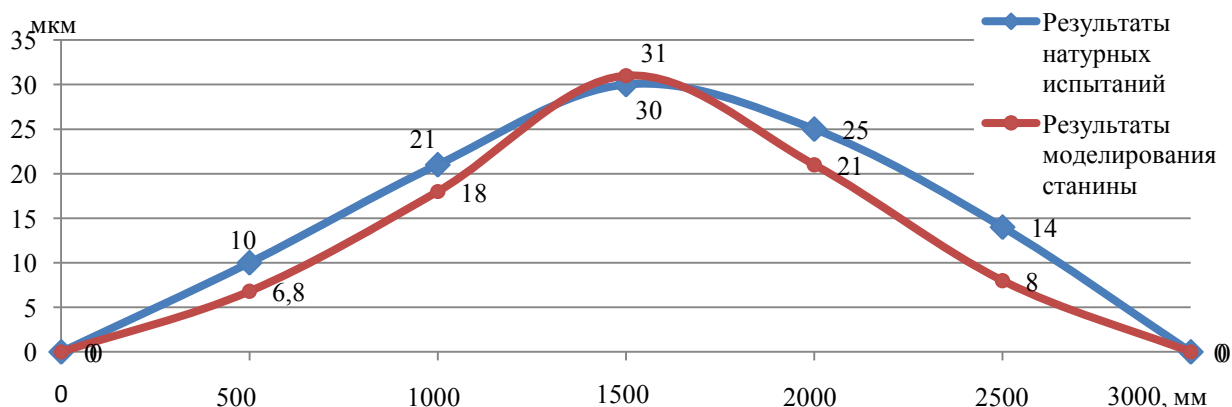


Рис.6 Сравнительный анализ результатов натурных испытаний сварной станины с результатами компьютерного моделирования

Выводы

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

2. При компьютерном моделировании в некоторых случаях в сопряжениях деталей станины возникают значительные местные деформации. Однако, так как разделение местных и контактных деформаций представляет значительные трудности, в первом приближении эти деформации необходимо рассматривают совместно.

3. В толстостенных сварных конструкциях, трудоемкость изготовления которых значительно меньше, сечения близки к сечениям литых.

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

Ковальов В.Д., Гаков С.О., Пономаренко О.В., Белов М.О.
ДОСЛІДЖЕННЯ НОВОЇ КОНСТРУКЦІЇ ЗВАРЕНОЇ СТАНИНИ ВАЖКОГО
ТОКАРНОГО ВЕРСТАТА ПІДВИЩЕНОЇ ТОЧНОСТІ З МОЖЛИВІСТЮ
ОБРОБКИ ДЕТАЛЕЙ МАСОЮ ПОНАД 100 ТОН

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

Ковалев В.Д., Гаков С.А., Пономаренко А.В., Белов Н.А.
ИССЛЕДОВАНИЕ НОВОЙ КОНСТРУКЦИИ СВАРНОЙ СТАНИНЫ
ТЯЖЕЛОГО ТОКАРНОГО СТАНКА ПОВЫШЕННОЙ ТОЧНОСТИ С
ВОЗМОЖНОСТЬЮ ОБРАБОТКИ ДЕТАЛЕЙ МАССОЙ СВЫШЕ 100 ТОН

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

Kovalev V.D., Gakov S.A., Ponomarenko A.V., Belov N.A.
RESEARCH OF A NEW DESIGN OF A WELDED BED OF A HEAVY
LATHE OF THE RAISED ACCURACY WITH POSSIBILITY OF PROCESSING
DETAILS IN WEIGHT FROM ABOVE 100 TONE

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

Ключевые слова: тяжелый токарный станок, металлоемкость, сварная станина, точность, жесткость.

РОЗДІЛ 3

ТЕХНОЛОГІЯ МАШИНОБУДУВАННЯ

УДК 621.9

Михайлов А.Н., Михайлова Е.А., Михайлов Д.А.
ДонНТУ, г. Донецьк, Україна

ОСОБЕННОСТИ СИНТЕЗА ФУНКЦИОНАЛЬНО-ОРИЕНТИРОВАННЫХ ТЕХНОЛОГИЙ И ПЕРСПЕКТИВЫ ИХ РАЗВИТИЯ

Введение

С развитием научно-технического прогресса непрерывно повышаются требования к качеству, возможностям и эстетической красоте создаваемых машин, технических систем и оборудования. Это особенно проявляется в современных условиях с постоянно изменяющимися особенностями конъюнктуры международных рынков сбыта товаров. Поэтому выпускаемые изделия должны непрерывно совершенствоваться и при этом обеспечиваться их качественно новая совокупность свойств и мера полезности. Для решения этих вопросов необходимо постоянно обновлять и технологическое обеспечение по изготовлению изделий [1].

Следует отметить, что обычно в современных машинах и технологических системах каждый узел и изделие реализует целый комплекс различных по назначению функций. Это обусловлено техническим назначением машины или системы и их элементов. При этом на этапе производства процесс изготовления изделия направлен на обеспечение комплекса заданных функций всем изделием. А также применяемые технологии ориентированы обычно на достижение заданного свойства всего изделия в целом. Особенно это ярко проявляется на первых этапах изготовления изделий, получении заготовки, термической обработке, нанесении покрытия и других операциях. Применение одинакового технологического воздействия для всего изделия, в ряде случаев экономически не выгодно, так как приходится выполнять технологические воздействия в зонах, где это совершенно не потребно. Это приводит при эксплуатации изделия в машине к эффекту не равномерной потери свойств изделия в различных зонах в зависимости от времени, так как в них действуют различные по виду и параметрам функции. При этом для определенных типов изделий это совершенно не допустимо, так как теряется функциональная устойчивость, и снижаются эксплуатационные характеристики выпускаемых машин. Все это ведет к значительному повышению себестоимости выполнения заданной функции при эксплуатации изделия, а в ряде случаев к увеличению трудовых и технико-экономических затрат. Поэтому стремительное развитие науки и техники диктует, в современных условиях, более тщательно и тонко

разрабатывать и применять специальные технологии, технологические воздействия которых с необходимыми параметрами топологически точно ориентированы только на зоны изделия, где действуют отличные друг от друга функции при эксплуатации. Причем подобные воздействия необходимо выполнять на всех этапах комплексного технологического процесса, начиная от получения материала до заключительной отделочной обработки изделия, так как технологическая наследственность особенностей воздействий и параметров на каждом этапе изготовления может привести при эксплуатации изделия в машине к серьезным отклонениям от заданных параметров.

На основании этого в данной работе приводятся данные по созданию специальных технологий, обеспечивающих реализацию качественно новой совокупности свойств и меры полезности изделий машиностроения при эксплуатации на всех этапах комплексного технологического процесса. Здесь эти технологии именуется функционально-ориентированными технологиями [2, 3, 4].

Основные принципы синтеза.

Функционально-ориентированная технология изготовления изделия машиностроения это специальная технология, которая основана на точной топологически ориентированной реализации необходимого множества алгоритмов технологического воздействия орудий и средств обработки в необходимые микро, макро зоны и участки изделия, которые функционально соответствуют условиям их эксплуатации в каждой отдельной его зоне. При этом их вид, тип, вариант, количество, качество и алгоритм технологического воздействия целенаправленно определяются, а также топологически,

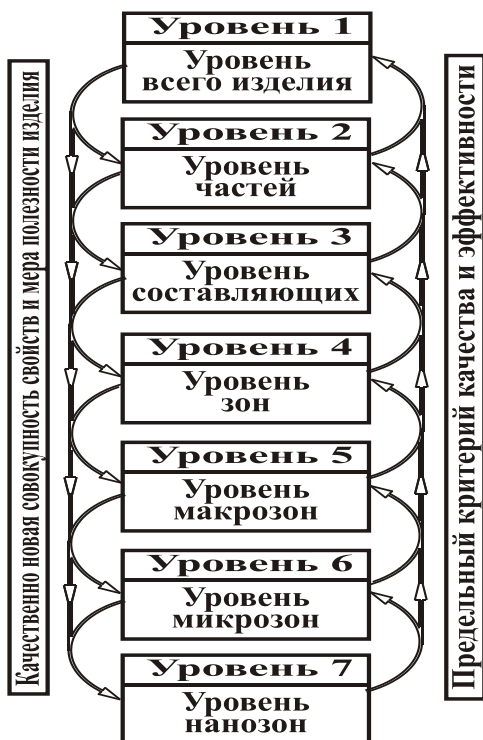


Рис. 1 - Уровни глубины ФОТ

функционально и количественно ориентируются при их реализации в отдельные зоны изделия в зависимости от заданных функциональных особенностей их эксплуатации. Применение функционально-ориентированных технологий для изделий машиностроения позволяет максимально повысить их общие эксплуатационные параметры за счет местного увеличения технических возможностей и свойств отдельных элементов, поверхностей и/или зон изделия в зависимости от функциональных местных особенностей их эксплуатации. При этом изделия машиностроения, изготавливаемые по предлагаемым технологиям, максимально адаптируются по своим свойствам к особенностям их эксплуатации и проявляют свой полный потенциал возможностей в машине. Следует отметить, что предлагаемый новый класс технологий усложняет процесс изготовления изделий, но в целом обеспечивает

качественно новую совокупность свойств и меру полезности изделий машиностроения при эксплуатации. Это дает возможность существенно повысить технико-экономические показатели эксплуатации и использования машин и технических систем.

Можно отметить, что функционально-ориентированные технологии относятся к специальным видам тонких (прецизионных) и высоких технологий. Эти технологии особенно эффективны только тогда, когда они используются на всех этапах комплексного технологического процесса изготовления изделия [4].

Основными особенностями функционально-ориентированных технологий является то, что технологические воздействия орудий обработки на изделия и процесс обеспечения заданных и требуемых свойств изделий выполняется на следующих уровнях (рис. 1): на уровне всего изделия в целом; на уровне участков; на уровне составляющих; на уровне зон; на уровне макрозон; на уровне микрозон; на уровне нанозон.

При этом заданные, требуемые и предельные свойства изделий обеспечиваются за счет ориентации технологических воздействий потоков материи, энергии и информации на базе следующих восьми особых принципов [4]:

1. Функционального соответствия особенностей действия элементарной функции в каждом функциональном элементе изделия, характеристик реализации технологических воздействий и параметров обеспечения необходимых свойств этом функциональном элементе изделия на каждом уровне глубины технологии.

2. Топологического соответствия геометрических параметров функционального элемента изделия, в котором действует элементарная функция при эксплуатации, геометрическим параметрам зонального элемента реализации технологических воздействий потоков материи, энергии и информации на изделие и геометрических параметров зонного элемента обеспечения необходимых свойств на каждом уровне глубины технологии.

3. Количественного соответствия множества функциональных элементов, в которых действует множество различных элементарных функций при эксплуатации, множеству реализации технологических воздействий и множеству элементов обеспечения необходимых свойств в функциональных элементах изделия на каждом уровне глубины технологии.

4. Адекватной зависимости пространственных особенностей действия элементарной функции при эксплуатации, технологических воздействий и эксплуатационных свойств в пространстве каждого функционального элемента изделия на каждом уровне глубины технологии.

5. Адекватной зависимости временных особенностей действия элементарной функции при эксплуатации, временных или пространственных особенностей реализации технологических воздействий и временных эксплуатационных свойств в каждом функциональном элементе изделия на каждом уровне глубины технологии.

6. Структурного соответствия действия множества элементарных функций, реализации множества технологических воздействий и выполнения

множества свойств в функциональных элементах изделия из условия обеспечения заданных, требуемых или предельных свойств всего изделия на каждом уровне глубины технологии.

7. Адекватного структурно-функционального соответствия свойств в пространстве и во времени каждого функционального элемента заданному, требуемому или предельному потенциалу общих свойств всего изделия в целом на каждом уровне глубины технологии.

8. Адекватного структурно-функционального соответствия свойств в окрестностях каждого функционального элемента в пространстве и во времени заданному, требуемому или предельному потенциалу общих свойств всего изделия в целом на каждом уровне глубины технологии.

При этом можно отметить, что процесс реализации приведенных принципов ориентации технологических воздействий и свойств изделия должен выполняться на базе итерационного подхода. На рис. 2 приведена итерационная схема реализации основных принципов ориентации технологических воздействий и свойств. Итерационный подход дает возможность выполнять

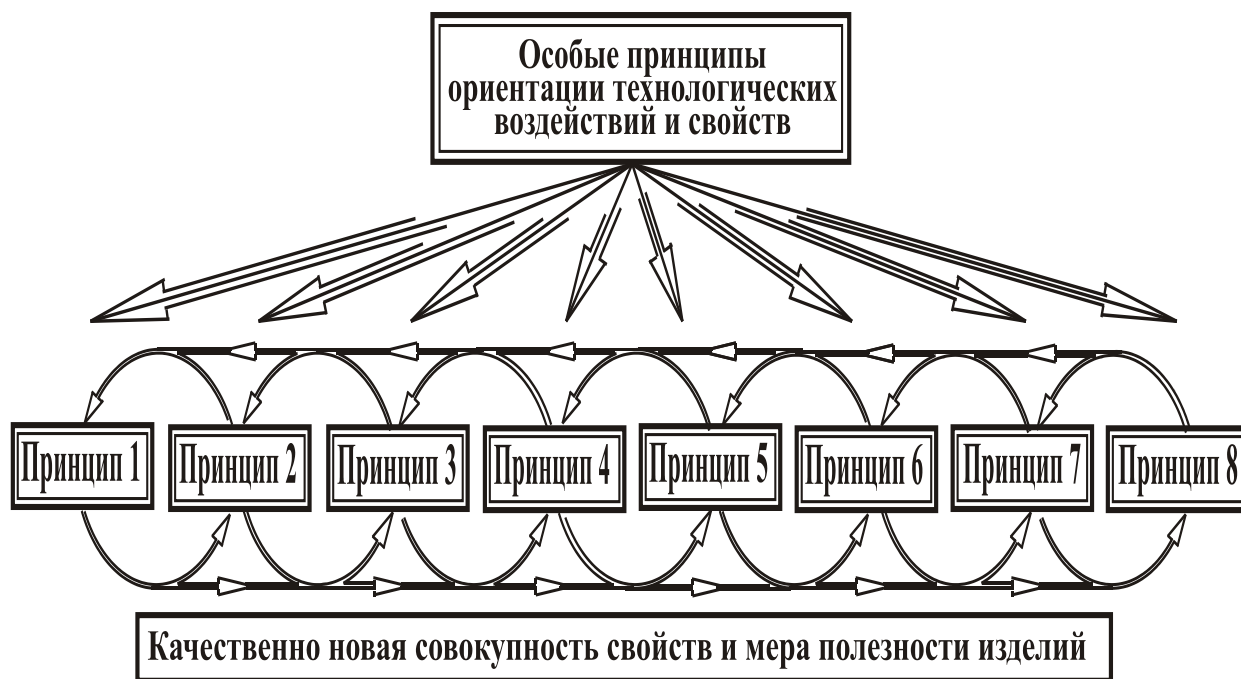


Рис. 2 - Итерационная схема реализации основных принципов ориентации технологических воздействий и свойств

синтез функционально-ориентированных технологий посредством реализации приведенных принципов с учетом, как последовательных процессов, так и многократных повторяющихся возвратных процессов, выполняемых за счет обратных связей.

На основе разработанных принципов выполняется синтез функционально-ориентированных технологий и изготовление изделий, которые обеспечивают полную адаптацию изделия и его элементов по эксплуатационным свойствам к условиям эксплуатации. Изготовление изделий

на основе функционально-ориентированных технологий обеспечивает возможность реализации их полного потенциала функциональных возможностей при эксплуатации. Это существенно повышает технико-экономические показатели изготовления и эксплуатации изделий.

Общая методика синтеза.

В целом общая методология синтеза функционально-ориентированных технологий изготовления изделий машиностроения базируется на разработанных новых принципах. Это дает возможность обеспечить изделиям машиностроения качественно новую совокупность свойств и меру их полезности. Общая методология синтеза функционально-ориентированных технологий изготовления изделий машиностроения обусловлена реализацией множества различных по качеству и свойствам технологических воздействий, общая структура и параметры каждого из которых обеспечивается в соответствии с функциональными особенностями эксплуатации отдельных элементов модуля изделия в машине.

Общая методика синтеза функционально-ориентированных технологий изделий машиностроения базируется на основании общей методологии и выполняется в пять этапов.

Следует отметить, что на базе предлагаемого общего подхода синтеза функционально-ориентированных технологий разработан частный случай технологического процесса для этапа нанесения покрытий изделий. Здесь предлагается выполнять вакуумное ионно-плазменное напыление различных видов, типов и вариантов функционально-ориентированных сверхпрочных покрытий изделий машиностроения в зависимости от зональных особенностей их эксплуатации. Осуществление этой технологии обеспечивает реализацию качественно новой совокупности свойств и меры полезности изделий.

На рис. 3 приведена классификация функционально-ориентированных технологий. Здесь каждый из приведенных иерархических уровней подразделяется на ряд подуровней.

На основе приведенной классификации технолог или разработчик может выбирать необходимое технологическое решение и формировать наиболее рациональные или оптимальные варианты функционально-ориентированных технологических процессов.

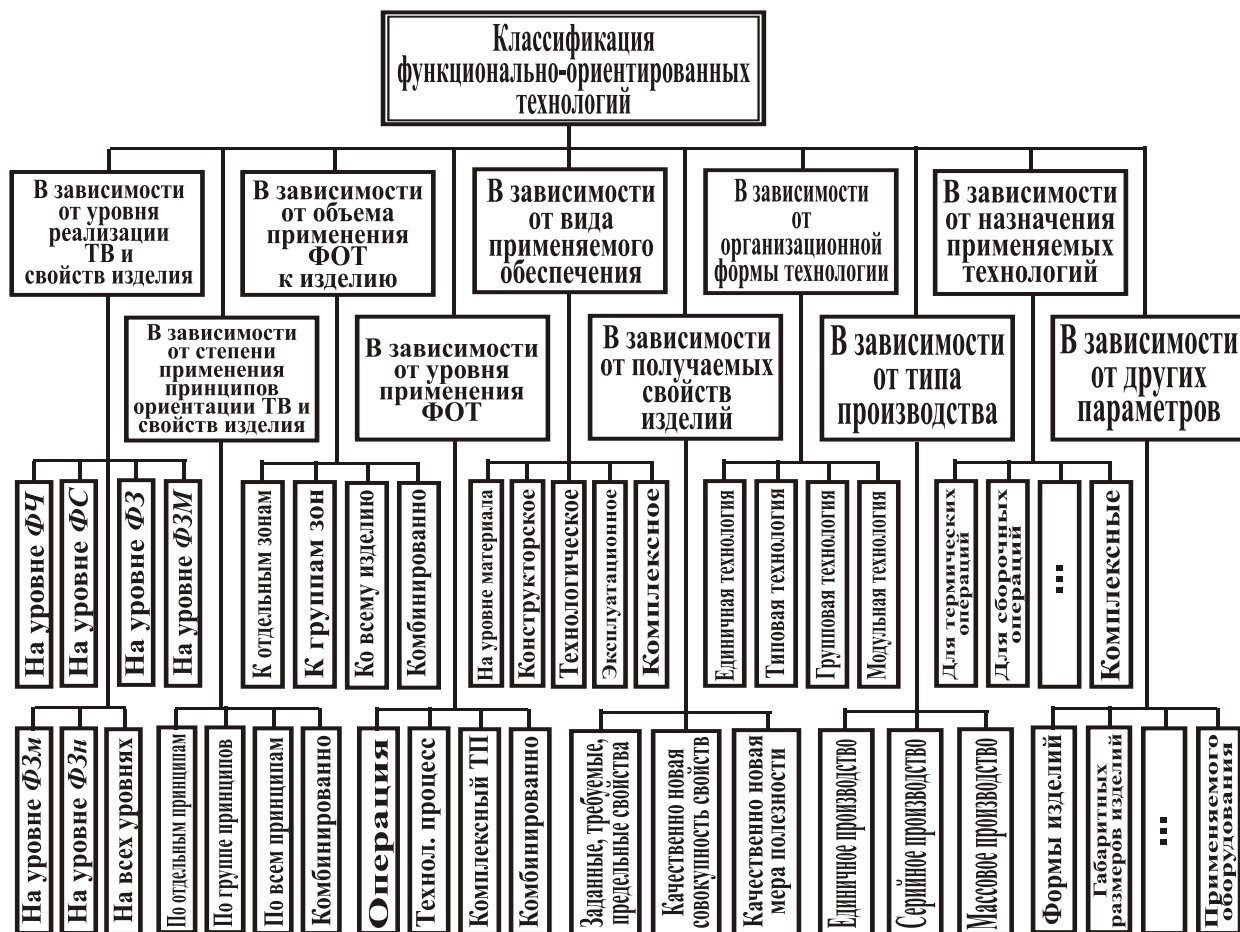


Рис. 3 - Классификация функционально-ориентированных технологий (ФОТ): ТВ – технологические воздействия, ТП – технологический процесс

Выводы

В заключение можно отметить, что в данной работе разработан общий подход создания функционально-ориентированных технологий. Он основывается на целом комплексе новых принципов их проектирования, которые предложены в данной работе. Для реализации функционально-ориентированных технологий приведена общая методология и методика их выполнения. Разработанные функционально-ориентированные технологии существенно повышают технико-экономические показатели эксплуатации изделий и обеспечивают реализацию их полного потенциала возможностей, а также создаются возможности обеспечения равной долговечности и качества эксплуатации всех элементов изделия в целом. При этом существенно снижаются трудовые затраты по изготовлению изделий и их себестоимость.

Литература: 1. Михайлов А.Н., Михайлов В.А., Михайлова Е.А. Методика и основные принципы синтеза функционально-ориентированных вакуумных ионно-плазменных покрытий изделий машиностроения. // Упрочняющие технологии и покрытия. – М.: Машиностроение, №7. 2005. С. 3–9. 2. Михайлов А.Н. Общий подход в создании функционально-ориентированных и интегрированных технологий машиностроения // Машиностроение и техносфера XXI века. Сборник трудов XII международной научно-технической конференции в г. Севастополе 12-17 сентября 2005 г. В 5-ти томах. – Донецк: ДонНТУ, 2005. Т. 2. С. 261-275. 3. Михайлов А.Н. Основные принципы и особенности синтеза функционально-ориентированных технологий машиностроения. // Машиностроение

и техносфера XXI века. Сборник трудов XIII международной научно-технической конференции в г. Севастополе 11-16 сентября 2006 г. В 5-ти томах. – Донецк: ДонНТУ, 2006. Т. 3. С. 61-77. 4. Михайлов А.Н. Общие особенности функционально-ориентированных технологий и принципы ориентации их технологических воздействий и свойств изделий. // Машиностроение и техносфера XXI века. Сборник трудов XIV международной научно-технической конференции в г. Севастополе 17-22 сентября 2007 г. В 5-ти томах. – Донецк: ДонНТУ, 2007. Т. 3. С. 38-52.

ОСОБЛИВОСТІ СИНТЕЗУ ФУНКЦІОНАЛЬНО-ОРИЄНТОВАНИХ ТЕХНОЛОГІЙ І ПЕРСПЕКТИВИ ЇХ РОЗВИТКУ

Міхайлов А.Н., Міхайлова Е.А., Міхайлов Д.А.

У даній роботі розглянуті загальні особливості функціонально-орієнтованої технології конструювання машин і показано їх основні особливості. Показано, що ці технології відносяться до спеціальних тонких, точно орієнтованих і наукомістких технологій, які забезпечують адаптацію продукту до специфіки його використання. Будуть встановлені вісім принципів орієнтації технологічних вплив на реалізацію цих технологій.

ОСОБЕННОСТИ СИНТЕЗА ФУНКЦИОНАЛЬНО-ОРИЕНТИРОВАННЫХ ТЕХНОЛОГИЙ И ПЕРСПЕКТИВЫ ИХ РАЗВИТИЯ

Михайлов А.Н., Михайлова Е.А., Михайлов Д.А.

В данной работе рассмотрены общие особенности функционально-ориентированной технологии конструирования машин и показаны их основные особенности. Показано, что эти технологии относятся к специальным тонким, точно ориентированным и наукоемким технологиям, которые обеспечивают адаптацию продукта к специфике его использования. Будут установлены восемь принципов ориентации технологических влияние на реализацию этих технологий.

FEATURES OF SYNTHESIS OF THE FUNCTIONAL-ORIENTED TECHNOLOGIES AND PTROSPECT OF THEIR DEVELOPMENT

Mikhaylov A.T., Mikhaylova E.A., Mikhaylov D.A.

In given work general particularities function-oriented technology machine-building are considered and their main features are brought. It is shown that these technologies pertain to special fine, exactly oriented and scientifically based technology, which provide get fat adapting the product to particularity of its usages. Eight principles to orientation technological influence at realization these technologies Will installed.

Ключевые слова: синтез, функционально-ориентированные технологии, методика, трудовые затраты, принцип.

УДК 621.9

Петраков Ю.В., Галайда Р.В.Національний технічний університет України
“Київський політехнічний інститут”, м. Київ, Україна**ТЕХНОЛОГІЧНА ПІДГОТОВКА ШЛІФУВАННЯ
ОПРАВОК СТАНУ ХОЛОДНОЇ ПРОКАТКИ ТРУБ****Вступ**

Виготовлення безшовних труб виконується на станах холодної прокатки (ХПТ), що реалізують процес пільгування (рис.1), при якому деформування заготовки в трубу 1 необхідного діаметру відбувається за рахунок взаємодії з робочими поверхнями калібрів 2 і оправки 3, які мають складні форми. Тому виготовлення інструментарію для забезпечення технологічної операції пільгування вимагає застосування операцій шліфування на верстатах з ЧПК.

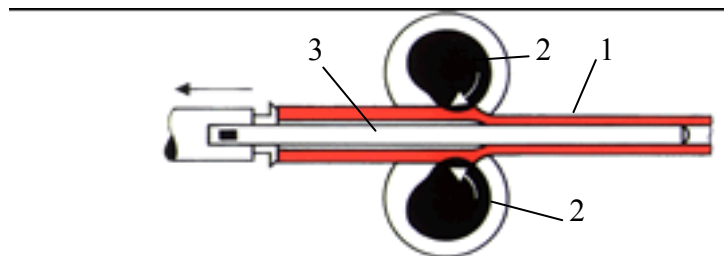


Рис.1. Схема процесу пільгування на стані ХПТ

Зокрема, при технологічній підготовці операцій шліфування оправок на виробництві виникають наступні проблеми:

- ✓ відомі САМ-системи (Computer Aided Manufacturing) [1] не вирішують задачу автоматичного призначення режиму різання;
- ✓ номенклатура труб, що виготовляються, передбачає використання оправок малого діаметру при достатньо великій довжині (наприклад, $\varnothing 8\text{мм}$, $l=480\text{мм}$), що значно знижує жорсткість технологічної обробляючої системи (ТОС).

Постановка задачі. Для автоматизації технологічного підготування операції шліфування оправки стану ХПТ необхідно створити САМ-систему, що автоматично проектує як траєкторії формоутворюючих рухів, так і визначає управління за режимом різання, що підвищить продуктивність оброблення при безумовному забезпеченні якості робочої поверхні.

Оскільки підвищення жорсткості ТОС при виготовленні оправок малого діаметру традиційними методами (наприклад, застосування люнетів) неможливе, внаслідок змінного за довжиною оправки діаметру, необхідно розробити методи компенсації сили різання при шліфуванні таких оправок.

Вирішення задачі. Виходячи з загальної концепції, розробленої на кафедрі Технології машинобудування НТУУ «КПІ» [1], проектування управляючої програми має відбуватись при моделюванні процесу шліфування, внаслідок

якого, за спеціальними процедурами, створюється проміжний файл управління, який містить всю необхідну інформацію для оброблення постпроцесором і створення програми управління верстатом з ЧПК у G-кодах. Таким чином, основним модулем САМ-системи технологічної підготовки операції шліфування на верстаті з ЧПК є модуль, що виконує моделювання процесу для визначенні основних його характеристик.

Для створення модуля моделювання процесу шліфування оправки ХПТ необхідно розробити математичну модель процесу формоутворення з урахуванням схеми технологічної операції (рис.2). Заготовка 1, встановлена у повідковому патроні 2 і задньому центрі 3, обробляється шліфувальним кругом 4, вихідна інструментальна поверхня якого спрофільована за дугою кола, радіусом R_o . Заготовка, разом з патроном і заднім центром, розташована на столі (на схемі не показаний), що виконує рух за координатою X , а шліфувальний круг виконує рух за координатою Z .

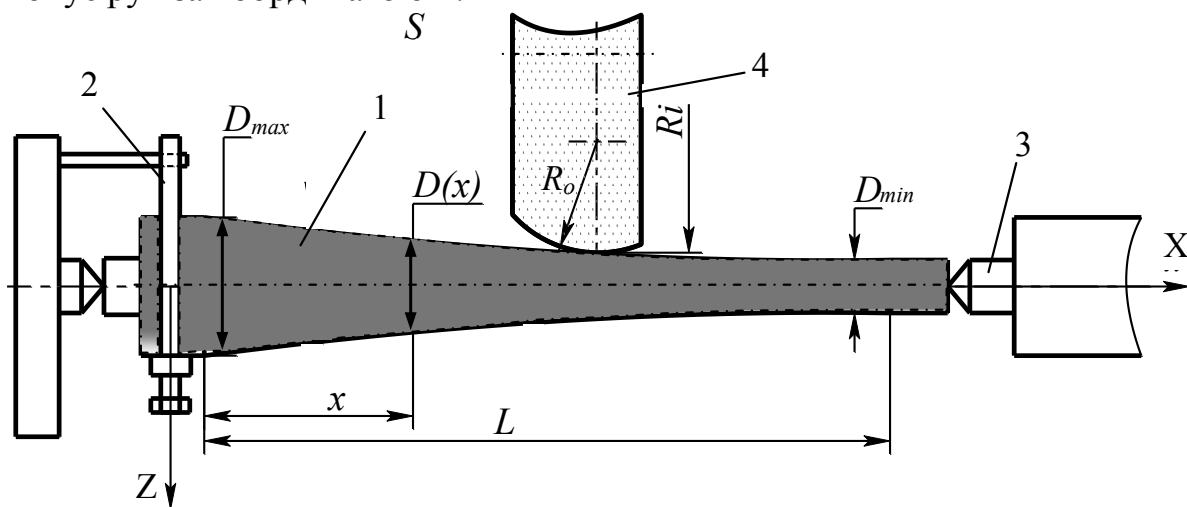


Рис.2. Схема шліфування поверхні оправки на верстаті з ЧПК

Робоча поверхня оправки представляється циліндричною поверхнею з криволінійним профілем, яка визначається із залежності діаметра $D(x)$ в функції повздовжньої координати x :

$$D(x) = D_{\min} + (D_{\max} - D_{\min} - k \cdot L) \left(\frac{L-x}{L} \right)^p + k \cdot (L-x), \quad (1)$$

де D_{\min} – мінімальний діаметр профілю, D_{\max} – максимальний діаметр профілю, L – довжина профілю, k – конусність, p – показник степеня.

У відповідності до системи координат верстату, для створення цифрової моделі профілю оправки у вигляді числових масивів виконується розрахунок за залежністю $z(x) = D(x)/2$ з обраним кроком, причому напрям кроку ділення здійснюється по довжині кривої, а не по осі X . Це дозволяє отримати однакові відстані між вузлами моделі незалежно від криволінійності профілю поверхні. Для розрахунку числових масивів еквідистанти і визначення радіусу кривизни поверхні використовуються чисельні методи, що базуються на рекурентних співвідношеннях. Методика розрахунку і відповідні процедури, за якими визначаються кути нахилу нормалей та радіусів кривизни, викладені в роботі [2].

Форма вихідної інструментальної поверхні шліфувального круга утворюється за дугою кола, радіус і центр розташування якої визначаються з технологічних міркувань та геометричних умов формоутворення. В процесі обробки шліфувальний круг не повинен працювати боковою стороною, для цього приймається умова, за якою бокова поверхня інструмента повинна знаходитись на деякій відстані до зони різання [3].

Максимальна допустима глибина різання повинна забезпечувати виконання граничного закону керування по глибині різання. Також ширина інструмента повинна бути мінімальною, виходячи із визначення максимальних величин початкового та кінцевого кутів контакту інструмента в зоні різання на всій довжині процесу обробки.

Головною характеристикою процесу шліфування є швидкість зняття припуску, або її аналог. Для визначення такої характеристики використовуються чисельні методи. Процедура побудована на аналізі двох взаємних перерізів за кожний крок моделювання (рис.3).

По-перше знаходяться точки C і D входу і виходу інструментальної поверхні шліфувального круга в заготовку і обчислюється дуга контакту в цьому перерізі. Алгоритм побудований наступним чином: для кожної точки C виконується порівняння радіуса R_o округлення заготовки з радіусом R_{ij} шліфувального круга. Для кожного значення масиву контуру деталі обчислюється радіус R_{ij} за залежністю (1) і заготовки за умови еліпсоїдального профілювання в цьому кроці (точка j) моделювання:

$$R_{ij} = \sqrt{(O_{xj} - x_{ij})^2 + (O_{zj} - z_{ij})^2} \quad (2)$$

де O_{xj}, O_{zj} – координати центра округлення заготовки, x_{ij}, z_{ij} – координати точки C входу інструмента.

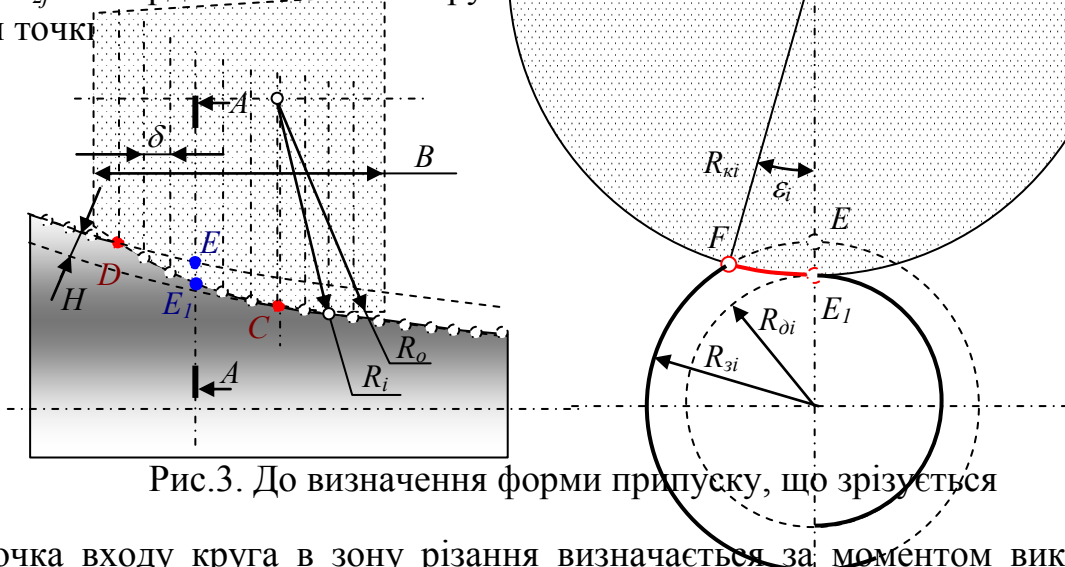


Рис.3. До визначення форми припуску, що зрізується

Точка входу круга в зону різання визначається за моментом виконання умови $R_o > R_{ij}$, а точка виходу - навпаки $R_o < R_{ij}$.

По-друге виконуються аналогічні операції для поперечного перерізу з метою обчислення довжини дуги $(FE_1)_{ij}$ контакту (дивись рис.3). Такі процедури виконуються для кожного кроку j моделювання і в цьому кроці для кожного значення радіусу R_{ki} шліфувального круга, який був розбитий на довжині дуги CD за кроком δ . Обчислення довжини дуги виконується за формулою $(FE_1)_{ij} = \epsilon_i R_{ki}$, де кут ϵ_i контакту:

$$\varepsilon_i = \arccos \left(\frac{R_{ki}^2 + (R_{di} + R_{ki})^2 - R_{zi}^2}{2R_{ki}(R_{di} + R_{ki})} \right), \quad (3)$$

На базі розробленої математичної моделі зрізання припуску та методики моделювання була створений модуль САМ системи для автоматичної підготовки проміжного файлу управління для шліфувального верстату з ЧПК. На головному інтерфейсі, зліва, розташовані віконця для введення початкових даних (рис.4), справа вгорі – кнопки управління, а внизу - графічне вікно виведення результатів моделювання.

Перша функція модуля – проектування траєкторії правки шліфувального круга алмазним інструментом 1 - супроводжується відповідною анімацією. Утворена інструментальна поверхня позначена лінією 2 на рис.4, а.

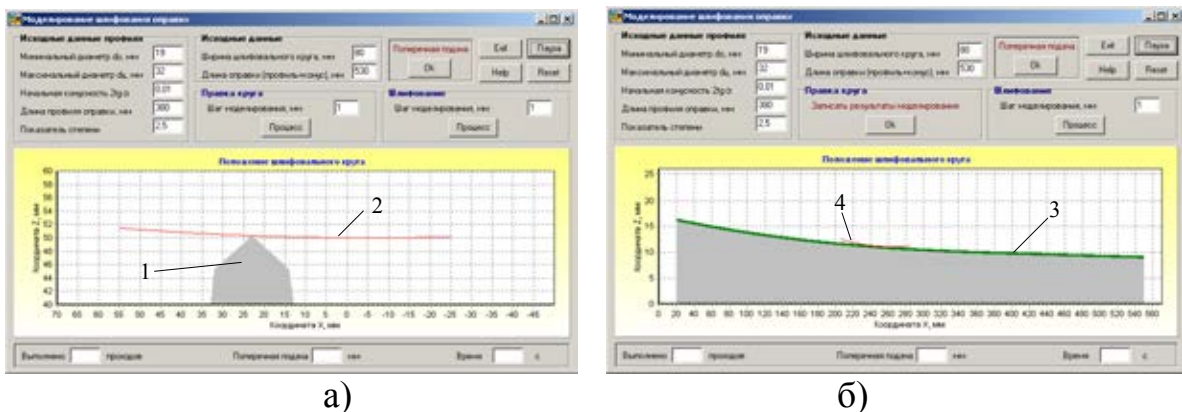


Рис.4. Інтерфейс моделюючої програми

Друга функція – моделювання процесу шліфування під час виконання якої в графічному вікні інтерфейсу відображається поверхня оправки із припуском 3, по якій рухається інструмент 4. Під час моделювання виконуються відповідні процедури і визначаються необхідні характеристики: кут контакту, довжина дуги контакту, поперечна площа зрізу припуску та площа плями контакту. У тому ж положенні шліфувального круга, що відповідає певній точці контакту, на екран виведена пляма контакту шліфувального круга із заготовкою (рис.5, а), та аналог швидкості зняття припуску (рис.5, б).

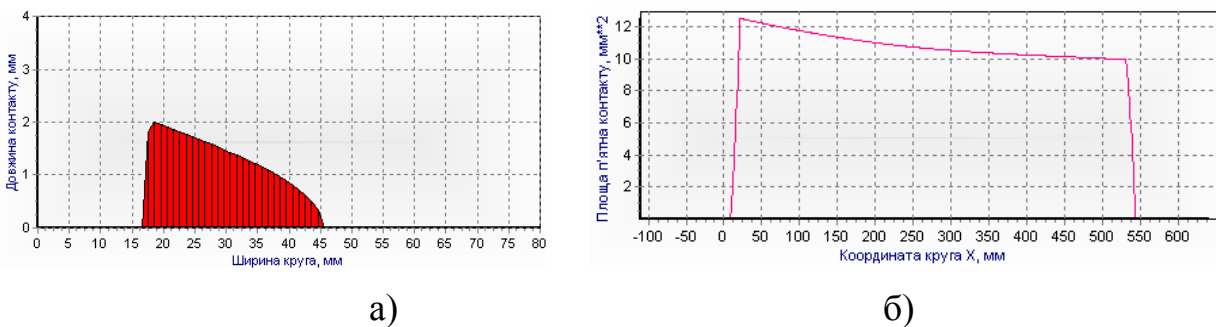


Рис.5. Пляма контакту (а) та інтенсивність зняття припуску (б)

Для вирішення проблеми шліфування оправок малої жорсткості традиційні методи, засновані на підвищенні жорсткості ТОС за допомогою люнетів різної конструкції не підходять, оскільки діаметр оправки за довжиною змінюється.

Тому була розроблена конструкція спеціального адаптивного лонету, що автоматично компенсує силу різання, що виникає при шліфуванні (рис.6).

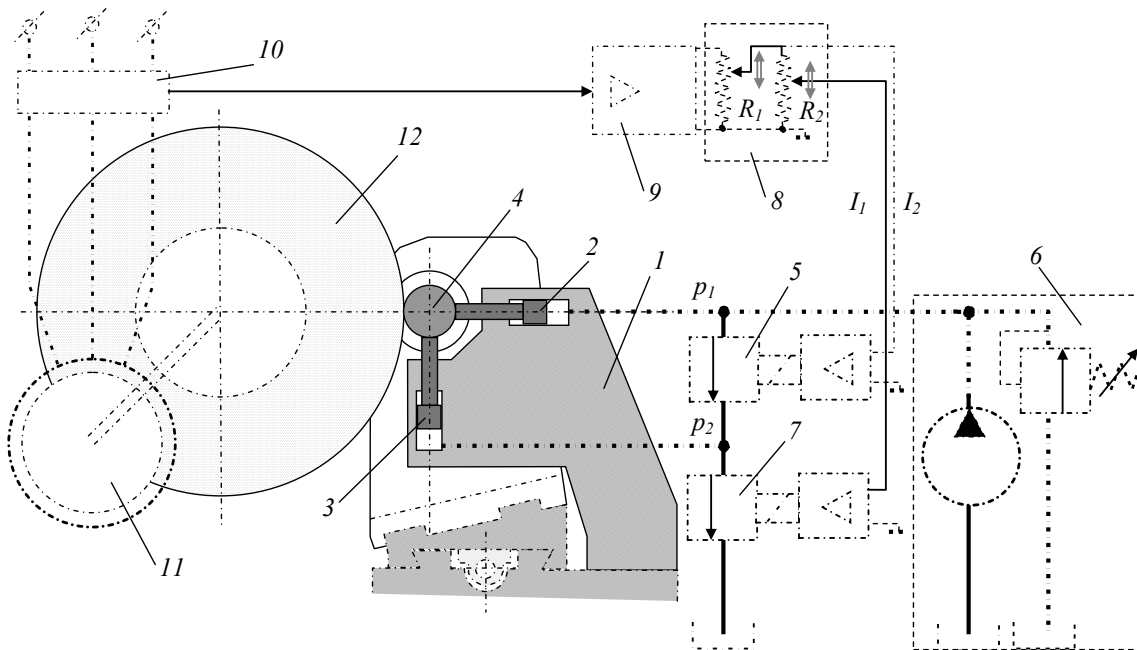


Рис.6. Схема адаптивного лонету

В корпусі 1 розміщені два гідрравлічних циліндри 2 і 3, що взаємодіють з заготовкою 4. Порожнини гідрравлічних циліндрів з'єднані між собою через пропорційний клапан тиску 6, порожнина гідрравлічного циліндра 2 з'єднана з лінією нагнітання гідростанції 7, а порожнина гідрравлічного циліндра 3 через пропорційний клапан тиску 8 з'єднана з лінією зливу. Пропорційні клапани тиску 6 і 8 мають електронні блоки управління соленоїдами, які підключені до блоку регулювання 9 електронного підсилювача-перетворювача 10, вхід якого сполучений з датчиком потужності 11. Датчик потужності 11 ввімкнений мережу живлення електродвигуна 12 шліфувального круга 13.

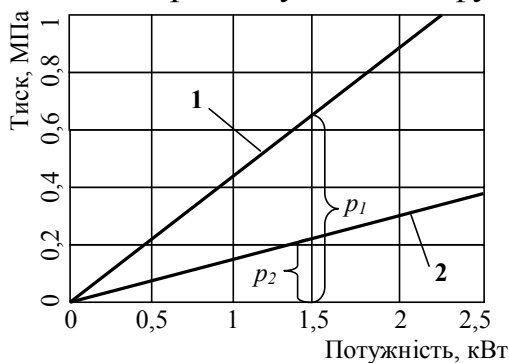


Рис.7. Характеристики клапанів

Крім того, за рахунок блоку регулювання 9 (потенціометр R_2) сигнал, що надходить до пропорційного клапану тиску 8 і до пропорційного клапану тиску 6 настраюється наступним чином.

Відомо, що перепад тиску пропорційний вхідному сигналу I пропорційного клапану тиску. Таким чином, для пропорційного клапану тиску 6 маємо:

$$p_1 - p_2 = k_p I_1. \quad (4)$$

Оскільки тиск на зливі дорівнює нулю, аналогічно для пропорційного клапану тиску 8:

$$p_2 = k_p I_2. \quad (5)$$

У залежностях (4) і (5) k_p - коефіцієнт пропорційності за характеристиками пропорційних клапанів тиску.

При шліфуванні заготовки виникає сила різання P , що може бути розкладена на складові P_y і P_x за відповідними осями координат. Співвідношення n між складовими при шліфуванні завжди більше одиниці:

$$\frac{P_y}{P_x} = n > 1. \quad (6)$$

Гідравлічний циліндри 2 і 3 при однакових площах створюють сили P_1 і P_2 , які пропорційні тиску в їх порожнинах. Таким чином, для компенсації сили різання необхідно, щоб між тисками в порожнинах гідравлічний циліндрів підтримувалось те ж саме співвідношення:

$$\frac{p_1}{p_2} = n. \quad (7)$$

Поділивши праві і ліві частини рівнянь (4) і (5), отримаємо:

$$\frac{p_1}{p_2} - 1 = \frac{I_1}{I_2}, \quad (8)$$

звідки, з урахуванням залежності (7) маємо необхідне співвідношення між управляючими сигналами:

$$\frac{I_1}{I_2} = n - 1. \quad (9)$$

Таким чином, робочі характеристики, за якими функціонують обидва пропорційних клапани тиску мають вигляд, позначений лініями 1 і 2 для пропорційного клапану тиску 6 і пропорційного клапану тиску 8 відповідно (дивись рис.7).

Оскільки потужність різання пропорційна силі різання і діаметру шліфувального круга, то для забезпечення компенсації сили різання при зміні діаметру шліфувального круга в наслідок його правки, виникає необхідність регулювання сигналу, що надходить на потенціометр R_2 в залежності від фактичного діаметру шліфувального круга. Для цього у блоці регулювання 9 (рис.6) передбачений потенціометр R_1 .

При шліфуванні заготовки виникає сила різання і сигнал від датчика потужності 11 надходить через електронний підсилювач-перетворювач до блоку регулювання 9, який надсилає сигнали до електронних блоків пропорційних клапанів тиску. Наприклад, при потужності шліфування 1,5 кВт (дивись рис.7) у відповідності до виконаного попередньо налагодження і характеристик пропорційних клапанів, тиск у порожнині гідравлічний циліндра 2 буде дорівнювати p_1 , а тиск у порожнині гідравлічний циліндра 3 – p_2 .

Таким чином, при будь-якому діаметрі заготовки у місці шліфування, незалежно від діаметру круга і режиму різання сила різання, що діє на заготовку, буде скомпенсована.

Висновки

1. Модуль САМ системи автоматичної підготовки програм управління процесом шліфування має базуватися на розробленій математичній моделі процесу зрізування припуску та методиці моделювання, що дозволяє кількісно оцінювати інтенсивність процесу шліфування оправки і отримувати дані, необхідні для визначення оптимального закону управління шліфуванням на верстаті з ЧПК.
2. Адаптивний люнет, що автоматично компенсує силу різання при шліфуванні за рахунок регулювання тиску масла в порожнинах плунжерів пропорційно потужності шліфування, представляє технічне розв'язання проблеми оброблення оправок малої жорсткості.

Список літератури: 1. Петраков Ю.В. Пути развития интегрированных САД/САМ систем в машиностроении / Сучасні технології в машинобудуванні. Вип.3, ХНТУ «ХПІ», Харків, 2009.-С.160-167. 2. Петраков Ю.В., Галайда Р.В. Моделювання процесу шліфування оправки стану холодної прокатки труб // Матеріали міжнародної науково-технічної конференції студентів, аспірантів та молодих вчених «Прогресивні напрями розвитку машино-приладобудівних галузей і транспорту», Севастополь, 2009. – С.181-184. 3. Петраков Ю.В., Ван Цичень. Управление шлифованием внутренних сферических поверхностей / Сб. Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем, Краматорськ, вип.№24, 2009.-С.169-176.

ТЕХНОЛОГИЧЕСКАЯ ПОДГОТОВКА ШЛИФОВАНИЯ ОПРАВОК СТАНА ХОЛОДНОЙ ПРОКАТКИ ТРУБ

Петраков Ю.В., Галайда Р.В.

В статье рассмотрены методы технологической подготовки шлифования оправок для холодной прокатки труб. Предложены решения по автоматизации подготовки программ для станков с ЧПУ и конструкции адаптивного люнета для компенсации силы резания при шлифовании оправок малого диаметра.

ТЕХНОЛОГІЧНА ПІДГОТОВКА ШЛІФУВАННЯ ОПРАВОК СТАНУ ХОЛОДНОЇ ПРОКАТКИ ТРУБ

Петраков Ю.В., Галайда Р.В.

У статті розглянуті методи технологічної підготовки шліфування оправок для холодної прокатки труб. Запропоновані рішення з автоматизації підготовки програм для верстатів з ЧПК і конструкції адаптивного люнета для компенсації сили різання при шліфуванні оправок малого діаметру.

TECHNOLOGICAL TRAINING OF BARS GRINDING OF PIPES COLD ROLLING MILLS

Petrakov Y.V., Galaida R.V.

In the article the methods of technological preparation of mandrel grinding for the cold rolling of pipes are considered. The decision on automation of preparation of the programs for a machine-tool with CNC and construction of the adaptive mounting for indemnification of cutting forces at mandrel grinding of small diameter are offered.

Ключові слова: адаптивний люнет, шліфування, оправка, холодна прокатка.

УДК 621.762:691:921

Майборода В.С. , Джулий Д.Ю., Клишта Е.С.
НТУУ «КПІ», г.Київ, Україна

МАГНИТНО-АБРАЗИВНАЯ ОБРАБОТКА МНОГОГРАННЫХ НЕПЕРЕТАЧИВАЕМЫХ ТВЕРДОСПЛАВНЫХ ПЛАСТИН В УСЛОВИЯХ БОЛЬШИХ РАБОЧИХ ЗАЗОРОВ

Введение

Резерв повышения работоспособности твердосплавного режущего инструмента складывается из целенаправленного воздействия на микрогеометрические и физико-механические характеристики рабочих элементов инструмента, которые в процессе эксплуатации находятся в наиболее неблагоприятных условиях, подвергаются значительным динамическим, тепловым и фрикционным нагрузкам, и склонны к преждевременному искажению формы и размеров, что может приводить либо к разрушению инструмента либо к снятию его с эксплуатации. Поэтому особое внимание на стадии изготовления инструмента из твердых сплавов, восстановления его работоспособности уделяют форме и размерам режущих кромок, микрогеометрическим и физико-механическим свойствам поверхности и поверхностного слоя передней и задней поверхности. Одним из путей повышения надежности режущего инструмента является повышение степени дефектности поверхностных слоев его рабочих элементов, что активно реализуется в технологиях поверхностного деформационного упрочнения [1], в процессе приработки инструмента [2], при использовании различных физико-химических методов воздействия на поверхность, например, ионной имплантации, электроискрового легирования, химико-термической обработки и пр. [3,4]. В последнее время, перспективным и активно развивающимся методом формирования режущих кромок твердосплавного режущего инструмента и поверхностного упрочнения является метод магнитно-абразивной обработки (МАО) деталей в больших рабочих зазорах кольцевого типа – на установках типа «кольцевая ванна». Данный метод используется для обработки деталей сложной пространственной конфигурации, к которым несомненно относятся и многогранные неперетачиваемые твердосплавные пластины (МНТП).

Основное содержание работы

Ранее выполненные исследования процесса МАО в указанных условиях подтвердили перспективность такого метода для решения ставящихся задач [4-7]. Развитие данных работ, приведенное в [8-10] показало, что наиболее эффективная и равномерная обработки МНТП реализуется при МАО пластин при условии их расположения в кольцевых рабочих зазорах в процессе

обработки по отношению к основному вектору движения – вращения вокруг оси кольцевой ванны – под углами $20-40^{\circ}$ при условии, что соотношение нормальной к тангенциальной составляющей скорости движения рабочих поверхностей изменяется от 1 до 2 [11]. Для таких условий MAO информация об изменении величины округления режущих кромок и степени наклепа рабочих поверхностей МНТП отсутствует. Отметим тот факт, что именно указанные параметры в значительной степени влияют на работоспособность МНТП, т.к. первый параметр определяет термо-силовые характеристики процесса резания, а второй – износостойкость инструмента. Поэтому целью данной работы было установление основных закономерностей изменения степени округления режущих кромок МНТП и поверхностной твердости рабочих поверхностей в зависимости от условий MAO в указанном выше диапазоне углов их базирования в рабочих зонах, при соответствующих скоростях MAO.

Цикл экспериментальных исследований проводили на МНТП типа РNMM 110408 в условиях, аналогичных приведенным в [11]. Скорость вращения МНТП вокруг оси кольцевой ванны составляет 200 и 300 мин.⁻¹, а вокруг собственной оси – 350 мин.⁻¹. Обработка выполнялась с реверсом вращения при условии, что направления вращения пластин вокруг оси кольцевой ванны и собственной оси совпадают. В качестве магнитно-абразивного порошка использовали дробь чугунную колотую с размером частиц 1000/630 мкм с добавлением алмазной пасты АСМ 3/2 [4,11,12]. Процесс MAO выполняли поэтапно на протяжении 4 минут. После каждого этапа MAO ($\tau=26$ с) производили измерения радиусов округления режущих кромок МНТП в 12-16 сечениях по методике, описанной в [7]. Поверхностную твердость контролировали на ПМТ-3 при усилиях вдавливания индентора 0,5, 1, 1,5 и 2 Н в девяти зонах задней и передней поверхности МНТП не менее чем по 5 раз при каждой нагрузке. Полученные экспериментальные данные подвергались статистической обработке в программной среде Excel.

Характер изменения величины поверхностной твердости на задней поверхности при разных углах наклона оси пластины в зависимости от времени обработки представлены на рис.1. Установлено, что через 75 с обработки поверхностная твердость возрастает на 2,5-5 ГПа. Причем при частотах вращения вокруг оси кольцевой ванны 300 мин.⁻¹ увеличение поверхностной твердости несколько меньше. Характерным есть тот факт, что твердость возрастает не монотонно, а с некоторой периодичностью. Первый максимум изменения твердости для всех исследуемых углов базирования МНТП в рабочих зонах в процессе обработки проявляется через 60-75 с процесса MAO. При этом коэффициент наклепа поверхностного слоя составляет 1,2-1,25. Второй всплеск твердости проявляется через 125-160 с процесса MAO. Причем с увеличением угла наклона оси пластины от 10 до 42° рост поверхностной твердости достаточно значительный и составляет 140%.

Аналогичный характер изменения поверхностной твердости имеет место и на передней поверхности МНТП, с той лишь разницей, что для этих поверхностей максимальный наклеп проявляется уже через 50-60 с обработки,

потом несколько снижается и практически стабилизируется. При этом рост поверхностной твердости составляет 3-4 ГПа (рис.2). Подобные различия в изменении величины поверхностной твердости передней и задней поверхностей МНТП объясняется различными условиями, в которых обрабатываются указанные рабочие поверхности.

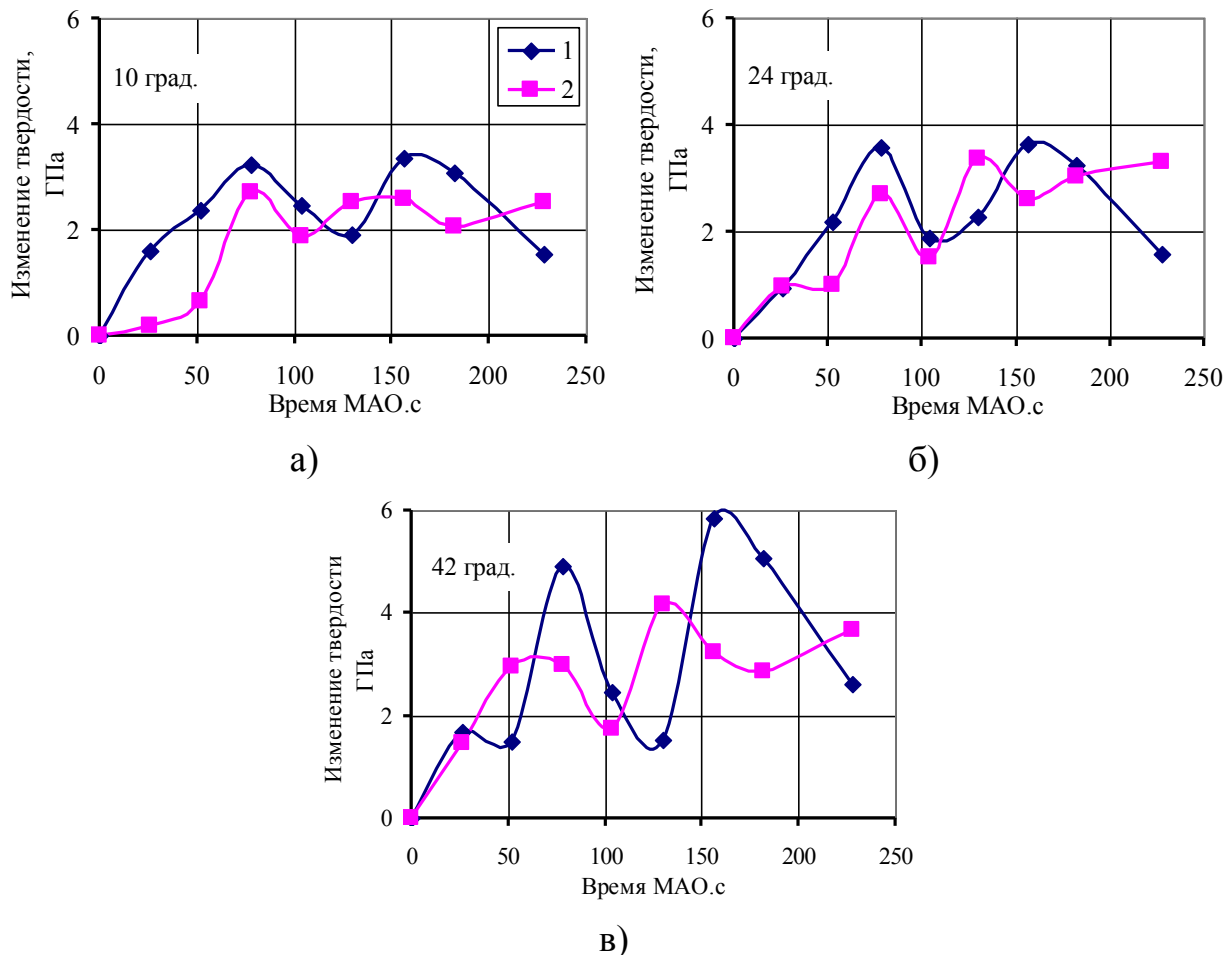


Рис. 1 - Изменение поверхностной твердости задней поверхности МНТП от времени MAO при скоростях вращения пластин вокруг оси кольцевой ванны: 1–200 мин.⁻¹; 2 – 300 мин.⁻¹ при углах наклона оси пластины: а) 10°; б) 24°; в) 42°.

Если при малых углах наклона оси пластины по отношению к оси вращения в кольцевой ванне при MAO процесс взаимодействия магнитно-абразивного инструмента (МАИ) с задней поверхностью происходит в ударно-фрикционном режиме – когда преобладают нормальные силы, то с передней поверхностью МАИ взаимодействует в фрикционно-ударном режиме, когда преобладают процессы скобления, истирания и выглаживания поверхности и поверхностного слоя. Наклеп поверхностного слоя МНТП подтверждает факт повышения плотности дефектов в нем. Причем наиболее активно дефектность слоя повышается в условиях фрикционного взаимодействия МАИ с обрабатываемой поверхностью детали, в то время как ударное взаимодействие частиц МАИ и их групп с поверхностью МНТП способствует,

преимущественно, снижению энергетического порога необходимого для активного размножения дефектов в поверхностном слое [2, 4, 13 - 15].

Анализ кинетики изменения величины радиусов округления режущих кромок МНТП для различных углов базирования деталей и скоростей MAO (рис.3) показал, что первые 100-125 с процесса MAO происходит монотонное, близкое к линейному притупление режущих кромок.

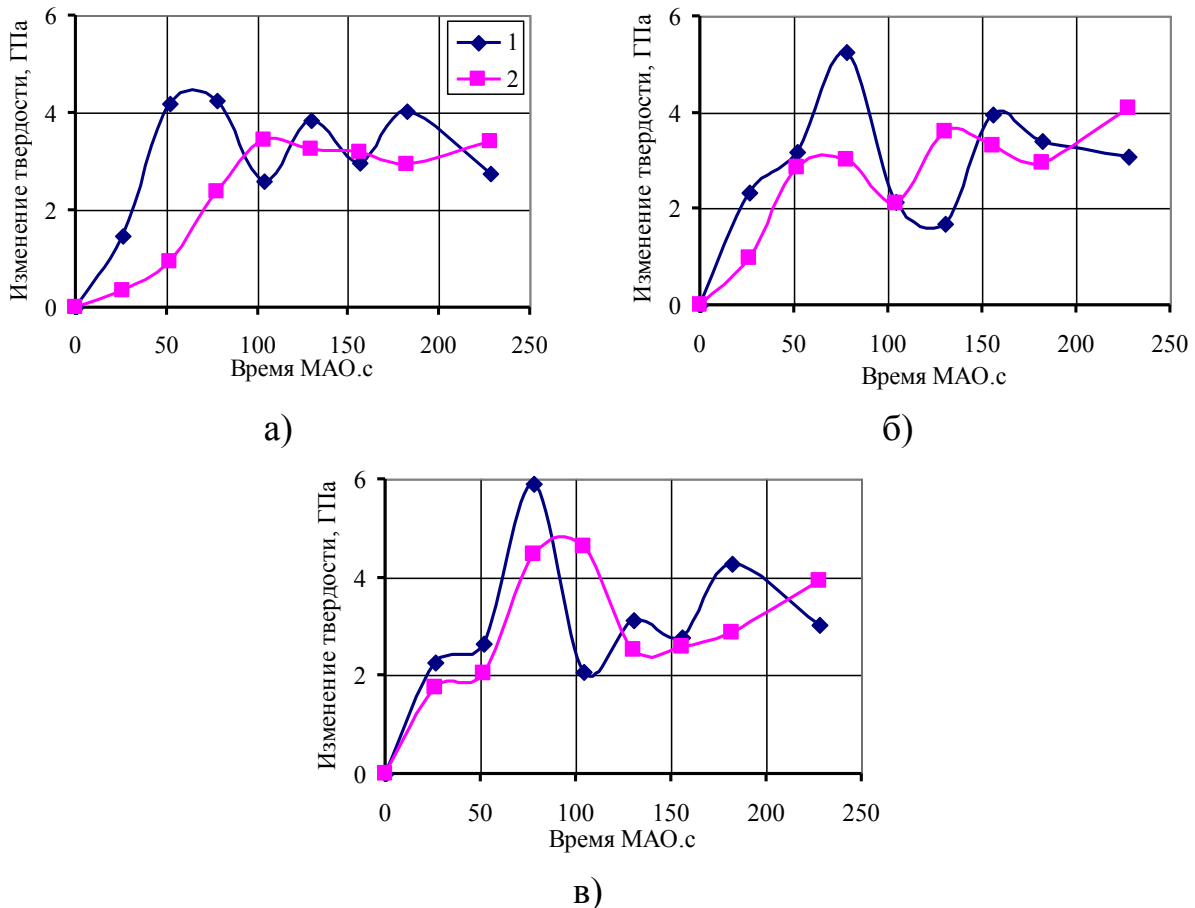
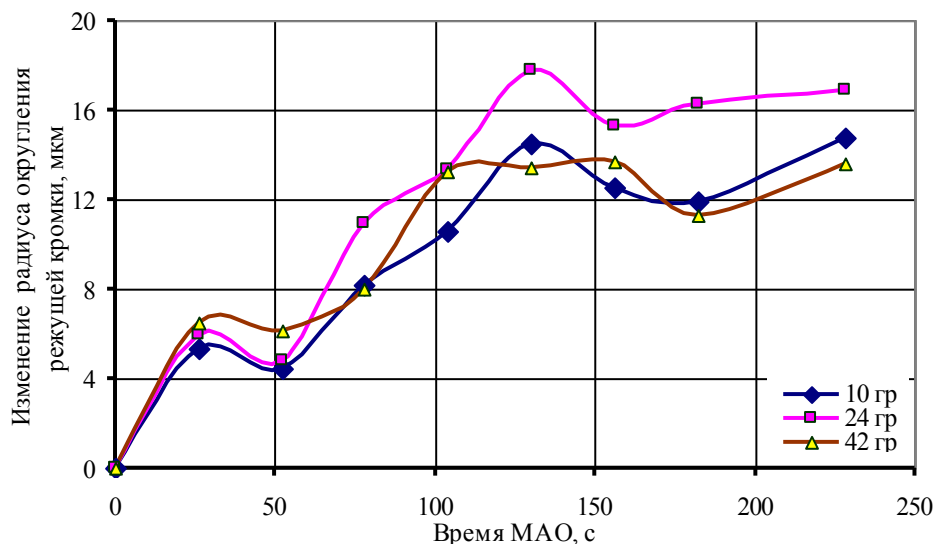
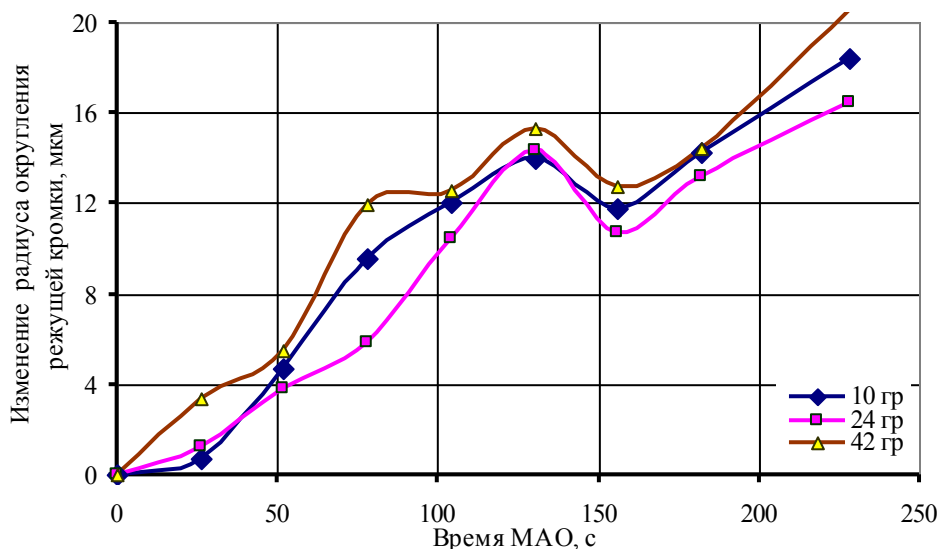


Рис. 2 - Изменение поверхностной твердости передней поверхности МНТП от времени MAO при скоростях вращения пластин вокруг оси кольцевой ванны: 1 – 200 мин.⁻¹; 2 – 300 мин.⁻¹ при углах наклона оси пластины: а) 10°; б) 24°; в) 42°.

Скорость притупления кромок составляет 0,11-0,12 мкм/с для указанных условий MAO. Через 130-150 с после начала процесса MAO происходит заострение - уменьшение на 3-5 мкм величины радиусов режущих кромок.



а)



б)

Рис. 3 - Зависимости изменения величины радиуса округления режущих кромок МНТП от времени МАО при частоте вращения вокруг оси кольцевой ванны: а) - 300 мин.⁻¹, б) - 200 мин.⁻¹.

Отметим, что данному этапу процесса МАО предшествует снижение поверхностной твердости как на передней, так и на задней рабочих поверхностях МНТП (рис1 и рис.2). Дальнейшая обработка – более 2,5 минут при частоте вращения вокруг оси кольцевой ванны 200 мин.⁻¹ приводит к увеличению радиусов режущих кромок со скоростью 0,05-0,09 мкм/с, а при частоте 300 мин.⁻¹ изменения величины радиусов кромок не проявляется и стабилизируется на уровне 12-15 мкм. Подобное различие в характере округления кромок МНТП связано с особенностями формирования/разрушения веерообразных уплотненных зон в МАИ и наличием критических скоростей, при которых меняется механизм переформирования МАИ при МАО [16 - 18].

Выводы

Исследована кинетика изменения поверхностной твердости и радиусов округления режущих кромок многогранных неперетачиваемых твердосплавных пластин при магнитно-абразивной обработке (МАО) в условиях больших рабочих зазоров. Показано, что в процессе МАО на протяжении 3 минут имеет место устойчивое повышение поверхностной твердости передней и задней поверхностей МНТП в 1,2-1,3 раза. Обеспечивается управляемое притупление режущих кромок до величины 40-45 мкм при исходных радиусах режущих кромок 25-30 мкм.

Литература: 1. Лошак М.Г., Александров Л.И. Упрочнение твердых сплавов. Киев: Наукова думка. 1977. – 148 с. 2. Якубов Ф.Я., Ким В.А. Структурно-энергетические аспекты упрочнения и повышения стойкости режущего инструмента. – Симферополь:Крымское уч.-пед.гос.изд-во, 2005. – 300 с. 3. Верещака А.С. Работоспособность режущего инструмента с износостойкими покрытиями. – М.:Машиностроение, 1993. – 336 с. 4. Ульяненко Н.В. Підвищення працездатності твердосплавного інструменту шляхом застосування магнітно-абразивного оброблення та нанесення зносостійких покриттів. Дис. ... канд. техн. наук. – Київ, 2006. – 160с. 5. Ефремов В.Д., Ящерицын П.И. Технологическое обеспечение качества рабочих кромок инструмента и деталей. – Мн.: БАТУ, 1997. – 251с. 6. Кобчиков В.С. Технология магнитно-абразивного полирования изделий из твердых сплавов. Автореф. ... канд.техн.наук. Л.:ЛПИ, 1983 – 16с. 7. Магнітно-абразивна обробка кінцевого твердосплавного різального інструменту /В.С.Майборода, О.А.Плівак, С.В.Майданюк та ін. //Вісник Кременчуцького державного політехнічного університету. 2007.- №1(42), частина 1. – С. 66-70. 8. Магнитно-абразивная обработка многогранных неперетачиваемых твердосплавных пластин в условиях больших рабочих зазоров. 1. Влияние условий базирования режущих пластин в рабочих зонах на эффективность процесса обработки./ Майборода В.С., Джулий Д.Ю., Фесюн Б.М. и др.//Наукові праці Донецького національного технічного університету. Серія: Машинобудування і машинознавство. Вип.6(154). – Донецьк: ДонНТУ, 2009. – С.157-165. 9. Майборода В.С., Капушак Т.М. Кінематика процесу магнітно-абразивної обробки твердосплавних багатограних непереточуваних пластин в умовах кільцевої робочої зони //Вісник ЖДТУ – 2004.-№4(31). Т.1. – С.57-65. 10. Майборода В.С., Капушак Т.М. Магнітно-абразивна обробка твердосплавних елементів бурових доліт //Процеси механічної обробки в машинобудуванні. Збірник наук. праць ЖДТУ, вип.3, 2006. – С.62-81. 11. Майборода В.С., Гейчук В.Н., Клишта Е.С. Магнитно-абразивная обработка многогранных неперетачиваемых твердосплавных пластин в условиях больших рабочих зазоров. 2. Формирование заданной шероховатости рабочих поверхностей режущих неперетачиваемых твердосплавных пластин. //Наукові праці Донецького національного технічного університету. Серія: Машинобудування і машинознавство. Вип.7(155). – Донецьк: ДонНТУ, 2010. – С.142-151. 12. Оликер В.Е. Порошки для магнитно-абразивной обработки и износостойких покрытий. – М.: Металлургия, 1990. – 176с. 13. Фридель Ж. Дислокации. – М.:Мир, 1967. – 643 с. 14. Крагельский И.В., Добычин М.Н., Комбалов В.С. Основы расчетов на трение и износ. – М.: Машиностроение, 1977. – 526 с. 15. Проволоцкий А.Е. Струйно-абразивная обработка деталей машин. – К.: Тэхніка, 1989. – 177 с. 16. Майборода В.С. Основы створення і використання порошкового магнітно-абразивного інструменту для фінішної обробки фасонних поверхонь. Дис. ... докт. техн. наук. – Київ, 2001. – 404с. 17. Майборода В.С. Дослідження властивостей магнітно-абразивного інструменту формованного з сумішей порошків, Процеси механічної обробки в машинобудуванні. Збірник наук. праць ЖДТУ, вип.6, 2009. - С.144-159. 18. Патент України на винахід №18814 Спосіб магнітно-абразивної обробки Майборода В.С., Степанов О.В. Андронов А.В. Верменко В.Я. Давыдов С.П. Устенко В.Г. Шлюко В.Я.//В24В 31/112 25.12.97. Бюл.№6.

**МАГНІТНО-АБРАЗИВНА ОБРОБКА БАГАТОГРАННИХ
ТВЕРДОСПЛАВНИХ ПЛАСТИН, ЩО НЕПЕРЕТОЧУЮТЬСЯ, В УМОВАХ
ВЕЛИКИХ РОБОЧИХ ЩІЛИН**

Майборода В.С., Джулій Д.Ю., Клишта О.С.

Досліджено кінетику зміни поверхневої твердості і радіусів округлення різальних кромок багатогранних непереточуваних твердосплавних різальних пластин при магнітно-абразивній обробці (МАО) в умовах великих робочих зазорів. Показано, що в процесі МАО протягом 3 хвилин підвищується поверхнева твердість у 1,2-1,3 рази. Забезпечується кероване притуплення різальних кромок, видалення з них мікроконцентраторів.

**МАГНИТНО АБРАЗИВНАЯ ОБРАБОТКА МНОГОГРАННЫХ
ТВЕРДОСПЛАВНЫХ ПЛАСТИН, ЧТО НЕПЕРЕТОЧУЮТЬСЯ, В
УСЛОВИЯХ БОЛЬШИХ РАБОЧИХ ЩЕЛЕЙ**

Майборода В.С., Джулий Д.Ю., Клишта О.С.

Исследована кинетика изменения твердости поверхности и радиусов закруглений режущих кромок многогранной неперетачиваемых твердосплавных пластин при магнито-абразивной обработке (МАО) в условиях больших рабочих зазоров. Показано, что в процессе МАО твердость поверхности увеличивается, и обеспечивается притупление наблюдаемых режущих кромок.

**MAGNETIC - ABRASIVE PROCESSING OF MANY-SIDED NOT
SHARPENED HARD-ALLOY PLATES IN CONDITIONS OF LARGE
OPERATING CLEARANCES**

MAIBORODA V.S., DZGULIJ D.Ju., KLISHTA E.S.

The kinetics of change of surface hardness and radiuses of rounds of cutting edges of many-sided not sharpened back hard-alloy laminas is investigated at magnetic - abrasive processing (MAP) in conditions of large operating clearances. Is shown, that in MAP process the surface hardness is increased and the obtrusions of cutting edges is implemented which is controlled.

Ключевые слова: магнитно-абразивная обработка, твердосплавная пластина, зазор, притупление, микроконцентратор.

УДК 621.9

Гусев В.В., Молчанов А.Д.
ДонНТУ, г. Донецк, Украина

ПОВЫШЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ ОБРАБОТКИ КЕРАМИЧЕСКИХ ДЕТАЛЕЙ

Введение

Создание современных машин и механизмов связано с решением ряда конструкторских и технологических задач. На этапе конструкторской подготовки изделия происходит выбор компоновки узла или механизма, его сборочной взаимосвязи с другими деталями и механизмами, определение требуемых эксплуатационных характеристик. Эксплуатационные характеристики изделия во многом определяются физико-механическими свойствами материалов, из которых они будут изготовлены. Для повышения эффективности использования современных машин и механизмов, расширения сферы их применения все чаще металлические сплавы, из которых изготавливаются детали, заменяются керамическими материалами. Обладая значительно более высокими значениями твердости, прочности, износостойкости керамические материалы представляют более перспективную базу для создания деталей, используемых в узлах современных машин и механизмов. Однако, наряду с этим, данная группа материалов обладает высокой хрупкостью и склонностью к образованию дефектности. Все это определяет технологические особенности изготовления деталей из керамических материалов – начиная от заготовительной операции и заканчивая этапом окончательной механической обработки.

Основная часть

На этапе механической обработки керамических изделий необходимо решать сложную комплексную задачу – с максимально возможной производительностью обработки необходимо достичь требуемые параметры геометрической точности и качества поверхности. Для создания эффективного технологического решения данной задачи рассмотрим влияние основных компонентов технологической системы механической обработки керамических изделий на характеристики процесса обработки и характеристики изделия (рис.1).

К наиболее важным компонентам технологической системы можно отнести: заготовку, приспособление, смазочно-охлаждающую технологическую среду, режущий инструмент и станок. Исходя из физико-механических характеристик керамических материалов, наиболее эффективным способом механической обработки является алмазное шлифование.

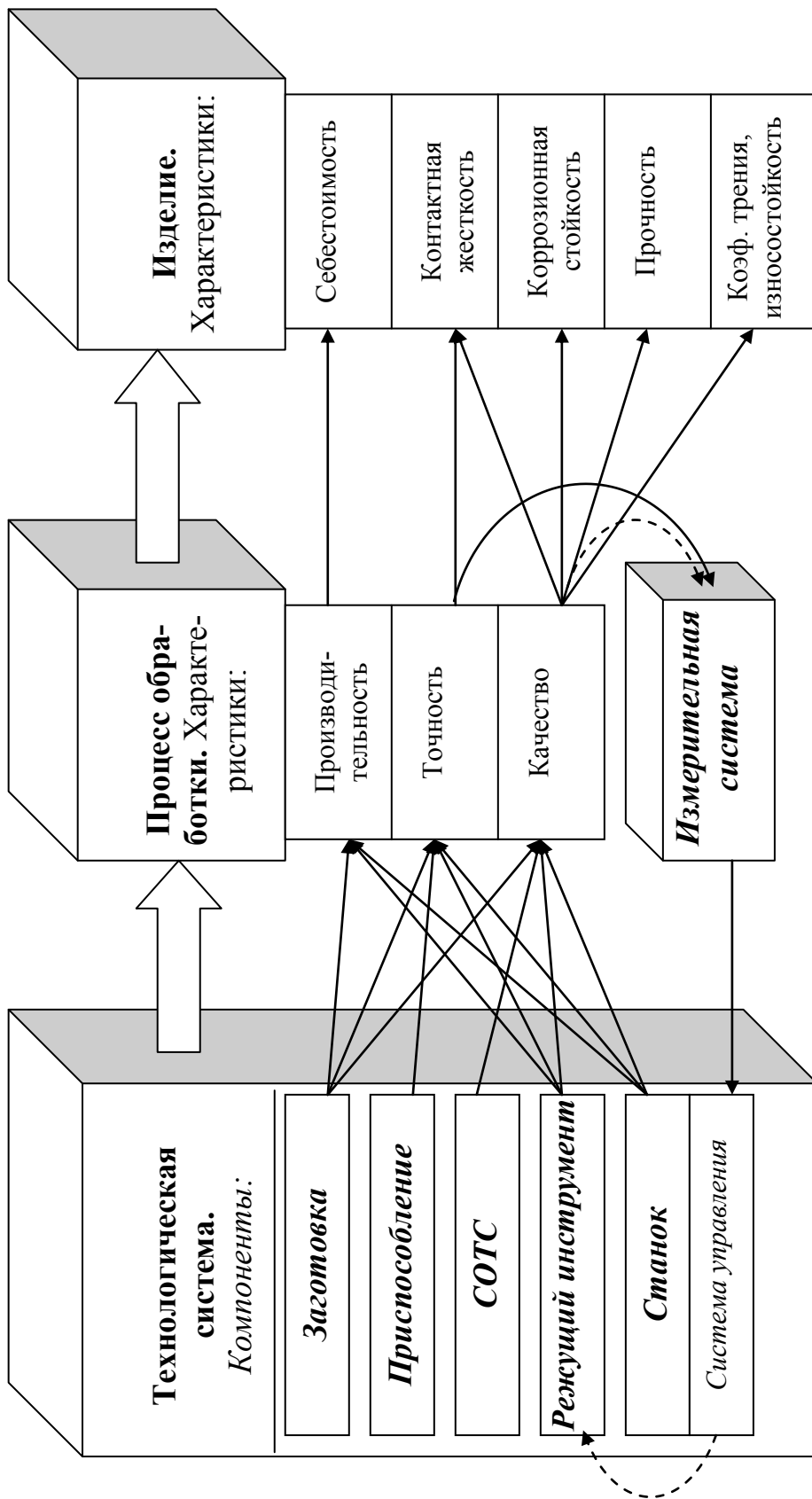


Рис. 1 - Структурная схема процесса обработки керамических изделий

Процесс обработки можно охарактеризовать тремя группами характеристик – производительностью обработки, параметрами точности, характеристиками качества обработанной поверхности. Под параметрами точности следует понимать линейные и диаметральные размеры отдельных поверхностей, а также точность относительного положения поверхностей детали. К характеристикам качества обработанной поверхности керамических деталей следует отнести – параметры шероховатости поверхности, остаточные напряжения и параметры дефектного слоя. Причем, дефектный слой может быть структурным – возникшим после заготовительной операции, и обработочным – возникшим после процесса механической обработки (рис. 2).

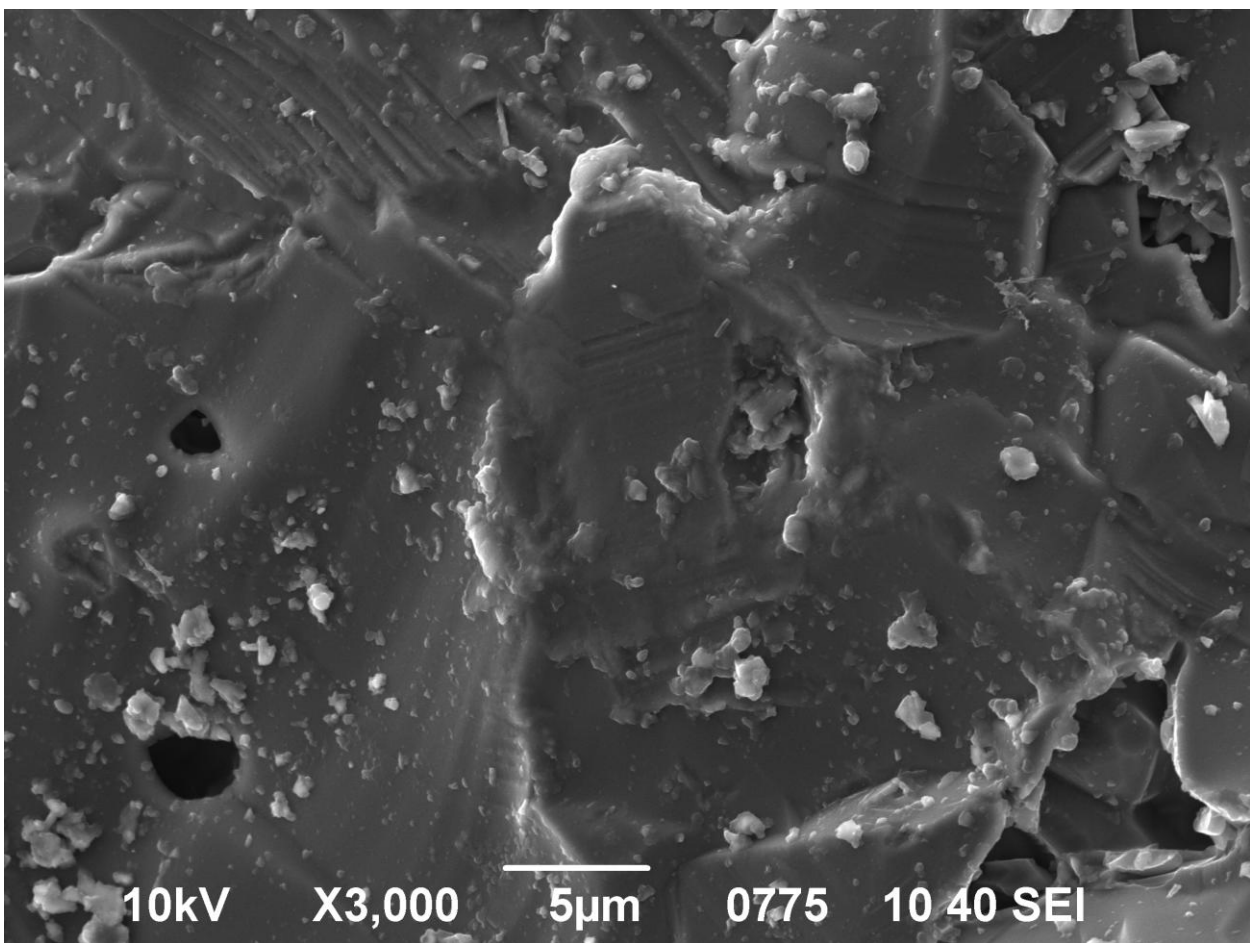


Рис. 2 - Поверхность керамического изделия после алмазного шлифования, содержащая дефекты, возникшие после обработки (сканирующий электронный микроскоп JSM-6490)

К наиболее важным характеристикам керамического изделия, полученного в результате механической обработки можно отнести: себестоимость обработки, эксплуатационные свойства деталей и их соединений – контактную жесткость, коррозионная стойкость, прочность, коэффициент трения и износостойкость, и некоторые другие.

Степень влияния отдельных компонентов технологической системы механической обработки на характеристики процесса обработки и характеристики керамического изделия различна.

Физико-механические характеристики заготовки (твердость, прочность, коэффициент трещиностойкости), пористость и уровень структурной дефектности оказывают влияние на все три характеристики процесса обработки. Так, например, на рис. 3 показано влияние пористости керамического материала детали и действующих напряжений на вероятность разрушения детали. В соответствии с данными графическими зависимостями увеличение пористости керамической детали с 1% до 10% приведет к 100% вероятности разрушения детали уже при 170 МПа вместо 500 МПа.

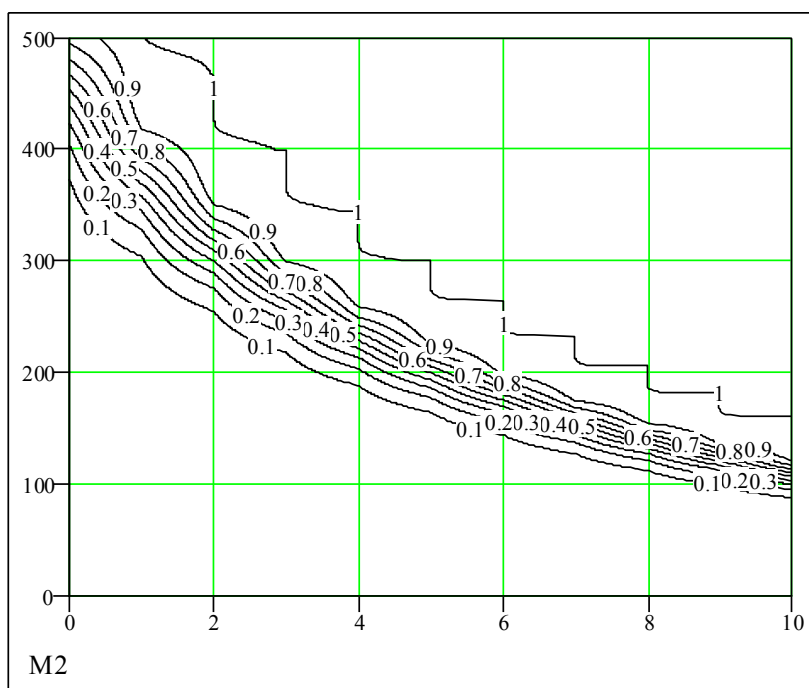


Рис. 3 - Уровни вероятности разрушения керамического образца (Al_2O_3) в зависимости от пористости керамики (ось X, %) и действующих напряжений (ось Y, МПа)

танной поверхности через температурный фактор. Использование практически любого современного состава СОТС при обработке керамических изделий позволяет избежать появления температурных деформаций и развития трещин и сколов поверхности обработки.

Наиболее важным компонентом технологической системы при обработке керамических изделий является режущий инструмент — шлифовальный круг. Исходя из уникальных физико-механических характеристик керамических соединений в качестве режущей части шлифовального круга используются зерна из сверхтвердых материалов — искусственного или естественного алмазов. Характеристика шлифовального круга оказывает непосредственное влияние, как на производительность, так и на точность и качество обработанной керамической поверхности. К наиболее значимым параметрам характеристики шлифовального

Вспомогательный инструмент или приспособление, предназначенное для базирования и закрепления заготовки, оказывает влияние только на точность обработки и как следствие может оказывать влияние на контактную жесткость изделия. Основное влияние в образовании погрешности обработки оказывает погрешность базирования и износ базовых поверхностей приспособления. Как правило, данный фактор погрешности может быть устранен во время подготовительного этапа процесса обработки.

Смазочно-охлаждающая технологическая среда (СОТС) оказывает влияние на качество обрабо-

круга следует отнести зернистость и разнорысность зерен. И если первая из них – зернистость, является паспортной величиной, то вторая – разнорысность зерен, является заранее неопределенной и изменяемой во времени (рис. 4). В зависимости от обрабатываемого материала и способов правки шлифовального круга улучшение параметров качества – шероховатости поверхности и уровня дефектности может достигать 3-5 кратного значения, при неизменных режимах

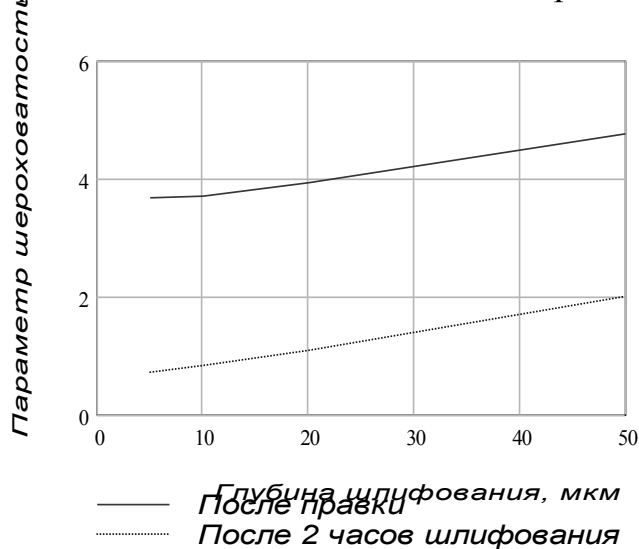


Рис. 4 - Влияние разнорысности круга на параметр шероховатости R_z поверхности керамического образца. Плоское шлифование периферией круга 1A1 200x20x32 AC6 125/100 – 4 – M1, скорость детали 6 м/мин.

обработки и зернистости круга. Традиционный подход, используемый для улучшения параметров шероховатости и уровня дефектности, который заключается в последовательном уменьшении зернистости алмазных зерен в шлифовальных кругах дает значительно меньший результат. Так, например, при обработке заготовок из оксида алюминия Al_2O_3 , пористостью 0,2% по схеме круглого внутреннего шлифования, уменьшение зернистости круга с 315/250 до 125/100 приводит к уменьшению высоты шероховатости в 1,2 – 1,8 раза.

Металлорежущий станок, реализующий процесс формообразования керамических изделий, оказывает непосредственное влияние на производительность, точность и качество обработанных поверхностей. В зависимости от кинематических, силовых и скоростных характеристик станка достигается определенный уровень производительности обработки, с учетом ограничений накладываемых физико-механическими характеристиками заготовки и характеристикой шлифовального круга. От класса точности станка зависит степень точности процесса обработки. Исходя из режимов обработки, реализуемых на станке, также зависят параметры качества – шероховатость и дефектность поверхности (рис. 5). Изменение режимов обработки – увеличение скорости детали и круга, уменьшение величины подачи и глубины резания приводят к снижению величины шероховатости поверхности и уровню дефектности керамических изделий.

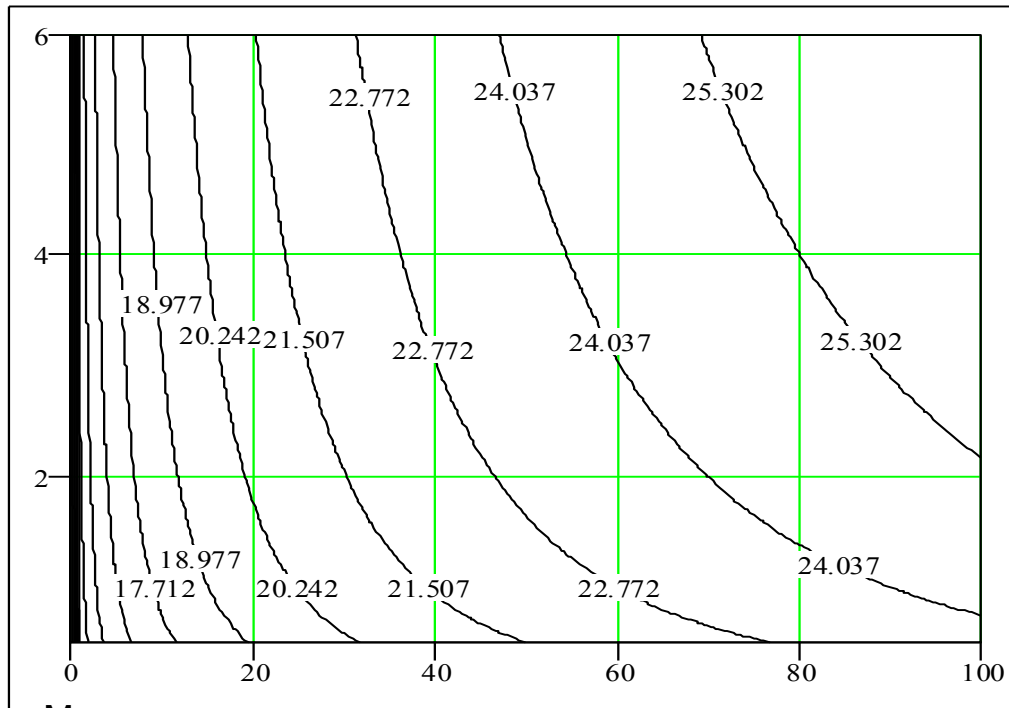


Рис. 5 - Влияние глубины шлифования (ось X, мкм) и скорости детали (ось Y, м/мин) на средний размер обрабаточной дефектности, мкм. Плоское шлифование периферией круга: зернистость круга – 315/250, пористость керамики (Al_2O_3) 0,2%.

Выводы

Современные технологические системы, реализованные на базе шлифовальных станков с ЧПУ, как правило, оснащаются измерительной системой для контроля точности положения узлов формообразования. Применение таких измерительных систем положительным образом сказывается на точности выполнения процесса обработки керамических изделий. Однако, существующие системы управления обладающие достаточными вычислительными возможностями не используются для управляющего воздействия на режущую поверхность шлифовального круга, с целью достижения оптимального значения параметров разности высотности зерен круга. Используя систему управления состоянием рабочей поверхности круга (см. рис. 1 - штриховая линия) становится возможным оказывать влияние на производительность обработки, точность и качество обработанных поверхностей керамических изделий через механизм управления режущей способностью круга.

ПІДВИЩЕННЯ ЕФЕКТИВНОСТІ ОБРОБКИ КЕРАМІЧНИХ ДЕТАЛЕЙ

Гусев В.В., Молчанов А.Д.

Використовуючи систему управління станом робочої поверхні круга стає можливим чинити вплив на продуктивність обробки, точність і якість оброблених поверхонь керамічних виробів через механізм управління різальною здатністю круга

ПОВЫШЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ ОБРАБОТКИ КЕРАМИЧЕСКИХ ДЕТАЛЕЙ

Гусев В.В., Молчанов А.Д.

Используя систему управления состоянием рабочей поверхности круга становится возможным оказывать влияние на производительность обработки, точность и качество обработанных поверхностей керамических изделий через механизм управления режущей способностью круга

INCREASE OF EFFICIENCY OF CERAMIC DETAILS TREATMENT

Gusev V.V., Molchanov A.D.

Using technology system grinding of ceramics in conjunction with the device changes the terms may have an impact on processing performance, accuracy and quality of machined surfaces of ceramic products through the mechanism of control cutting ability of the circle.

Ключевые слова: керамические материалы, производительность, точность, система управления, поверхности круга.

УДК 621.81

С. В. Ковалевский, Полийчук Л.В.
ДГМА, г. Краматорск, Украина

ИССЛЕДОВАНИЕ ВОЗМОЖНОСТЕЙ УПРАВЛЕНИЯ ТВЕРДОСТЬЮ РАБОЧИХ ПОВЕРХНОСТЕЙ ИЗДЕЛИЙ С ПОМОЩЬЮ РЕЗОНАНСНЫХ КОЛЕБАНИЙ И ПАВ

Введение

Развитие и процветание народного хозяйства Украины невозможно без опережающего развития машиностроительной отрасли. Перед отраслью стоит задача постоянного совершенствования машин и технологий.

Эксплуатационная надёжность машин определяется в основном качественным состоянием рабочих поверхностей деталей, формируемых на финишных операциях технологических процессов (напряженно-деформированное состояние поверхностного слоя, технологические остаточные напряжения, динамика нагружения, физико-механические свойства материала, макро- и микрогеометрия, геометрическая точность). Например, повышение твердости деталей машин осуществляется различными известными технологическими методами, но они слишком энергоёмкие и не всегда приводят к желаемому результату.

С помощью резонансных колебаний и создания на рабочих поверхностях прецизионных деталей композиционных покрытий из поверхностно-активных веществ повышается несущая способность и, соответственно, эксплуатационная надёжность деталей. Применение таких покрытий и метода резонансных колебаний является весьма перспективным направлением, которое открывает широкие возможности управления физико-механическими свойствами контактирующих поверхностей, а также повышает производительность труда, снижает энергозатраты и улучшает качество продукции, делая её более конкурентоспособной на мировом рынке.

Касаясь истории появления идеи использования колебаний, не было бы ошибкой считать, что она появилась (или проявилась) с первыми шагами человека в добывании пищи, создании жилья, защите от нападения. Колебания, встряхивание, раскачивание, удар – первые методы технологического характера.

Более 200 лет назад Т. Юнг высказал мнение о привлекательности природных явлений – колебаний и звука: «... многие явления, относящиеся к теории звука и колебаний, столь примечательны и занятны, что труд их исследователя, будет сторицей вознагражден тем удовлетворением, которое он при этом получит» [0].

Особую роль в колебательных процессах играет явление резонанса – резкого возрастания амплитуды вынужденных колебаний, которое наступает при приближении частоты внешнего воздействия к некоторым значениям (резонансным частотам), определяемым свойствами системы.

Увеличение амплитуды – это лишь следствие резонанса, а причина - совпадение внешней (возбуждающей) частоты с внутренней (собственной) частотой колебательной системы. При помощи явления резонанса можно выделить и/или усилить даже весьма слабые периодические колебания. Резонанс — явление, заключающееся в том, что при некоторой частоте вынуждающей силы колебательная система оказывается особенно отзывчивой на действие этой силы [2-3].

С начала XXI столетия ученые и инженеры все больше изобретают разнообразные виды вибрационной (резонансной) обработки для достижения в науке и технике необходимых результатов, ими получено патенты на такие темы, как моделирование вибраций с применением ЭВМ; оценка эффективности применения низкочастотной вибрационной обработки для снижения остаточных сварочных напряжений, стабилизации формы и размеров сварных конструкций; анализ реакции материала на нагрузку ультразвуковыми вибрациями при точении сплава Inconel 718; использование вибраций для снятия остаточных напряжений и другие.

Научные разработки и исследования носят многоотраслевой характер и имеют тенденцию дальнейшего развития. Созданные научные заделы и опыт практического применения вибрационных технологий дают в свою очередь новый импульс развития исследований в этой области.

Поверхностно-активными (ПАВ) называются такие вещества, которые адсорбируются на поверхности раздела фаз и уменьшают избыточную поверхностную свободную энергию. Как правило, ПАВ имеют дифильное строение молекул, т.е. содержат фрагменты молекул, обладающие гидрофильными и гидрофобными (олеофильными) свойствами. Гидрофильная группа может быть носителем ионогенных свойств или представлять собой неионогенную цепочку, включающую в себя атомы кислорода, азота, серы фосфора и др. Гидрофобная часть чаще всего состоит из углеводородного радикала, возможно включающего бензольный или нафталиновый цикл. Эта часть молекулы может быть образована фторуглеродным радикалом [4-6].

Исследованием ПАВ, их свойств, строения, областей применения занимались многие ученые: А.А. Абрамзон [1], П.А. Ребиндер, В.И. Лихтман, Е.Д. Щукин, Р.Э. Нейман [2], А.И. Сердюк [3], Р.В. Кучер, Л.Е. Боброва, Л.П. Зайченко, Г.В. Карпенко и многие другие. В настоящее время десятки научно-исследовательских вузов и заводских лабораторий также ведут интенсивную работу по разработке и применению ПАВ.

Рассмотрев достижения многих ученых и инженеров в исследованиях методов резонансных колебаний и применении ПАВ в сфере машиностроения можно сделать вывод, что они работали в основном направлении – уменьшение остаточных напряжений в деталях машин. Это направление стало вполне изученным, но обработка на резонансных частотах и применение ПАВ остаются прогрессивными направлениями в машиностроении, возможности которых и область применения еще не полностью выявлены. Следуя из этого, в данной работе мы направили эти два метода на повышения твердости нежестких дета-

лей, что является ее актуальностью и актуальной проблемой при производстве и эксплуатации такой продукции.

Целью данной работы является исследование влияния резонансных колебаний с применением поверхностно-активных веществ на изменение твердости деталей машин.

Основные задачи для доказательства теории и достижения поставленной цели:

1 Исследовать влияние резонансных колебаний на физико-механические свойства металлов;

2 Исследовать адсорбционную активность, структуру и свойства адсорбционных слоев;

3 Исследовать изменения поверхностной твердости деталей машин после введения исследуемой детали в резонанс;

4 Исследовать изменения поверхностной твердости деталей машин при влиянии поверхностно-активных веществ.

Для исследования данной темы и решения поставленных задач проводились экспериментальные исследования.

Представим схему экспериментальной установки на рисунке 1, которая состоит из генератора частот 1, экспериментального образца 2, прихвата 3, пьезодатчиков 4, ЭВМ 5.

Для проведения эксперимента были использованы образцы диаметром 20 мм, длиной 200 мм из материалов: низкоуглеродистая сталь, среднеуглеродистая сталь и высокоуглеродистая сталь.

Для воздействия на образцы использовали: ПАВ № 1; ПАВ № 2; ПАВ № 3.



Рис. 1 – Схема экспериментальной установки

Эксперимент был проведен в следующей последовательности:

1 Произведена подготовка экспериментальных образцов к опыту:

- с помощью ацетона обезжирены поверхности образцов;
- произведено кратковременное травление образцов в 10-ти % растворе гидроксония хлорида HCl (2–3 мин);
- образцы промыты в дистиллированной воде;
- образцы были высушены в сушильной камере.

2 При помощи клея были приклеены к поверхности образца пьезодатчики.

3 Первый образец был помещен в установочную конструкцию.

4 Была произведена обработка образца на резонансных частотах для первого опыта.

5 Замерены резонансные частоты и резонансные амплитуды образца во время проведения опыта, а также измерена твердость поверхности образца через 2, 5, 8 минут.

6 Были подготовлены образцы для второго и третьего опытов по пунктам 1 – 3.

7 Были нанесены на соответствующие образцы ПАВ № 1, ПАВ № 2, ПАВ №3 и далее по пунктам 4, 5.

8 Показания измерений, полученные в результате опытов, занесены в таблицы 1 – 3 (каждый опыт проведен 3 раза).

Таблица 1

Результаты измерений микротвердости для низкоуглеродистой стали после обработки на резонансных частотах, НВ

| ПАВ | Время нанесения ПАВ, мин | | | |
|---------|--------------------------|------|------|------|
| | 0 | 2 | 5 | 8 |
| без ПАВ | 74,1 | 84,8 | 89,3 | 74,1 |
| | 74,1 | 72,3 | 82,1 | 72 |
| | 74,1 | 73,2 | 89,3 | 75,8 |
| ПАВ №1 | 74,1 | 74,1 | 99,4 | 84,8 |
| | 74,1 | 79,4 | 100 | 92,9 |
| | 74,1 | 71,5 | 101 | 89,3 |
| ПАВ №2 | 74,1 | 74,9 | 95,7 | 75,8 |
| | 74,1 | 81,2 | 108 | 101 |
| | 74,1 | 76,7 | 109 | 100 |
| ПАВ №3 | 74,1 | 79,4 | 96,6 | 80,3 |
| | 74,1 | 75,8 | 96,6 | 76,7 |
| | 74,1 | 81,2 | 92 | 74,9 |

Таблица 2

Результаты измерений микротвердости для среднеуглеродистой стали после обработки на резонансных частотах, НВ

| ПАВ | Время нанесения ПАВ, мин | | | |
|---------|--------------------------|-----|-----|-----|
| | 0 | 2 | 5 | 8 |
| без ПАВ | 171 | 184 | 190 | 180 |
| | 171 | 180 | 192 | 197 |
| | 171 | 174 | 186 | 184 |
| ПАВ №1 | 171 | 173 | 216 | 171 |
| | 171 | 171 | 205 | 178 |
| | 171 | 180 | 202 | 181 |
| ПАВ №2 | 171 | 172 | 190 | 174 |
| | 171 | 181 | 199 | 176 |
| | 171 | 179 | 198 | 171 |
| ПАВ №3 | 171 | 176 | 183 | 171 |
| | 171 | 178 | 176 | 173 |
| | 171 | 175 | 179 | 173 |

Таблица 3

Результаты измерений микротвердости для высокоуглеродистой стали после обработки на резонансных частотах, НВ

| ПАВ | Время нанесения ПАВ, мин | | | |
|---------|--------------------------|-----|-----|-----|
| | 0 | 2 | 5 | 8 |
| без ПАВ | 255 | 258 | 267 | 259 |
| | 255 | 255 | 266 | 256 |
| | 255 | 261 | 261 | 258 |
| ПАВ №1 | 255 | 260 | 268 | 261 |
| | 255 | 261 | 273 | 265 |
| | 255 | 264 | 269 | 267 |
| ПАВ №2 | 255 | 268 | 385 | 266 |
| | 255 | 260 | 284 | 267 |
| | 255 | 264 | 286 | 261 |
| ПАВ №3 | 255 | 257 | 282 | 264 |
| | 255 | 266 | 273 | 270 |
| | 255 | 258 | 282 | 269 |

На конечные результаты эксперимента воздействовало множество переменных факторов. Такими переменными факторами были: различные по строению и химическому составу ПАВ; время воздействия ПАВ на экспериментальные образцы после его нанесения; разный материал и различное качество поверхности экспериментальных образцов (параметр шероховатости).

Из таблиц можно заметить, что на 2 и 8 минутах обработки значения снятых прибором показаний довольно разбросаны, это свидетельствует о том, что поверхностный слой образцов неоднороден и это явно показывает стремление к уменьшению избыточной поверхностной свободной энергии на поверхности раздела фаз. А на 5 минуте обработки это стремление достигает своего максимума, и мы наблюдаем улучшенную структуру поверхностного слоя и стабилизацию параметров, т. е. упрочнение изделия.

На основании полученных экспериментальных данных по их средним значениям были получены следующие графические зависимости (рис. 2 – 4).

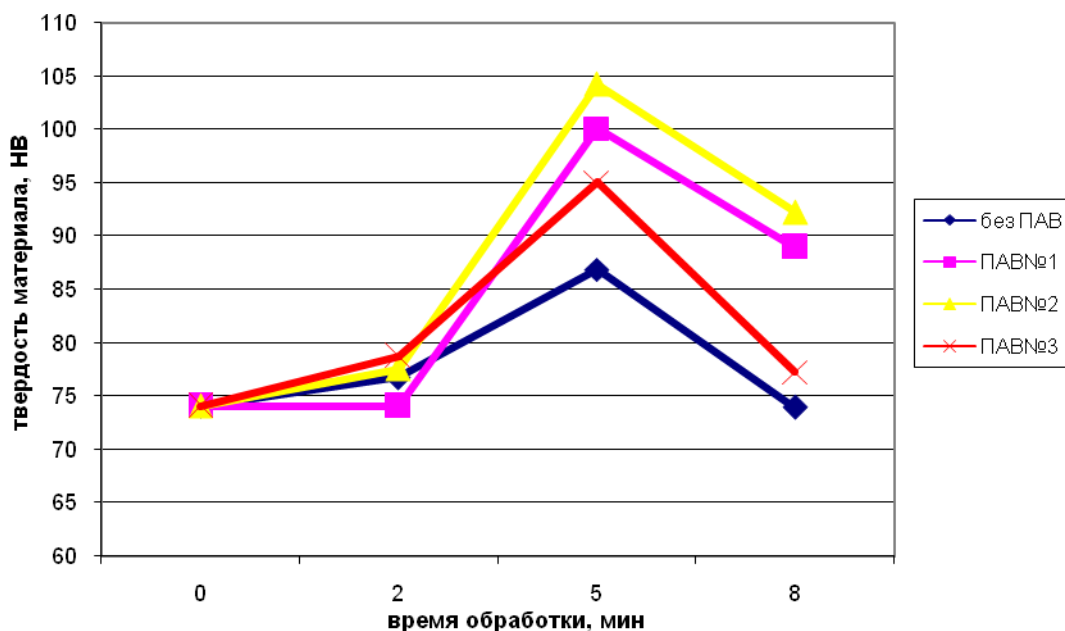


Рис. 2 – График зависимости полученной твердости материала от времени обработки для низкоуглеродистой стали

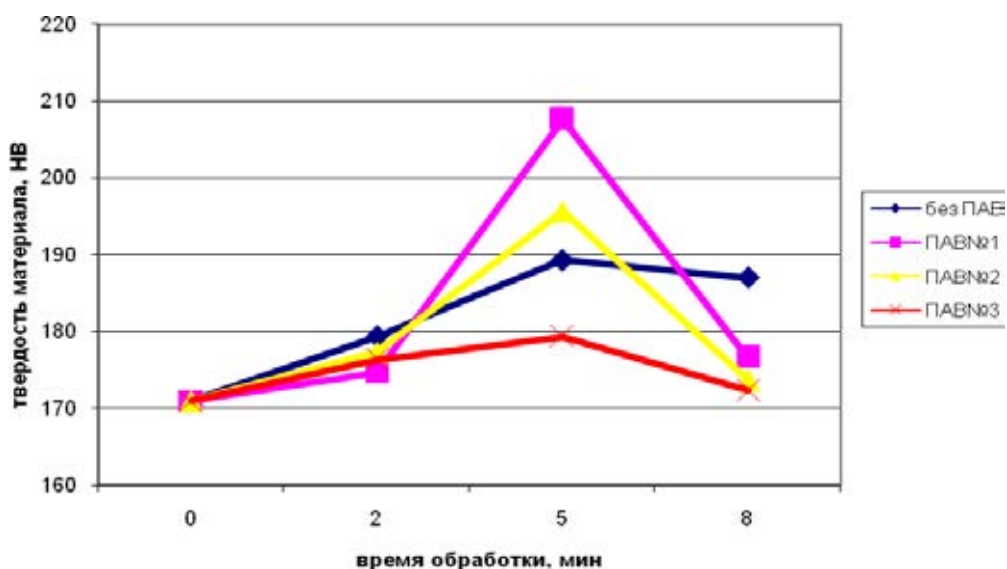


Рис. 3 – График зависимости полученной твердости материала от времени обработки для среднеуглеродистой стали

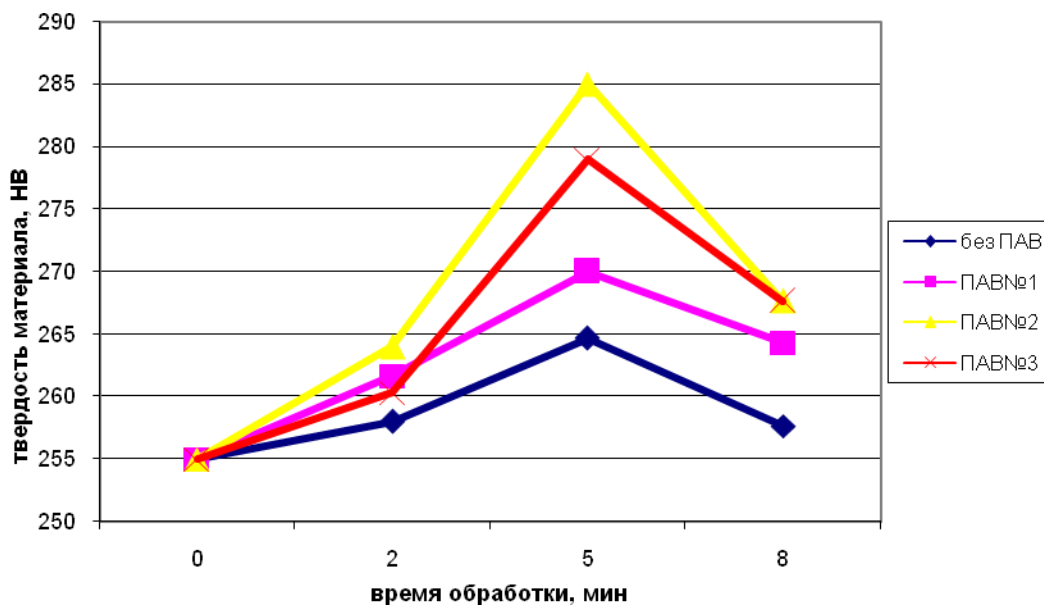


Рис. 4 – Графік залежності отриманої твердості матеріала від часу обробки для високоуглеродистого сталі

Из данных графических зависимостей (рис. 2 – 4) видно, что наибольшее влияние на образцы по количественной характеристике оказало ПАВ № 2. В свою очередь все виды ПАВ оказали наибольшее влияние на поверхность образцов к 5 минуте резонансной обработки. Лучшие показания увеличения твердости поверхностного слоя материала заметны на образцах из высокоуглеродистой стали.

Выводы

Анализируя зависимости, представленные на рисунках 2 – 4, можно сделать выводы, что применение метода обработки на резонансных частотах действительно приводит к упрочнению изделий, в данном случае к повышению твердости стали, а совмещение его с методом применения ПАВ дает еще больший результат.

Литература: 1. Р. Бишоп. Колебания. – М: Наука, 1968. – 142 с. 2. А.П. Бабичев, И.А.Бабичев. Основы вибрационной технологии. – Ростов н/Д, 1999. – 621 с. 3. Вестник ДГТУ, 2005. Т.5. №3(25) А.П. Бабичев, Технологическое применение колебаний или вибрационные технологии, с.289-301. 4. Абрамзон, А. А. Поверхностные явления и поверхностно-активные вещества: Справочник/ А. А. Абрамзон, Е. Д. Щукин. – Л. : Химия, 1984. 5. Абрамзон А. А. Поверхностно-активные вещества. Свойства и применение. Л., Химия, 1975. – 284с. 6. Практикум по коллоидной химии (Коллоидная химия латексов и поверхностно-активных веществ). Под ред. Р.Э. Неймана. Учеб. Пособие для вузов. М., Высшая школа, 1971. – 176 с.

ДОСЛІДЖЕННЯ МОЖЛИВОСТЕЙ УПРАВЛІННЯ ТВЕРДІСТЮ РОБОЧИХ
ПОВЕРХНОСТЕЙ ВИРОБІВ ЗА ДОПОМОГОЮ РЕЗОНАНСНИХ КОЛИ-
ВАНЬ І ПАВ

С. В. Ковалевський, Полийчук Л.В.

Представлені результати досліджень впливу резонансних коливань і поверхнево-активних речовин на величину зміцнення виробів.

ИССЛЕДОВАНИЕ ВОЗМОЖНОСТЕЙ УПРАВЛЕНИЯ ТВЕРДОСТЬЮ РАБО-
ЧИХ ПОВЕРХНОСТЕЙ ИЗДЕЛИЙ С ПОМОЩЬЮ РЕЗОНАНСНЫХ КОЛЕ-
БАНИЙ И ПАВ

С. В. Ковалевский, Полийчук Л.В.

Представлены результаты исследований влияния резонансных колебаний и поверхностно-активных веществ на величину упрочнения изделий.

RESEARCH OF MANAGEMENT POSSIBILITIES BY HARDNESS OF
WORKING ПОВЕРХНОСТЕЙ WARES BY MEANS OF RESONANCE VI-
BRATIONS AND PEAHENS

S. V. Kowalewski, Poliychuk I. V.

Research's results of influence to resonant fluctuations and surface-active substances on size of hardening of the products.

Ключевые слова: резонанс, амплитуда, упрочнение, твердость, пьезодатчик.

УДК 621.9

Л.П. Калафатова, Поезд С.А.
ДонНТУ, г.Донецк, Украина

ВЛИЯНИЕ РЕЖИМОВ АЛМАЗНОГО ШЛИФОВАНИЯ СИТАЛЛА НА СЕБЕСТОИМОСТЬ ОБРАБОТКИ

Введение

Стеклокерамика (ситаллы) – хрупкие неметаллические материалы (ХНМ), перспективный материал, изделия из которого все чаще вытесняют металлические детали и элементы конструкций машин и механизмов во многих отраслях народного хозяйства. Изделия из ситаллов более дешевы и функциональны в сравнении с металлическими изделиями, однако особенности заготовительной операции не позволяют достичь точности, необходимой для использования изделий в качестве деталей машин. Требуемая точность достигается при механической обработке (алмазном шлифовании), что сопровождается силовыми и температурными нагрузками на обрабатываемый материал, и, в результате, развитием дефектного слоя - системы трещин, каждая из которых служит концентратором напряжений [1]. Это значительно снижает качество обработанной поверхности и может вызвать досрочное разрушение деталей при эксплуатации. Необходимость удаления этого дефектного слоя на последующих доводочных операциях либо на операции химического травления и ионного упрочнения обуславливает высокие затраты и значительно увеличивает конечную стоимость изделия. Построение технологического процесса механической обработки ситаллов, при котором возможно достичь минимума себестоимости изделий без ущерба качеству сформированной поверхности – важная задача, возникающая на этапе проектирования технологического процесса обработки.

Учитывая особенности структуры ситаллов – хрупких неметаллических материалов, их процесс обработки существенно отличается от обработки металлов. Это не позволяет при проектировании технологических процессов (ТП) использовать методики, разработанные ранее для металлов, что далеко не всегда учитывается на производстве и затрудняет достижение качества (в первую очередь по уровню дефектности), необходимого для обеспечения эксплуатационных свойств изделий.

Целью статьи является иллюстрация важности комплексного подхода при проектировании эффективных ТП обработки ситаллов, в частности, за счет рационального разбиения припуска по операциям, а также обоснования режимов резания и зернистости инструмента на каждой из них, исходя из обеспечения минимума технологической себестоимости обработки.

Технологическая себестоимость обработки $C_{T_{шл}}$ имеет вид:

$$C_{T_{шл}} = \sum_{i=1}^n t_m \left(c_{cm} k_t + c_{cm} + c_{np} \cdot \frac{t_{np}}{T} \right) + \frac{C_u}{h_{кр}} \left[J_W + J_{np} t_{np} \left(\frac{t_m}{T} \right) \right] \rightarrow \min, \quad (1)$$

где n – количество операций (проходов), необходимых для достижения требуемого качества при обработке рассматриваемой детали; $J_W = f(v, s, t)$ – линейный износ круга за время обработки; $t_m = f(s)$ – машинное время одного прохода; $T = f(v, s, t)$ – стойкость алмазного круга; $K_{II} = \left[\frac{B_\delta}{B_k} \right] + 1$ – количество шагов поперечной подачи; B_δ – ширина шлифования; B_k – ширина круга; L_δ – длина шлифуемой поверхности; c_{cm} – стоимость одной минуты эксплуатации станка с учетом зарплаты рабочего; c_{np} – стоимость одной минуты правки круга; t_{np} – время правки круга; $k_t = \frac{t_x}{t_m}$ – коэффициент простоя оборудования; t_x – суммарное время простоя, которое приходится на одну деталь; J_{np} – линейный износ круга за единицу времени правки, отнесенный к одной детали, зависит от режима и способа правки; h_{kp} – толщина алмазоносного слоя круга; C_u – начальная стоимость круга.

Специфика обработки шлифованием ХНМ заключается в формировании и развитии дефектов (микротрещин) при любом механическом воздействии на обрабатываемый материал (ОМ). Максимальное влияние на развитие дефектного слоя, как было установлено [1, 2], оказывает уровень силового воздействия на ОМ, особенно нормальная составляющая силы резания P_y (рис.1), увеличение которой усугубляет распространение нарушенного обработкой дефектного слоя.

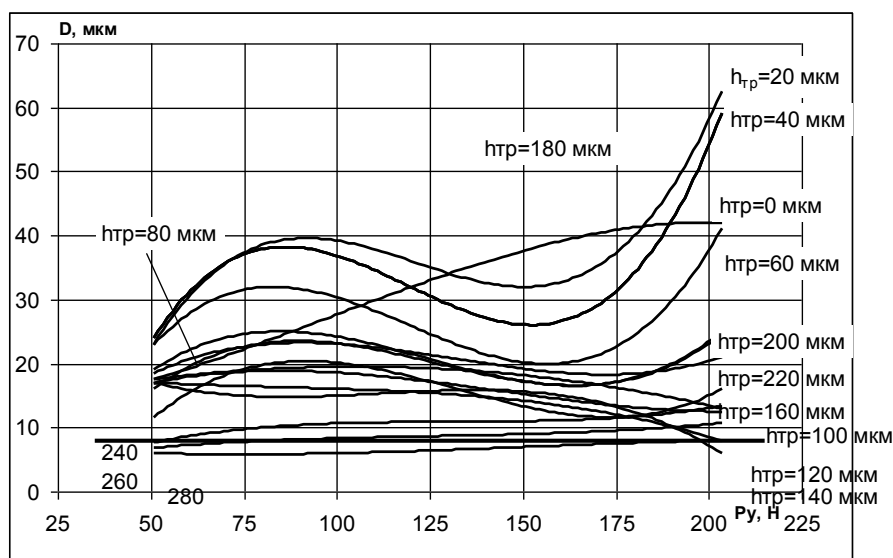


Рис.1 - Зависимость величины усредненного единичного дефекта D от значений силы P_y на разных уровнях травления (h_{mp}) при шлифовании технического ситалла АС-418 алмазным кругом АС6 125/100 – 4 – М2-01[1]

Согласно разработанной методике [3, 4] были рассчитаны режимы резания, позволяющие достичь минимальных значений себестоимости обработки, при обеспечении требований качества обработанной поверхности (по глубине

проникновения обработочных дефектов, превышающих допустимые размеры) при шлифовании плоской поверхности деталей (пластин) из ситалла АС-418. Для сравнения по зависимостям (1) рассчитывалась себестоимость обработки с режимами, обычно используемыми на производстве («базовый» вариант), и с предлагаемыми режимами («предлагаемый» вариант). В таблице представлены режимы шлифования «базового» и «предлагаемого» вариантов, а также стоимости черновой и чистовой операций для каждого варианта обработки, величины, характеризующие условия протекания процесса обработки (стойкость, износ инструмента), приходящиеся на одну деталь.

Таблица 1

Составляющие себестоимости и основные показатели процесса шлифования ситалла АС-418 в «базовом» и «предлагаемом» вариантах

| | «базовый вариант» | «предлагаемый вариант» |
|---|--|--|
| Черновое шлифование (зернистость 250/200) Режимы | $v = 30$ м/с, $s = 6$ м/мин, $t = 1$ мм | $v = 45$ м/с, $s = 6$ м/мин, $t = 1,3$ мм |
| Себестоимость операции, грн | 1,66 | 1,63 |
| в том числе: | | |
| стоимость работы оборудования, грн | 0,48 | 0,49 |
| стоимость инструмента, грн | 1,18 | 1,15 |
| Стойкость круга, мин | 4,46 | 4,54 |
| Износ при шлифовании, мкм | 3,1 | 3,83 |
| Износ при правке, мкм | 4,78 | 4,71 |
| Чистовое шлифование (зернистость 125/100) Режимы | $v = 30$ м/с, $s = 4$ м/мин, $t = 0,4$ мм | $v = 45$ м/с, $s = 1$ м/мин, $t = 0,2$ мм |
| Себестоимость операции, грн | 5,42 | 3,36 |
| в том числе: | | |
| стоимость работы оборудования, грн | 1,11 | 2,42 |
| стоимость инструмента, грн | 4,31 | 0,93 |
| Стойкость круга, мин | 1,19 | 21,9 |
| Износ при шлифовании, мкм | 0,115 | 0,0007 |
| Износ при правке, мкм | 26,8 | 5,84 |
| Общая технологическая себестоимость, грн | 7,08 | 4,99 |

Расчет осуществлялся для условий плоского шлифования по жесткой схеме периферией круга образцов из ситалла АС-418 размерами 400x150мм при необходимости удаления общего припуска величиной 1,5 мм.

В качестве исходных данных были приняты следующие условия обработки. Используемый инструмент - алмазные круги: 1А1 200x20x5x76 АС6 250/200 100% М2-01 (черновое шлифование), стоимостью 980 грн; 1А1

200x20x5x76 AC6 125/100 100% M2-01 (чистовое шлифование), стоимостью 800 грн. Используемое оборудование: плоскошлифовальный станок модели 3672 с мощностями привода главного движения – 2,2 кВт, привода подачи – 1 кВт, стоимость одной минуты эксплуатации станка – 0,6 грн/мин. Используемый способ правки – правка свободным абразивом в течение 8 мин, стоимость одной минуты правки – 0,1 грн/мин. Диапазоны варьирования режимов обработки: скорость круга $v = 20-45$ м/с, продольная подача $s = 1 - 6$ м/мин. Средний размер остаточных обработочных дефектов в соответствии с требованиями качества формируемой поверхности не должен превышать 11 мкм на глубине более 50 мкм.

Анализ данных, приведенных в таблице, позволяет заключить следующее. Режимы в «предлагаемом» варианте отличаются большей скоростью круга, что существенно облегчает процесс резания, и большей величиной глубины резания, что делает процесс обработки более напряженным, снижает стойкость круга и увеличивает его износ, увеличивает величину и глубину проникновения обработочных дефектов, разупрочняя поверхностный слой обрабатываемого материала. Однако это позволяет уменьшить глубину резания и вести обработку на следующей операции с более щадящими режимами.

На чистовой операции применение низкой скорости подачи в «предлагаемом» варианте по сравнению с «базовым» повышает машинное время в 4 раза (с 0,8 мин до 3,2 мин), и, соответственно, составляющая себестоимости, связанная со стоимостью эксплуатации и обслуживания оборудования, приходящейся на одну деталь, также увеличивается в 2 раза (с 1,11 до 2,42 грн). Однако снижение скорости продольной подачи вместе с увеличением скорости круга и снижением глубины резания благотворны для сохранения режущей способности алмазного круга, и применение таких режимов позволяет достичь стойкости инструмента 21,9 мин в «предлагаемом» варианте по сравнению с 1,19 мин в «базовом». Более высокая стойкость круга позволяет сократить количество правок инструмента и, соответственно, сократить износ круга при правках, отнесенный к одной детали (5,84 мкм в «предлагаемом» варианте против 26,8 мкм в «базовом»). Кроме того, режимы чистовой операции в «предлагаемом» варианте способствуют сокращению износа круга при шлифовании (0,115 мкм в «базовом» варианте, 0,0007 мкм в «предлагаемом»). Сокращение износа алмазного круга в «предлагаемом» варианте позволяет снизить затраты на инструмент на 75%.

При обработке с режимами, рассчитанными по предлагаемой методике, после первой, черновой, операции при удалении припуска величиной 1,3 мм, обработочные дефекты распространяются на глубину 250 мкм, и на глубине 200 мкм средний линейный размер дефектов составляет 25 мкм. На последующей чистовой операции удаляется припуск величиной 0,2 мм. При этом дефекты, вносимые на чистовой операции, не превышают 11 мкм. Дефектность, образованная на предыдущей операции, удаляется не полностью, но глубина проникновения дефектов не превышает 50 мкм, что отвечает требованиям качества.

В результате обработки с режимами, соответствующими «базовому» варианту, после черновой операции глубина проникновения обработочных дефектов также составляет 250 мкм. На чистовой операции при $t = 0,4$ мкм полностью удаляется эта дефектность, однако вносятся новые дефекты, размеры которых превышают 11 мкм. В результате (после 2-х операций) средний линейный размер обработочных дефектов на глубине до 210 мкм превышает 11 мкм (на глубине 50 мкм средний размер дефектов составляет 21,5 мкм), что не отвечает требованиям качества и требует дополнительной последующей обработки. Так при удалении дефектного слоя шлифованием с режимами $v=30$ м/с, $s=1$ м/мин, $t=0,2$ мм кругом зернистостью 125/100 величина обработочных дефектов на глубине 50 мкм не будет превышать 11 мкм, стоимость такой операции составит 3,77 грн. Тогда общая стоимость обработки в «базовом» варианте составит $7,08 + 3,77 = 10,85$ грн.

Выводы

Технологическая себестоимость шлифования, отнесенная к одному изделию, большей частью состоит из двух составляющих: стоимости работы и обслуживания оборудования и стоимости инструмента, изнашиваемого при обработке. При интенсификации режимов шлифования существенно снижается машинное время обработки одного изделия и уменьшается составляющая себестоимости, связанная со стоимостью работы оборудования, однако увеличивается износ инструмента, повышая вторую составляющую себестоимости. Кроме того, увеличиваются размеры и глубина проникновения дефектов, вносимых при обработке. Применение инструмента меньшей зернистости, снижая размеры вносимых дефектов, сопровождается существенным их износом и, как следствие, повышением себестоимости обработки. В рассматриваемом примере использование режимов, рассчитанных в соответствии с разработанной методикой, позволяет снизить технологическую себестоимость обработки одного изделия на 5,86 грн или на 54% по сравнению с «базовым» вариантом при обеспечении требуемого качества изделий.

Список литературы: 1. *Калафатова Л.П.* Технологические основы повышения эффективности обработки и обеспечения качества изделий из технических стекол и ситаллов: автореф. дис. на здобуття наук. ступеня докт. техн. наук : спец. 05.02.08 "Технологія машинобудування" / Л.П. Калафатова; Донецький. держ. техн. ун-т. — Донецьк, 2001. — 20 с. 2. Разработка методов обеспечения надежности технологических процессов механической обработки труднообрабатываемых материалов и средств их реализации: отчет о научно-исследовательской работе/ [В.В. Бурмистров, П.Г. Матюха, Л. П. Калафатова и др.] — Донецк: ДонНТУ, 1990. — 85 с. 3. Калафатова Л.П. Анализ предпосылок для решения задачи оптимизации процессов механической обработки деталей из хрупких неметаллических материалов / Л.П. Калафатова, С.А. Поезд // Вісник ДДМА. —2006. — Вип. 2 (4). — С. 152-157. 4. *Калафатова Л.П.* Влияние режимов обработки на температурные и силовые параметры процесса шлифования ситалла / Калафатова Л.П., Поезд С.А. // Современные технологии в машиностроении: Сб. научн. Статей/Под ред. А.И. Грабченко — Харьков: НТУ «ХПИ», 2007. — С. 43-50.

**ВПЛИВ РЕЖИМІВ АЛМАЗНОГО ШЛІФУВАННЯ СИТАЛУ НА
СОБІВАРТІСТЬ ОБРОБКИ**

Л.П. Калафатова, Поїзд С.А.

Представлені результати додатка методу для визначення оптимальних параметрів шліфування і метод раціонального дистрибутивного посібника на операції шліфування ситалу АС-418. Це дозволяє мінімізувати вартість обробки продукції, гарантуючи його якість.

**ВЛИЯНИЕ РЕЖИМОВ АЛМАЗНОГО ШЛИФОВАНИЯ СИТАЛЛА НА
СЕБЕСТОИМОСТЬ ОБРАБОТКИ**

Л.П. Калафатова, Поезд С.А.

Представлены результаты приложения метода для определения оптимальных параметров шлифования и метод рационального дистрибутивного пособия на операции шлифования ситалла АС-418. Это позволяет минимизировать стоимость обработки продукции, гарантируя его качество.

**INFLUENCE OF MODES OF DIAMOND POLISHING OF PYROCERAM
ON PRIME PRICE OF TREATMENT**

L.P. Kalafatova, Pоеzd S.A.

Results of application of method for determining the optimum parameters for grinding and the method of rational distribution allowance on operations in grinding of sitall AS-418 are presented. It allows for a minimum cost of processing products, while ensuring its quality.

Ключевые слова: ситалл, алмазное шлифование, стоимость обработки, качество.

УДК 621.839

Антонюк В.С., Возненко В.В., Потапенко В.С.

Національний технічний університет України “Київський політехнічний інститут”, ВАТ “НВК ”Київський завод автоматики ім. Г.І. Петровського”, м. Київ, Україна

ПІДВИЩЕННЯ ПРАЦЕЗДАТНОСТІ РОБОЧИХ ПОВЕРХОНЬ ДЕТАЛЕЙ У ФРИКЦІЙНОМУ КОНТАКТІ

Вступ

Широке впровадження на підприємства в машино- та приладобудування сучасних технологічних процесів формування робочих поверхонь тертя деталей, які здатні забезпечити високі і стабільні показники експлуатаційних характеристик, підвищити надійність і безвідмовність машин і механізмів, обмежується відсутністю науково-обґрунтованих розробок методів формування таких поверхонь і рекомендацій стосовно їх параметрів.

Актуальною проблемою є формування функціональних поверхонь деталей пар тертя, з урахуванням взаємозв'язків і сутності процесів при експлуатації машин і механізмів, що забезпечить поліпшення експлуатаційних характеристик обладнання з дотриманням технічних і технологічних вимог. Аналіз технічного стану та відмов машин і механізмів при експлуатації показує, що деталі з поверхнями тертя у рухомих вузлах потребують поліпшення експлуатаційних характеристик [1-2].

Розробка методів формування робочих поверхонь пар тертя потребує досліджень з визначення параметрів модифікованих поверхонь. Як показав аналіз літературних джерел показники експлуатаційної якості машин і механізмів і тривалість їх експлуатації залежать від технологічного забезпечення поверхонь деталей у фрикційному контакті фізико-механічними властивостями для структурного пристосування при терті та поліпшення багатofункціональних характеристик: антифрикційності, зносостійкості, корозійної стійкості, несучої здатності, тощо [3].

Поліпшення якості та триботехнічних параметрів поверхонь тертя можна досягти, формуючи поверхню з відповідними функціональними характеристиками. Формування поверхні тертя дискретної топографії з регулярно розташованими лунками, заповненими мастилом, в процесі тертя знизить вірогідність розривів плівки мастила, а отже заїдання і зношування поверхні [4].

Метою роботи є прогнозування періоду та підвищення працездатності і робочих поверхонь деталей у фрикційному контакті.

Застосування поверхнево-пластичного деформування для створення поверхні деталей особливої топографії є перспективним напрямком, тому що структурна самоорганізація матеріалів при терті створює дискретний “рівноважний” рельєф поверхонь [5].

Формування на робочих поверхнях рухомих вузлів машин і механізмів у

вигляді дискретно-орієнтованої топографії (ДОТ) – закономірно розташованих лунок, які в процесі експлуатації заповнюються мастильним матеріалом, і орієнтованих в напрямку руху дозволяє поліпшити експлуатаційні характеристики та підвищити надійність і довговічність їх роботи за рахунок створення додаткового гідродинамічного мінікліна в місцях розташування лунок інтегрально збільшувати загальну несучу здатність змащувального шару і таким чином усувати відмови через захоплення і заїдання [6].

Метод формування поверхонь тертя деталей забезпечує широкими функціональними можливостями поверхні тертя у прецизійних вузлах приладів на основі створення удосконаленого способу формування поверхонь тертя деталей з дискретно-орієнтованою топографією що забезпечить формування зміцненої робочої поверхні деталей з раціональними параметрами для різних умов експлуатації.

Підвищити надійність машин і механізмів, збільшивши час напрацювання до відмов у рухомих прецизійних вузлах типу «вал-втулка», можливо шляхом визначення та корегування часу напрацювання деталей у фрикційному контакті до критичної величини зношування на стадії проектування раціональних параметрів топографії поверхонь з урахуванням умов експлуатації.

Результати досліджень. Запропоновано метод визначення величини лінійного зношування поверхні дискретно-орієнтованою топографією за час напрацювання. Шлях тертя ковзання фрикційної пари визначали виходячи з величини дуги контакту з кутом контакту $2\varphi_0$ для пари «вал-втулка» (рис.1).

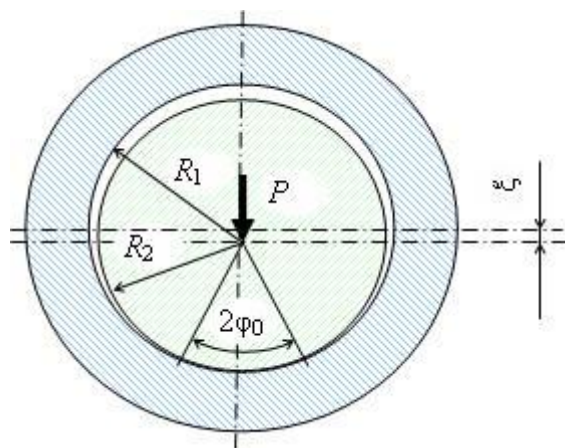


Рис.1. Розрахункова схема вузла «вал-втулка»:

R_1, R_2 – радіуси втулки і валу, відповідно; P – робоче навантаження; ξ – технологічний зазор між втулкою і валом; $2\varphi_0$ – кут контакту.

Інтенсивність зношування та коефіцієнт тертя залежать від питомого тиску на контакт. Для аналізу триботехнічних параметрів фрикційного контакту у вузлі «вал-втулка» важливо визначити його контактний стан: функціональну залежність розподілу тиску від площі контакту. На основі методу запропонованого в роботі [4] визначали розподіл питомого тиску по дузі контакту залежно від навантаження і визначали вплив параметрів ДОТ

поверхні на контактний стан у вузлі. На рис. 1 приведена розрахункова схема для визначення контактних параметрів вузла “вал-втулка”.

У фрикційній парі тертя (рис.1) індексом 1 позначено – нерухоме тіло (втулка), а індексом 2 – рухоме (вал). За один оборот для точок, розташованих на валу, шлях тертя ковзання дорівнює довжині дуги контакту $l = R_1\varphi_0$. Для точок нерухомого тіла – втулки шлях тертя за один оборот дорівнює периметру рухомого тіла по контактуючій поверхні, тобто $2\pi R_2$.

Кут контакту вузла φ_0 (в радіанах), який проходить тіло при терті ковзання визначали за формулою:

$$\varphi_0 = \arcsin \left(\sqrt{\frac{4}{\pi} \left[(1 - \mu_1^2) + (1 - \mu_2^2) \frac{E_{zm}}{E_2} \right] \frac{P}{E_{zm} B_f \xi}} \right); \quad (1)$$

де μ_1, μ_2 – коефіцієнти Пуассона, відповідно втулки і вала; R_1, R_2 – радіуси втулки і вала, відповідно; модуль Юнга зміцненої поверхні: $E_{zm} = E_1 (1 + \Psi(k_{zm} - 1))$; E_1, E_2 – модулі Юнга матеріалів втулки і вала, Ψ – щільність лунок (відношення площі лунок до номінальної площі поверхні), k_{zm} – коефіцієнт наклепу (зміцнення) поверхні в місцях знаходження лунок, P – робоче навантаження, B_f – довжина фрикційного контакту; ξ – технологічний зазор між втулкою і валом.

Для визначення часу роботи t використовуємо залежності шляху тертя L_f від швидкості обертання n :

$$\text{для нерухомого тіла} \quad L_{f1} = 2\pi R_2 \cdot n \cdot t; \quad (2)$$

$$\text{для рухомого тіла} \quad L_{f2} = R_1 2\varphi_0 n \cdot t. \quad (3)$$

У разі одночасного обертання обох тіл зі швидкістю $n_1 < n_2$ шлях тертя становитиме:

$$L_{f1} = 2\pi R_2 (\bar{n}_2 - \bar{n}_1) \cdot t - \text{для тіла 1}$$

$$: L_{f2} = 2R_1 \varphi_0 (\bar{n}_2 - \bar{n}_1) \cdot t - \text{для тіла 2}$$

Для нерухомої втулки в залежності лінійної інтенсивності зношування по дузі контакту $I_h = \frac{h_l}{L_f}$ шлях тертя L_f визначали через час тертя t , за формулою

(2), а питому інтенсивність зношування $i(\phi)$ – при дії змінного питомого тиску по дузі контакту $\eta(\phi)$ за формулою:

$$i(\phi) = \frac{v_w}{v_s} \eta(\phi)^{1,5}, \quad (4)$$

де v_w – швидкість прикладання енергії дорівнює швидкості ковзання; v_s – швидкість розповсюдження хвиль енергії в контактуючому тілі, а параметр

$$\eta(\phi) = \frac{2P \cdot (1 - \Psi) \sqrt{1 - (\phi/\varphi_0)^2}}{2R_1 \sin(\varphi_0) B_f H} + \frac{4,8(1 - \mu_1^2) \cdot b^{1/v} R_\varepsilon H^{1+1/v} P^{1-1/v} (1 - \Psi) \varphi_0^{1/v}}{\pi R_{\max} E^2 (2R_1 B_f)^{1-1/v} \sin(\varphi_0)},$$

де ϕ – зміна кутова координата, знаходиться в межах $-\varphi_0 \leq \phi \leq +\varphi_0$; H – твердість поверхні більш м'якого контактуючого тіла; b, v – параметри опорної кривої профілю поверхні, R_ε – радіус закруглення вершини окремого виступу; R_{\max} – найбільша висота нерівностей, E – модуль Юнга втулки.

Лінійна інтенсивність зношування дорівнює:

$$h_{I1}(\varphi) = I_h L_{f1} = 8 \cdot i(\varphi) \cdot \eta(\varphi) \cdot R_2 t n_w, \quad (5)$$

де n_w – швидкість обертання валу.

Дугу зношування втулки за час напрацювання t_2 визначали вважаючи що при постійній інтенсивності зношування в часі об'єм зношеного матеріалу пропорційний глибині зношування.

Відобразивши об'єм зношування $V(t)$ у виді половини циліндра, запишемо відношення:

$$\frac{h_{I1}(t_2)}{h_{I1}(t_1)} = \frac{V(t_2)}{V(t_1)} = \left(\frac{r_2}{r_1}\right)^2 = \left(\frac{\sin 2\varphi_0(t_2)}{\sin 2\varphi_0(t_1)}\right)^2,$$

де r – радіус основи циліндра; $h_{I1}(t_1)$ – глибина зношування в центрі контакту на початковій фазі, коли кут дуги зношування мало відрізняється від кута контакту $\varphi_0(t_1) \sim \varphi_0$, де можемо взяти $t_1 \sim$ термін напрацювання.

Звідси знаходимо дугу зношування:

$$l(t_2) = R_2 \cdot \arcsin\left(\frac{h_{I1}(t_2)}{h_{I1}(t_1)} \cdot (\sin 2\varphi_0)^2\right).$$

Для рухомого валу, інтенсивність зношування по периметру циліндричної поверхні є величина перемінна на шляху тертя. При розрахунках лінійного зношування поверхні використаємо середню лінійну інтенсивність зношування по дузі контакту, яку визначаємо за формулою (4). Визначивши шлях тертя L_{f2} через час тертя t , за формулою (3), знаходимо величину лінійного зношування вала за даний час роботи:

$$h_{I2} = I_h L_{f2} = \frac{8}{\pi} i \cdot \eta \cdot \varphi_0 R_1 t n_w. \quad (6)$$

Запропонований метод дає можливість визначити в парі тертя залежність зношування від властивостей матеріалів, параметрів ДОТ поверхні, величини її шорсткості, режимів експлуатації та врахувати їх при проектуванні дискретно орієнтованої робочої поверхні фрикційної пари.

Експериментальні дослідження Для експериментальних досліджень з визначення параметрів поверхонь робочого вузла тертя вибрали втулку зі сплаву АК6 і вал із сталі 18Х2Н4МА. Випробування підготовлених зразків проводили на спеціальному стенді. В зону тертя забезпечували постійну подачу мастила ХФ 12-16. Лінійна інтенсивність зношування визначалась перерахунком геометричних параметрів зношеної ділянки, які вимірювались з точністю 0,001 мм.

Для проведення експериментів вибрали ортогональний центрально-композиційний план другого порядку [7] з трьома факторами: щільність лунок Ψ в діапазоні 0 ...40%, шорсткість в Rz 0,32...1,2 мкм і ступінь зміцнення поверхні $H=1...2,5$ при навантаженні в зоні контакті $P = 80...200$ Н і швидкості обертання валу $v_w = 1420$ об/хв.

Для фрикційної пари - нерухома втулка зі сплаву АК6 і вал із сталі 18Х2Н4МА, щільність лунок поверхні втулки Ψ становила 25% з початковою дугою контакту з кутом $2\varphi_0 = 5,87^\circ$, а навантаження 100 Н і швидкості

обертання вала 1420 хв^{-1} .

Як показали експериментальні дослідження за 24 години безперервного напрацювання втулки з ДОТ при сухому терті в режимі допустимого окисного зношування максимальний знос $h_{л\max}$ дискретно орієнтованої поверхні втулки в центрі дуги контакту становив близько $0,02 \text{ мкм}$, а за 200 годин – $0,17 \text{ мкм}$ (рис. 2).

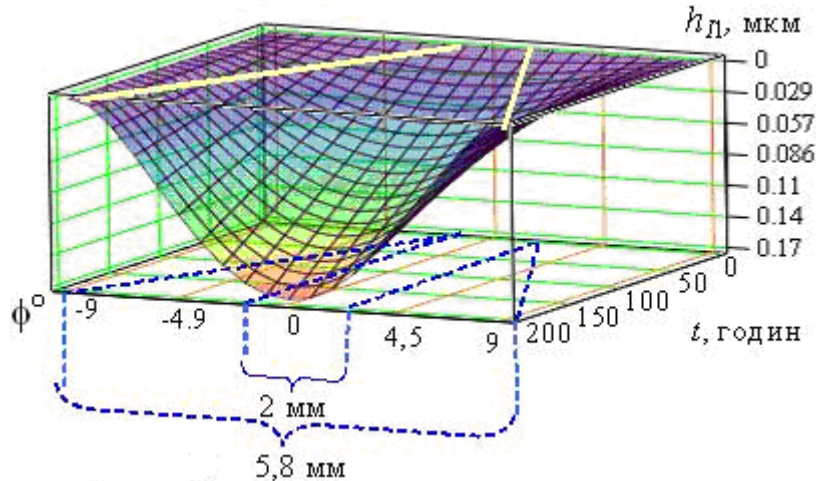


Рис. 2. Залежність лінійного зношування $h_{л}$ втулки з дискретно орієнтованою поверхнею ($\Psi = 25\%$) по дузі зношування - l від кутової координати дуги ϕ і від часу напрацювання t .

Величина зносу поверхні тертя без ДОТ за 200 годин напрацювання становила $8,6 \text{ мкм}$, при цьому дуга зношування збільшилась від $l = 2 \text{ мм}$ на початку напрацювання до $l = 5,8 \text{ мм}$ в кінці.

Залежність впливу на лінійну інтенсивність зношування ДОТ поверхні втулки, щільність лунок та навантаження на поверхню втулки в режимі допустимого тертя у рухомому вузлі “вал-втулка” показано на рис. 3.

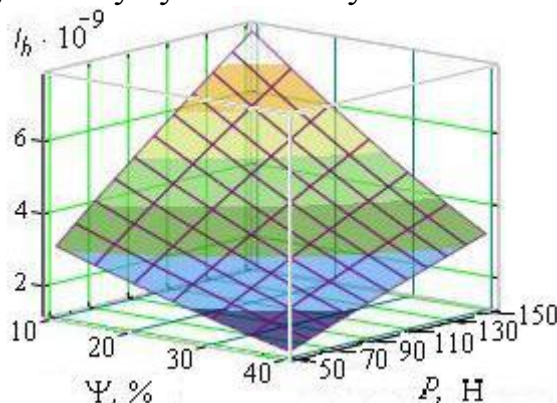


Рис. 3. Залежність інтенсивності зношування I_h дискретно орієнтованої поверхні нерухомої втулки з АК6 у вузлі тертя “вал-втулка” від навантаження P і щільності лунок Ψ .

Як показали проведені дослідження збільшення щільності лунок Ψ від 10 до 40 % втулки за рахунок зміцнення поверхні та зменшення фактичної площі контакту інтенсивність зношування в зменшує 2,4 рази.

Дослідження зношування вала із сталі 18X2H4MA з твердістю зміцненої

при формуванні ДОТ поверхні $H_{zm} = 3,2$ ГПа і щільністю лунок ($\Psi = 25\%$), з швидкістю обертання в парі тертя з втулкою $n = 1420$ хв⁻¹ показали що за 20 годин безперервного напрацювання при сухому терті лінійне зношування h_{l2} поверхні ДОТ вала при навантаженні $P = 100$ Н становило $\sim 1,5 \times 10^{-3}$ мкм, за 200 годин – 0,015 мкм. За період 200 годин напрацювання при навантаженні в 200 Н зношування становило 0,061 мкм (рис.4).

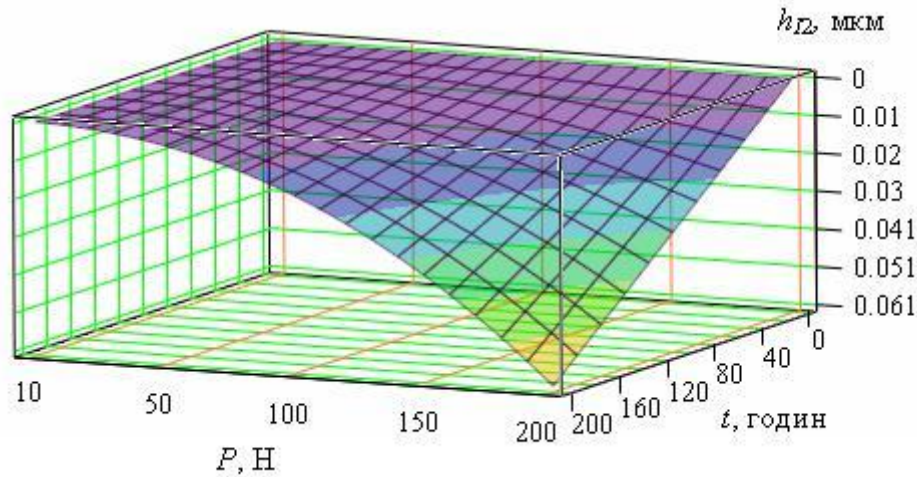


Рис. 4. Залежність величини лінійного зношування h_{l2} рухомого вала зі сталі 18Х2Н4МА в парі з втулкою від навантаження P і часу напрацювання t .

Залежності величини лінійного зносу вала при навантаженні $P = 150$ Н від щільності лунок при формуванні ДОТ зі зміцнюючим ефектом $H_{zm}/H = 1,5$ і від часу напрацювання приведені на рис. 5. При зростанні щільності лунок знос за час напрацювання зменшується, при цьому найбільший ефект проявляється при величині наклепу лунки $H_{zm}/H \geq 1,4$.

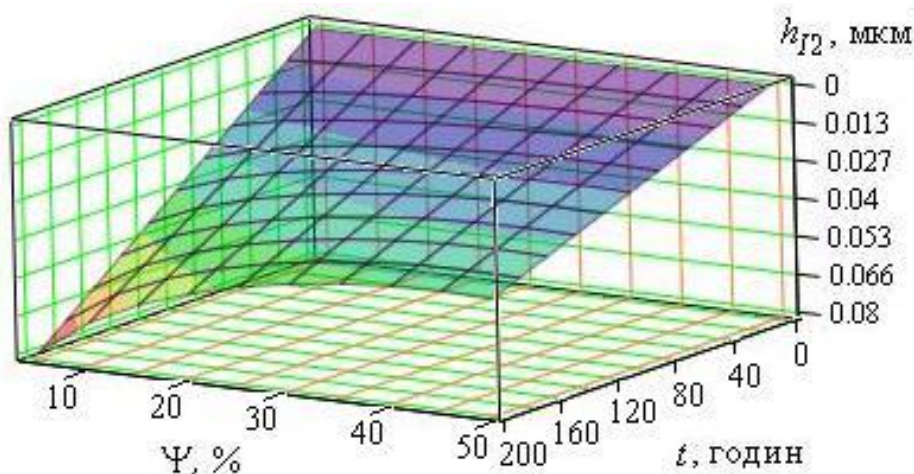


Рис. 5. Залежність величини лінійного зношування h_{l2} рухомого валу ($H_{zm}/H = 1,5$) в парі з втулкою від щільності лунок Ψ , і часу напрацювання t .

На рис. 5 показана залежність зношування валу від щільності нанесення

лунок, коли наклеп $H_{zm}/H = 1,3$. Невелике зменшення лінійного зношування спостерігається лише при $\Psi = 25\%$. Наклеп зростає зі збільшенням глибини лунки, тому при конструюванні ДОТ поверхні валу при виборі $\Psi_{\text{доп}} > 20\%$ треба брати максимальну $h_{\text{доп}}$ з області допустимих параметрів ДОТ поверхні матеріалу валу. Аналіз отриманих результатів показав, що формування ДОТ поверхні на валу забезпечує зменшення лінійної інтенсивності його зношування до 2 раз.

Обробка результатів експерименту показала, що раціональними параметрами дискретно-орієнтованої топографії і шорсткості поверхні втулки і валу є: для втулки – щільність нанесення лунок $\Psi = 20...30\%$, глибина лунок 25...35 мкм, ступінь зміцнення поверхні $H \sim 1,8$, шорсткість поверхні $Rz 0,32...0,8$ мкм; для валу – щільність нанесення лунок $\Psi = 30...40\%$, глибина лунок 12...15 мкм, ступінь зміцнення поверхні $H \sim 1,3$, шорсткість поверхні $Rz 0,32...0,6$ мкм. При цьому лінійна інтенсивність зношування втулки зменшується майже у 3 рази, а валу у 1,5 рази.

Висновки

Запропонований метод формування дискретно-орієнтованої топографії поверхні забезпечує формування фрикційної поверхні, збільшення мастилоємності і рівномірний її розподіл, що забезпечує додаткове зниження інтенсивності зношування робочих поверхонь пар тертя.

Як показали експериментальні дослідження основними параметрами вихідної технологічної обробки поверхні, що впливають на інтенсивність зношування, є: щільність лунок, твердість зміцненої поверхні, питомий тиск в контакті. Залежність інтенсивності зношування від цих параметрів не лінійна.

Визначені раціональні співвідношення параметрів дискретно-орієнтованої топографії і шорсткості фрикційної поверхні для заданого експлуатаційного режиму. дискретно-орієнтованої топографії

Література: 1. Суслов Г.А. Инженерия поверхности деталей - резерв в повышении конкурентоспособности машин. Справочник. Инженерный журнал. Приложение 2001 №4 с.3-9. 2. Бершадский Л.И. Структурная термодинамика трибосистем. – К.: Техника, 1990.– 282 с. 3. Костецкий Б.И. Трение, смазка и износ в машинах.– К.: Техника, 1970.– 396 с 4. Трение, изнашивание и смазка. Справочник: В 2-х кн. Кн. 1 / Под. ред. И.В. Крагельского и В.В. Алисина. – М.: Машиностроение, 1978. – 400 с. 5. Шнейдер Ю.Г. Эксплуатационные свойства деталей с регулярным микрорельефом.– Л.: Машиностроение, 1982.- 248 с. 6. Антонюк В.С. Технологическое обеспечение эксплуатационных свойств деталей машин // Резание и инструмент в технологических системах; Междунар. науч.-техн. сб. – Харьков; НТУ «ХПИ»,2007. – С.25-31. 7. Налимов В.В., Чернова Н.А. Статистические методы планирования экстремальных экспериментов.– М.: Наука, 1965.– 278 с.

ПІДВИЩЕННЯ ПРАЦЕЗДАТНОСТІ РОБОЧИХ ПОВЕРХОНЬ ДЕТАЛЕЙ У ФРИКЦІЙНОМУ КОНТАКТІ

Антонюк В.С., Возненко В.В., Потапенко В.С.

В роботі приведені дослідження впливу конструктивних параметрів дискретно-орієнтованої топографії поверхонь пар тертя на зміцнення поверхонь тертя при їх формуванні. Показано, що формування поверхні тертя з параметрами визначеними виходячи з умов експлуатації забезпечують зниження зношування поверхні тертя.

ПОВЫШЕНИЕ РАБОТОСПОСОБНОСТИ РАБОЧИХ ПОВЕРХНОСТЕЙ ДЕТАЛЕЙ ВО ФРИКЦИОННОМ КОНТАКТЕ

Антонюк В.С., Возненко В.В., Потапенко В.С.

В работе приведены исследования влияния конструкционных параметров дискретно-ориентированной топографии поверхностей пар трения на упрочнение поверхностей трения при их формировании. Показано, что формирование поверхности трения с параметрами определенными с учетом условий эксплуатации обеспечивают снижение износа поверхностей трения.

AN INCREASE OF CAPACITY OF WORKINGS SURFACES OF DETAILS IS IN FRICTION CONTACT

Antonyuk V.S., Voznenko V.V., Potapenko V.S.

In work there are given research of friction pare surfaces discreet oriented topography construction parameters influence on strengthening of friction surfaces at their forming of vibroimpulsive method and results are given the results of friction pare surfaces discreet oriented topography forming strengthening effect with usage of thermodynamic analysis. It's shown, that forming of friction surface with certain parameters, provide the increase of friction surface wear.

Ключові слова: работоспособность, пара трения, фрикционный контакт, износ.

УДК 621.9

Лашина Ю.В., Пасічник В.А.
НТУУ „КПІ”, м. Київ, Україна

ФОРМАЛІЗАЦІЯ ОБМЕЖЕНЬ НА ІНТЕГРАЦІЮ ДЕТАЛЕЙ В СКЛАДАЛЬНОМУ ВИРОБІ

Введение

Сучасні машинобудівні підприємства близько 53% виробничого часу витрачають на операції складання, а частка вартості складання в собівартості виробу коливається від 10 до 30% і має стійку тенденцію до збільшення [1]. Особливістю складальних процесів є домінування допоміжного часу над основним, тому підвищення ефективності може бути досягнуто за рахунок використання великої кількості високопродуктивного допоміжного обладнання. Але такий шлях є досить капіталомістким. Іншим засобом скорочення витрат виробництва є використання «Паралельного проектування» (*Concurrent Engineering*), яке передбачає одночасне та взаємообумовлене проектування конструкції виробу та процесів його виготовлення. Метод паралельного проектування, спрямований на скорочення витрат на процеси складання виробу за рахунок проектування конструкцій, орієнтованих на складальні процеси, отримав назву «Конструювання, орієнтоване на складання» (*DFA – Design for Assembly*). Цей метод поєднує в собі як набір певних правил та рекомендацій по проектуванню конструкцій нових виробів, так і процедури аналізу існуючих виробів з метою їх перепроjektування.

Найбільш відомими методами DFA аналізу є: *Hitachi Assemblability Evaluation Method*, *Boothroyd Dewhurst System*, *Lucas DFA Technique*. На основі цих методів реалізовані експертні системи *Design for Assembly 9.2 (Boothroyd Dewhurst System)* [2] і *TEAMSET Software (Lucas DFA Technique)* [3]. Проте навіть для цих, найбільш розвинених систем, характерною є орієнтація на діалог з користувачем і практично всі початкові дані вводяться вручну. Обробка результатів аналізу також виконується людиною, тобто дані системи фактично є електронним варіантом «паперової» методики аналізу, що існувала раніше. Тому актуальною задачею є розробка системи автоматизованого DFA аналізу.

Дослідження існуючих методів складально-орієнтованого проектування дозволило виокремити три напрямки підвищення пристосованості виробу до складальних процесів:

1. Скорочення кількості деталей виробу.
2. Підвищення технологічності з'єднань у складальному виробі (СВ).
3. Підвищення технологічності деталей з точки зору складання.

Пропонується виконувати аналіз виробу за даними напрямками у наступній послідовності. В першу чергу необхідно дослідити можливість скорочення кількості деталей виробу без втрати його функціональності, при цьому починати необхідно з аналізу з'єднань, що забезпечують цілісність (ЗЗЦ).

В [4] було виявлено три типи з'єднань, що забезпечують цілісність:

1. ЗЗЦ, яке утворюють лише дві деталі a_i та a_j , контактено обмежені в усіх шести координатних напрямках. Прикладами таких ЗЗЦ є різьбові, з'єднання, отримані шляхом пружних (з'єднання за допомогою стопорних кілець) або пластичних (шплінтові з'єднання) деформацій, тощо.
2. ЗЗЦ, які утворюють лише дві деталі a_i та a_j , обмежені в усіх шести напрямках, але як мінімум одне з бінарних відношень обмежень рухливості є віддаленим.
3. ЗЗЦ, що складаються з групи деталей $a_i, a_j, a_k, \dots, a_q$. Такі ЗЗЦ мають наступну особливість: наявність лише однієї деталі a_i , яка обмежує контактено чи віддалено всі інші деталі даного ЗЗЦ і є його основою.

Скорочення кількості деталей виробу можна досягти шляхом заміни ЗЗЦ третьої групи з'єднаннями першої та другої груп. Після аналізу ЗЗЦ, слід проаналізувати можливість заміни груп деталей виробу інтегрованими деталями.

Після того, як кількість деталей виробу зменшено, необхідно дослідити відповідність реалізації з'єднань вимогам технологічності (наприклад, забезпечення єдиного напрямку орієнтації елементів кріплення). Останнім етапом є підвищення технологічності конструкцій окремих деталей, наприклад, введення/вилучення конструктивних елементів для забезпечення симетричності деталі.

Процедура цілеспрямованого скорочення кількості деталей СВ.

Продукція машинобудування містить в середньому 50% деталей [2], які можуть бути виключені шляхом перепроектування, а тому і процеси складання, як правило, виявляються значно дорожчими, аніж це необхідно. Теоретично, найкращим з точки зору складання є виріб, який містить одну деталь, що виключає процес складання як такий. У межі завдання може бути зведено до інтеграції усіх деталей складального виробу в одну. Проте, існують певні обмеження процесу інтеграції, зумовлені вимогами до кінцевого продукту.

Множина обмежень на інтеграцію деталей M містить дві підмножини: M^T – технологічних обмежень; M^F – функціональних обмежень. Множина M містить також підмножину обмежень, що можуть бути проаналізовані в автоматизованому режимі на основі математичної моделі СВ – M_A та множину обмежень, які мають бути проаналізовані людиною – M_M . Отже, вся множина обмежень на інтеграцію деталей СВ може бути представлена як (рис. 1),

$$M = M_A^T \cup M_A^F \cup M_M^T \cup M_M^F,$$

де $M_A^T = M^T \cap M_A$; $M_A^F = M^F \cap M_A$; $M_M^T = M^T \cap M_M$; $M_M^F = M^F \cap M_M$

Пошук деталей складального виробу, які можуть бути об'єднані в одну з урахуванням вищезазначених вимог, виконується в декілька етапів (рис. 2), розглянемо кожен з них.

1 етап. Аналіз обмеження M_A^F .

Згідно [5] будь-який виріб характеризується наявністю ланцюгів потокових зв'язків – послідовності перетворень елементами даного виробу потоку речовин,

енергії, сигналу і т.і. Для механічних виробів найбільш важливими є: передача зусилля та перетворення напрямку руху. Ланцюг поточкового зв'язку, який реалізовано за допомогою кінематики механізму, має назву *кінематичний ланцюг*.



Рис.1 - Обмеження на інтеграцію деталей

У механічних системах кінематичні ланцюги реалізують передачу енергії через силову взаємодію елементів, причому в такій взаємодії беруть участь не всі елементи, а лише деякі (функціонально необхідні для передачі руху), решта елементів виконує другорядну роль і є однією з можливих варіантів конструктивного виконання.

Для виявлення кінематичного ланцюга необхідна інформація про кінематичну структуру СВ, тобто про *кінематичні пари* (КП) і ланки кінематичного ланцюга.

Теоретично КП утворюється за допомогою двох деталей, які є ланками кінематичного ланцюга, проте конструктивно КП, як правило, реалізується більшою кількістю деталей.

На етапі кінематичного аналізу виконується:

1. Формалізоване розділення множини A всіх елементів СВ на дві підмножини: A^F – функціонально необхідних елементів; A^A – додаткових елементів. Елементи підмножини A^F не підлягають об'єднанню між собою, тоді як елементи множини A^A можуть бути об'єднані з іншими. У межі завдання може бути зведено до наявності в конструкції СВ тільки елементів підмножини A^F .

2. Для кожного елемента множини A^F виділення елементів з множини A^A , які приймають участь у реалізації ланки кінематичного ланцюга. Розділення

множини A всіх елементів на підмножини A_i^K , кожна з яких містить деталі, які є конструктивною реалізацією однієї кінематичної ланки.

2 етап. Аналіз обмеження $M_{M_R}^F$. Деталі, які потребують регулярної заміни або регулювання не повинні об'єднуватися з іншими, тому вони мають бути виключені з отриманих множин:

$$\sum_{i=0}^m A_i^K - A^R,$$

де m – кількість функціонально необхідних елементів; A^R – множина деталей, властивістю яких є необхідність регулярної заміни або настроювання.

3 етап. Аналіз обмеження $M_{M_M}^T$. Перевірка матеріалів деталей, що належать одній множині A_i^K . Якщо матеріал за специфікацією не є однаковим необхідно отримати інформацію від конструктора щодо можливості зміни матеріалів деталей. Якщо множина A_i^K містить деталі, виконані з різних матеріалів, необхідно її розділити за ознакою матеріалу.

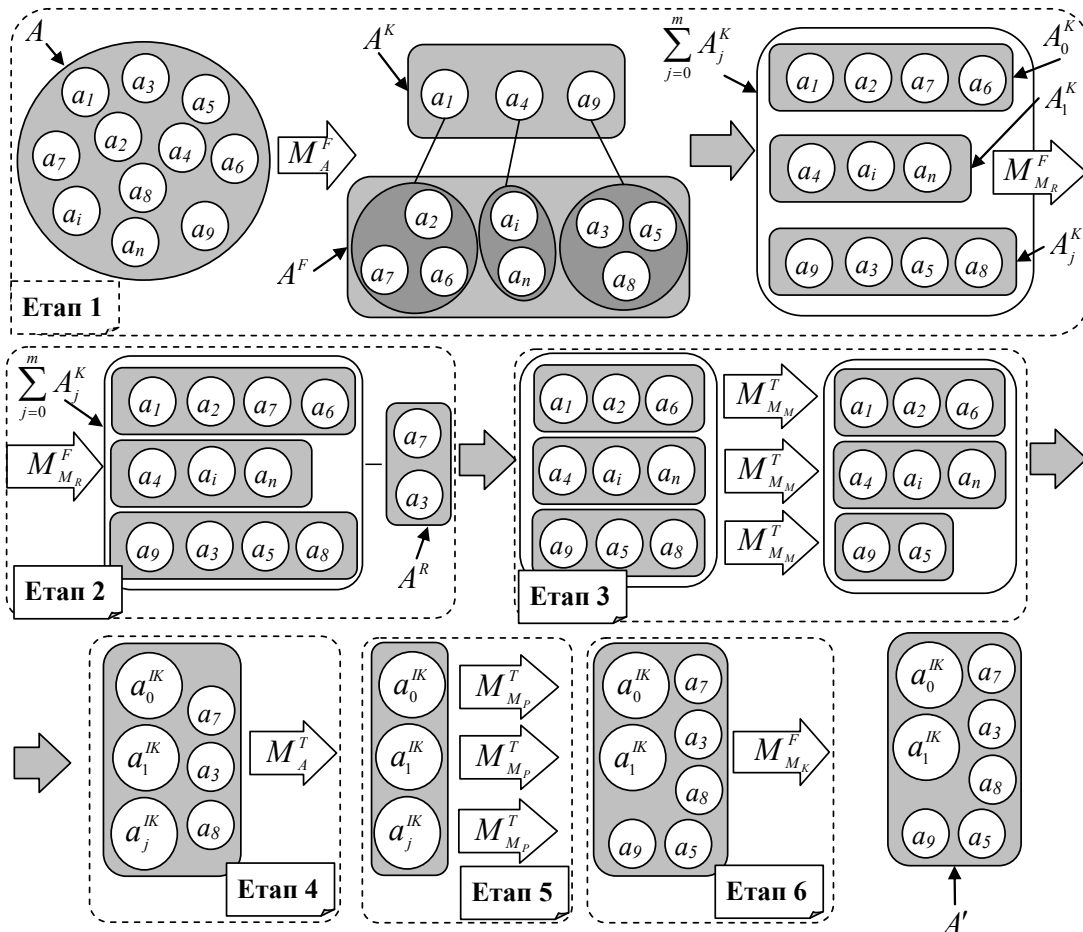


Рис. 2 - Етапи виділення деталей, які можуть бути інтегровані в одну

4 етап. Аналіз обмежень M_A^T . На даному етапі виконується «попередня» інтеграція деталей множини A_i^K в одну деталь a_i^{iK} і для всіх деталей множини A перевіряється можливість реалізації послідовності складання і умови доступу

інструменту в зону складання. Якщо виявляється неможливим виконати складання, деталі множини A_i^K не об'єднуються.

5 етап. Аналіз обмеження $M_{M_p}^T$. На даному етапі людиною оцінюється технологічна можливість та економічна доцільність виготовлення інтегрованих деталей.

6 етап. Аналіз обмеження $M_{M_k}^F$. Людиною оцінюється умова незмінності передачі механізмом сил, моментів, швидкостей.

Результатом запропонованої послідовності аналізу СВ є множини деталей A_i^K , які можуть бути замінені інтегрованими деталями a_i^{IK} із дотриманням усіх вимог, що висуваються до виробу.

Висновки

Виділені три напрямки проведення аналізу СВ з метою підвищення його пристосованості до процесів складання. Для напрямку «скорочення кількості деталей виробу» формалізовані обмеження на інтеграцію деталей. Вся множина обмежень розділена на підмножини за технологічною та функціональною ознакою. В даних підмножинах виділені обмеження, аналіз яких може бути автоматизовано, та такі, що потребують аналізу з участю людини. Результатом виконання запропонованої послідовності аналізу обмежень є множини деталей, які можуть бути замінені інтегрованими деталями без втрати функціональності виробу і з урахуванням технології складання. Запропонована методика пошуку деталей, які можуть бути інтегровані в одну, створює передумови для автоматизації DFA аналізу.

Література: 1. Mechanical Engineering Handbook. Frank Kreith Ed. Boca Raton: CRC Press LLC, 1999 2. Geoffrey Boothroyd, Peter Dewhurst, Winston Anthony Knight. Product design for manufacture and assembly. 2nd ed. ISBN 10: 082470584X, CRC Press Taylor & Francis Group, 2001 3. Lucas Engineering Systems Ltd., University Of Hull, Design For Assembly / Manufacture Analysis Practitioners Manual, Version 10.5, CSC Manufacturing, Solihull, UK, 1995. 4. Кореньков В.М., Пасічник В.А., Сімута Р.Р. Аналіз з'єднань, що забезпечують нерознімність складальних одиниць та виробів, і деякі способи визначення таких з'єднань // Вісник технологічного університету Поділля. – 2002. – №4/ч.1. – С.48-52. 5. Koller R. Konstruktions methode für den Maschinen – Geräte und apparatebau – Berlin: Springer – Verlag, 1976. – 184 p.

ФОРМАЛІЗАЦІЯ ОБМЕЖЕНЬ НА ІНТЕГРАЦІЮ ДЕТАЛЕЙ В СКЛАДАЛЬНОМУ ВИРОБІ

Лашина Ю.В., Пасічник В.А.

У даній роботі представлені три галузі аналізу DFA. Обмеження, які повинні бути прийняті до уваги при скороченні частини оцінок, діляться на наступні дві групи: обмеження, які можуть бути проаналізовані автоматично і обмеження, які повинні бути проаналізовані вручну. Застосування запропонованої процедури для аналізу обмежень дає можливість автоматизації аналізу DFA.

ФОРМАЛИЗАЦИЯ ОГРАНИЧЕНИЙ НА ИНТЕГРАЦИЮ ДЕТАЛЕЙ В СБОРОЧНОМ ИЗДЕЛИИ

Лашина Ю.В., Пасичник В.А.

В данной работе представлены три области анализа DFA. Ограничения, которые должны быть приняты во внимание при сокращении части оценок, делятся на следующие две группы: ограничения, которые могут быть проанализированы автоматически и ограничения, которые должны быть проанализированы вручную. Применение предлагаемой процедуры для анализа ограничений дает возможность автоматизации анализа DFA.

FORMALIZATION OF LIMITS IS ON INTEGRATION OF DETAILS IN FRAME-CLAMPING GOOD

Lashina U.V., Pasichnik V.A.

This paper presents the three areas of the DFA analysis. Restrictions, which must be taken into account when reducing part count, are divided into the following two groups: restrictions, which can be analyzed automatically and restrictions, which have to be analyzed manually. The application of the proposed procedure for analyzing the restrictions gives an opportunity for an automation of DFA analysis.

Ключові слова: аналіз, кінематична пара, ланцюг, Concurrent Engineering.

УДК 621.833:621.914.5

Тимофеев Ю.В., Мироненко Е.В., Ключко А.А., Шаповалов В.Ф.
НТУ «ХПИ», г.Харьков, ДГМА, г. Краматорск, Украина

ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ АСПЕКТЫ ОБРАБОТКИ КРУПНОМОДУЛЬНЫХ ЗАКАЛЕННЫХ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС

Введение

Увеличение твердости рабочих поверхностей зубьев зубчатых колес является одним из наиболее эффективных и актуальных на сегодняшний день путей повышения нагрузочной способности и долговечности зубчатых передач и редукторов при одновременном снижении их габаритов и массы. Результаты ряда исследований, свидетельствуют, что повышение твердости зубьев с HRC₃₂ до HRC₅₇ позволяет вдвое уменьшить габариты редуктора и в 3 раза – его массу.

Вместе с тем, существенное повышение твердости зубчатых колес резко увеличивает трудоемкость их изготовления: повышаются требования к жесткости зуборезного оборудования, стойкости инструмента, появляется потребность в дорогостоящих, но малопроизводительных зубошлифовальных станках и т.д. Если для зубчатых колес мелкого и среднего модуля ($m=5-10$ мм) получить требуемые качественные характеристики зацепления можно путем химико-термической обработки и зубошлифования, то для крупномодульных колес ($m=12,0-65,0$ мм), особенно косозубых, с углом наклона зубьев свыше $\beta_d > 10^\circ$ и длиной зуба более $b_k > 400$ мм, выполнение указанных операций многократно усложняется и далеко не всегда обеспечивает достижение поставленных целей по причине больших термических деформаций зубьев (0,8-2,5мм) и высокой трудоемкости операций зубошлифования.

В последние годы с целью снижения трудоемкости и повышения качества изготовления закаленных колес широкое распространение получает предварительная под зубошлифование или окончательная лезвийная обработка закаленных зубьев различными зуборезными инструментами, оснащенными современными марками твердых сплавов, керамики и сверхтвердыми материалами.

Производство и успешная эксплуатация такого инструмента сопряжены с определенными трудностями в части обеспечения необходимого качества и точности его изготовления, экономичности использования и др.

При изготовлении крупномодульных зуборезных инструментов – например червячных твердосплавных фрез традиционных схем резания, приходится иметь дело с режущими кромками сравнительно большой длины (30-85 мм), что усложняет процесс качественной пайки твердого сплава, последующую заточку и шлифовку зубьев, обеспечение необходимой точности инструмента и др.

Вопросы технологического обеспечения качества, точности и экономичности изготовления во многом тесно связаны с вопросами

конструирования инструмента. Путем выбора оптимальной схемы резания и кинематики зубообработки можно существенно уменьшить длину главных режущих кромок и, таким образом, облегчить пайку и заточку инструмента, осуществить возможность оснащения его неперетачиваемыми поворотными пластинками из твердого сплава, керамики, сверхтвердых материалов, обеспечить необходимую точность изготовления и др.

Основная часть

В настоящее время проводится большое количество работ, направленных на освоение технологии и инструмента для лезвийной обработки закаленных зубчатых колес. При этом лезвийная обработка применяется как предварительная операция для уменьшения припуска под зубошлифование или как окончательная операция.

Значительный опыт в области конструирования, изготовления и эксплуатации твердосплавных червячных фрез накоплен в Украинском институте сверхтвердых материалов [1]. Здесь разработаны различные конструкции червячных фрез: затылованные, острозаточенные, с поворотными рейками и отдельными зубьями, освоена технология их изготовления и режимы эксплуатации. Фрезы рекомендуется оснащать твердым сплавом марок Т10К4, Т30К4, ТТ10К8Б, ВК6М, ВК10-ОМ; наибольший модуль разработанных червячных фрез 12 мм.

НТУ «Киевский политехнический институт» совместно с Московским инструментальным заводом проведены исследования, в результате которых разработаны конструкции твердосплавных червячных фрез с отрицательным углом наклона передней поверхности зубьев и не работающей вершиной, по типу фрез фирмы «Azumi» (Ацуми) Япония. Фрезы имеют наружный диаметр 140-180 мм, 6-8 и более витков, а также 10-14 прямых стружечных канавок. Зубья фрез оснащены твердым сплавом марок ВК6-ОМ, ВК10-ОМ, ВК10-ХОМ [1].

Твердосплавные пластины крепятся к корпусу червячной фрезы, изготавливаемому из стали 40Х, методом пайки. В качестве припоя используется латунь марок Л63, Л68, ЛОК-59-1-03 и ЛОК-62-06-04.

Фрезы отличаются увеличенными задними углами на боковых режущих кромках зубьев $\alpha_6=6-8^{\circ}$, что достигается применением специально разработанного способа шлифовки зубьев по задним поверхностям плоскостной стороной стандартных алмазных кругов формы АЧК или АТ [2]. Характеристика применяемых алмазных кругов на органической связке: АЧК 160x32x20x23- АСБ 160/125-100% ГОСТ 1617220. Режимы заточки следующие: скорость резания $V=20-30$ м/с, глубина резания $t=0,03-0,06$ мм, скорость вращения фрезы $v=1,5-1,7$ м/мин.

Червячные фрезы рассмотренной конструкции внедрены на ряде заводов. Они применяются на операциях уменьшения и выравнивания припуска под окончательное шлифование крупногабаритных зубчатых колес турбинных редукторов, изготавливаемых из стали 38ХМЮА и имеющих цементационный слой 1,5-1,8мм, твердость зубьев 56-60 HRC₃.

Фрезы работают на станках-полуавтоматах моделей 53А80Н и 5К32 и др., без охлаждения при следующих режимах резания: $t=0,1-0,2$ мм, $S=2,5$ мм/об; $V=40-80$ м/мин.

Шероховатость обработанной поверхности зубьев после зубофрезерования составляет $R_a=0,4-0,63$ мкм.

По разработанной в НТУ «Киевский политехнический институт» документации Московским инструментальным заводом по заказам других предприятий изготавливаются фрезы $m=6-8$ мм.

В НТУУ «Киевский политехнический институт» [1] разработаны конструкции сборных червячных фрез для чистового зубофрезерования закаленных колес, оснащенные сверхтвердым материалом гексанит-Р. Фрезы работают как по кромочной (генераторной) схеме резания, так и по профильной схеме, аналогично стандартным червячным фрезам. Фрезы оснащаются как затачиваемыми режущими элементами-зубьями; так и неперетачиваемыми режущими элементами кубической формы. В последнем случае допускается двенадцатикратная переустановка режущего элемента в корпусе фрезы, т.е. количество периодов стойкости каждого режущего элемента равно количеству ребер куба. Оснащение фрезы гексанитом-Р позволяет осуществить обработку зубьев колес модулем до 10 мм со скоростью резания 200 м/мин.

В НТУУ «Киевский политехнический институт» проведены исследования по определению работоспособности минералокерамики оксидно-карбидного класса новых марок. Применение минералокерамики марки ВОК-60 в условиях чистового зубофрезерования закаленных до твердости HRC₃ 60-64 колес показало, что стойкость инструмента при износе трёхгранной пластины по задней грани в пределах 0,4мм составляет 240-270 мин и при этом она сочетается с высокой производительностью процесса обработки.

Была разработана новая конструкция червячной фрезы с поворотными зубьями, имеющими отрицательный угол наклона передней поверхности, равный 30^0 (рисунок 1). В результате испытаний опытного образца фрезы, оснащённого минералокерамикой ВОК-60, установлено, что шероховатость поверхности обработанных закаленных зубьев колеса находится в пределах $R_a=0,32-0,63$ мкм, стойкость зубьев инструмента составляет 260-280 мин, износ равномерный. Резание происходит спокойно, без ударов. Режимы резания применялись следующие: $t=0,4$ мм; $S=0,5$ мм/об; $V=120$ м/мин.

В ЦНИИТМАШе г.Москва разработан сравнительно простой по конструкции инструмент – обкаточные резцы (рисунок 2), оснащённые твёрдым сплавом марок Т14К8 или ВК10-ОМ [1]. Проведённые исследования показали, что стойкость обкаточных резцов, оснащённых сплавом ВК10-ОМ, при обработке колёс $m=20$ мм с твёрдостью зубьев HRC₃ 45-50 выше, чем резцов, оснащённых сплавом Т14К8, однако она ещё недостаточна для промышленного внедрения инструмента. Лучшие результаты получены при обработке колёс модулем до 12 мм. При допустимом износе 0,2 мм стойкость обкаточных резцов $m=10-12$ мм составляет 20 м длины нарезаемых зубьев. Для обработки таких колёс Коломенским заводом тяжёлого станкостроения изготовлен специальный зубофрезерный станок мод. КУ-405 [1].

Следует особо отметить, что однолезвийные инструменты уступают многолезвийным, например, червячным фрезам, в производительности и качестве зубообработки.

В АО «Уралмашзавод» применяют четырёхлезвийную летучку $m = 12$ мм (рис. 3) для предварительной обработки зубьев закалённых колёс под зубошлифование. Такая летучка приблизительно оформляет эвольвентный профиль зубьев, однако и это позволяет снизить трудоёмкость зубошлифования.

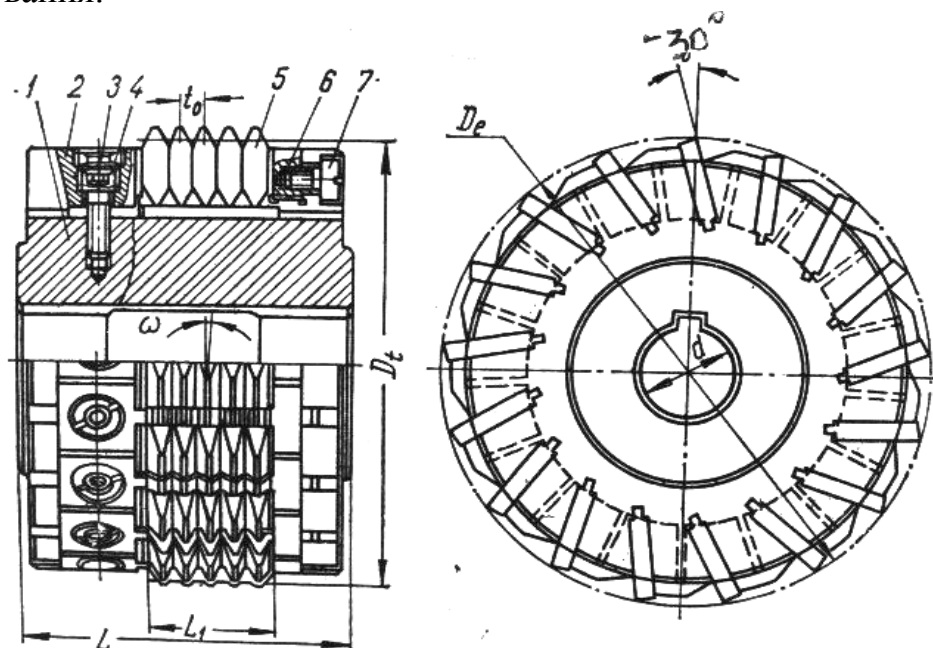


Рис. 1. Червячная фреза конструкции КПИ с поворотными пластинками из минералокерамики $m=3,5$ мм.

Зарубежный опыт лезвийной обработки закалённых колёс впервые на мировом рынке представлен фирмой «Azumi» Япония червячными твердосплавными фрезами (рис. 4) [1].

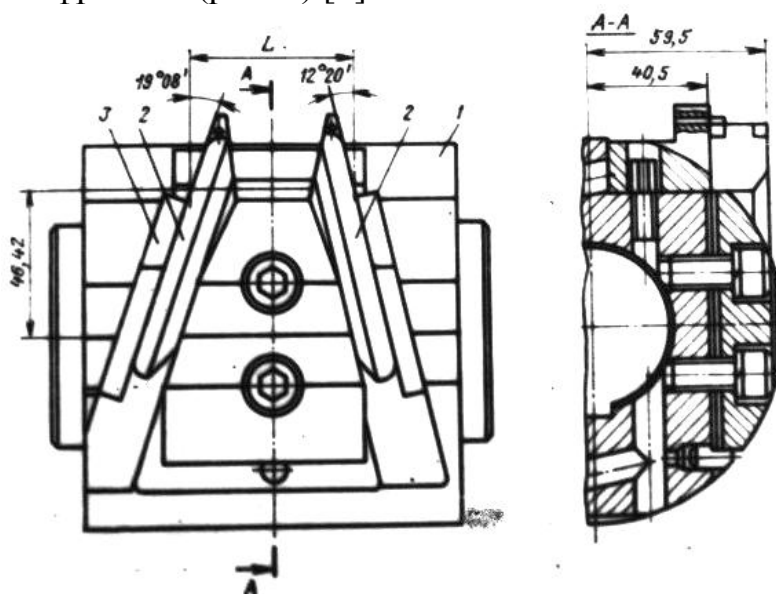


Рис. 2. Обкаточный двухкромочный твердосплавный резец конструкции ЦНИИТМАШ $m=12$ мм.



Рис. 3. 4х-лезвийная обкаточная твердосплавная летучка конструкции АО “Уралмаш” $m=12$ мм.

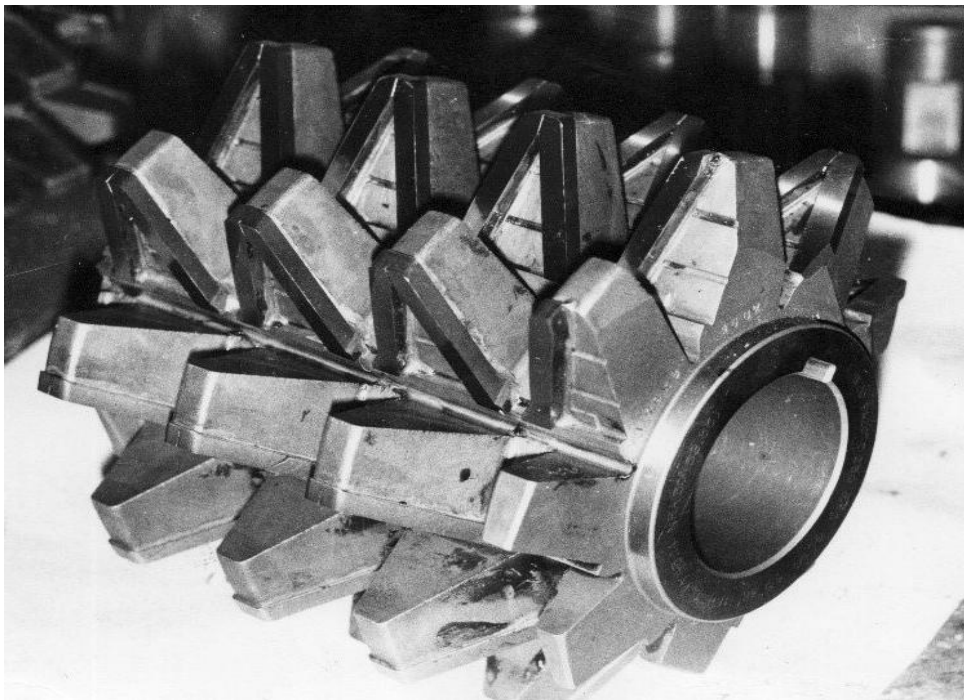


Рис. 4. Червячная твердосплавная фреза фирмы “Azumi” (Япония)
 $m=20$ мм.

Фрезы предназначены для обработки закалённых колёс с модулем зубьев $m=2-25$ мм. У фрез до $m=12$ мм режущие элементы выполнены в виде трапециевидных твердосплавных пластин, напаянных на винтовые выступы корпуса, а у фрез $m=12-25$ мм на винтовые выступы напаяны полоски твёрдого сплава.

Отличительной особенностью фрез является наличие отрицательного угла наклона режущих кромок $\lambda = -30^\circ$, что обеспечивает инструментам условия косоугольного резания, повышает их стойкость и улучшает качество

обработки зубьев колёс. К недостаткам конструкции следует отнести то, что профиль её зубьев криволинейный, и это затрудняет процесс шлифовки профиля и обеспечение необходимой точности инструмента. Большие размеры твердосплавных пластин усложняют процесс напайки и заточки зубьев.

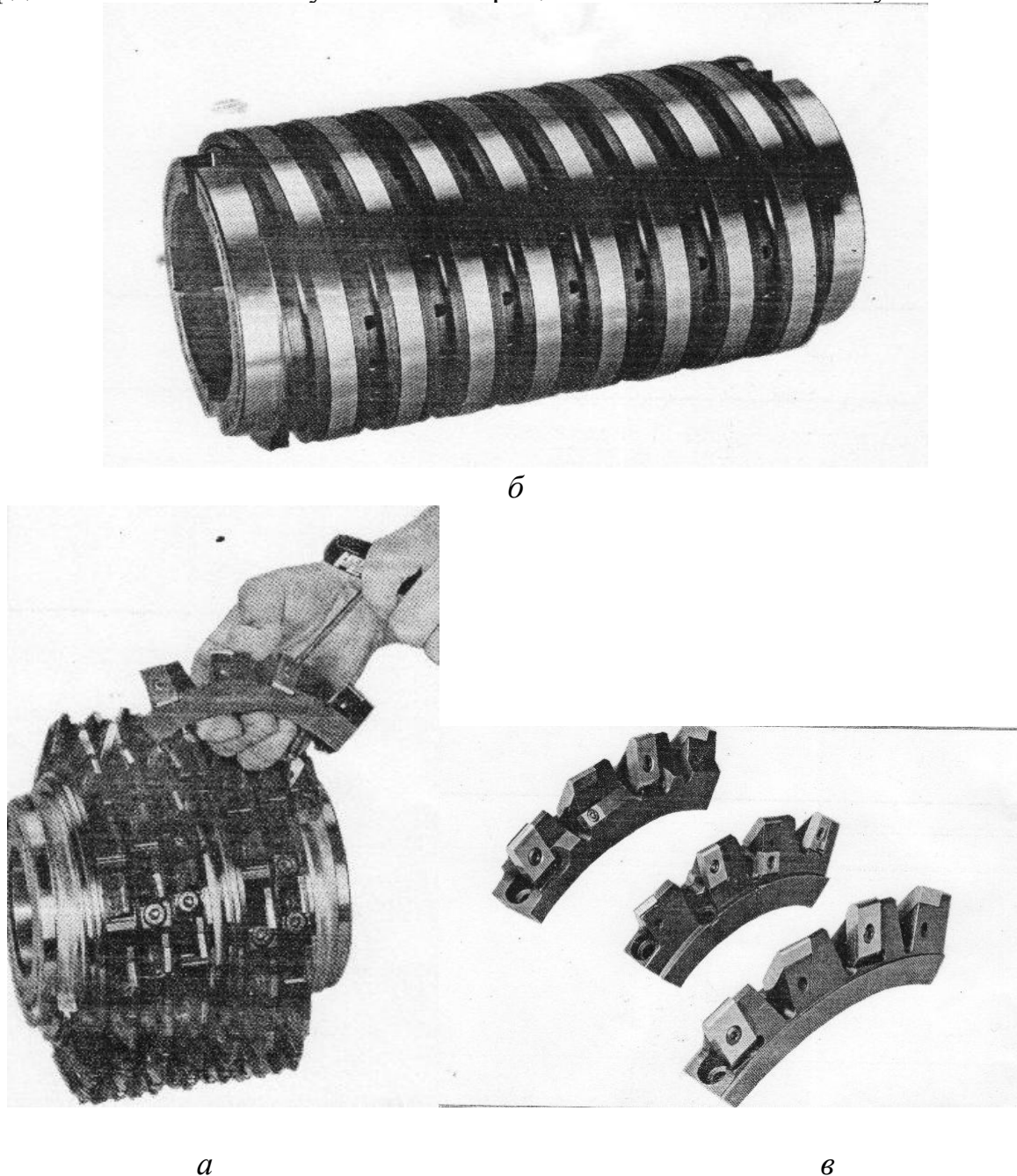


Рис. 5. Червячная фреза сборной конструкции фирмы “Fette” (ФРГ) $m=12\text{мм}$: а – фреза в сборе; б – корпус фрезы с винтовой канавкой; в – зубчатые сектора с неперетачиваемыми поворотными пластинками.

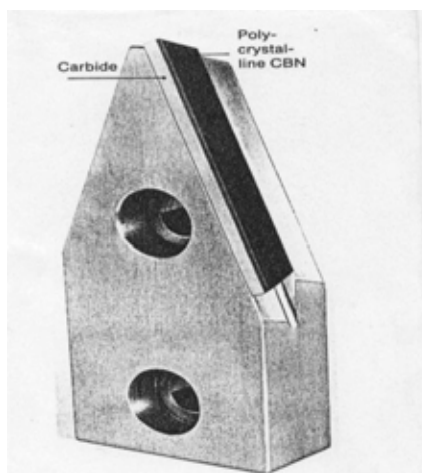
Фрезы различной конструкции разработаны фирмой «Fette» (Фетте) ФРГ. Первоначально были представлены фрезы сборной конструкции $m=5-20\text{мм}$ [1] со вставными зубчатыми рейками, на передних гранях которых напаяны твердосплавные пластинки трапецеидальной формы. В дальнейшем фирмой предложены более совершенные фрезы, оснащённые твердосплавными неперетачиваемыми поворотными пластинками [2]. Фреза такой конструкции (рис. 5) состоит из корпуса, на котором закреплены несколько зубчатых

сегментов винтовой формы. На боковых поверхностях сегментов и вершинах в квадратных гнёздах расположены твердосплавные неперетачиваемые пластинки 4-х гранной формы.

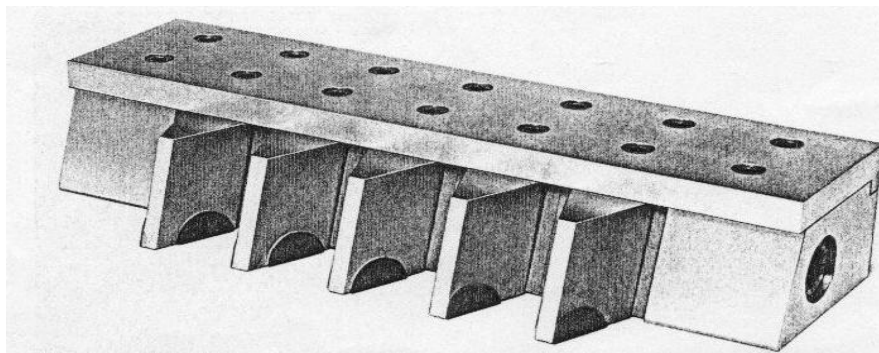
Фрезы могут быть как однозаходными, так и многозаходными, и применяются для черновой и чистовой обработки закаленных и незакаленных колёс. Несмотря на прогрессивность конструкции, изготовление такой фрезы требует большой трудоёмкости в части обеспечения необходимой точности инструмента.

Стоимость одной фрезы $m=16$ мм на мировом рынке составляет свыше 24000 западно-германских марок.

Швейцарская фирма «МААГ» (Maag) освоила производство зубострогальных станков повышенной жёсткости и зуборезных гребёнок к ним, оснащённых сверхтвёрдым материалом – поликристаллическим нитридом бора (рис. 6) [1].



а



б

Рис. 6. Инструменты конструкции фирмы «МААГ» (Швейцария), оснащенные поликристаллическим нитридом бора: а - чистовой обкаточный резец $m=20$ мм; б - чистовая зуборезная гребенка $m=12$ мм.

Обработка заклеенных колёс $m=10-16$ мм, диаметром 1000-1300мм с твёрдостью зубьев HRC₅₅ производится по 5 качеству точности. Износ режущей кромки гребёнки после восьми часов работы не превышает 0,02 мм.

Интересными разработками фирмы «Glesson» (Глиссон) США являются технология и инструмент для лезвийной чистовой обработки цементованных и закаленных конических зубчатых колёс резовыми головками, оснащёнными пластинками из твёрдого сплава. Данный процесс предназначен для замены шлифования при обработке конических колёс, закаленных до твёрдости

HRC₅₈₋₆₂. Метод использует стандартные станки и стандартные резцовые головки фирмы [1].

Эта технология обработки конических закалённых колёс внедрена на АО «СЗТМ» (г. Сызрань), где на станке фирмы «Glesson» (Глиссон) нарезаются колёса $m=12-16$ мм, причём, для оснащения резцовых головок в последнее время успешно используют отечественный твёрдый сплав марок ВК10-ОМ, ВК10ХОМ.

Выводы

Рассмотренные конструкции твердосплавных инструментов как отечественные, так и зарубежные, выполнены по традиционно-стандартной схеме резания, когда размеры зуба инструмента зависят от размеров (модуля) зубьев обрабатываемых колёс.

В сравнении с такими традиционными конструкциями твердосплавных инструментов наиболее перспективными инструментами являются инструменты нестандартных решений.

Литература: 1. Е.В. Мироненко, В.Ф.Шаповалов,, А.А.Клочко, А.В. Колесник, В.В. Трунов. Крупномодульные закаленные колеса. Новые технологические направления зубообработки. – Металлообработка. Оборудование и инструмент для профессионалов. Международный информационно-технический журнал. – Харьков, №4 2009. – С 18-21. 2. Шаповалов В.Ф., Печеный В.И., Коротун А.Н., Клочко А.А., Михайлов Г.И. О патриархе зубообработки А.К. Сидоренко (к 100-летию со дня рождения). – В сб. Вестник национального технического университета ХПИ, – 2009, №20. – С.3-9.

ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ АСПЕКТЫ ОБРАБОТКИ КРУПНОМОДУЛЬНЫХ ЗАКАЛЕННЫХ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС

Тимофеев Ю.В., Мироненко Е.В., Клочко А.А., Шаповалов В.Ф.

В настоящее время проводится большое количество работ, направленных на развитие технологий и инструмента для механической обработки зубчатых колес из закаленных заготовок. Таким образом, лезвийная обработка применяется в качестве предварительной операции для сокращения припуска на зубошлифование или в качестве окончательной операции.

ТЕХНОЛОГИЧНІ АСПЕКТИ ОБРОБЛЕННЯ КРУПНОМОДУЛЬНИХ ЗАГАРТОВАНИХ ЗУБЧАСТЫХ КОЛІС

Тимофеев Ю.В., Мироненко Є.В., Клочко О.О., Шаповалов В.Ф.

В даний час проводиться велика кількість робіт, спрямованих на розвиток технологій та інструменту для механічної обробки зубчастих коліс з загартованих заготовок. Таким чином, механічна обробка застосовується в якості попередньої операції для скорочення припуску на зубошліфування або як остаточна операція.

TECNOLOGICAL ASPECTS OF MECHANICAL TREATMENT OF TEMPERED COGWHEELS

Tymofeev Y.V., Mironenko E.V., Klochko A.A., VF Shapovalov V.F.

Now the considerable quantity of the works directed on development of technology and the tool for is spent. Thus mechanical treatment is applied as preliminary operation to allowance reduction under teeth grinding or as definitive operation.

УДК 621.923

Сидорко В. И., Пегловский В. В., Ляхов В. Н., Поталыко Е. М.
Научно-технологический алмазный концерн «Алкон» ИСМ НАН Украины,
г. Киев, Украина

ОСОБЕННОСТИ ОБРАБОТКИ ПРИРОДНОГО КАМНЯ НА ФРЕЗЕРНЫХ СТАНКАХ

Введение

При изготовлении изделий из природного камня простой геометрической формы, например, строительных (облицовочной и половой плитки, ступеней, фризов и т. д.) [1], как правило, применяют специализированные поточные линии [2]. В тоже время при изготовлении изделий из камня со сложной, пространственно развитой поверхностью (ступки, шары, часы, вазы и т. д.) [3] во многих случаях применяют модернизированное металлообрабатывающее оборудование в т. ч. фрезерные станки разных моделей [4].

Технологические параметры обработки (шлифования) твердых но хрупких материалов, каким является природный камень, алмазно-абразивным инструментом на различных видах оборудования существенно отличаются от параметров обработки пластичных материалов, например металлов и их сплавов.

Данная работа ставит своей целью разработку таких рациональных технологических параметров чернового шлифования природных камней на фрезерных станках с использованием алмазно-абразивного инструмента, которые позволяют повысить надежность работы применяемого оборудования и используемого инструмента.

Методика исследований. Все многообразие природных камней, в т. ч. тех что добываются и используются в Украине [5] из которых изготавливаются рассматриваемые изделия [1, 3] подразделяются на декоративные (граниты, лабрадориты, габбро и др.) и полудрагоценные (нефрит, родонит, скарн и др.).

Для обработки природных камней и изготовления изделий из камня применяют различные виды фрезерных станков, которые осуществляют шлифование и формообразование поверхностей деталей таких изделий. В таблице 1 приведены основные технические характеристики фрезерных станков, которые могут быть переоснащены для обработки природного камня [6, 7].

Фрезерные станки при обработке камня могут осуществлять обработку плоских поверхностей, сложных (фасонных) поверхностей и поверхностей вращения. Образование плоских поверхностей осуществляется при использовании алмазно-абразивного инструмента работающего торцевой или периферийной поверхностью, аналогично обычной обработке фрезами. Сложные (фасонные) поверхности образуются при использовании алмазно-абразивного инструмента со сложной (фасонной) рабочей поверхностью при обработке периферией инструмента.

Таблица 1

Технические характеристики фрезерных станков применяемых для обработки камня

| .П. | Параметры | 6712 В; 6712 П | 6Б75 В; 6Б75 ВФ1 | 676П |
|-----|---|-------------------------|---------------------------|-------------|
| | Размеры рабочего стола, мм | 125× 320 | 200× 500 | 250× 630 |
| | Наибольшее перемещение вертикального стола, мм | | | |
| | продольное | 200 | 320 | 400 |
| | вертикальное | 250 | 320 | 380 |
| | шпиндельной бабки | 125 | 200 | 250 |
| | гильзы вертикальной го- ловки | 40 | 60 | 60 |
| | Наибольший угол поворо- та вертикальной головки, граду- сов | 90 | 90 | 90 |
| | Расстояние от рабочей по- верхности горизонтального сто- ла, мм | | | |
| | от оси горизонтального шпинделя | 30- 312 | 80- 450 | 80- 450 |
| | от торца вертикального шпинделя | 0-282 | 90- 460 | 0-380 |
| | Частота вращения шпин- делей, об./мин. | | | |
| | горизонтального | 63- 3150 | 40- 2240 | 50- 1630 |
| | вертикального | 63- 3150 | 40- 2240 | 63- 2040 |
| | Продольная, вертикальная и поперечная подачи, мм | 6,3- 250 | 10- 600 | 13- 395 |
| | Мощность электродвига- теля главного привода, кВт | 0,75 | 1,5 | 2,2 |
| | Габаритные размеры, мм | | | |
| | длина | 2260 | 3700 | 1285 |
| | ширина | 2000 | 1975 | 1215 |
| | высота | 1320 | 1695 | 1780 |
| | Масса, кг | 560 | 1452 | 910 |

Получение поверхностей вращения осуществляется при установке на рабочем столе фрезерного станка поворотного устройства (поворотного стола) вращение на который передается от трансмиссии станка через дополнительный вал и систему зубчатых колес, что позволяет придать поворотному столу принудительное вращение с необходимой скоростью.

При шлифовании камня на фрезерных станках используются следующие виды алмазного инструмента, характеристики которого (геометрические и посадочные размеры), а также параметры алмазоносного слоя, представлены в таблице 2.

Таблица 2

Рекомендуемые для обработки природного камня на фрезерных станках виды алмазного инструмента и параметры его алмазоносного слоя

| № П. П. | Рекомендуемые параметры инструмента | Параметры алмазоносного слоя |
|---------|---|--|
| 1 | Круги с двусторонним коническим профилем 1EE1X (14EE1X) $\varnothing 125-150 \times 30^0 \times 5 \times 32$ | АС 65-80 315/250-200/160 M2-01 (M6-14) 50-100 |
| 2 | Круги прямого профиля 1A1 $\varnothing 150-350 \times 10-25 \times 3-5 \times 32-75$ | АС 32-80 315/250-200/160 M2-01 50-100 |
| 4 | Круги полукруглого профиля 1P1X $\varnothing 125-250 \times 10-32 \times 3-5 \times 32$ | АС 32-50 315/250-250/200 M2-01 50-100 |
| 5 | Коронки алмазные АС 6 $\varnothing 50-100$ | АС 50-80 250/200 M2-01 50-100 |
| 6 | Алмазные ролики различных специальных профилей | АС 32-80 315/250-200/160 M2-01 (M6-14) 50-100 |

Выбор рациональных режимных параметров шлифования природного камня осуществлялся при изготовлении различных изделий декоративно-художественного и производственно-технического назначения [3].

Полученные результаты. Рассматриваемые категории камней (декоративные и полудрагоценные) характеризуются широким разнообразием свойств из которых на процесс их алмазного шлифования в первую очередь влияют прочностные свойства: предел прочности при сжатии ($R_{сж}$); твердость по шкале Мооса (T_M) и Викерсу (H), которые определяются в соответствии с известными методиками [8].

Природные камни рассматриваемых видов характеризуются наличием в их химическом составе определенных химических компонентов и прежде всего оксидов кремния (SiO_2), алюминия (Al_2O_3), железа (Fe_2O_3 , FeO), кальция (CaO)

и магния (MgO), которые занимают наибольшую в процентном отношении часть в химическом составе природных камней [9], а также некоторых других компонентов, например оксидов калия (K₂O) и натрия (Na₂O) присущих некоторым видам камней (гранитам, лабрадоритам, габбро) образованными полевыми шпатами.

Наличие некоторых из этих компонентов химического состава (например оксидов кальция и магния) приводит к снижению прочностных свойств камня и возрастанию производительности его обработки [10], а наличие других компонентов (оксидов кремния, алюминия и железа) приводит к возрастанию прочности камня и снижению производительности его обработки [11, 12].

Поэтому в зависимости от содержания в составе природных камней, например, оксида кремния и прочностных свойствах этих камней все их многообразие можно условно разбить на 5 групп обрабатываемости так как показано в таблице 3.

Таблица 3

Обрабатываемость природных камней в зависимости от содержания в их составе оксида кремния и прочностных свойств

| Группы обрабатываемости | Суммарное содержание SiO ₂ , % | Прочностные свойства природного камня | | |
|-------------------------|---|---------------------------------------|----------------|-----------|
| | | T_M , отн. ед. | $R_{сж}$, МПа | H , ГПа |
| 1 | До 20 | До 4,0 | До 150 | До 4,5 |
| 2 | 20-40 | | | |
| 3 | 40-60 | 4,0-6,0 | 150-300 | 4,5-8,0 |
| 4 | 60-80 | | | |
| 5 | Св. 80 | Св.6,0 | Св. 300 | Св. 8,0 |

Производительность шлифования природных камней принадлежащих к разным группам при одинаковых технологических параметрах обработки (скорости и приведенного удельного давления) [13] существенно отличаются [14]. Разница объемной производительности шлифования камней разных групп при их обработке инструментом с одинаковыми параметрами алмазносного слоя может достигать 1000 раз.

При обработке природных камней на фрезерных станках также имеет большое значение приобретенный практический опыт шлифования камня, т. к. рациональные параметры обработки подбираются в зависимости от большой совокупности факторов. К числу таких можно отнести: вид (геометрическая форма) инструмента, величину снимаемого слоя материала, параметры алмазносного слоя инструмента – прежде всего размеры зерен алмазного порошка и вид связки.

Так, например, использование большего размера зерен синтетических алмазов (315/250-160/125) и металлической связки (например, М6-15 или М2-01) требует установления менее производительных режимов обработки отличных

от тех, которые необходимы при использовании порошков алмазов размерами 125/100-40/28 и связки (например, Б-1).

Технологические параметры обработки природного камня на фрезерных станках указанных моделей представлены в таблице 4.

Таблица 4

Рекомендуемые технологические параметры шлифования
природных камней на фрезерных станках

| № П. П. | Технологические режимы обработки: | Рекомендуемые значения |
|---------------|---|-------------------------------------|
| 1 | Черновая обработка плоскостей или фасонов (станок модели 676П или др., табл. 1) | |
| 1. 1 | Число оборотов вертикального шпинделя с инструментом, об./мин. | 1050-2040 |
| 1. 2 | Число оборотов горизонтального шпинделя с инструментом, об./мин. | 840-1630 |
| 1. 3 | Продольная, поперечная и вертикальная подача, мм/мин.: камни 1 и 2 групп обрабатываемости камни 3 и 4 групп обрабатываемости камни 5 группы обрабатываемости | 42-52 21-33 13-17 и меньше |
| 1. 5 | Окружная скорость шлифования изделий, м/с | 6-37 |
| 2 | Черновая обработка поверхностей вращения (станок модели 676П или др., табл. 1) | |
| 2. 1 | Число оборотов (об./мин.) поворотного стола при шлифовании изделий размером, мм: Ø100-300 мм до Ø100 мм | до 1 до 5 |
| 2. 2 | Окружная скорость шлифования изделий, м/с | 6-30 |

Выводы

В результате проведенной работы установлено, что при назначении наиболее рациональных технологических режимов шлифования и формообразования изделий из природного камня на фрезерных станках, с целью увеличения надежности работы оборудования и инструмента, необходимо учитывать принадлежность обрабатываемого камня к определенной группе камней, с учетом особенностей их химического состава и прочностных свойств.

Список літератури: 1. ДСТУ Б В.2.7-16-95. Строительные материалы. Материалы стеновые каменные. Номенклатура показателей качества. Введ. 01.05.1995. 2. *В. Хиониевский*. Обработка камня часть 11. Каменеобработні лінії. // Камінь. – Київ. Сківак-прес, 2009. – № 2. (28), – С 24-27. 3. Изделия камнерезные ТУУ 26.7-23504418-001:2007. Введ. 01.05.2007. 4. *Сычев Ю. И., Берлин Ю. Я.* Шлифовально-полировальные и фрезерные работы по камню. – М.: Стройиздат, 1985. – 312 с. 5. *Гелета О. Л.* Огляд експортно-імпортних операцій з декоративним камінням України у 2007 році. // Коштовне та декоративне каміння. Інформаційно-довідкове видання. – Київ: Вид. ДГЦ МФУ, – 2008. – 2. № 52, С 3 – 11. 6. Справочник технолога-машиностроителя. В 2 томах. Т. 2 / Под ред. *А. Г. Косиловой и Р. К. Мещерякова*. – М.: Машиностроение. – 1985. – 496 с. 7. *Данилевский В. В.* Справочник техника машиностроителя. – М.; Высшая школа 1962. – 646 с. 8. ГОСТ 30629-99. Материалы и изделия облицовочные из горных пород. Методы испытаний. Введ. 01.01.2001. 9. *Григорович М. Е.* Методические указания по поиску и перспективной оценке месторождений цветных камней. – Вып. 12. – Декоративно-облицовочные камни. / Под ред. *Е. Я. Киевленко*. – М.: ЦСПХП Мингеологии СССР ВГФ, 1977 – 90 с. 10. Исследование влияния содержания оксидов кальция и магния в химическом составе природных камней на их прочностные свойства и производительность шлифования / *В. И. Сидорко, В. В. Пегловский, В. Н. Ляхов, Е. М. Поталько* // Надежность инструмента и оптимизация технологических систем. - Вып. 24. - Краматорск: ДДМА. - 2009. – С 218-221. 11. *Сидорко В. И., Пегловский В. В., Ляхов В. Н.* Влияние содержания оксида кремния в природных камнях на их прочностные свойства, производительность алмазного шлифования и потребляемую мощность // Сверхтвердые материалы. – 2008. – № 5. – С. 64–71. 12. Исследование влияния компонентов химического состава природных камней на их прочностные свойства и производительность шлифования / *В. И. Сидорко, В. В. Пегловский, В. Н. Ляхов, Е. М. Поталько* // Резание и инструмент в технологических системах. - МНТС Вып. 75. - Харьков: НТУ «ХПИ». - 2008. – С 356-361. 13. Пат. 33227 Украина, МПК (2006). В28D 1/00, Спосіб визначення оброблюваності каменю / *В. И. Сидорко, В. В. Пегловський, В. Н. Ляхов, Е. М. Поталько* – Заявл. 21.02.08; Опубл. 10.06.08, Бюл. № 11. 14. Исследование производительности и трудоемкости шлифования природных камней алмазным инструментом / *В. В. Пегловский, В. И. Сидорко, В. Н. Ляхов, Е. М. Поталько* // Породоразрушающий и металлообрабатывающий инструмент – техника и технологии его изготовления и применения. - Вып. 12. - Киев: ИСМ им. В.Н. Бакуля. - 2009. – С 500-504.

ОСОБЛИВОСТІ ОБРОБКИ ПРИРОДНОГО КАМЕНЯ НА ФРЕЗЕРНИХ ВЕРСТАТАХ

Сидорко В. І., Пегловський В. В., Ляхов В. М., Поталико Є. М.

Показана можливість призначення раціональних технологічних параметрів проекту шліфування природного каменя на фрезерних верстатах із використанням алмазно-абразивного інструменту, який дозволить підвищити надійність роботи обладнання та інструменту.

ОСОБЕННОСТИ ОБРАБОТКИ ПРИРОДНОГО КАМНЯ НА ФРЕЗЕРНЫХ СТАНКАХ

Сидорко В. И., Пегловский В. В., Ляхов В. Н., Поталько Е. М.

Показана возможность назначения рациональных технологических параметров проекта шлифования природного камня на фрезерных станках с использованием алмазно-абразивного инструмента, который позволит повысить надежность работы оборудования и инструмента.

FEATURES OF TREATMENT OF NATURAL STONE ON MILLINGS MACHINES

Sydorko V.I., Peglovsky V.V., Lyahov V.N., Potalyko E.M.

Possibility of appointment of rational technological parameters of draught grinding of natural stones on milling machine tools with use of the diamond-abrasive tool which allow to raise work reliability of the equipment and the tool is considered.

Ключові слова: шліфування, діамантово-абразивний інструмент, фрезерний верстат, природний камінь.

УДК 624.791 621.923

Красовский С.С., Хорошайло В.В.
ДГМА, г. Краматорск, Украина

СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ ТЕХНОЛОГИИ РЕМОНТА ИЗЛОЖНИЦ ДЛЯ РАЗЛИВКИ СТАЛИ

Введение

Важнейшей задачей развития черной металлургии является повышение качества выплавляемой стали и готового проката, а также снижение себестоимости. Одной из статей снижения себестоимости является эксплуатация сменного оборудования с минимальным расходным коэффициентом. Повышение качественных и экономических показателей металлургического производства частично зависит от качества и стоимости сталеразливочного оборудования, в частности изложниц.

В процессе эксплуатации изложниц для разливки стали возникают различные дефекты, основными из которых являются трещины. Причиной образования трещин являются термические напряжения, возникающие вследствие большого перепада температур между внутренней и наружной поверхностями изложниц. Многочисленные исследования в области повышения стойкости изложниц посвящены, главным образом, вопросам связанным с образованием трещин. Однако за счет повышения трещиностойкости нельзя полностью решить проблему долговечности изложниц.

Учитывая, что увеличение срока эксплуатации изложниц является важным резервом в сокращении затрат на производство стали, в последнее время используются технологии их ремонта. При ремонте изложниц широкое применение находит электрошлаковая сварка.

Изложницы на металлургических заводах отливают из доменного чугуна в специализированных цехах, на машиностроительных заводах – из ваграночного чугуна. Сварочный нагрев и последующее охлаждение значительно изменяют структуру и свойства чугуна в зоне расплавления и околошовной зоне, поэтому получить сварные соединения без дефектов с необходимым уровнем свойств оказывается весьма затруднительно. Высокие скорости охлаждения металла шва и зоны термического влияния, соответствующие термическому циклу сварки, приводят к отбеливанию чугуна, т.е. появлению участков с выделениями цементита той или иной формы в различном количестве. Вследствие местного неравномерного нагрева металла возникают сварочные напряжения, которые в связи с очень незначительной пластичностью чугуна приводят к образованию трещин в шве и околошовной зоне. Наличие отбеленных участков, имеющих большую плотность ($7,4 \dots 7,7 \text{ г/см}^3$), чем серый чугун ($6,9 \dots 7,3 \text{ г/см}^3$), создает дополнительные структурные напряжения, способствующие трещинообразованию. Интенсивное газовыделение из сварочной ванны, которое продолжается и на стадии кристаллизации, может приводить к образованию

пор в металле шва. В связи с этим чугун относится к материалам, обладающим плохой технологической свариваемостью.

Исходя из вышеизложенного была поставлена задача получить качественно выполненное сварное соединение, которое должно обладать необходимым уровнем механических свойств. Для этого был разработан специальный состав электродного покрытия, который содержит компоненты в следующем соотношении: мрамор 18-21%, рутил 10-12%, ферросилиций 5-6%, ферромарганец 4-5%, ферротитан 4-5%, железный порошок 2-3%, ферромolibден 4-5%, оксид меди 5-6%, оксид никеля 6-6,5%, оксид хрома 3-3,5%, гематит 8-9%, графит 1-1,3%, алюминиевый порошок 4-5%, остальное плавленый шпат. Указанное покрытие в сочетании с сердечником из низкоуглеродной проволоки обеспечивает мартенситную структуру металла шва, которая содержит остаточный аустенит и карбид с достаточно высокой трещиностойкостью при колебании температур в пределах от 25 до 1300°C. Дополнительными экспериментами установлено, что легирование металла сварных швов медью и никелем повышает их пластичность, а легирование марганцем и молибденом повышает прочность металла сварных швов. Совместное легирование этими элементами повышает трещиностойкость сварных швов при резких перепадах температур. [1]

После сварки с внутренней поверхности изложницы необходимо убрать выступающие части наплавленного металла со сварных швов. Для этого применяется окончательная обработка дефектных мест с помощью шлифовального круга. Ввиду того, что габариты и форма изложниц, как правило, не позволяют обрабатывать их на шлифовальных станках, для обработки применяются передвижные шлифовальные установки. Однако они предполагают использование физического труда для продольного перемещения и прижима шлифовального круга к обрабатываемой поверхности.

Повысить эффективность шлифования поверхности позволяет использование переносных шлифовальных установок. В ДГМА была разработана такая установка [2], в которой имеется механическое устройство прижима шлифовального круга к обрабатываемой поверхности, а продольное перемещение шлифовального круга осуществляется при помощи червячно-винтовой передачи. В приведенном рисунке 1: 1—рама, 2—продольные направляющие, 3—ползун с механизмом прижатия шлифовального круга к обрабатываемой поверхности, 4—механизм вращения шлифовального круга, 5—червячно-винтовая передача, 6—червячный редуктор, 7—изложница, 8—распорные винты.

Схема переносной шлифовальной установки представлена на рисунке 1

Применение разработанной переносной шлифовальной установки исключает применение тяжелого физического труда и обеспечивает повышение производительности и качества обработки внутренних поверхностей изложниц.

На основе анализа применения предложенной установки была разработана усовершенствованная конструкция, которая позволяет шлифовать сварные швы в разных плоскостях изложницы без ее демонтажа.

Крепление установки в изложнице осуществляется при помощи траверс, которые с помощью гайки крепления и винтов обеспечивают их прижим к торцевым поверхностям изложницы. Ползун со шлифовальной головкой и меха-

низмом прижима перемещается по цилиндрической направляющей при помощи передачи винт-гайка. Гайка базируется в пазу направляющей, а винт получает вращение от червячного редуктора. Особенностью ползуна является то, что он состоит из двух частей, в которых выполнена кольцевая канавка, что обеспечивает поворот ползуна вместе со шлифовальной головкой относительно оси направляющей. Это позволяет устанавливать шлифовальный круг для обработки сварных швов на любой плоскости изложницы.

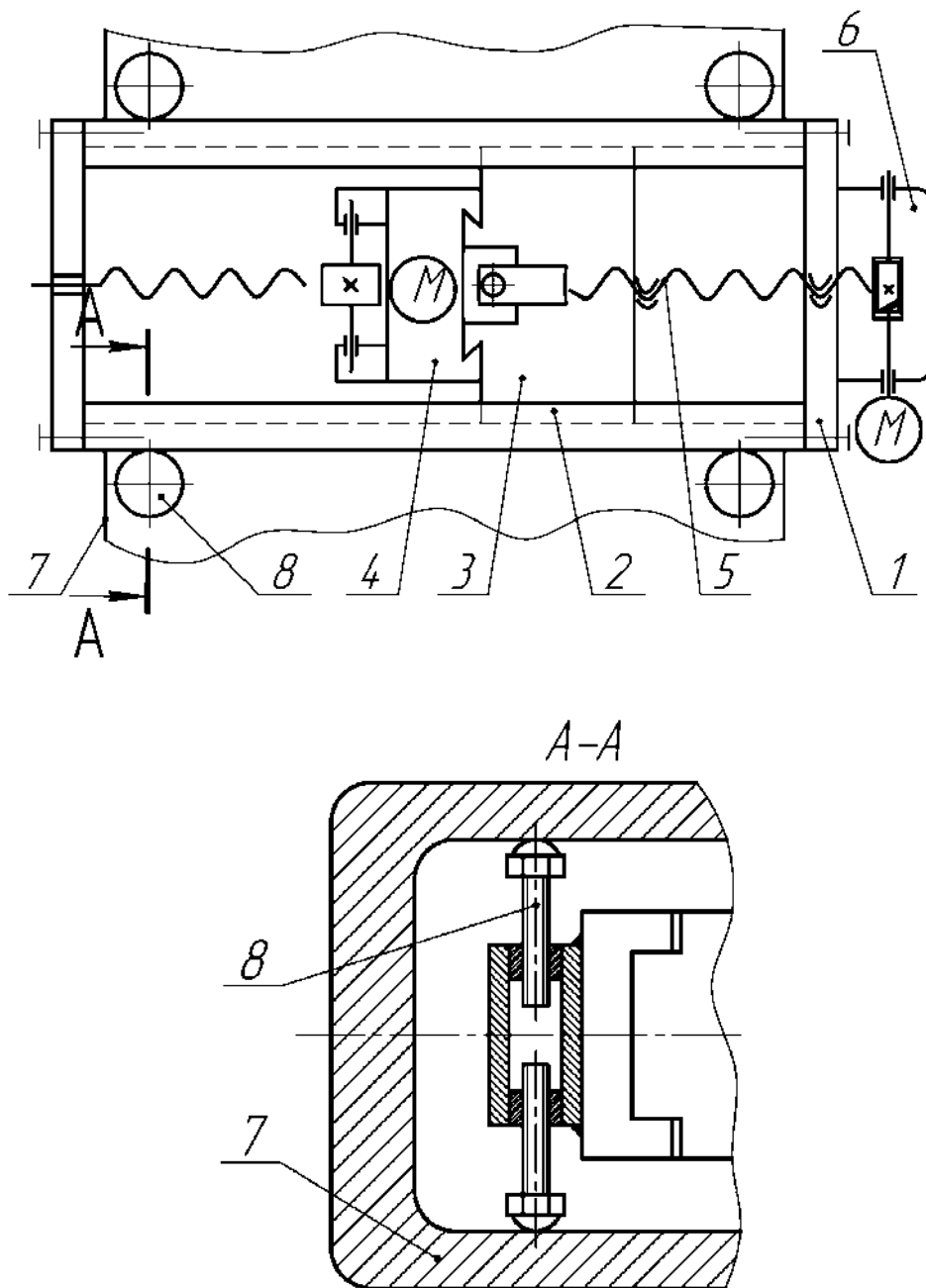


Рис. 1—Переносная шлифовальная установка

В приведенном рисунке 2: 1 – изложница, 2 – червячный редуктор, 3 – траверса, 4 – цилиндрическая направляющая, 5 – ползун, 6 – винт, 7 – гайка, 8 – механизм прижима шлифовального круга, 9 – механизм поперечного перемещения шлифовального круга, 10 – шлифовальная головка, 11 – гайка крепления

направляющей, 12 – винты крепления траверсы. Схема усовершенствованной переносной шлифовальной установки представлена на рисунке 2.

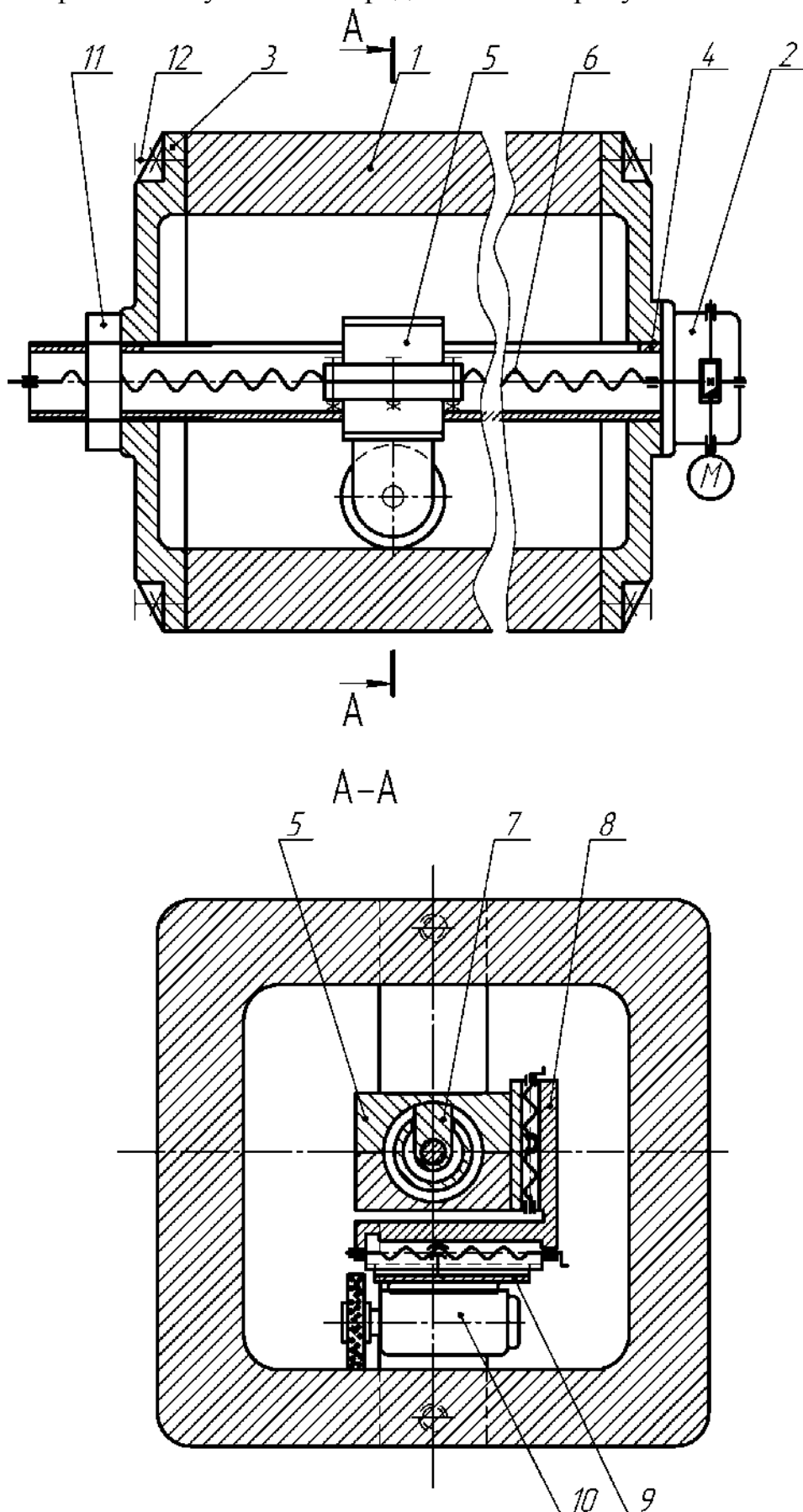


Рис. 2–Усовершенствованная переносная шлифовальная установка

Выводы

Применение электродов со специальным покрытием дает возможность получать качественные, трещиностойкие сварные швы, а использование переносных шлифовальных установок позволяет повысить уровень механизации и эффективность шлифовальной обработки внутренних поверхностей изложниц. Такой комплексный подход к усовершенствованию технологии ремонта позволяет увеличить срок службы изложниц для разливки стали.

Литература: 1. Красовский С.С., Карпенко В.В. Состав электродного покрытия для сварки дефектов в чугунных изделиях. Патент на изобретение №46485 МПК В23 К 35/22. Оpubл. в Бюл.№24, 2009 г. 2. Красовский С.С., Хорошайло В.В. Переносной точильно-шлифовальный агрегат. Патент на изобретение №46496 МПК В24 В23/00 Оpubл. в Бюл. №24, 2009 г.

СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ ТЕХНОЛОГИИ РЕМОНТА ИЗЛОЖНИЦ ДЛЯ РАЗЛИВКИ СТАЛИ

Красовский С.С., Хорошайло В.В.

В статье предложено усовершенствование технологии ремонта изложниц для разливки стали на основе повышения качества сварных швов и механизации шлифования.

ВДОСКОНАЛЕННЯ ТЕХНОЛОГІЇ РЕМОНТУ ВИЛИВНИЦЬ ДЛЯ РОЗ- ЛИВАННЯ СТАЛИ

Красовський С.С., Хорошайло В.В.

У статті запропоновано вдосконалення технології ремонту виливниць для розливання сталі на основі підвищення якості зварних швів і механізації шліфування.

PERFECTION OF TECHNOLOGY OF REPAIR OF MOULDS FOR TEEM BECAME

Krasovskiy S.S., Khoroshaylo V.V.

In this article the improvement of repair technology of steel molds on the basis of quality increase of welded seams and mechanisation grinding.

УДК 621.9

Кинденко Н. И.

ДГМА, г. Краматорск, Украина

О ФИЗИЧЕСКОЙ СУЩНОСТИ ПРОЦЕССА МАГНИТНОЙ ОБРАБОТКИ ОСЕВОГО ИНСТРУМЕНТА ИЗ БЫСТРОРЕЖУЩЕЙ СТАЛИ

Одним из основных направлений физической технологии является магнитная обработка материалов. При магнитном воздействии вещество изменяет свои физические и механические свойства.

Улучшение свойств у ферромагнитных деталей, прошедших магнитно-импульсную обработку (МИО) достигается за счет направленной ориентации свободных электронов вещества внешним полем, вследствие увеличивается тепло- и электропроводимость материала. Взаимодействие импульсного магнитного поля с деталью из токопроводящего материала происходит тем интенсивнее, чем выше структурная и энергетическая неоднородность вещества [1].

Поля локальных перенапряжений в быстрорежущих сталях появляются в результате магнитострикции. В этих условиях частицы карбидной фазы оказываются концентраторами напряжений, которые уменьшаются за счет дополнительных источников дислокаций.

В целом результат магнитной обработки рассматривается как проявление эффектов последствия в материалах, находящихся на границах стабильности их свойств и подвергнутых воздействию внешнего силового поля [2].

Анализ литературных данных показывает, что способ магнитного воздействия на инструмент выгодно отличается от других методов упрочнения целым рядом факторов. Однако нет описания четких границ применения способа магнитной обработки.

Вместе с тем пока еще нет и единого, всесторонне подтвержденного взгляда на причины, вызывающие изменение эксплуатационных свойств режущего инструмента в результате воздействия импульсного магнитного поля.

Целью работы является на базе известных теоретических представлений исследовать влияние параметров режимов импульсной магнитной обработки на стойкость осевого режущего инструмента из быстрорежущих сталей.

Энергетическое состояние ферромагнетика определяется энергетическим и квантовым взаимодействием магнитных моментов всех внешних электронов атомов вещества, образующих конкретную деталь [2].

Для конкретного атома сплава его энергетическое состояние (Φ) с учетом его возбуждения внешним магнитным полем можно определить по следующей зависимости:

$$\Phi = \Phi(x, y, z, t) \cdot S(L) \cdot P_s, \text{ где}$$

$\Phi(x, y, z, t)$ – энергетическое состояние материала массой m при объеме V ;

$S(L)$ – неравновесное состояние атомов вещества, способных изменять его под действием внешнего магнитного поля средне напряженности;

P_s – коэффициент, характеризующий магнитную энергию этих атомов.

При изготовлении реальных деталей в материале неравномерно концентрируется некоторое количество избыточной энергии (F), с увеличением которой возрастает вероятность разрушения детали (P).

Для повышения надежности работы механизма необходимо величину максимальной вероятности разрушения детали снизить примерно в 4 раза. Это возможно за счет уменьшения избыточной энергии материала внешними физико-технологическими методами [3].

Из рисунка 1 следует, что для каждого материала существует оптимальное значение внешнего импульсного магнитного поля H_{opt} , при котором концентрация напряжений в материале, а следовательно и избыточная энергия предельно уменьшается ($F \rightarrow F_{min}$), вследствие чего повышается надежность детали.

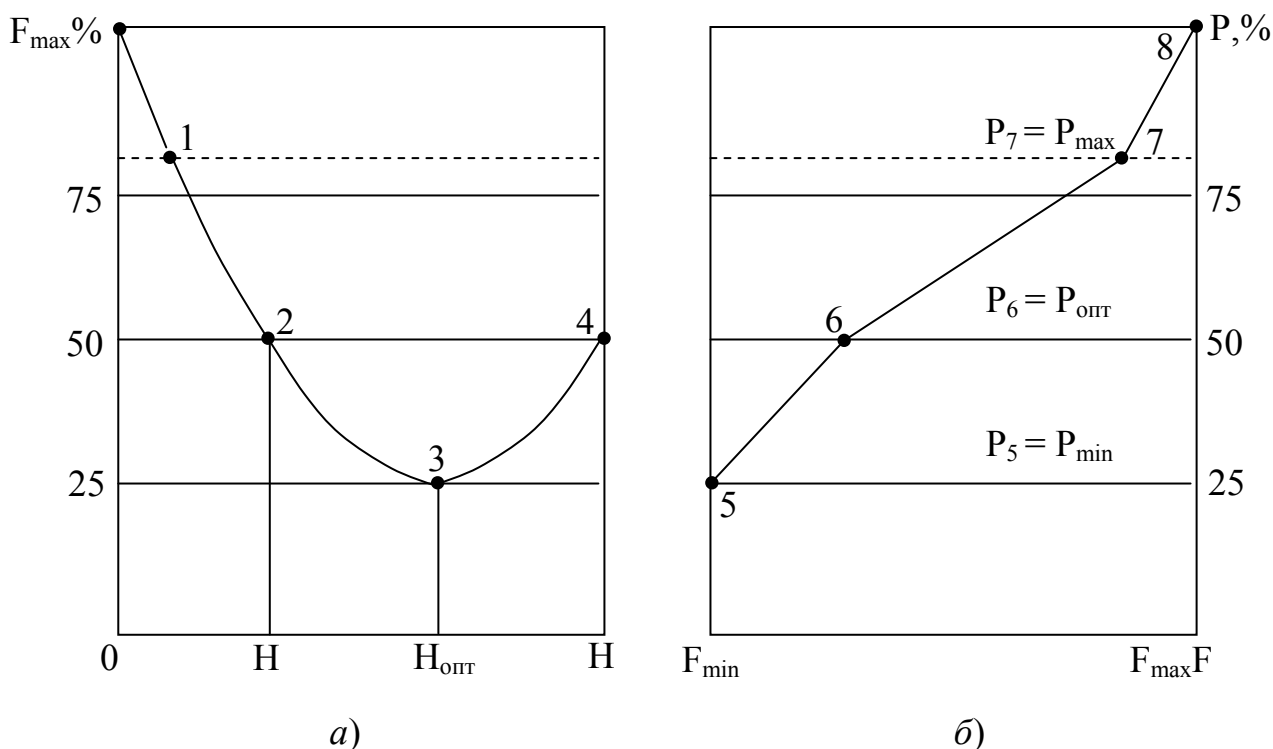


Рис.1 - Изменение избыточной энергии F в образце из ферромагнитного сплава в зависимости от напряженности поля H при МИО (рис. а) и влияния F на вероятность разрушения детали P (рис. б).

Для уменьшения значения избыточной энергии в материале конкретного инструмента необходимо затратить некоторое количество электромагнитной энергии (W_0), которая может быть определена из уравнения:

$$W_0 = K_1 \cdot K_2 \int \int \int_m dm \cdot V_d \cdot V_m \cdot \Phi^n \cdot d\phi, \text{ где}$$

K_1 – коэффициент, учитывающий влияние концентраций поверхностных и внутренних напряжений на стойкость инструмента (связан с конструированием и технологией изготовления детали (для стальных деталей $K_1 = 1,5 \dots 2,5$));

K_2 – коэффициент, учитывающий потери энергии при МИО детали;

Φ – функция, отражающая физико-механические свойства материала;

n – показатель, учитывающий надежность детали (для стальных деталей, работающих при статических нагрузках $n=2$).

Энергия магнитного поля, развиваемая соленоидными магнитно-импульсными установками определяется по формуле:

$$W = K_2 \cdot (B \cdot H) \cdot V, \text{ где}$$

B – магнитная индукция в соленоиде, Тл;

H – напряженность магнитного поля, А/м;

V – объем пространства, где концентрируется магнитное поле, м³.

При МИО за время импульса в соленоиде установки выделяется энергия магнитного поля, которая распределяется в основном следующим образом:

$$W_0 = K_{нп} \cdot (W_1 + W_2), \text{ где}$$

$K_{нп}$ – коэффициент неучтенных потерь энергии, зависящий от взаимоиндукции поля детали с полем соленоида;

W_1 – энергия, расходуемая на намагничивание детали, Дж;

W_2 – энергия, расходуемая на локальный нагрев детали, Дж.

Энергия, расходуемая на намагничивание детали, пропорциональна величине намагниченности (M) и зависит от свойств материала:

$$W_1 = K_3 \cdot V, \text{ где}$$

K_3 – коэффициент, учитывающий электромагнитные свойства материала.

Для каждой стали существует определенная величина напряженности импульсного магнитного поля, а следовательно, и величина магнитной энергии W_1 , которая поглощается материалом в течение времени обработки (t) и максимально улучшает его механические и технологические свойства. Между

повышением стойкости детали и магнитной проницаемостью существует корреляционная зависимость.

Магнитострикционное упрочнение быстрорежущей стали, вызывающее улучшение физико-механических свойств материала, тесно связано с напряженностью наложенного на инструментальный материал магнитного поля.

Из рис.2 следует, что с увеличением напряженности магнитного поля, в котором проводилась обработка инструмента, возрастало и значение твердости и теплостойкости стали Р6М5К5.

Импульсное магнитное поле, взаимодействуя с материалом детали, изменяет ее тепловые и электромагнитные свойства, улучшает структуру и эксплуатационные характеристики, что положено в основу технологии магнитного упрочнения [2].

Первопричиной улучшения эксплуатационных характеристик инструмента, подвергнутого магнитной обработке, является изменение свойств инструментального материала. Оно происходит за счет магнитострикционного упрочнения быстрорежущей стали, что вырождается в повышение ее теплостойкости.

При магнитной обработки детали вследствие неоднородной кристаллической структуры в ней возникают вихревые токи. Вихревые токи обуславливают магнитное поле и локальные микровихри, которые в свою очередь, нагревают участки вокруг кристаллитов напряженных блоков и неоднородностей структуры металла. В местах концентрации остаточных или усталостных напряжений, связанных с технологией производства, обработки или эксплуатации детали теплота, наведенная при МИО вихревыми токами, частично уменьшает избыточную энергию составляющих кристаллитов и зерен структуры образца особенно в зоне контакта напряженных участков [4].

Одновременно с тепловыми процессами за счет импульсного магнитного поля в металле происходит полярная ориентация спинов электронов атомов, расположенных в области контакта кристаллитов и зерен сплавов, вследствие чего улучшаются механические свойства материала.

Время выдержки инструмента в процессе магнитной обработки является важным элементом режима магнитной обработки. Для стали Р6М5 (рис.3) достаточно времени воздействия магнитного поля в течение 60 сек., чтобы достичь наибольшего увеличения твердости материала.

Процесс магнитнодисперсионного твердения протекает не мгновенно, а через некоторое время после операции магнитной обработки, чтобы стабилизировать новые свойства инструментальной стали.

Для завершения внутренних процессов, связанных с рассеиванием электромагнитной энергии в материале детали необходимо время (Т).

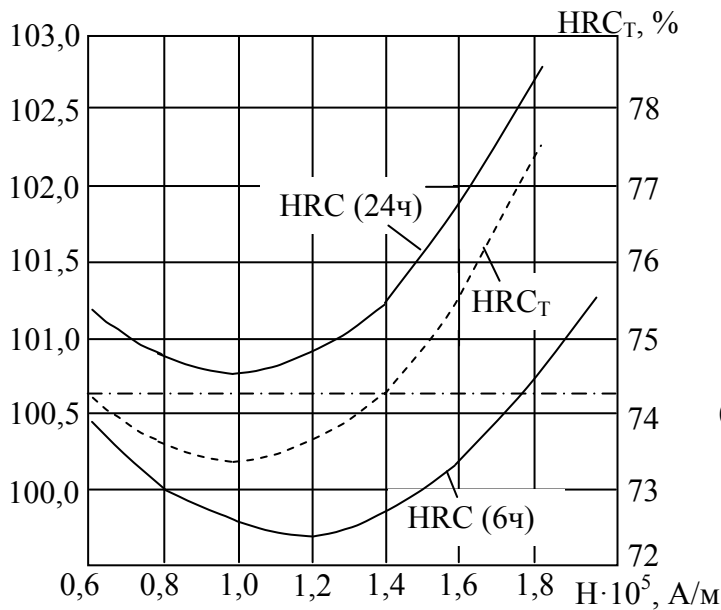


Рис. 2 - Зависимость изменения твердости и теплостойкости стали P6M5K5 от напряженности поля и времени старения.

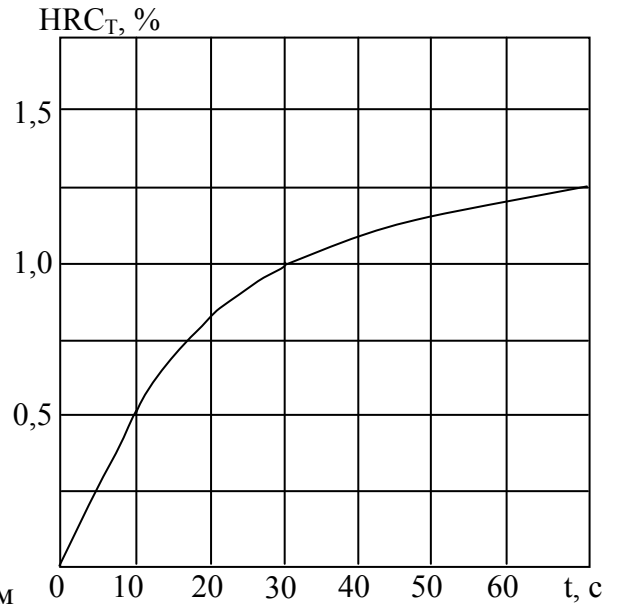


Рис. 3 - Зависимость изменения твердости быстрорежущей стали P6M5 от продолжительности магнитной обработки

Для завершения внутренних процессов, связанных с рассеиванием электромагнитной энергии в материале детали необходимо время (Т).

Время выдержки инструмента из быстрорежущей стали после МИО в спокойном состоянии определяется по эмпирическому уравнению:

$$T = \frac{K}{H} \cdot \frac{d}{\ell} \cdot \frac{K_m}{K_\phi} \cdot \frac{m}{V_m}, \text{ где}$$

K – коэффициент, зависящий от свойств материала инструмента;

H – напряженность поля соленоида установки, кА/м;

d/ℓ – отношение диаметра инструмента к его длине;

K_m/K_ϕ – отношение магнитной проницаемости материала инструмента к магнитной проницаемости феррита;

m – масса инструмента, грамм;

V_m – объем металла инструмента, см³.

Выводы

В свете рассмотренных выше представлений о физической сущности процесса магнитной обработки деталей можно сделать заключение, что МИО представляет собой комплексное воздействие на материал магнитострикционных процессов и механических деформаций, тепловых и электромагнитных вихревых потоков, локализованных в местах концентраций магнитного потока, а также систему процессов, направленно ориентирующих «спин-характеристики» внешних электронов атомов пограничной зоны контакта зерен. В целом МИО предусматривает сочетание электромагнитного и термодинамического способов управления неравновесной структурой вещества.

Литература: 1. Преображенский А.А., Теория магнетизма, магнитные материалы и элементы / Преображенский А.А. – М.: Высшая школа, 1972. – 460 с. 2. Малыгин Б.В., Магнитное упрочнение инструмента и деталей машин / Малыгин Б.В. . – М.: Машиностроение, 1989. – 112 с. 3. Гузенков П.Г., Детали машин / Гузенков П.Г. – М.: Высшая школа, 1986. – 490 с. 4. Постников С.Н. Электрические явления при трении и резании. / Постников С.Н. – Горький: Волго-Вят. кн. изд-во, 1975. –и 280 с.

ЩОДО ФІЗИЧНОЇ СУТНОСТІ ПРОЦЕСУ МАГНІТНОЇ ОБРОБКИ ОСЬОВОГО ІНСТРУМЕНТУ ІЗ ШВИДКОРІЗАЛЬНИХ СТАЛЕЙ

Кінденко М.І.

Викладена робота присвячена дослідженню питань, які пов'язані з підвищенням експлуатаційних властивостей кінцевого інструменту виконаного із швидкорізальних сталей шляхом магнітно-імпульсної обробки, яка являє собою поєднання електромагнітного і термодинамічного способів керування неврівноваженою структурою речовини. Проаналізовано вплив параметрів магнітної обробки на зміну твердості та теплостійкості швидкорізальних сталей

О ФИЗИЧЕСКОЙ СУЩНОСТИ ПРОЦЕССА МАГНИТНОЙ ОБРАБОТКИ ОСЕВОГО ИНСТРУМЕНТА ИЗ БЫСТРОРЕЖУЩЕЙ СТАЛИ

Кинденко Н.И.

Настоящая работа посвящена исследованию вопросов связанных с повышением эксплуатационных свойств концевых инструментов из быстрорежущих сталей путем магнитно-импульсной обработки, представляющей собой сочетание электромагнитного и термодинамического способов управления неравновесной структурой вещества. Проведен анализ влияния режимов магнитной обработки на изменение твердости и теплостойкости быстрорежущих сталей. Проведен анализ влияния режимов магнитной обработки на изменение твердости и теплостойкости быстрорежущих сталей.

ON THE PHYSICAL ESSENCE OF THE PROCESS OF MAGNETIC MACHINING OF AXIAL HIGH-SPEED STEEL TOOL

Kindenko N.I.

The given article deals with the research of the problems connected with increasing of service properties of axial tools made of high-speed steels by means of magneto-pulse machining which is the combination of electromagnetic and thermodynamic means of unbalanced structure material control. The analysis of the influence of magneto-pulse machining mode on the modification of hardness and heat resistance of steels is carried out.

Ключевые слова: магнитная обработка, напряжение, энергия, напряженность импульсного магнитного поля, надежность, упрочнение, быстрорежущая сталь.

УДК 621.753.1/2(035)

Мартынов А.П., Московцев Н.Н.

ДГМА, г. Краматорск, Украина

ГЕОМЕТРИЧЕСКАЯ ВЗАИМОЗАМЕНЯЕМОСТЬ ИЗДЕЛИЙ С ЗАВИСИМЫМИ ДОПУСКАМИ

Введение

Обеспечение собираемости изделий с соблюдением геометрической взаимозаменяемости, то есть, по точности сборочных единиц и соединений, является одной из важнейших задач всех отраслей машиностроения

Эта комплексная проблема включает, в том числе, и вопросы правильного назначения допусков при проектировании и параметров контроля изделий с зависимыми допусками расположения и формы, основные положения по применению которых регламентируются международными и межгосударственными стандартами [1-4 и др.], а в России, например, и специальным стандартом [5].

В то же время на машиностроительных и приборостроительных предприятиях очень часто наблюдается несоответствие между назначаемыми допусками расположения и методами их контроля, что, в конечном счете, приводит к нарушению взаимозаменяемости, дополнительному браку и несоответствию действительного качества расчетному [6,7].

В [8] изложена методика расчетов точностных параметров изделий с зависимыми допусками как с помощью номограмм непосредственно на рабочем месте, так и в автоматизированном режиме, в том числе, и расчетов калибров для контроля расположения осей крепежных отверстий.

Целью настоящей работы является совершенствование методики и автоматизация расчетов параметров калибров для их контроля изделий с зависимыми допусками для всех возможных видов формы и расположения поверхностей - соосность (симметричность) всех видов поверхностей, перпендикулярность (наклон), в том числе с базовым элементом, прямолинейность оси и др. в соответствии со схемами расположения отклонений и допусков измерительных элементов калибра по ГОСТ 16085-80.

На рис.1 представлена блок-схема разработанной автоматизированной системы расчетов соответствующих параметров калибров расположения.

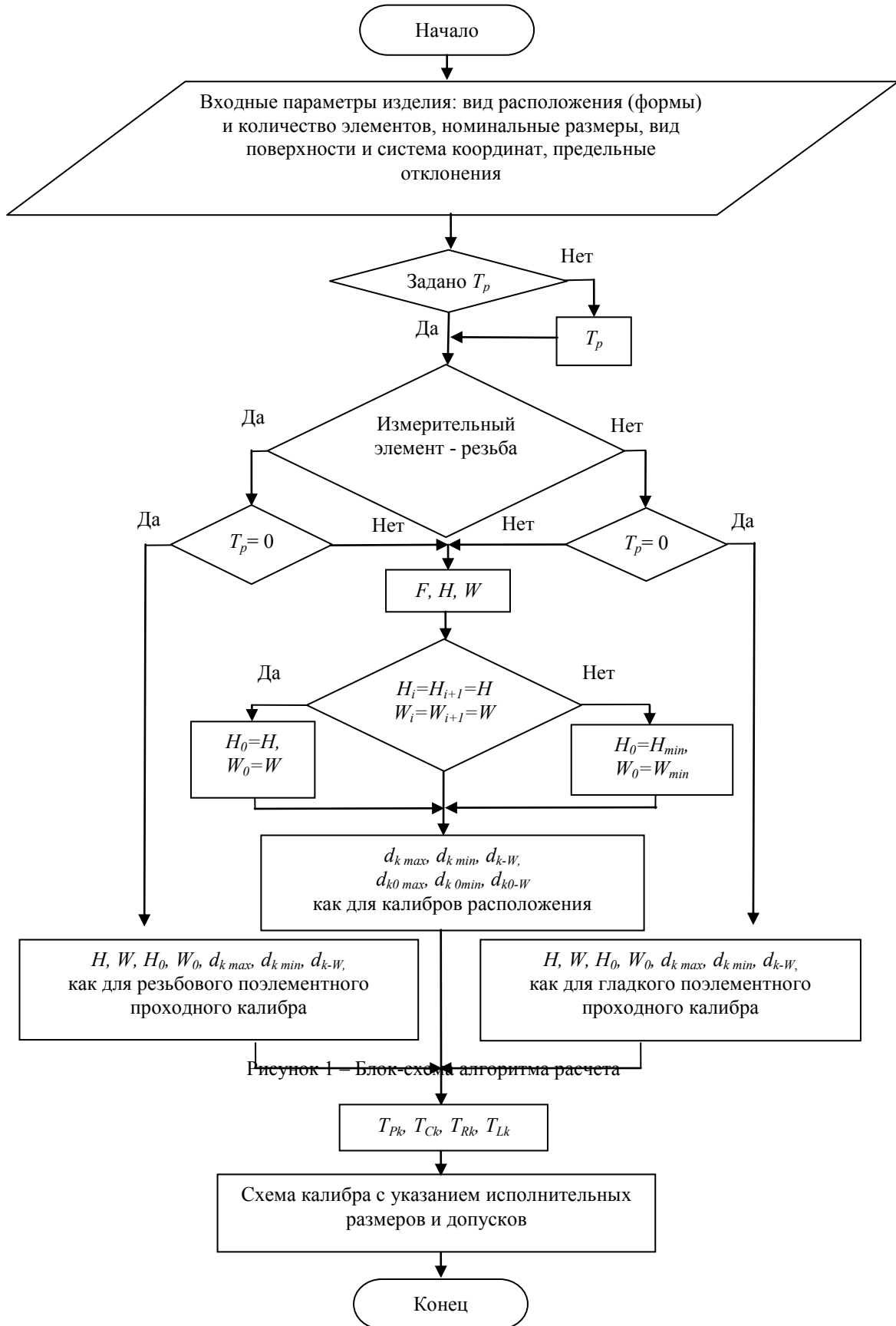


Рисунок 1 – Блок-схема алгоритма расчета

Рис. 1 - Блок-схема автоматизированной системы расчетов параметров калибров контроля зависимых допусков формы и расположения

Наиболее сложной является схема контроля поверхностей валов и отверстий с базовым элементом (рис.2)

Для базового измерительного элемента

Для остальных измерительных элементов

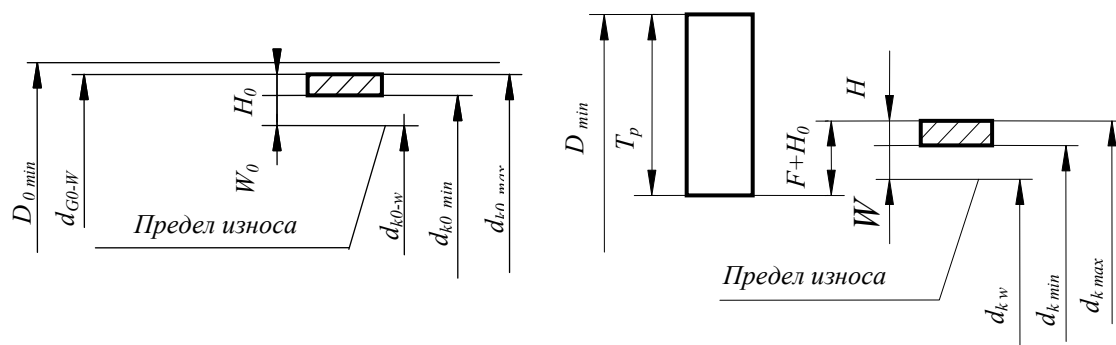


Рис. 2 —Схемы расположения полей допусков калибров для контроля расположения поверхностей с базовыми измерительными элементами (при T_P до 300мкм)

Предельные размеры измерительных поверхностей калибра для контроля поверхностей отверстий:

базового элемента

$$d_{k0max} = d_{G0-W} \quad d_{k0 min} = d_{G0-W} - H_0 \quad d_{k0-W} = d_{G0-W} - H_0 - W$$

остальных элементов

$$d_{kmax} = D_{min} - T_P + F + H_0 \quad d_{kmin} = d_{kmax} - H \quad d_{k-W} = d_{kmax} - H - W,$$

где T_P — позиционный допуск поверхности (ее оси или плоскости симметрии) изделия в диаметральном выражении;

d_{k0max} и d_{k0min} —соответственно наибольший и наименьший предельные размеры базового измерительного элемента нового калибра;

d_{k0-W} —размер предельно изношенного базового измерительного элемента калибра;

d_{kmax} и d_{kmin} — соответственно наибольший и наименьший предельные размеры измерительного элемента нового калибра;

d_{k-W} —размер предельно изношенного измерительного элемента калибра;

D_{min} — наименьший предельный размер отверстия изделия;

F —основное отклонение размера измерительного элемента, соответствующее проходному пределу размера нового калибра, в калибрах без базовых измерительных элементов

H и H_0 — допуски на изготовление базового и остальных измерительных элементов калибра

На основе разработанного алгоритмического обеспечения разработана автоматизированная система проектирования калибров. Установлено, что наиболее целесообразно с учетом особенностей и аналитических

зависимостей дерево построения алгоритма и программы разбить на следующие блоки: размеры, координирующие оси отверстий и валов (с вариантами расположения и вида системы координат), соосность (симметричность) поверхностей, перпендикулярность (наклон) осей, прямолинейность оси, размеры между осью и плоскостью или между двумя осями.

Что касается блока проектирования калибров для контроля точности размеров, координирующих оси отверстий и валов, особенности которого описаны в [8], то задача решается для обоих типов (А и Б) крепежных отверстий по ГОСТ 14140-81[10], причем программа работает в системах прямоугольных и полярных координат

Здесь уместно отметить, к рассматриваемым широко применяемым изделиям с зависимыми допусками следует отнести также относительно новые узлы, появившиеся в последние годы, для которых целесообразно использовать зависимые допуски.

Таковыми изделиями являются, например, крышка шестеренной клетки прокатного стана (рис.3,а) с непростым расположением крепежных отверстий и узел крепления пакета деталей с помощью болтозаклепок (рис.3,б), которые в технической литературе в связи с зависимыми допусками вообще не упоминаются.

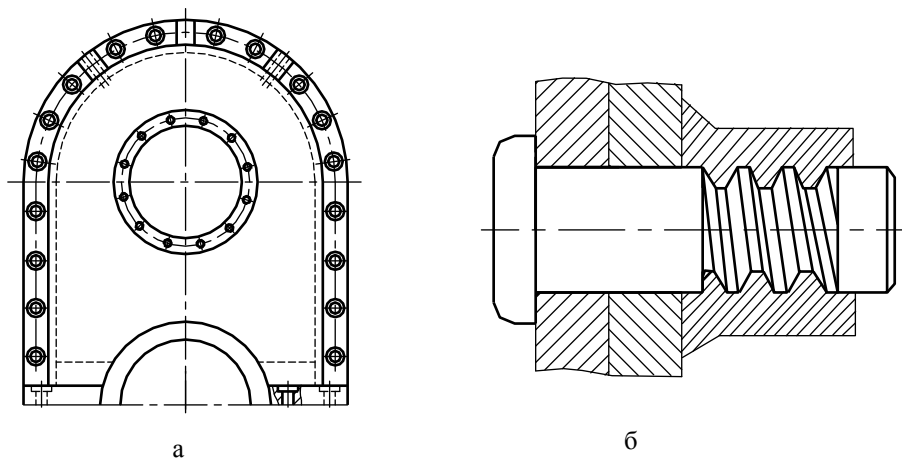


Рис. 3 - Изделия, для которых целесообразно предусматривать зависимые допуски расположения осей

Сборка соединений с крепежными деталями, в том числе представленного на рис.3,а узла крышки в условиях единичного и мелкосерийного производства чаще всего осуществляется либо путем совместной обработки отверстий в парных соединяемых деталях либо «по подметке», то есть по обработанным отверстиям в одной из деталей. При этом взаимозаменяемость, естественно, не обеспечивается.

Болтозаклепки представляют собой относительно новый вид неразъемных крепежных изделий, для установки которых требуется как

односторонний, так и двусторонний подход к пакету. При двустороннем подходе замыкающие головки образуются обжатием гладкого кольца по кольцевым канавкам на стержне и обжатием кольца с кольцевыми проточками по внутреннему диаметру, по гладкому стержню. Болтозаклепки успешно применяют вместо стандартных заклепок в местах, неудобных для прессовой клепки и при больших толщинах пакетов, а также вместо болтов в неразъемных соединениях [9].

Описываемая система не охватывает пока проектирование комплексных калибров для контроля поверхностей с резьбовыми элементами и комплекта проходных калибров для контроля размера между осью и плоскостью или между двумя осями, предусматриваемыми в [4] , а также для контроля плоскостности поверхности симметрии плоских элементов и пересечения осей, рассматриваемых в [5].

В случае резьбовых измерительных элементов калибра отклонения и допуски среднего диаметра определяются по ГОСТ 16085-80, а наружного и внутреннего диаметров — как для поэлементных проходных резьбовых калибров по ГОСТ 24997-2004.

Предельные размеры наружного и внутреннего диаметров резьбовых измерительных элементов (кроме базовых) должны быть уменьшены (для элементов, контролирующих расположение внутренних резьбовых поверхностей) и увеличены (для элементов, контролирующих расположение наружных резьбовых поверхностей) на величину позиционного допуска T_p относительно соответствующего предельного размера поэлементного резьбового проходного калибра по ГОСТ 24997—2004. Для базовых измерительных элементов $T_p = 0$ [4].

Система предусматривает также возможность расчетов параметров калибров для контроля расположения поверхностей с использованием зависимых допусков, равных нулю.

Автоматизированная система разработана на основе процесса объектно-ориентированного анализа и проектирования с помощью унифицированного языка моделирования (Unified modeling Language, UML) и унифицированного процесса (Unified Process, UP) []. При этом UP использован в качестве языка визуального моделирования для объектно-ориентированного анализа, а UML — для обеспечения каркаса процесса производства программного обеспечения, указывающего, как осуществляется объектно-ориентированный анализ и проектирование.

Файловая структура включает основные характеристики контролируемого изделия, исходные данные для расчетов, промежуточные результаты расчетов, выходные результаты в виде эскиза калибра (калибров) с исполнительными размерами измерительных элементов.

Ниже на рис.4 представлено главное окно системы с исходными данными для варианта контроля соосности поверхностей $\varnothing 44h11$ и

Ø32H11, а на рис.5 - итоговые данные для разработки чертежа калибра.

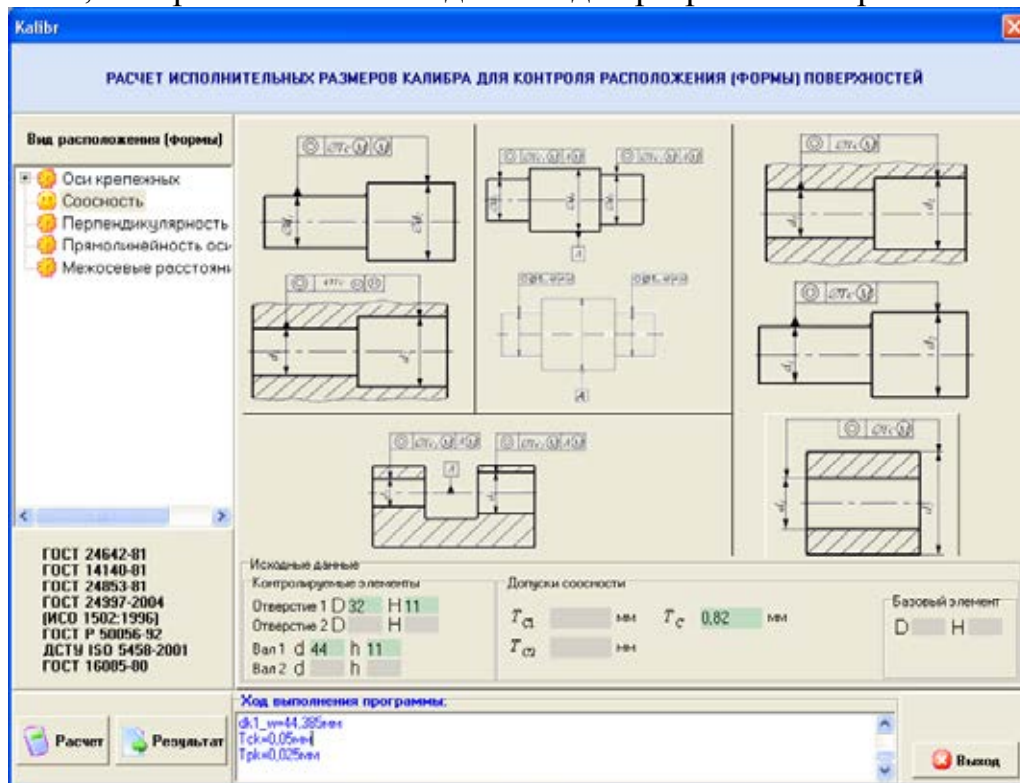
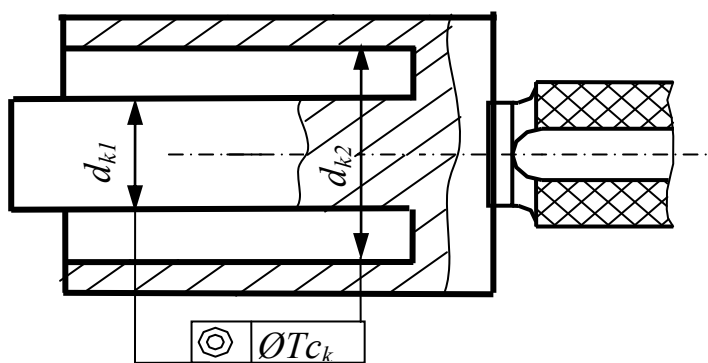


Рис. 4- Главное окно системы с исходными данными и ходом проектирования

Данные для разработки чертежа калибра для контроля
элемента $d_1 - \text{Ø } 32\text{H}11$: элемент $d_2 - \text{Ø } 44\text{h}11$:



$$d_{k1} = 31,643 \text{ мм}$$

$$es_{k1} = 0 \text{ мм} \quad ei_{k1} = -0,012 \text{ мм}$$

$$d_{k2} = 44,357 \text{ мм}$$

$$ei_{k2} = 0 \quad es_{k2} = +0,012 \text{ мм}$$

$$T_{c_k} = 0,05 \text{ мм}$$

Размер предельно изношенного измерительного элемента

$$d_{k1-w} = 31,612 \text{ мм}$$

$$d_{k2-w} = 44,385 \text{ мм}$$

Рис. 5 - Фрагмент итогового окна с данными для разработки чертежа калибра

Выводы

Автоматизированная система проектирования калибров контроля расположения и формы с зависимыми допусками, разработанная на основе современного процесса объектно-ориентированного анализа и проектирования с помощью UML и UP, позволяет получить необходимые точностные параметры контрольных средств, а её применение в производстве позволит в полной мере использовать преимущества этого вида допусков.

Дальнейшим развитием системы является разработка программы проектирования комплексных калибров для контроля таких поверхностей с резьбовыми элементами и комплекта проходных калибров для контроля размера между осью и плоскостью или между двумя осями.

Литература: 1. ДСТУ ISO 14660-1-2002. Технічні вимоги до геометрії виробів (GPS). Геометричні елементи. Частина 1. Загальні терміни та визначення понять. Чинний від 01.10.2003 -К.: Держспоживстандарт України, 2003.- 4 с. 2. ДСТУ ISO 5458-2001. Технічні вимоги до геометрії виробів (GPS). Встановлення геометричних допусків. Позиційні допуски. Чинний від 2003-01-01-К.: Держстандарт України, 2002.- 9с. 3. ГОСТ 14140-81 Основные нормы взаимозаменяемости. Допуски расположения осей отверстий для крепежных деталей. Введ. с 1981-07-01 – М.: Изд-во стандартов, 1981. – 32с. 4. ГОСТ 16085-80 Калибры для контроля расположения поверхностей. Допуски. Введ. с 1982-01-01 – М.: Изд-во стандартов, 1985. – 20с. 5. ГОСТ Р 50056 – 92 Основные нормы взаимозаменяемости. Зависимые допуски формы, расположения и координирующих размеров. Введ. 01.01.94 -М.: Изд-во стандартов, 1992.-32с 6. Степанов Р.С. Теоретические основы обеспечения точности в машиностроении на базе комплексного анализа зависимых и независимых допусков / Под ред. Данилова Ю.С. изд-во Саратовского университета 1985, 108 с. 7. Мартынов А.П. Взаимозаменяемость и обеспечение собираемости крупных изделий / Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Зб. наук. пр. Вип. 23. Краматорськ - Київ 2008. С.254-260 8. Мартынов А.П., Московцев Н.Н. Обеспечение взаимозаменяемости изделий с зависимыми допусками на основе автоматизированной системы проектирования //Вісник Донбаської державної машинобудівної академії. Зб. наук. пр. №3(20) - Краматорськ ДДМА , 2010, С.178-184. 9. Ракошиц Г. С. Крепежные изделия. Болтозаклепки. // Мир техн. и технол., 2005 №9 С. 75-77. 10. Арлоу Д., Нейштадт И. UML 2 и Унифицированный процесс. Практический объектно-ориентированный анализ и проектирование - 2-е изд. Перевод с англ., СПб: Символ - Плюс 2007, 624 с. ил.. ISBN -13: 978-5-93286-094-6.

ГЕОМЕТРИЧНА ВЗАЄМОЗАМІНЮВАНІСТЬ ВИРОБІВ ІЗ ЗАЛЕЖНИМИ ДОПУСКАМИ

Мартынов А.П., Моськовцев Н.Н.

У даній статті розроблена автоматизована система проектування калібрів контролю розташування і форми із залежними допусками, на основі сучасного процесу об'єктно-орієнтованого аналізу і проектування за допомогою UML і UP, дозволяє отримати необхідні точностні параметри контрольних засобів, а її вживання у виробництві дозволить повною мірою використовувати переваги цього вигляду допусків

ГЕОМЕТРИЧЕСКАЯ ВЗАИМОЗАМЕНЯЕМОСТЬ ИЗДЕЛИЙ С ЗАВИСИМЫМИ ДОПУСКАМИ

Мартынов А.П., Московцев Н.Н.

В данной статье разработана автоматизированная система проектирования калибров контроля расположения и формы с зависимыми допусками, на основе современного процесса объектно-ориентированного анализа и проектирования с помощью UML и UP, позволяет получить необходимые точностные параметры контрольных средств, а её применение в производстве позволит в полной мере использовать преимущества этого вида допусков.

GEOMETRICAL INTERCHANGEABILITY of WARES With DEPENDENT ADMITTANCES

Martynov A.P., Moskovcev N.N.

In this article CAS of planning of calibers of control of location and form is developed with dependent admittances, on the basis of modern process of the object-oriented analysis and planning by UML and UP, allows to get the necessary tochnostnye parameters of control facilities, and its application in a production will allow to a full degree to take advantage this type of admittances.

Ключевые слова: калибр, контроль, объектно-ориентированный анализ, параметры, допуск, положение формы, точность.

УДК 621.9.045.7.065

Пономарев Л. Д.
ДИТМ МНТУ, г. Краматорск, Украина

РАЗМЕРНАЯ ЭЛЕКТРОХИМИЧЕСКАЯ ОБРАБОТКА (РЭХО) ДВИЖЕНИЕ ЖИДКОСТНО-ГАЗОВОЙ СМЕСИ В МЕЖЭЛЕКТРОДНОМ ЗАЗОРЕ

Введение

В первой части работы получена физическая модель движения слоев жидкостно-газовой смеси (ЖГС) и электролита в выходной области (ВО) и в выходном поперечном сечении (ВПС) рабочего зазора (межэлектродного пространства МЭП) (рис.1). Придадим этой модели математическую форму.

Воспользуемся полученными Апельблатом и Качальским результатами аналитического решения плоской краевой задачи определения поля скоростей двухслойного потока с различными вязкостями слоев текущего между параллельными плоскостями [1].

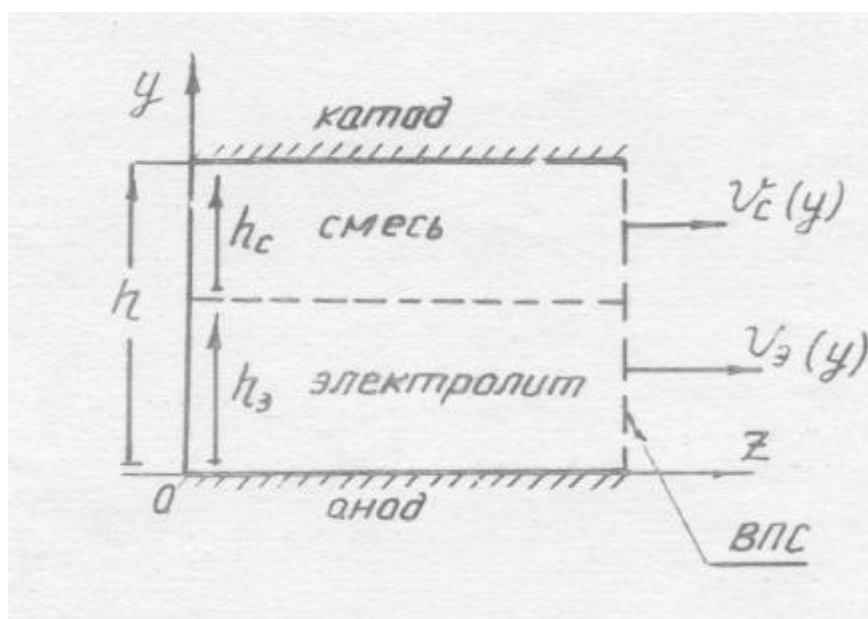


Рис. 1. – Физическая модель

$$V_3 = \frac{1}{\mu_3} |\text{grad}P| \times \frac{y}{2} \left[\frac{h_3^2 \cdot \mu_c + (h^2 - h_3^2) \times \mu_3}{h_3 \mu_c + h_c \mu_3} - y \right]$$

при $0 \leq y \leq h_3$;

(1)

$$V_c = \frac{1}{\mu_c} |\text{grad}P| \times \frac{h-y}{2} \left[\frac{h_c^2 \mu_3 + (h^2 - h_c^2) \times \mu_c}{h_3 \mu_c + h_c \mu_3} - (h-y) \right]$$

при $h_3 \leq y \leq h$,

где V_3, V_c - абсолютные величины скоростей элементарных объемов, соответственно, в слое электролита и в слое фиктивной сплошной среды,

моделирующей жидкостно-газовую смесь (далее для краткости называем V_c скоростью смеси);

μ_s - динамическая вязкость электролита;

μ_c - эффективная динамическая вязкость смеси;

$|\text{grad}P| = \left| \frac{dP}{dz} \right|$ - абсолютная величина градиента давления жидкости в ВПС.

При исследовании тонких зазоров с геометрической высотой (толщиной), равной нескольким десяткам микрон, необходимо подразумевать под величиной h в системе функций (1), на рис. 1 и в последующем тексте абсолютную высоту зазора h_a , уменьшенную на величину среднего диаметра водородных пузырьков d_{cp} (в безразмерных выражениях – на величину $\frac{h_a}{d_{cp}}$),

т.е.

$$h = h_a - d_{cp},$$

или в безразмерных величинах,

$$\delta = 1 - \frac{d_{cp}}{h_a},$$

В этих случаях, говоря о поверхности катода, будем подразумевать поверхность, расположенную в зазоре на расстоянии d_{cp} (или $\frac{d_{cp}}{h_a}$) от поверхности катода, и повторяющую ее форму.

Анализ задач, сформулированных в первой части работ, показал, что их аналитическое решение весьма затруднено, а для численного решения потребуется ЦВМ. Преобразуем функции (1) так, чтобы облегчить программирование ЦВМ и получить обобщенные (безразмерные) решения.

Перенесем начало координат на поверхность катода. Для этого достаточно заменить в (1) переменную y переменной ω , связанной с y выражением:

$$\omega = h - y.$$

(если $y = 0$, то $\omega = h$; если же $y = h$, то $\omega = 0$).

После такой замены можно перейти к безразмерной независимой переменной

$$x = \frac{\omega}{h} = 1 - \frac{y}{h}.$$

Независимо от зазора h , переменная x изменяется в интервале $[0;1]$; следовательно, вместе с безразмерной переменной x мы вводим в обращение безразмерную высоту зазора δ_c и безразмерные толщины (высоты) слоя электролита δ_s и слоя смеси δ_c , определяемые следующими соотношениями:

$$\delta = \frac{h}{h} = 1;$$

$$\delta_s = \frac{h_s}{h}, \quad 1 \geq \delta_s \geq 0;$$

$$\delta_c = \frac{h_c}{h} = 1 - \delta_s, \quad 0 \leq \delta_c \leq 1.$$

Заменив в (1) переменную y переменной ω , разделим левые и правые части функций (1) на h^2 для преобразования ω в x . Затем чтобы получить обобщенные (безразмерные) скорости, разделим левые и правые части функций (1) на $|gradP|$ и умножим на μ_s . Обозначив отношения вязкостей

$$\frac{\mu_c}{\mu_s} = g \quad (2)$$

Получим после элементарных преобразований

$$\bar{V}_c \equiv \frac{\mu_s}{h^2 |gradP|} \cdot V_c = \frac{x}{2g} \cdot \left[\frac{\delta_c^2(1-g) + g}{\delta_s(1-g) + 1} - x \right]$$

при $0 \leq x \leq \delta_c$;

$$\bar{V}_s \equiv \frac{\mu_s}{h^2 |gradP|} V_s = \frac{1-x}{2g} \left[\frac{\delta_s^2(1-g) + 1}{\delta_s(g-1) + 1} - 1 + x \right]$$

при $\delta_c < x \leq 1$,

где \bar{V}_c, \bar{V}_s – обобщенные безразмерные скорости элементарных объемов, соответственно, в слое смеси и в слое электролита.

Система координат для функций (3) показана на рис. 2

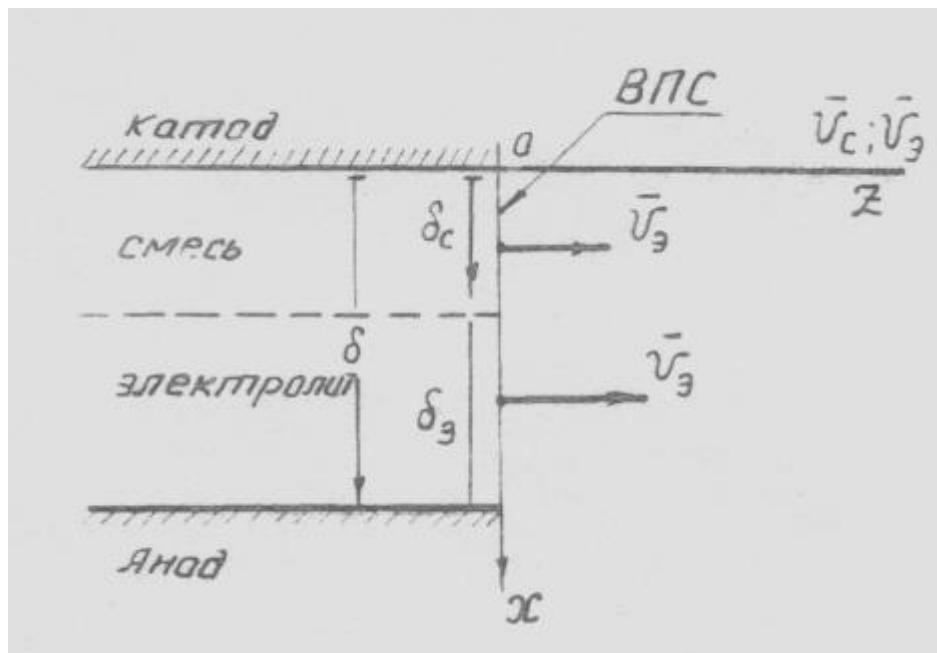


Рис. 2 – Система координат

Физический смысл и характер параметров $\mu_s, |gradP|, h$ в левых частях функций (3) известны; численные значения этих параметров выбираются с помощью физических соображений и вспомогательных расчетов. В правых частях этих функций $\delta_s = 1 - \delta_c$, а численное значение δ_c можно выбирать произвольно в интервале $[0;1]$. Следовательно, в правых частях остается неопределенным лишь параметр g , содержащий эффективную вязкость смеси μ_c .

При сравнимых удельных объемах жидкой и газовой фаз в смеси, газовая фаза (пузырьки водорода) сильно влияет на свойства всей смеси, в том числе и на μ_c , но общего метода описания этого влияния не существует, поэтому вынужденно используются математические модели смеси, имеющие характер более или менее обоснованных гипотез [2]. Для определения μ_c используем так называемую ячеечную модель стесненного обтекания диспергированной фазы (пузырьков). Этот выбор не определяется физическим содержанием ячеечной модели и обусловлен лишь следующими соображениями: как нам кажется, ячеечная модель разработана детальнее других моделей смеси и во многих случаях доведена до расчетных формул, которыми мы и воспользуемся; критики ячеечной модели не согласны с ее физическим содержанием, прежде всего в области малых объемных концентраций диспергированной фазы, нас же интересует движение смеси с переменной, но относительно большой концентрацией пузырьков.

Эффективную вязкость смеси можно определить тремя, в общем случае зависящими друг от друга составляющими:

1. Составляющей $\mu_{жс}$ – эффективной вязкостью жидкой фазы, фильтрующейся в системе пузырьков.
2. «Флуктуационной» составляющей, которая появляется при флуктуациях скорости пузырьков.
3. «Концентрационной» составляющей, обусловленной трением пузырьков друг о друга в их относительном движении и т.п.

Второй и третьей составляющими можно пренебречь, если они малы по сравнению с $\mu_{жс}$ [4]. Оценим порядок их величин в условиях размерной ЭХО.

Мы рассматриваем весь объем выходной области МЭП, т.е. объем, линейные размеры которого значительно больше пространственного масштаба флуктуационных движений пузырьков, а время обработки значительно больше наибольшего временного масштаба флуктуаций скорости пузырьков, близкого к 1 сек, поэтому согласно работе [5], пузырьки находятся в «локально равновесном» состоянии и можно пренебречь «флуктуационной» составляющей вязкости смеси.

«Концентрационная» составляющая вязкости μ_c весьма велика, когда локальная объемная концентрация газовых пузырьков в смеси C_r близка к концентрации «плотной упаковки» пузырьков C_n , но быстро уменьшается при уменьшении C_r становясь весьма малой уже при концентрациях, мало

отличающихся от C_n [4,5]. Мы не рассматриваем неустойчивые режимы движения смеси, в которых наблюдается увеличение концентрации газа до значений $C_r \geq C_n$ [6], поэтому пренебрежем и «концентрационной» составляющей вязкости.

Тогда можно положить $\mu_c \approx \mu_{жс}$ и воспользоваться результатами работы [4]

$$\mu_c \approx \mu_{жс} \approx \mu_0 \left(1 + C_r \frac{2 + 0,8C_r^{1/3}}{2 - 2C_r^{1/3}} \right), \quad (4)$$

где $C_r = \frac{V_r}{V_c}$ – локальная объемная концентрация газа в слое смеси в выходном

поперечном сечении;

V_r – объем газа;

V_c – объем смеси.

В связи с тем, что водородные пузырьки имеют конечные размеры, локальная или местная концентрация, в отличие от средней концентрации, определяется непротиворечиво только для сплошной среды, моделирующей смесь, как предел

$$C_r = \lim \frac{\Delta V_r}{\Delta V_c}$$

$$V_r \rightarrow 0$$

$$V_c \rightarrow 0$$

и является приближенной характеристикой реальной смеси.

Подставив выражение (4) в отношение (2), получим

$$g = 1 + C_r \frac{2 + 0,8C_r^{1/3}}{2 - C_r^{1/3}} \quad (5)$$

Итак, обобщенные скорости являются функциями безразмерной координаты χ и безразмерных параметров δ_c и C_r :

$$\bar{V}_c = \bar{V}_c(x, C_r, \delta_c);$$

$$\bar{V}_0 = \bar{V}_0(x, \delta_c, C_r),$$

где C_{rr} – значение локальной концентрации C_r на границе между слоями.

В сложнейших физико-химических условиях размерной ЭХО локальная концентрация C_r в ВПС в общем случае зависит случайным образом от координаты x , параметра δ_c , времени t и, вероятнее всего, является нестационарной случайной функцией, для которой примем обозначение $C_r = C_r(x, t, \delta_c)$. Чтобы «замкнуть» математическую модель, необходимо определить эту функцию. Но уже решение более простой аналогичной задачи – определение стационарной функции C_r – в рамках «классической» гидродинамики наталкивается на непреодолимые трудности [7]; причем в литературе отсутствуют надежные экспериментальные данные [7,8]. В этой

ситуации остается, вероятно, единственный метод для оценки характеристик функции C_T – метод «правдоподобных» рассуждений. Неизбежность использования этого, в принципе неточного метода на самом ответственном этапе исследования – при построении математической модели – неоднократно обсуждалась [9].

Воспользуемся следующими «правдоподобными» рассуждениями. Мы не можем рассчитать или измерить ансамбль реализаций функции C_A , достаточный для оценок ее основных характеристик (среднего и дисперсии). Но используя знание особенностей выделения водорода на катоде, особенностей пуазейлевского течения и пр., мы можем с определенной уверенностью угадать две функции C_T , обладающие следующими свойствами: при любых значениях x в интервале $0 \leq x \leq \delta_c$ числовые значения первой из этих стационарных функций $C_{T1} \equiv C_I$ близки к максимально возможной локальной концентрации водорода в смеси (при устойчивом движении), а числовые значения второй стационарной функции $C_{T2} \equiv C_{III}$ близки к минимально возможной локальной концентрации водорода. Общее обозначение $C_{Tn} \equiv C_n$ оставим для множества средних концентраций в переменном, зависящем от x и δ_c интервале $[C_I, C_{III}]$.

Решающая роль функций C_I и C_{III} в последующей процедуре решения задач состоит в том, что при зафиксированных значениях x и δ_c мы рассматриваем два числовых значения одной и той же расходной скорости или одного и того же объемного расхода, соответствующие концентрациям C_I и C_{III} , как сечение «крайних» реализаций случайной функции скорости или расхода [9], и используя эти значения как толерантные пределы, находим оценки среднеквадратичного отклонения и среднего значения расходной скорости или объемного расхода.

Такая процедура сильно отличается от известных методов интервального оценивания [10, 11]: вместо представительных выборок в ней используется физико-химические особенности процесса ЭХО. Строго обосновать такую процедуру невозможно: в своих ключевых пунктах она состоит из «правдоподобных» рассуждений. Но она позволяет найти – с некоторой долей риска – приближенное решение задачи, неразрешимой методами математической статистики и гидродинамики двухфазных систем.

Приступая к выбору функций C_I и C_{III} , определим максимально возможную объемную концентрацию газа $C_{\text{макс}}$ при устойчивом движении смеси. Для этого используем гипотезу стесненного роста водородных пузырьков на катоде [12]. Учитывая, что при плотной упаковке шаров их объемная концентрация $C_n \approx 0,75$ [13] примем, что максимально возможное значение локальной объемной концентрации пузырьков в смеси $C_{\text{макс}} \approx 0,75$. В режиме устойчивого движения смеси величина $C_{\text{макс}}$ является верхней гранью множества значений случайной функции C_T . В зависимости от интенсивности

выделения водорода на катоде, скорости потока и других параметров обработки концентрация газа у катода $C_{Гк} \leq C_{макс}$. В расчетах используем следующие значения $C_{Гк}$: 0,75;0,5;0,25.

Нет надобности придавать функциям C_I и C_{III} сложную математическую форму: достаточно ограничиться кусочно-линейными аппроксимациями. Но тогда мы можем немедленно аппроксимировать функцию C_I :

$$C_I = \begin{cases} C_{Гк} = \text{const}, & \text{если } x \leq \delta_c \\ 0 & , \text{если } \delta_c < x < 1 \end{cases}$$

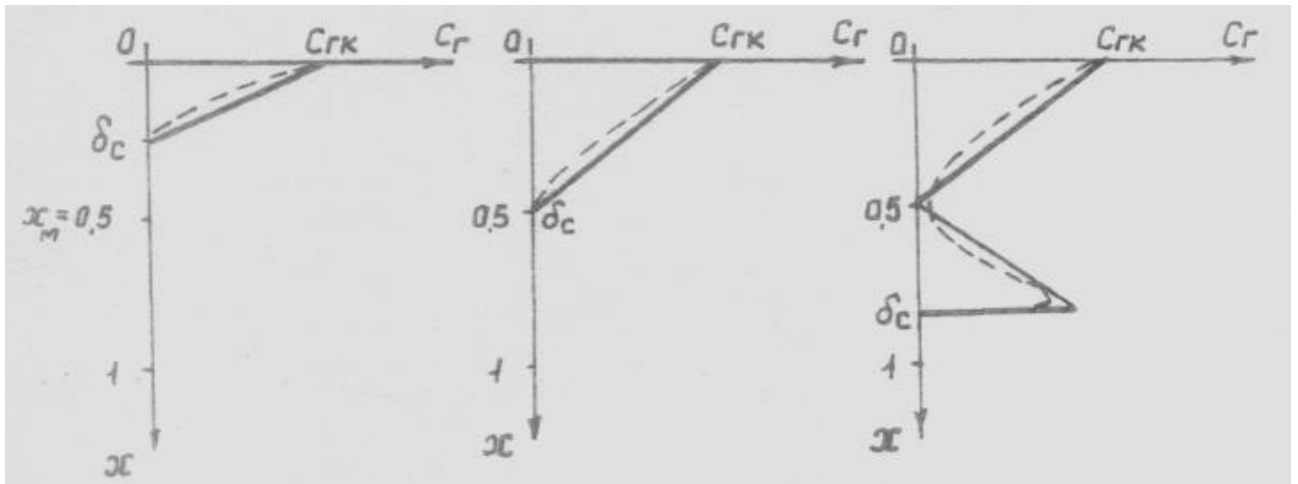


Рис. 3 – Аппроксимация функции

Основное требование к функции C_{III} – относительно простая аппроксимация нижней грани функции C_I – подсказывает график функции C_{III} , показанный пунктиром на рис. 3; там же показана сплошной линией аппроксимация этой функции, имеющая следующую математическую форму:

$$C_{III}(x, \delta_c) = \begin{cases} C_{ГК} \left(1 - \frac{x}{\delta_c}\right), & \text{если } \dots x \leq \delta_c \leq x_m \\ C_{ГК} \left(1 - \frac{x}{x_m}\right), & \text{если } \dots x \leq x_m < \delta_c \\ 2C_{ГК}(x - x_m), & \text{если } \dots x_m < x \leq \delta_c \\ 0, & \text{если } \dots \delta_c < x \leq 1, \end{cases} \quad (7)$$

где x_m - значение x , при котором V_c имеет максимум ;

$$x_m = \frac{\delta_c^2(1-g) + g}{2\delta_c(g-1) + 2} \quad (8)$$

Численные эксперименты на ЦВМ с функцией V_c показали, что при $C_1 = C_{III}$ и $\delta_c > 0,5$ функция V_c всегда имеет максимум при $x_m = 0,5$; в последующих расчетах в формулу (7) подставляем $x_m = 0,5$.

Организация программ для ЦВМ не рассматривается в данной работе, поэтому не следует останавливаться на особенностях программирования «перекрестной» связи между C_{III} и x_m через параметр g .

Заметим, по поводу выбора функции C_{III} , что авторы работы [14] учитывая силу, отталкивающую пузырьки от электродов, также приходят к выводу, что на выходе из зазора концентрация пузырьков оказывается наибольшей все-таки в прикатодной области.

Для проверки качества математической модели путем сравнения профилей скоростей с разными концентрациями выберем одну из «промежуточных» концентраций C_{II} :

$$C_{II}(x, \delta_c) = \begin{cases} C_{ГК} = const, & \text{если } \dots x < \delta_c < x_m \\ C_{ГК} \left(1 - \frac{x - x_m}{\delta_c - x_m} \right), & \text{если } \dots x_m \leq x \leq \delta_c \\ 0, & \text{если } \dots \delta_c \leq x \leq 1, \end{cases} \quad (9)$$

где x_m имеет тот же смысл, что и в C_{III} . Функция C_{II} постоянна, если $\delta_c < x_m$ и линейно уменьшается до нуля в интервале $[x_m, \delta_c]$, если $x_m < \delta_c$.

Построение математической модели двухслойного потока (3), (5), (6) – (9) закончено. Но Апельблат и Качальский решали задачу с постоянной вязкостью μ_c , поэтому при расчетах с концентрациями C_{II} и C_{III} мы используем обычный вычислительный прием – разбиваем зазор $\delta=1$ на n интервалов (в расчетах было принято $n = 20$), рассчитываем для i -го интервала среднее значение концентрации $C_{срi} = const$, подставляя в (7) или (9) среднее для i -го интервала значение координаты x_i , а затем используем $C_{срi}$ в выражении (5) при расчете скорости V_{ci} .

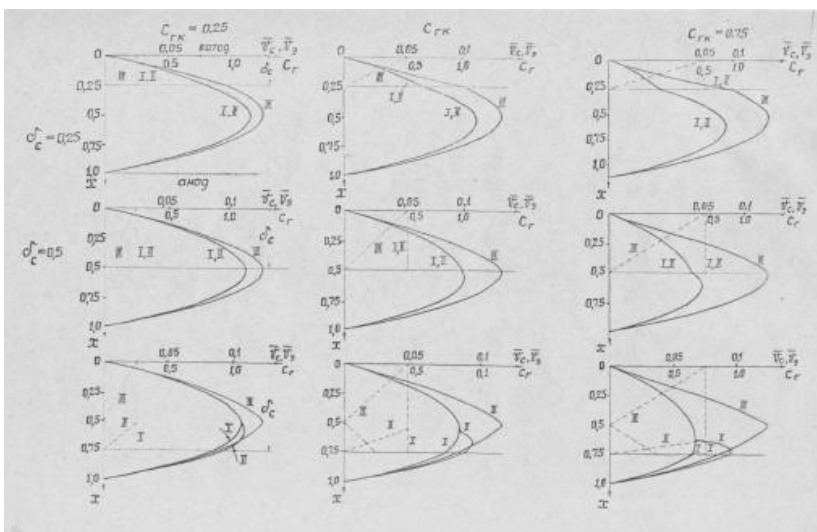


Рис. 4 – Расчет профилей скоростей

Проверкой качества модели является расчет профилей скоростей V_c, V_s , представленный на рис. 4 и свидетельствующий, что модель правильно передает особенности двухслойного течения, как с постоянной, так и с переменной концентрацией C_T . Убедившись в работоспособности модели, приступим к решению задачи (функция C_{II} в дальнейших расчетах не используется).

Для расчета обобщенных средних скоростей слоя смеси V_{cc} и слоя электролита V_{cs} используем интегральные выражения, с очевидностью вытекающие из двумерного характера потока:

$$\bar{V}_{cc}(c_T, \delta_c) = \frac{1}{\delta_c} \int_0^{\delta_c} V_c(x, c_T, \delta_c) dx, \quad (10)$$

$$\bar{V}_{cs}(c_{TT}, \delta_c) = \frac{1}{\delta_s} \int_{\delta_c}^1 V_s(x, c_{TT}, \delta_c) dx, \quad (11)$$

где $\delta_s = 1 - \delta_c$, $\delta_c - 1$ изменится в интервале $[0; 1]$ с шагом $1/n$, а подинтегральные функции есть полные математические модели движения слоев.

Если $C_T = C_I = const$, то выражение (10) и (11) можно сразу же использовать для расчетов. Если же $C_T = C_I \neq const$, то (10) следует преобразовать, используя рассмотренный выше прием: разбивая зазор δ на n интервалов и задавая приращение толщины слоя смеси с шагом $1/n$.

Тогда

$$\bar{V}_{cc}(C_{cpi}, \delta_{cj}) = \frac{1}{\delta_{cj}} \sum_{i=1}^j \int_{x_{i-1}}^{x_i} V_c(x, C_{cpi}, \delta_{cj}) dx, \quad (12)$$

где j, i – целочисленные переменные;

$$j = 1, 2, 3, \dots, n; \quad i < j; \quad i = 1, 2, \dots, j;$$

$\delta_{cj} = \frac{j}{n}$ – безразмерная высота слоя смеси в ВПС, задаваемая дискретно в интервале $[0, 1]$ с шагом $1/n$;

C_{cpi} – среднее значение концентрации C_{III} в i -ом интервале $[x_{i-1}, x_i]$, рассчитываемое по формуле (7) в центре i -го интервала с координатой

$$x_{cpi} = \frac{x_{i-1} + x_i}{2},$$

причем $x_0 = 0$, $x_i = i/n$, $x_n = 1$;

x – переменная интегрирования.

При каждом изменении переменной j , играющей роль аргумента в уравнении (12), изменяется функция (7), поэтому после каждого изменения j переменная i должна пробегать все целые значения от 1 до j . При $j = 1$ сумма в правой части (12) состоит из одного интеграла, а при $j = 20$ суммируются 20 интегралов.

Определим объемные расходы водорода и электролита, пренебрегая скоростью скольжения фаз в смеси, т.к. эта скорость при диаметрах водородных пузырьков (4-8) мкм не превышает несколько $\frac{мм}{сек}$ [15, 16] что несравнимо меньше минимальных скоростей прокачки электролита в зазоре.

Обратимся к известной формуле объемного расхода жидкости

$$Q = F \cdot V_p, \quad (13)$$

где F – площадь живого сечения потока;

V_p – расходная скорость жидкости.

Если $C_r = C_l = const$, то для определения объемного расхода газа нужно лишь добавить в правую часть (13) сомножитель C_r .

Перейдем к обобщенным (безразмерным) объемным расходам.

Запишем формулу (13)

$$Q_r = F_c \cdot C_r \cdot V_{cc} = b \cdot h_c \cdot C_r \cdot v_{cc}, \quad (13)$$

где $F_c = b \cdot h_c$;

b – ширина ВПС.

Выполним следующие преобразования:

$$\frac{\mu_3}{bh^2 |gradP|} Q_r = h_c C_r \frac{\mu_3}{h^2 |gradP|} \bar{V}_{cc} = h_c \cdot C_r \cdot \bar{V}_{cc}, \quad (14)$$

где \bar{V}_{cc} – безразмерная средняя скорость слоя смеси, определенная при $C_r = const$ выражением (10).

Подставив (10) в (14) и разделив обе части (14) на h , получим обобщенный (безразмерный) объемный расход водорода \bar{Q}_r при $C_r = const$.

$$\bar{Q}_r(V_c, C_r, \delta_c) \equiv \frac{\mu_3}{b \cdot h^3 |gradP|} \cdot Q_r = C_r \frac{h_c}{h} \cdot \frac{1}{\delta_c} \cdot \int_0^{\delta_c} \bar{V}_c dx = C_r \int_0^{\delta_c} \bar{V}_c dx. \quad (15)$$

Аналогично определим обобщенный объемный расход электролита (по всему ВПС) при $C_A = const$. Запишем размерный объемный расход электролита

$$Q_3 = F_c(1 - C_r)V_{cc} + F_3V_{c3} = b[h_c(1 - C_r)V_{cc} + h_3V_{c3}]$$

и преобразуем его в обобщенный расход \bar{Q}_3

$$\frac{\mu_3}{b \cdot h^2 |gradP|} Q_3 = h_c(1 - C_r)V_{cc} + h_3V_{c3},$$

$$\begin{aligned} \bar{Q}_3(\bar{V}_c, \bar{V}_3, C_r, \delta_c) &\equiv \frac{\mu_3}{b \cdot h^3 |gradP|} Q_3 = (1 - C_r) \frac{h_c}{h} \cdot \frac{1}{\delta_c} \int_0^{\delta_c} \bar{V}_c dx + \frac{h_3}{h} \cdot \frac{1}{\delta_3} \int_0^{\delta_3} \bar{V}_3 dx = \\ &= (1 - C_r) \int_0^{\delta_c} \bar{V}_c dx + \int_0^1 \bar{V}_3 dx. \end{aligned} \quad (16)$$

Для расчета обобщенных расходов при $C_r = C_{III} \neq const$ выражения (15) и (16) необходимо преобразовать по образцу преобразования (10) в (12). В результате получим:

$$\bar{Q}_r = \sum_{i=1}^j C_{cpi} (x_{cpi}, \bar{\delta}_{cj}) \int_{x_{i-1}}^{x_i} \bar{V}_c(x, C_{cpi}, \bar{\delta}_{cj}) dx; \quad (17)$$

$$\bar{Q}_3 = \sum_{i=1}^j [1 - C_{cpi}(x_{cpi}, \bar{\delta}_{cj})] \int_{x_{i-1}}^{x_i} \bar{V}_c(x, C_{cpi}, \bar{\delta}_{cj}) dx + \int_{\delta_c}^{x_i} \bar{V}_3(x, C_{ГГi}, \bar{\delta}_{cj}) dx. \quad (18)$$

Все обозначения в выражениях (17) и (18) совпадают с обозначениями в (12).

На рис. 5 и рис. 6 представлены рассчитанные по выражениям (10)-(12) и (15)-(18) графики обобщенных расходных скоростей слоев и объемных расходов водорода и электролита, как функций толщины слоя смеси δ_c .

Исключим из дальнейших расчетов графики функций \bar{Q} и \bar{V} , полученные при $C_{ГК} = 0,25$, ибо такое значение $C_{ГК}$ маловероятно в условиях современной интенсивной обработки с большими плотностями токов.

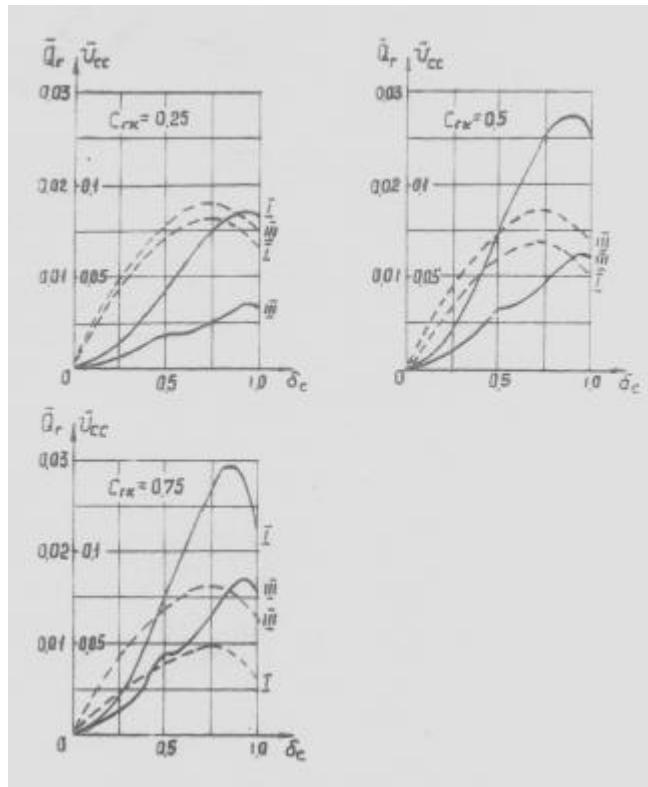


Рис. 5 - Функций $\bar{Q}_Г$

Сравнивая ординаты оставшихся на рис. 5 четырех функций $\bar{Q}_Г$ (с параметрами $C_{ГК} = 0,5$ и $C_{ГК} = 0,75$), взятые при одном и том же значении δ_c , легко заметить, что в преобладающей части интервала $0 \leq \delta_c \leq 1$ наибольшей разностью ординат (наибольшим «раствором») обладают функции

$$\bar{Q}_Г \Big|_{\substack{C_G = C_I \\ C_{ГК} = 0,75}} \equiv Q_{I,0,75} \text{ и } \bar{Q}_Г \Big|_{\substack{C_G = Q_{III} \\ C_{ГК} = 0,5}} \equiv Q_{III,0,5} \quad (19)$$

Отберем Ю пар ординат функций (19) в интервале $0 \leq \delta_c \leq 1$ и будем рассматривать каждую отобранную пару ординат как толерантные пределы,

внутри которых с удовлетворяющей нас доверительной вероятностью заключена 95%-ная доля распределения сечения случайной функции – обобщенного объемного расхода водорода.

Допустим, что нормальный закон распределения сечений этой случайной функции в интервале $0 \leq \delta_c \leq 1$. Доводы в пользу такого использования нормального распределения можно найти в работах [11, 17]. В монографии [18] рассмотренные факторы, ограничивающие безудержное использование нормального распределения, но там же приведено бытующее мнение о том, что случайная величина имеет нормальное распределение, если не доказано обратное утверждение, за этим мнением мы и последуем. Наше решение можно подкрепить, заметив, что в каких-то конкретных случаях обработки распределения сечений, о которых идет речь, могут заметно отличаться от нормального, но мы рассматриваем множество разных видов обработки, ее режимов и зазоров и хотим найти единую для всех оценку среднего объемного расхода водорода. Нормальное распределение сечений расхода в этом случае кажется наиболее приемлемым.

Положив, что толерантные интервалы – центральные, и пользуясь таблицами интеграла вероятностей [19], найдем оценки средних значений обобщенного объемного расхода водорода $\bar{Q}_Г$ в выбранных точках $\delta_{ci}, i=1, 2, 3, \dots, n$, и оценки среднеквадратичных отклонений σ в этих точках с помощью очевидных соотношений

$$\sigma = \frac{\bar{Q}_{i;0,75} - \bar{Q}_{III;0,5}}{3,92};$$

$$\bar{Q}_Г = \bar{Q}_{III;0,5} + 1,96\sigma$$

Полученные оценки представлены на рис. 6 и в табл. 1. Там же показаны пунктиром возможные смещения функции, $\bar{Q}_Г(\delta_c)$, полученные в предположении, что из-за нестационарного характера расхода газа толерантные пределы могут становиться нецентральными и покрывать доли распределений, отличающиеся от принятой 95%-ной доли на несколько процентов. Эти смещения оказались незначительными по сравнению со среднеквадратичными отклонениями, которые велики, благодаря осторожным «правдоподобным» рассуждениям.

Таблица 1

Полученные оценки

| | | | | | | | | | | | |
|--------------------------------|---|------|------|------|------|------|------|------|------|------|------|
| δ_c | 0 | 0,1 | 0,2 | 0,3 | 0,4 | 0,5 | 0,6 | 0,7 | 0,8 | 0,9 | 1,0 |
| $\bar{Q}_Г \times 10^3$ | 0 | 0,5 | 1,9 | 4,2 | 7,2 | 10,7 | 13,7 | 17 | 19,7 | 20,6 | 17 |
| $\sigma \times 10^3$ | 0 | 0,07 | 0,34 | 0,78 | 1,4 | 2,1 | 3,3 | 4,2 | 4,6 | 4,2 | 2,5 |
| $Q_{I;0,31} \times 10^3$ | 0 | 0,5 | 2,1 | 4,5 | 7,4 | 10,7 | 14 | 16,9 | 19,2 | 20,1 | 19,3 |
| $ \Delta $ (в долях δ) | 0 | 0 | 0,6 | 0,4 | 0,14 | 0 | 0,09 | 0,02 | 0,11 | 0,12 | 0,9 |

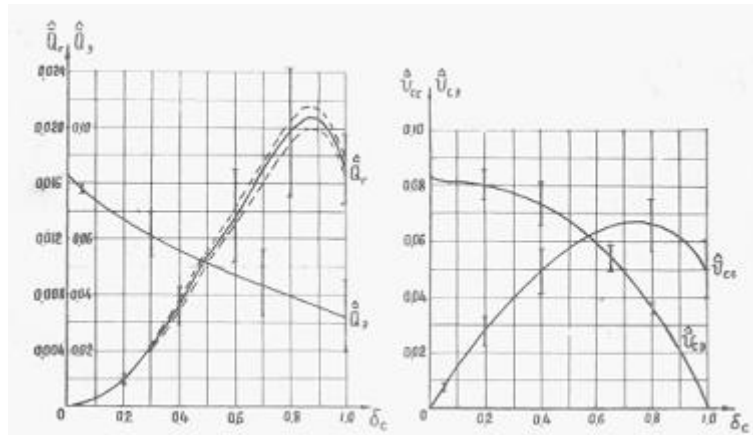


Рис. 6 - Средние значение случайных функций

С помощью подобных рассуждений нетрудно найти оценки средних значений всех интересующих нас случайных функций – скоростей и расходов – и оценки их среднеквадратичных отклонений, представленные на рис. 6.

Наиболее важную из полученных оценок – функцию $\bar{Q}_r(\delta_c)$ - аппроксимируем степенными полиномами.

В интервале $0 \leq \delta_c \leq 0.85$ функция \bar{Q}_r хорошо аппроксимируется укороченным полиномом 3-й степени [20]. После коррекции коэффициентов полинома на ЦВМ эта аппроксимация приобрела следующий вид:

$$\bar{Q}_r \approx 0,0622\delta_c^2 - 0,0403\delta_c^3 \quad (20)$$

При $\delta_c > 0,85$ аппроксимация неудовлетворительна, поэтому были найдены коэффициенты интерполяционного полинома 5-й степени путем решения соответствующей системы линейных алгебраических уравнений [21]. Затем этот полином был телескопически сдвинут [22] и получен полный полином 3-й степени. После коррекции его коэффициентов на ЦВМ, получена следующая аппроксимация:

$$\bar{Q}_r \approx 0,0007 - 0,0143\delta_c + 0,108\delta_c^2 - 0,077\delta_c^3. \quad (21)$$

Аппроксимация (21) удовлетворительно передает особенности поведения функции \bar{Q}_r при $0,05 < \delta_c \leq 1$.

Наконец, была выполнена аппроксимация функции \bar{Q}_r функцией $\bar{Q}_r|_{C_r=C_l}$ путем подбора на ЦВМ численного значения параметра $C_{ГК}$. Оказалось, что при $C_{ГК} = 0,31$ функция $\bar{Q}_r|_{C_r=C_l}$ (см.(15)) весьма удовлетворительно аппроксимирует функцию \bar{Q}_r во всем интервале $0 \leq \delta_c \leq 1$. В табл. 1 приведены значения функции

$$\bar{Q}_r|_{C_r=0,31} \equiv \bar{Q}_{r;0,31}$$

и погрешность Δ аппроксимации этой функцией в долях σ – оценки среднеквадратичного отклонения функции \bar{Q}_r .

Заметим, что рассуждая по аналогии, можно принять $C_r = C_l = 0,31$ по всей высоте слоя смеси при расчете объемных расходов водорода и электролита в коротких зазорах с практически прямоугольным профилем скоростей в ВПС.

Полученные оценки объемных расходов и электролита средних скоростей слоев, а также аппроксимации оценки объемного расхода водорода пригодны лишь для расчетов стационарных и квазистационарных гидродинамических режимов обработки непрерывным током или импульсным током с длительностью импульсов

$$t_u \gg t_{nn}, \quad (22)$$

где t_{nn} – время переходного процесса, в течении которого у поверхности катода устанавливается стационарное значение концентрации $C_{ГК}$.

Если сильное неравенство(22) не выполняется, то необходимо учитывать, что в интервале времени $0 < t < t_{nn}$ концентрация $C_{ГК}$ изменяется от нуля до некоторого установившегося значения и, следовательно, в этом интервале времени оценка объемного расхода водорода становится функцией двух переменных

$$\bar{Q}_Г = \bar{Q}_Г(\delta_c(t), C_{ГК}(t))$$

Эта функция и ее аппроксимация рассмотрены в заключительной части работы; там же рассматривается связь объемного и массового расходов водорода.

Прямая экспериментальная проверка полученных результатов вряд ли осуществима, но некоторые опубликованные работы косвенно подтверждают эти решения. Так в работе [22] найдена экспериментальная зависимость отношения $\left. \frac{Q_Г}{(Q_Г + Q_Э)} \right|$ от плотности тока . Учитывая, что

$$\frac{Q_Г}{Q_Г + Q_Э} = \frac{\bar{Q}_Г}{\bar{Q}_Г + \bar{Q}_Э},$$

можно косвенно сравнить наши результаты с результатами работы [22], вычислив с помощью рис.7 отношение $\left. \frac{\bar{Q}_Г}{(\bar{Q}_Г + \bar{Q}_Э)} \right|$ при нескольких значениях δ_c и найдя соответствующие плотности тока на графике, приведенном в [22], результаты сравнения оказались следующими:

$$\delta_c = 0,2 \quad \text{и} \quad j = 2\text{а/см}^2; \quad \delta_c = 0,4 \quad \text{и} \quad j \approx 9\text{а/см}^2;$$

$$\delta_c = 0,5 \quad \text{и} \quad j = 14\text{а/см}^2.$$

Сравниваемые числа кажутся правдоподобными.

Более интересное и неожиданное подтверждение результатов работы можно найти в [6]. Авторы работы экспериментально обнаружили при обработке длиномерных деталей неустойчивый автоколебательный режим двухслойного течения в зазоре. Согласно [6], течение устойчиво при увеличении δ_c до определенных (больших) значений, но при дальнейшем «увеличении газосодержания» (терминология авторов работы [6]) поток становится нестабильным: периодически его скорость резко уменьшается и весь зазор заполняется жидкостно-газовой пробкой; затем течение восстанавливается, но снова появляется пробка и т.д.

Возникновение этого эффекта хорошо объясняется особенностями функции \bar{Q}_r . Если параметры обработки таковы, что $\delta_c < (0,8 \div 0,85)$ то течение устойчиво, изменения δ_c происходят относительно плавно и только в следствие изменений параметров обработки. Но при $\delta_c \rightarrow (0,88 \div 0,89)$ поведение потока в зазоре принципиально изменяется, т.к текущее значение расхода водорода попадает на падающий участок графика \bar{Q}_r , где

$$\frac{\partial \bar{Q}_r}{\partial \delta_c} < 0$$

Тогда при стабильных параметрах обработки объемный расход газа самопроизвольно уменьшается и поэтому δ_c резко (скачком) увеличивается до значения $\delta_c = 1$. Очевидно, что на отрезке $0,85 < \delta_c < 1$ в зазоре возникает гидродинамическая внутренняя положительная обратная связь, которая прерывается при $\delta_c = 1$ и при $\delta_c < 0,85$, поддерживая тем самым автоколебания течения. Таким образом, существование падающего участка у функции \bar{Q}_r получает экспериментальное подтверждение.

Отметим, что все расчеты выполнены на ЦВМ, программы составлены на языке автопрограммирования.

Выводы

Полученные оценки средних значений объемных расходов водорода и электролита и расходных скоростей слоя смеси и слоя электролита не противоречат известным экспериментальным результатам и позволяют:

- а) теоретически объяснить некоторые экспериментальные результаты исследования гидродинамики в зазоре;
- б) выполнить практические расчеты эвакуации водорода из зазора.

Литература: 1. Клоков В.В., Смоленцев В.П. Влияние газовыделения на процесс ЭХО. Электронная обработка материалов, 1992, № 4. 2. Бувечич Ю.А. Двухжидкостная гидродинамика взвешенного слоя. -Известия. АН СССР. Механика жидкости и газа, 1996, № 4. 3. Головин А.М., Левич В.Г., Толмачев В.В. Гидродинамика системы пузырей в жидкости малой вязкости. - Журнал ПМТФ, 1996, № 2. 4. Бувечич Ю.А., Сафрай В.М. Вязкость жидкой фазы в дисперсных системах. – Журнал ПМТФ, 1996, № 2. 5. Бувечич Ю.А. Приближенная статистическая теория взвешенного слоя. - Журнал ПМТФ, № 6. 6. Корчагин Г.Н., Мингазетдинов И.Х., Петров В.А. Исследование гидродинамики при электрохимической обработке длинномерных деталей. - Электронная обработка материалов, 1992, № 4. 7. Бувечич Ю.А., Леонов А.И. Об одной модели стационарных движений суспензий. - Журнал ПМТФ, № 2. 8. Бувечич Ю.А., Чубанов О.З. Диффузия частиц в однородном псевдо сжиженном слое. - Журнал ПМТФ, 1972, № I. 9. Вентцель Е.С. Теория вероятностей, М.: "Наука", 2003 10. Кендалл М.Дж., Стьюарт А. Статистические выводы, и связи, пер. с англ., М., "Наука", 1973. 11. Смирнов Н.В., Дунин-Барковский И.В. Курс теории вероятностей и математической статистики для технических приложений, М., "Наука", 1999. 12. Мингазетдинов И.Х., Корчагин Г.Н., Петров В.А. Исследование динамики роста пузырьков в межэлектродном пространстве при электрохимической обработке. - В кн.: Новое в электрохимической

обработке металлов., Кишинев: "Штиинца", 1992. **13.** Чудновский А.Ф.; Теплообмен в дисперсных средах. М.: ГИТТЛ, 1954. **14.** Алексеев Г.А., Волков Ю.С., Настасий В.К. Влияние газонаполнения на процесс размерной электрохимической обработки. - Электрофизические и электрохимические методы обработки, М.: НИИМАШ, 1991. **15.** Левич В.Г. Физико-химическая гидродинамика, М.: ГИФМЛ, 1959. **16.** Лойцянский Л.Г. Механика жидкости и газа, М.: "Наука", 1970. **17.** Химмельблэу Д. Анализ процессов статистическими методами, пер. с англ., М.: "Мир", 1973. **18.** Хан Г., Шапиро С. Статистические модели в инженерных задачах, пер. с англ., М.: "Мир", 1969. **19.** Митропольский А.К. Техника статистических вычислений, М.: "Наука", 1971. **20.** Бруевич А.Н., Евтянов С.И. Аппроксимация нелинейных характеристик и спектры при гармоническом воздействии. М.: "Советское радио", 1965. **21.** Ланцош К. Практические методы прикладного анализа, пер. с англ., М.: ГИФМЛ, 2001. **22.** Шор Л.Л., Петров Ю.Н., Бухбиндер М.А. Влияние плотности тока на гидравлическое сопротивление межэлектродного зазора в процессе электрохимической обработки. - Электронная обработка материалов, 1999, № 2. **23.** Кутателадзе С.С., Стырикович М.А. Гидравлика газо-жидкостных систем. М.-Л.: ГЭИ, 1958.

РОЗМІРНА ЕЛЕКТРОХІМІЧНА ОБРОБКА (РЕХО) РУХ РІДИННО-ГАЗОВОЇ СУМІШІ В МІЖЕЛЕКТРОДНОМУ ЗАЗОРІ

Пономарев Л. Д.

Шляхом «правдоподібних» міркувань і математичного моделювання отримані оцінки узагальнених витратних швидкостей шарів рідинно-газової суміші і електроліту на виході з робочого зазору при розмірній електрохімічній обробки, а також оцінки узагальнених об'ємних витрат водню і електроліту.

РАЗМЕРНАЯ ЭЛЕКТРОХИМИЧЕСКАЯ ОБРАБОТКА (РЭХО) ДВИЖЕНИЕ ЖИДКОСТНО-ГАЗОВОЙ СМЕСИ В МЕЖЭЛЕКТРОДНОМ ЗАЗОРЕ

Пономарев Л. Д.

Путем «правдоподобных» рассуждений и математического моделирования получены оценки обобщенных расходных скоростей слоев жидкостно-газовой смеси и электролита на выходе из рабочего зазора при размерной электрохимической обработки, а также оценки обобщенных объемных расходов водорода и электролита.

SIZE ELECTROCHEMICAL TREATMENT (SECHT) MOTION OF LIQUID-GAS MIXTURE IN WORKPIECE-TO-ELECTRODE

Ponomarev L. D.

By «plausible» reasoning and mathematical modeling estimates of generalized velocity layers consumable liquid-gas mixture and the electrolyte at the outlet from the working air gap with the size of electrochemical processing, as well as evaluation of the generalized volume flow of hydrogen and the electrolyte.

Ключевые слова: электролит, математическое моделирование, водород, рабочий зазор, расходная скорость.

РОЗДІЛ 4

МОДЕЛЮВАННЯ ТА ОПТИМІЗАЦІЯ ЕЛЕМЕНТІВ ТЕХНОЛОГІЧНИХ СИСТЕМ

УДК 621.923:

Братан С. М. С. И. Рощупкин
СевНТУ, г. Севастополь, Украина

МОДЕЛИРОВАНИЕ СИЛ РЕЗАНИЯ, ВОЗНИКАЮЩИХ ПРИ АЛМАЗНОМ СВЕРЛЕНИИ.

Наиболее эффективным методом получения отверстий в хрупких неметаллических материалах, например, керамики, является алмазное сверление, при котором съем материала, осуществляется за счет комбинации процессов микрорезания-скалывания и хрупкого объемного разрушения.

Многочисленными исследованиями [1] установлено, что производительность процесса алмазного сверления неметаллических материалов в существенной степени зависит от состояния технологической системы, которое изменяется за период стойкости сверла.

Приведенные в работах [1,2,3] существующие модели предназначены для осуществления расчетов лишь для неизменных, установившихся условий сверления (постоянных режимов резания, геометрии режущих кромок, числа зерен и т.д.). Они не позволяют учитывать изменение параметров системы внутри цикла обработки, прогнозировать съем материала, износ сверла, и ряд других показателей. Для решения этих вопросов в работе предложен подход, основанный на учете стохастической, и нестационарной сущности процесса.

В работе [4] получено выражение, которое позволяет назначить режимы, прогнозировать величину удаленного съема материала, определять значение управляющих воздействий при алмазном сверлении, для но для этого нужно определить функционалы, входящие в состав модели. К числу наиболее важных, следует отнести функционалы позволяющие рассчитывать силы резания с учетом процессов износа режущих элементов сверла.

На основании вышеизложенного **целью данной работы является** разработка математической модели, позволяющей рассчитывать силы резания с учетом изменения состояния рабочей поверхности алмазного сверла за период его стойкости.

При алмазном сверлении, общая сила резания складывается из сил резания, возникающих при срезе материала зернами сверла, находящихся в данный момент времени в зоне контакта сверла с заготовкой.

Одним из наиболее существенных факторов, влияющих на силовые параметры процесса, является форма режущих кромок и их ориентация [2]. Исходная форма вершины зерна может быть представлена параболоидом

вращения. В процессе обработки режущие кромки притупляются, и на вершинах зерен появляются площадки износа, образующие усеченную вершину.

С.Н. Корчак [3] установил зависимости для расчета нормальной P_{3y} и тангенциальной P_{3z} сил на единицу длины условной режущей кромки при микрорезании абразивными зернами, имеющими площадки износа:

$$P_{3y} = \left(\frac{\sqrt{3,25}a_3 \sin \beta}{\sin \beta_1} + 0,5b(z) \right) \tau_3 ; \quad (1)$$

$$P_{3z} = \left(\frac{\sqrt{3,25}a_3 \cos \beta}{\sin \beta_1} + 0,5\mu b(z) \right) \tau_3 . \quad (2)$$

где a_3 – глубина микрорезания единичным абразивным зерном;

β – угол между равнодействующей силы резания R и скоростью резания;

β_1 – угол сдвига;

τ_3 – среднее касательное напряжение в плоскости сдвига;

μ – коэффициент трения;

$b(z)$ – ширина площадки на вершине абразивного зерна в направлении скорости резания;

На рисунке 1 представлена схема работы единичного зерна при алмазном сверлении.

Глубина микрорезания единичным зерном a_3 , входящая в уравнение сил резания, отличается от геометрической величины t . Она является величиной случайной, так как абразивное зерно взаимодействует со случайным профилем микронеровностей.

При контакте с одним из наибольших выступов шероховатости средний размер площадки износа вершины абразивного зерна в направлении вектора

скорости резания $b(z)$ при ширине среза $b(h_3)$ равен $\frac{\pi b(h_3)}{4}$, а средняя глубина микрорезания [4],

$$\bar{a}_3 = \frac{1}{b_3} \int_0^{b_3} a_3(x) dx \quad \text{при} \quad a_3(x) = \begin{cases} y_3, \text{ при } y_3 \geq 0 \\ 0, \text{ при } y_3 < 0 \end{cases} .$$

где y_3 – координата точки профиля шероховатости поверхности до площадки износа абразивного зерна.

Ширина режущей кромки изношенного зерна вычисляется по зависимости

$$b(h_3) = C_b \left(\frac{t_\phi - u}{t_\phi - u - h_3} \right)^m h_\tau^m . \quad (3)$$

где $C_b = 2\sqrt{2\rho_3}$, m – коэффициенты формы зерна;

ρ_3 - радиус закругления при вершине зерна;

h_τ - координата точки профиля зерна от его изношенной вершины;

h_3 - величина размерного износа зерна в направлении, перпендикулярном скорости резания, определяемая по формуле;

t_ϕ - максимальная глубина микрорезания.

$$h_3 = h_{3\max} \left(1 - \frac{u}{t_\phi - \Delta h}\right)^z \quad (4)$$

где z - коэффициент, определяемый аналитически, Δh - величина съема материала.

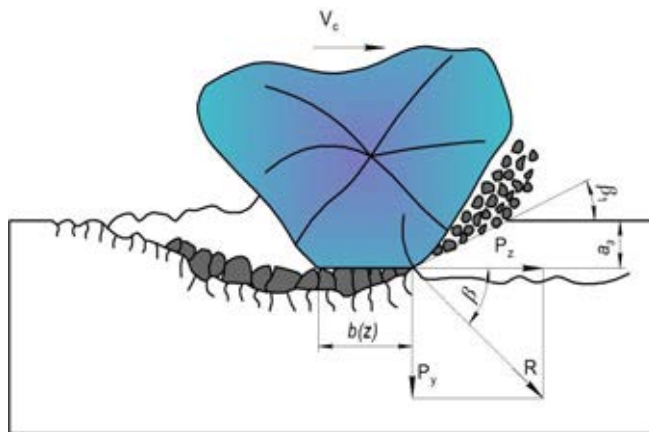


Рисунок 1 – Схема работы единичного зерна

Уравнения (1) и (2) определяют силы резания на единицу длины условной режущей кромки абразивного зерна. Выделим в зоне контакта детали с кругом для момента времени τ объем с глубиной Δu , шириной алмазоносного слоя L_k и длиной окружности кромки сверла πD . Число абразивных зерен $\Delta \lambda_b$ (5), вершины которых одновременно находятся в выделенном объеме, определяется по плотности распределения $f_{\xi u}(u)$ (6).

$$\Delta \lambda_b = L_k n_3 f_{\xi u}(u) \Delta u \pi D \quad (5)$$

где n_3 – количество зерен в единице объема рабочего слоя инструмента;
 D – диаметр сверла.

$$f_{\xi u}(u) = C_h u^{\chi-1} \quad (6)$$

где C_h – коэффициент, вычисляемый из условия равенства единице площади, ограниченной кривой распределения

$$C_h = \frac{\chi}{H_u^\chi} \quad (7)$$

где H_u – величина слоя рабочей поверхности инструмента, в пределах которой подсчитывается n_3 .

Введем понятие условной длины режущей кромки абразивных зерен выделенного микрообъема $b_{\Sigma}(h_3)$. Если бы все точки площадок износа вершин абразивных зерен контактировали с обрабатываемым материалом, то условная длина режущей кромки микрообъема определялась бы произведением ширины площадки износа на число зерен $\Delta\lambda_b$. С учетом вероятности контакта

$$b_{\Sigma}(h_3) = b(h_3)P_k\Delta\lambda_b = b(h_3)[1 - P(M)]\Delta\lambda_b \quad (8)$$

Величина суммарных сил, действующих на абразивные зерна, вершины которых расположены в выделенном микрообъеме, вычислится произведением сил, определяемых по уравнениям (1) и (2), на длину условной режущей кромки микрообъема

$$\Delta P_{\Sigma 3y} = P_{3y}b_{\Sigma}(h_3) = P_{3y}b(h_3)[1 - P(M)]L_k n_3 f_{\zeta u}(u)\Delta u \pi D; \quad (9)$$

$$\Delta P_{\Sigma 3z} = P_{3z}b_{\Sigma}(h_3) = P_{3z}b(h_3)[1 - P(M)]L_k n_3 f_{\zeta u}(u)\Delta u \pi D \quad (10)$$

При переходе от дискретной модели к непрерывной после подстановки значений P_{3y} , P_{3z} , $P(M)$, $f_{\zeta u}(u)$ уравнения (9) и (10) принимают вид

$$\begin{aligned} \sum_i P_{3zi} &= \frac{\chi}{H_u^\chi} \int_0^{t_\phi} \frac{\sqrt{3,25 \sin \beta a_3} + 0,5b(z)\tau}{\sin \beta_1} \times \\ &\times L_k n_3 u^{\chi-1} b(h_3) \exp \left[-a_0 - \sum_{k=1}^{j-1} a_k - a_j(z) \right] du; \end{aligned} \quad (11)$$

$$\begin{aligned} \sum_i P_{3yi} &= \frac{\chi}{H_u^\chi} \int_0^{t_\phi} \frac{\sqrt{3,25 \sin \beta^* a_3} + 0,5\mu b(z)\tau}{\sin \beta_1} \times \\ &\times L_k n_3 u^{\chi-1} b(h_3) \exp \left[-a_0 - \sum_{k=1}^{j-1} a_k - a_j(z) \right] du \end{aligned} \quad (12)$$

Для определения сил резания по уравнениям, кроме законов распределения вершин зерен по глубине, необходимо иметь и законы изменения величин площадок износа. В общем случае они устанавливаются на основании анализа работы единичного зерна в сверле.

При моделировании зерна параболой получены уравнения:

$$\begin{aligned} \sum_i P_{yi} &= \frac{\tau \pi D \chi L_k n_3 C_b h_{3\max}^m (t_\phi - \Delta r)^{\chi+0,5}}{H_u^\chi} \times \\ &\times \left[\frac{0,96 \Gamma(\chi) \Gamma(zm + 3,5) (t_\phi - \Delta h) \sin \beta a_3}{\Gamma(\chi + zm + 3,5) \sin \beta_1} + \frac{\pi C_b h_{3\max}^m \Gamma(\chi) \Gamma(zm + 2,5)}{6 \Gamma(\chi + zm + 3,5)} \right]; \end{aligned} \quad (13)$$

$$\begin{aligned} \sum_i P_{zi} &= \frac{\tau \pi D \chi L_k n_3 C_b h_{3\max}^m (t_\phi - \Delta r)^{\chi+0,5}}{H_u^\chi} \times \\ &\times \left[\frac{0,96 \Gamma(\chi) \Gamma(zm + 3,5) (t_\phi - \Delta h) \sin \beta a_3}{\Gamma(\chi + zm + 3,5) \sin \beta_1} + \frac{\mu \pi C_b h_{3\max}^m \Gamma(\chi) \Gamma(zm + 2,5)}{6 \Gamma(\chi + zm + 3,5)} \right]. \end{aligned} \quad (14)$$

В данных моделях учитывается влияние на силы резания геометрии, характеристик и состояния рабочей поверхности инструмента

$(L_k, D, \rho_s, n_s, f_\xi(u), b(h_s))$, физико-механических свойств обрабатываемого материала (τ_s) и величины подачи, которая определяет максимальную глубину микрорезания (t_ϕ). Полученные выражения позволяют определить силовые параметры операции алмазного сверления и подобрать характеристики инструмента.

Однако полученные уравнения не учитывают влияние на силы резания отклонений формы сверла, а также его динамические колебания, что является задачей последующих исследований.

Список литературы: 1. Балыков А. В. Повышение эффективности обработки отверстий в деталях из хрупких неметаллических материалов на основе алмазного сверления. Дис. на соиск. уч. степени д.т.н. 2. Новоселов Ю.К. Динамика формообразования поверхностей при абразивной обработке. – Изд-во Саратов. ун-та, 1979. – 232 с. 3. Корчак С.Н. Производительность процесса шлифования стальных деталей. М.: Машиностроение. 1974, 280 с. 4. Братан С. М. Технологические основы обеспечения качества и повышения стабильности высокопроизводительного чистового и тонкого шлифования. – Дис. на соиск. уч. степени д.т.н.

МОДЕЛЮВАННЯ СИЛ РЕЗАННЯ, ЩО ВИНΙΚАЮТЬ ПРИ АЛМАЗНОМУ СВЕРДЛІННІ

Братан С. М. Рощупкин С І

Продуктивність алмазного буріння неметалічних матеріалів має екстремум, що відповідає роботі бура в режимі самозатачивания. Тому, в алмазному бурі характеристики інструменту, і різальні параметри повинні вибиратися в такому шляху, щоб забезпечити його часткове або повне самозатачивание. Для того, щоб забезпечити однорідне самозатачивание інструменту, необхідно, що б міцність зерна і міцність його закріплення в з'єднанні були пропорційні з силами, що з'являються в процесі обробки. Ця стаття представляє результати розвитку математичних моделей, які дозволяють обчислювати сили різання, що з'являється при алмазному бурінні.

МОДЕЛИРОВАНИЕ СИЛ РЕЗАННЯ, ВОЗНИКАЮЩИХ ПРИ АЛМАЗНОМ СВЕРЛЕНИИ

Братан С. М. Рощупкин С И.

Производительность алмазного бурения неметаллических материалов имеет экстремум, соответствующий работе бура в режиме самозатачивания. Поэтому, в алмазном буре характеристики инструмента, и режущие параметры должны выбираться в таком пути, чтобы обеспечить его частичное или полное самозатачивание. Для того, чтобы обеспечить однородное самозатачивание инструмента, необходимо, что бы прочность зерна и прочность его закрепления в соединении были пропорциональны с силами, появляющимися в процессе обработки. Эта статья представляет результаты развития математических моделей, которые позволяют вычислять силы резания, появляющиеся при алмазном бурении.

A DESIGN CUTTING FORCE ARISING UP AT DIAMOND BORING

Bratan S. M. Roschupkin S I.

The productivity of diamond drilling of nonmetallic materials has an extremum corresponding to work of a drill in a mode of self-sharpening. Therefore, in diamond drilling the characteristics of the tool and cutting parameters should be chosen in that way, to provide its partial or full self-sharpening. In order to provide tool's self-sharpening it is necessary that strength of grain and strength of its fixing in a couplant were commensurable with the forces arising at processing. This paper presents results of development of mathematical models which allows to calculate cutting forces arising in diamond drilling.

Ключевые слова: алмазное бурение, сила резания, самозатачивание, математическая модель.

УДК 621.9

Залога В.А. Зинченко Р.Н.
СумГУ, г. Суммы, Украина

БИБЛИОТЕКА АВТОМАТИЗАЦИИ ПОСТРОЕНИЙ И СОЗДАНИЯ САПР В СИСТЕМЕ POWERSHARE С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ ОБЪЕКТНО-ОРИЕНТИРОВАННОГО ЯЗЫКА ПРОГРАММИРОВАНИЯ DELPHI

Введение

Различные возможности и границы применения вычислительной техники для автоматизации проектирования определяются уровнем формализации научно - технических знаний в конкретной отрасли. Чем глубже разработана теория того или иного класса технических систем, тем большие возможности объективно существуют для автоматизации процесса их проектирования.

Применение ЭВМ при проектно-конструкторских работах в своем развитии прошло несколько стадий и претерпело значительные изменения. С появлением вычислительной техники был сделан акцент на автоматизацию проектных задач. Причем, современный процесс проектирования, по сравнению с традиционно устоявшимся ранее, кардинально изменился с достижением вычислительной техники таких высот, которые дали возможность начинать проектирование изделия не с разработки его чертежа, а, собственно, с трехмерных моделей детали, узла, механизма, и только потом уже по этим моделям автоматически создавать чертежи деталей, узлов и т.д. На сегодняшний день существует достаточно большое число программ, которые позволяют создавать трехмерные модели как отдельных деталей, так и узловых сборок и изделия в целом, и на их основе разрабатывать рабочие чертежи и спецификации. Это, например, такие как: Solid Works, T-Flex, Компас, ProEngineering, AvtoCad, PowerShare и др. Однако, как бы хорошо и просто не было организовано в наше время построение моделей и чертежей необходимо, чтобы система позволяла на ее основе разрабатывать САПР деталей узлов и т.д. Все указанные системы имеют такую возможность либо посредством встроенного языка, либо с помощью объектно-ориентированных языков программирования. В системе PowerShare такая возможность тоже существует, однако процесс создания и реализации той или иной команды несколько сложен и частично описан для таких языков программирования, как VisualBasic и C++, а также есть возможность использования макросов с редактированием кодов команд в формате текстового файла. Целью этой работы является создание прикладной библиотеки DLL, которую можно использовать для создания САПР деталей, сборок и их чертежей посредством использования, с целью облегчения процесса создания САПР, языка программирования Delphi.

Процесс выявления команд в системе PowerShare происходит по схеме, показанной на рис.1. На первом этапе осуществляется запись макроса с помощью команды меню «**Макросы – Запись...**», т.е. с указанием после выбора подменю «**Запись...**» имени файла макроса (рис.2). Далее производится

выполнение какой либо команды в системе PowerShape, например, построение линии. На следующем этапе открывается файл макроса, текст которого представлен на рис.3, и методом удаления ненужных строк, вначале определяемых методом проб и ошибок, и либо запуском макроса, подправленного командой меню «**Макросы - Выполнить**» на выполнение процедуры в системе PowerShape (рис.2), либо запуском записанного макроса в пошаговом режиме командой «**Макросы – Пошагово...**», выявляются текстовые команды макроса каждой конкретной команды.

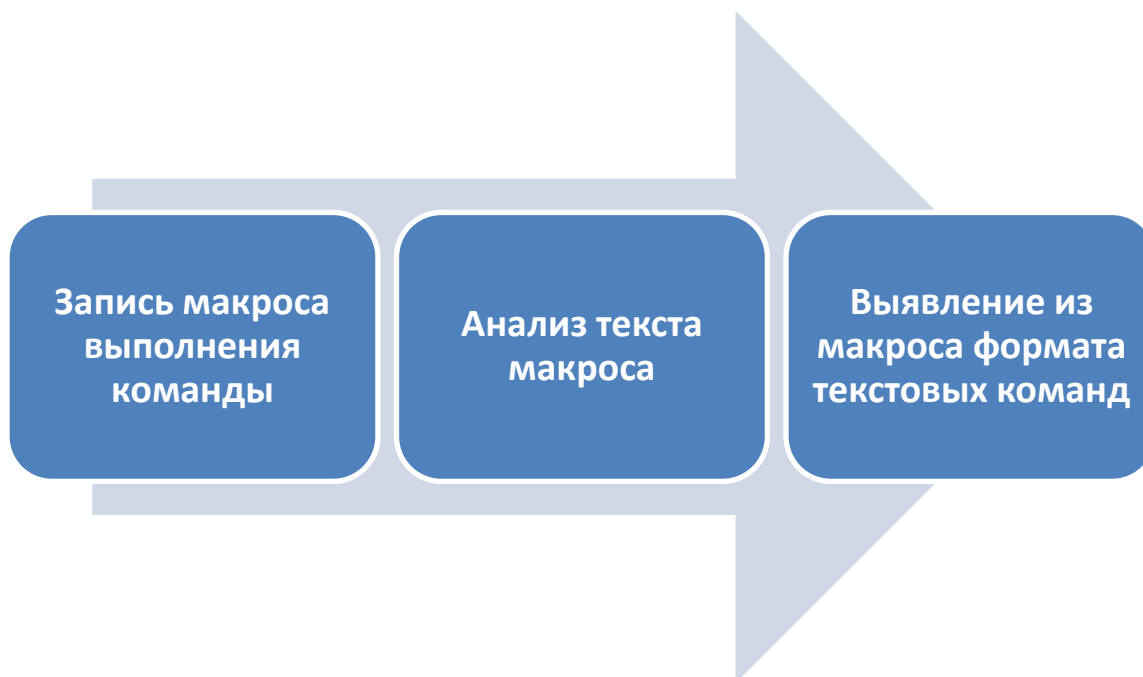


Рис. 1 - Выявление команд в макросе

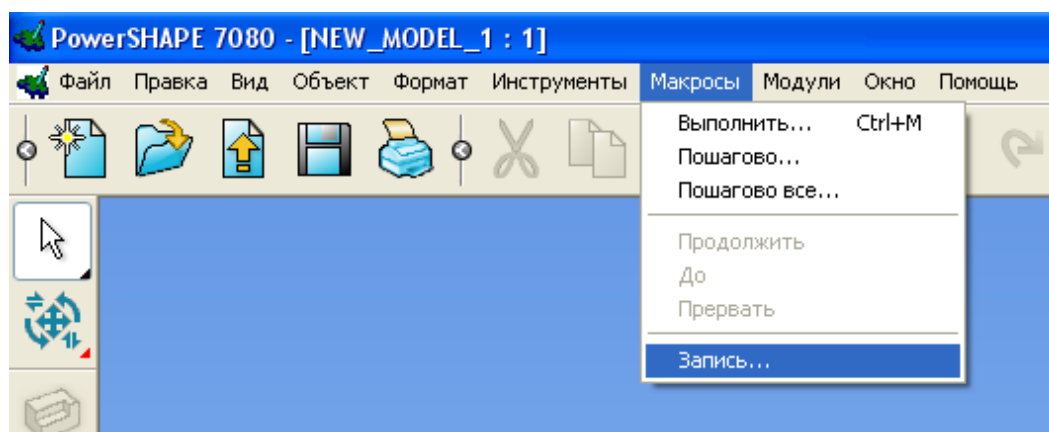


Рис. 2 – Запись макроса

Для примера, представленного на рис.3, выявленные текстовые команды построения линии по двум точкам будут иметь следующий вид:

- | | |
|----|--------------------|
| 1. | CREATE LINE |
| 2. | CREATE LINE SINGLE |
| 3. | \$\$ 5, 5, 0, |

4. \$\$ 48, 48, 0,
5. cancel
6. \$\$ select clearlist

```

Lister - [D:\1.mac]
Файл  Правка  Вид  Справка
CREATE LINE
CONTINUOUS
CREATE LINE SINGLE
SINGLE

$$ You may be able to replace the following button press command with the point
commented out after it.
<b1> 4,875 5 0 0 0 1 1 0 0 0 500 10000 -10000 1 0 0 0 0 1 0 0 0 0 1 0 0 0 0 1
@NEW_MODEL_1_17
<bu> 5,125 5 0 0 0 1 1 0 0 0 500 10000 -10000 1 0 0 0 0 1 0 0 0 0 1 0 0 0 0 1
@NEW_MODEL_1_17
$$ 5, 5, 0,
<cu> 5 5 0 0 0 0 0 0 1 0 1 0

$$ You may be able to replace the following button press command with the point
commented out after it.
<b1> 52,875 53,25 0 0 0 1 1 0 0 0 500 10000 -10000 1 0 0 0 0 1 0 0 0 0 1 0 0 0 0
1 @NEW_MODEL_1_17
<bu> 52,875 53,25 0 0 0 1 1 0 0 0 500 10000 -10000 1 0 0 0 0 1 0 0 0 0 1 0 0 0 0
1 @NEW_MODEL_1_17
$$ 48, 48, 0,
<cu> 53,083261 53,083261 0 0 0 0 0 0 1 0 1 0
<cut> 53,083261 53,083261 0 48,083261 48,083261 0
<cut> 53,083261 53,083261 0 -48,083261 48,083261 0
cancel
SINGLE
quit
SINGLE
quit
SINGLE
quit
SINGLE
select

$$ You may be able to replace the following button press command with the
selection commented out after it.
<b1> 26,375 54 0 0 0 1 1 0 0 0 500 10000 -10000 1 0 0 0 0 1 0 0 0 0 1 0 0 0 0 1
@NEW_MODEL_1_17
<bu> 26,375 54 0 0 0 1 1 0 0 0 500 10000 -10000 1 0 0 0 0 1 0 0 0 0 1 0 0 0 0 1
@NEW_MODEL_1_17
$$ select clearlist

```

Рис. 3 – Текст макроса

При этом нумерация строк представлена только для простоты объяснения действия соответствующей текстовой команды.

Первая команда «**CREATE LINE**» производит выбор режима построения линий. Эту команду можно пропускать и начинать сразу со второй команды «**CREATE LINE SINGLE**», которая выбирает команду построения одиночной линии. Третья («**\$\$ 5, 5, 0,**») и четвертая («**\$\$ 48, 48, 0,**») команды производят ввод координат точек начала и конца линии. Пятая команда «**cancel**» - выход из режима построения одиночной линии, а шестая «**\$\$ select clearlist**» - снятие выделения построенной одиночной линии.

На следующем этапе необходимо интерпретировать текстовые команды макроса в команды языка программирования Delphi. Для этого необходимо воспользоваться алгоритмом, представленным на рис.4.



Рис. 4 – Интерпретация команд

Формирование новой процедуры в библиотеке происходит по классической схеме, указанной ниже:

```
procedure Line(); far; stdcall; export;
begin
    // сюда нужно вставить необходимые команды
end;
```

Для связи языка программирования Delphi с системой PowerShape необходимо добавить к приведенной выше конструкции, команды связи посредством OLE (выделены жирным шрифтом), в результате чего код процедуры изменится на следующий.

```
procedure Line(); far; stdcall; export;
var P : OLEVariant;
begin
    // создаем OLE
    P := CreateOleObject('PowerShape.Application');
    // сюда необходимо вставить необходимые команды
    // удаляем OLE
    P := UnAssigned;
end;
```

На следующем этапе необходимо вставить текстовые команды макроса и интерпретировать их в команды Delphi посредством конструкции:

```
P.Exec('{сюда необходимо вставить текстовую команду макроса}');
```

Измененная процедура с интерпретированными командами (выделены жирным шрифтом) представлена ниже.

```
procedure Line(); far; stdcall; export;
var P : OLEVariant;
begin
    // создаем OLE
    P := CreateOleObject('PowerShape.Application');
    P.Exec('CREATE LINE');
    P.Exec('CREATE LINE SINGLE');
    P.Exec('5, 5, 0');
    P.Exec('48, 48, 0');
end;
```

```

P.Exec('cancel');
P.Exec('select clearlist');
// удаляем OLE
P := UnAssigned;
end;

```

Для того чтобы данную процедуру можно было использовать не только для какой-то одной конкретной линии, а также и для любой произвольной, на заключительном этапе необходимо выполнить процедуру добавления переменных. Для этого нужно изменить (все изменения выделены жирным шрифтом) текст процедуры следующим образом:

```

procedure Line(x1,y1,z1,x2,y2,z2 : real); far; stdcall; export;
var P : OLEVariant;
begin
// создаем OLE
P := CreateOleObject('PowerShape.Application');
P.Exec('CREATE LINE');
P.Exec('CREATE LINE SINGLE');
P.Exec(FloatToStr(x1) + ' ' + FloatToStr(y1) + ' ' + FloatToStr(z1));
P.Exec(FloatToStr(x2) + ' ' + FloatToStr(y2) + ' ' + FloatToStr(z2));
P.Exec('cancel');
P.Exec('select clearlist');
// удаляем OLE
P := UnAssigned;
end;

```

В дальнейшем для использования процедуры, необходимо подключить библиотеку DLL, в которой описана приведенная выше процедура, и строить линии в системе PowerShape, указывая только координаты точек их начала (например, (0,0,0)) и конца (например, (10,10,0)), в тексте разработанной процедуры:

```

procedure Line(0,0,0,10,10,0);

```

Таким образом, процесс создания библиотеки команд построений и создания САПР в системе PowerShape с использованием объектно-ориентированного языка программирования Delphi сводится к следующей схеме (рис.5):



Рис. 5 – Схема создания библиотеки команд

В настоящее время по данной схеме создана библиотека команд PowerShape - «PS_CMD.DLL», включающая в себя 37 команд, которые разделены на группы, представленные в таблице 1.

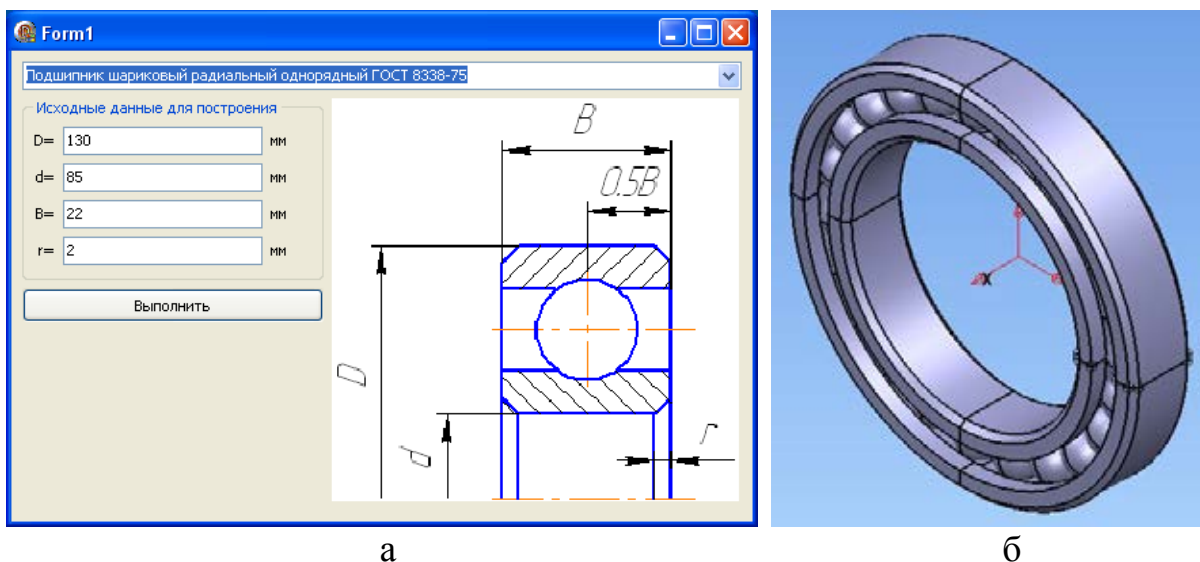
Таблица 1

Команды библиотеки «PS_CMD.DLL»

| № | Группа | Команды |
|---|----------------------------|---|
| 1 | Системные команды | 1.Задание параметров системы PowerShape 2.Отображение модели 3.Создание модели 4.Сохранение изменений в модели |
| 2 | Команды работы с WorkPlane | 1.Создание WorkPlane 2.Активирование WorkPlane 3.Активирование оси 4.Активирование плоскости |
| 3 | 2D построение | 1.Создание точки 2.Создание линии 3.Создание прямоугольника 4.Создание многоугольника 5.Создание окружности 6.Создание окружности по 3-м точкам 7.Создание окружности по 2-м точкам и радиусу 8.Создание фаски 9.Создание скругления 10.Создание спирали 11.Построение сплайна 12.Соединение точек линией 13.Создание контура |
| 4 | 3D построение | 1.Создание цилиндра 2.Создание куба 3.Создание сферы |
| 5 | 3D операции | 1.Сделать активным твердотельный объект 2.Операция сложения |

| | | |
|---|-------------------------|---|
| | | 3.Операция вычитания 4.Операция пересечения 5.Операция вращения 6.Операция выдавливания 7.Кинематическая операция |
| 6 | Операции редактирования | 1.Поворот объекта 2.Выделение объектов 3.Удаление выделенных объектов 4.Перемещение объектов |
| 7 | Операции сборки | 1.Создание сборки 2.Добавление модели в сборку |
| 8 | Специальные | 1.Построение контура впадины зуба |

В качестве проверки работоспособности разработанной библиотеки, были созданы САПР подшипников (рис.6) и зубчатых колес (рис.7).

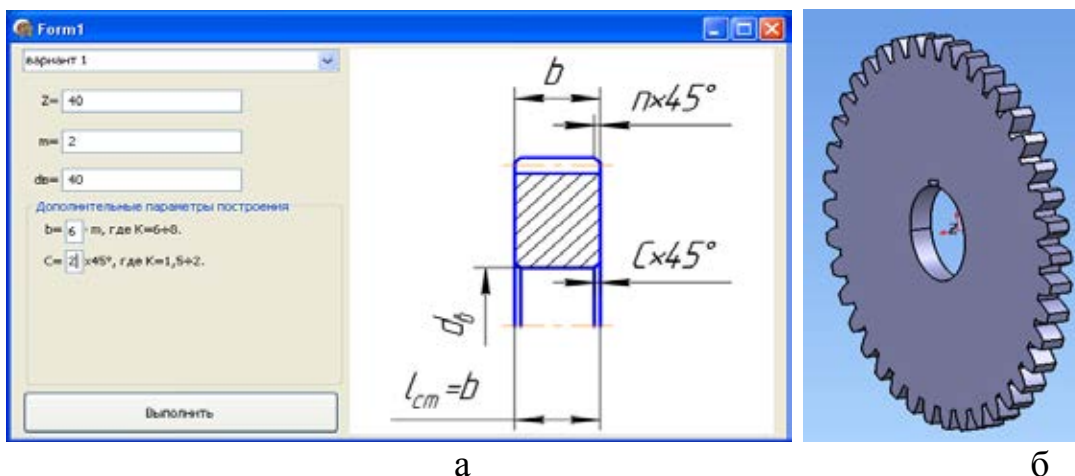


а

б

Рис. 6 – САПР подшипника

(а - окно программы, б - построенная модель подшипника)



а

б

Рис. 7 – САПР зубчатого колеса

(а - окно программы, б - построенная модель зубчатого колеса)

Выводы

Для автоматизации процедур построений и создания САПР машиностроительных изделий на основе семейства программных продуктов Британской компании Delcam plc разработаны методологические основы создания библиотеки команд системы PowerShape с использованием языка программирования Delphi. Использование разработанной библиотеки значительно упрощает работу, связанную с созданием САПР на базе системы PowerShape как отдельных деталей, так и узловых сборок, и изделия в целом.

БІБЛІОТЕКА АВТОМАТИЗАЦІЇ ПОБУДОВ І СТВОРЕННЯ САПР В СИСТЕМІ POWERSHAPE З ВИКОРИСТАННЯМ ОБ'ЄКТНО-ОРІЄНТОВАНОЇ МОВИ ПРОГРАМУВАННЯ DELPHI

Залога В.А. Зинченко Р.Н.

Для автоматизації процедур побудов і створення САПР машинобудівних виробів на основі сімейства програмних продуктів Британської компанії Delcam plc розроблені методологічні основи створення бібліотеки команд системи PowerShape з використанням мови програмування Delphi.

БИБЛИОТЕКА АВТОМАТИЗАЦИИ ПОСТРОЕНИЙ И СОЗДАНИЯ САПР В СИСТЕМЕ POWERSHAPE С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ ОБЪЕКТНО-ОРИЕНТИРОВАННОГО ЯЗЫКА ПРОГРАММИРОВАНИЯ DELPHI

Залога В.А. Зинченко Р.Н.

Для автоматизации процедур построений и создания САПР машиностроительных изделий на основе семейства программных продуктов Британской компании Delcam plc разработаны методологические основы создания библиотеки команд системы PowerShape с использованием языка программирования Delphi.

LIBRARY OF AUTOMATION OF CONSTRUCTIONS AND CREATION CADD IN SYSTEM POWERSHAPE WITH THE USE OF THE OBJECT-ORIENTED PROGRAMMING OF DELPHI LANGUAGE

Zaloga V.A. Zinchenko R.N.

For automation of procedures of constructions and creation CADD of machine-building wares on the basis of software product set of the British company Delcam plc is worked out methodological bases of creation of library of commands of the system PowerShape with the use of programming of Delphi language.

Ключевые слова: ЭВМ, автоматизация, САПР, Delcam plc, Delphi.

УДК 621.9

Ивченко Т.Г.
ДонНТУ, г. Донецк, Украина

РАСЧЕТ ТЕПЛОВЫХ ПОТОКОВ И ТЕМПЕРАТУР РЕЗАНИЯ ПРИ ТОЧЕНИИ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ СМАЗОЧНО-ОХЛАЖДАЮЩИХ ЖИДКОСТЕЙ

Введение

В повышении эффективности функционирования системы резания весьма важную роль играют тепловые явления, оказывающие влияние на работоспособность режущего инструмента, качество поверхностного слоя деталей и производительность обработки.

Применение смазочно-охлаждающих жидкостей (СОЖ) – наиболее эффективный путь снижения температуры в зоне резания. Для охлаждения преимущественно используются СОЖ на основе водных растворов, имеющих теплофизические свойства, близкие к свойствам воды. В настоящее время при обработке лезвийным инструментом наиболее распространены подача СОЖ в зону резания свободным поливом и напорной струей [1].

Несмотря на то, что современные методы исследования теплового состояния режущего инструмента достаточно хорошо разработаны, аналитические расчеты, учитывающие действие СОЖ в зоне резания, практически отсутствуют. Существующая методика анализа тепловых потоков [1, 2] обосновывает общий подход к их определению и не содержит информации об особенностях определения тепловых потоков с учетом СОЖ.

Имеющиеся сведения о закономерностях изменения тепловых потоков на передней и задней поверхностях лезвия режущего инструмента [3, 4], а также температур резания [5] в различных условиях обработки, в том числе в связи с изнашиванием инструмента в процессе эксплуатации, не представляют возможности учитывать действие СОЖ.

Необходимо дальнейшее развитие методики определения тепловых потоков и температур в зоне резания с учетом СОЖ.

Целью представленной работы является установление закономерностей формирования тепловых потоков на передней и задней поверхностях лезвия режущего инструмента, а также определение температур резания при точении с учетом действия СОЖ при различных способах ее подачи в зону резания.

Основное содержание работы. Источниками теплоты в зоне резания, представленными на рис.1, являются:

- теплота деформации в зоне стружкообразования на плоскости сдвига – источник J_d с равномерным распределением плотности тепловыделения q_d и равномерным распределением плотности тепловых потоков в стружку q_{dc} и деталь q_{dd} : $q_d = q_{dd} + q_{dc}$;

- теплота трения на площадке контакта между стружкой и передней поверхностью лезвия инструмента – источник J_f с комбинированным распределением плотности тепловыделения q_{TP} ;

- теплота трения между задней поверхностью лезвия инструмента и деталью – источник J_2 с нормальным несимметричным распределением плотности тепловыделения $q_{ТЗ}$.

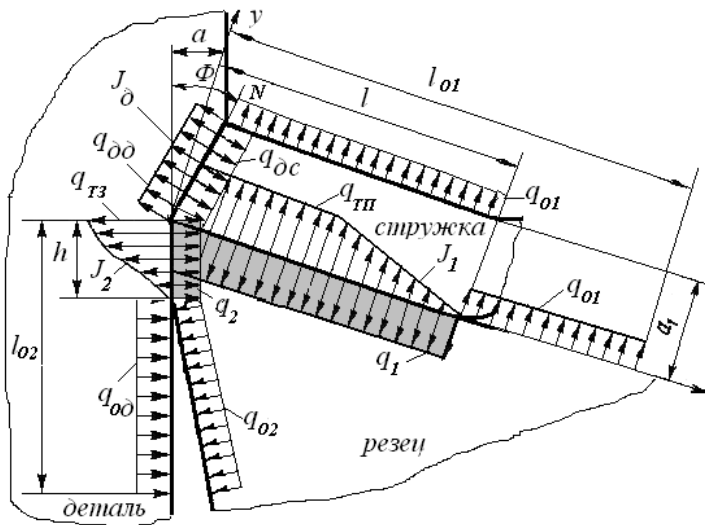


Рис. 1 - Схема расположения источников теплоты и распределения тепловых потоков в зоне резания с использованием СОЖ

Ось X в рассматриваемой системе координат ориентируется в направлении передней поверхности перпендикулярно главной режущей кромке; l - длина контактной площадки в направлении схода стружки; h - износ по задней поверхности; a - толщина среза; a_1 - толщина стружки; Φ - угол сдвига. Температура в режущем лезвии инструмента формируется под воздействием потоков q_1 и q_2 , плотности которых принимаются равномерно распределенными по площадкам bxl и $b x h$ (b - ширина среза)

При подаче СОЖ свободным поливом со стороны передней поверхности образуется сток теплоты с равномерным по площадке $l_{o1} \times l_{o1}$ распределением плотностей тепловыделения q_{o1} . В соответствии с законом Ньютона – Рихмана, описывающим процесс конвективного теплообмена

$$q_{o1} = \alpha_{o1} \Theta_{cp1}, \quad (1)$$

где Θ_{cp1} - средняя температура на передней поверхности контакта инструмента с СОЖ; $\alpha_{o1} = 1,9 \cdot 10^3 w^{0.6} / l^{0.4}$ - коэффициент теплоотдачи на этой поверхности: w - скорость потока СОЖ; $l = BH/2(B+H)$ - характерный размер при условии поперечного обтекания тела, определяемый с учетом ширины B и высоты H державки резца.

При струйно-напорной подаче СОЖ со стороны задней поверхности образуется сток теплоты с равномерным по площадке $l_{o2} \times l_{o2}$ распределением плотностей тепловыделения q_{o2} :

$$q_{o2} = \alpha_{o2} \Theta_{cp2}, \quad (2)$$

где Θ_{cp2} - средняя температура на задней поверхности контакта инструмента с СОЖ; $\alpha_{i2} = 2,6 \cdot 10^3 w^{0.8} / l^{0.2}$ - коэффициент теплоотдачи на этой поверхности: $l = H$ - характерный размер при условии продольного обтекания тела жидкостью.

Для определения плотностей тепловыделения q_{o1} и q_{o2} необходимо использовать заранее неизвестные значения средних температур Θ_{cp1} и Θ_{cp2} передней и задней поверхностей контакта инструмента с СОЖ. Для их определения принимаем:

$$\Theta_{cp1} = m_{o1}\Theta_1; \Theta_{cp2} = m_{o2}\Theta_2, \quad (3)$$

где $m_{o1} = \rho_1^{-0,86}$, $\rho_1 = 2l_{o1}/(b+l)$, $m_{o2} = \rho_2^{-0,86}$, $\rho_2 = 2l_{o2}/(b+l)$ – безразмерные параметры, сопоставляющие размеры зон охлаждения с размерами контактных площадок на передней изадней поверхностях лезвия инструмета: Θ_1 и Θ_2 – средние температуры на передней и задней поверхностях лезвия.

Тогда плотности тепловыделения: $q_{o1} = \alpha_{o1}m_{o1}\Theta_1$; $q_{o2} = \alpha_{o2}m_{o2}\Theta_2$.

С учетом действия стока теплоты при свободном поливе СОЖ средние температуры на передней Θ_{11} и задней Θ_{12} поверхностях лезвия могут быть определены следующим образом:

$$\begin{aligned} \Theta_{11} &= \frac{M_1 l}{\lambda_{\dot{e}}} (q_1 + q_{o1}) + \frac{N_2 h}{\lambda_{\dot{e}}} q_2 - \frac{M_o l_o}{\lambda_{\dot{e}}} q_{o1}; \\ \Theta_{21} &= \frac{M_2 h}{\lambda_{\dot{e}}} q_2 + \frac{N_1 l}{\lambda_{\dot{e}}} (q_1 + q_{o1}) - \frac{N_o l_o}{\lambda_{\dot{e}}} q_{o1} \end{aligned}, \quad (4)$$

где λ_u – коэффициент теплопроводности инструмента; M_1, M_2, N_1, N_2 – безразмерные функции, определяющие нагрев площадок на передней и задней поверхностях лезвия инструмента; M_o, N_o – безразмерные функции, определяющие охлаждение площадки на передней поверхности под действием СОЖ [1].

С учетом (3) выражение (4) может быть представлено следующим образом:

$$\Theta_{11} = p_1 \left(\frac{M_1 l}{\lambda_{\dot{e}}} q_1 + \frac{N_2 h}{\lambda_{\dot{e}}} q_2 \right); \Theta_{21} = \frac{(M_2 - p_2 N_2) h}{\lambda_{\dot{e}}} q_2 + \frac{(N_1 - p_2 M_1) l}{\lambda_{\dot{e}}} q_1, \quad (5)$$

$$\text{где } p_1 = \frac{\lambda_u}{\lambda_u + \alpha_{o1} m_{o1} (l_{o1} M_o - l M_1)}; \quad p_2 = \frac{\alpha_{o1} m_{o1} (l_{o1} N_o - l N_1)}{\lambda_u + \alpha_{o1} m_{o1} (l_{o1} M_o - l M_1)}.$$

Плотности тепловых потоков на передней q_1 и задней q_2 поверхностях лезвия инструмента, определяются из системы уравнений:

$$\begin{cases} p_1 \left(\frac{M_1 l}{\lambda_{\dot{e}}} q_1 + \frac{N_2 h}{\lambda_{\dot{e}}} q_2 \right) = I_1 q_{\dot{a}} + 0.75 K_{c1} I_2 \sqrt{kl/h} (q_{\dot{o}i} - 1.3 q_1); \\ \frac{(M_2 - p_2 N_2) h}{\lambda_{\dot{e}}} q_2 + \frac{(N_1 - p_2 M_1) l}{\lambda_{\dot{e}}} q_1 = I_1 q_{\dot{a}} T_{\dot{a}} + I_2 (q_{T\zeta} - 1.82 q_2), \end{cases} \quad (6)$$

где $I_1 = (1 + c) \omega_{\dot{a}} k b' / \lambda_{\dot{a}} V$; $I_2 = 0.75 K_{c2} \sqrt{\omega_{\dot{a}} h} / \lambda_{\dot{a}} \sqrt{V}$, $\lambda_{\dot{o}}$, λ_u , $\omega_{\dot{o}}$, ω_u – коэффициенты теплопроводности и температуропроводности материалов детали и инструмента соответственно; k – коэффициент усадки стружки; V – скорость резания; c – коэффициент, учитывающий подогрев слоев металла стружки за один оборот

детали; T_δ – безразмерная функция распределения температур в детали, вызванных теплотой деформации; b' – коэффициент относительного количества теплоты, уходящего в стружку. K_{c1} – коэффициент, учитывающий закон распределения плотности теплового потока на передней поверхности (для комбинированного закона $K_{c1} = 0,77$); K_{c2} – коэффициент, учитывающий закон распределения плотности теплового потока на задней поверхности (для несимметричного нормального закона $K_{c2} = 0,55$).

Плотности равномерно распределенных по площадкам bxl и bxx тепловых потоков на передней q_1 и задней q_2 поверхностях лезвия инструмента в случае подачи СОЖ свободным поливом:

$$q_{1\text{н\acute{e}д\acute{e}л\acute{a}}} = \frac{K_1 K_3 \lambda_u - K_2 N_2 h p_1 + K_1 (M_2 - p_2 N_2) h}{K_3 K_5 \lambda_u + (M_2 - p_2 N_2) K_5 h - N_1 N_2 l h / \lambda_u}; \quad q_{2\text{н\acute{e}д\acute{e}л\acute{a}}} = \frac{(K_1 - K_5 q_{11}) \lambda_u}{N_2 h p_1}, \quad (7)$$

где $K_1 = \frac{(1+c)\omega_{\acute{a}} k b' q_{\acute{a}}}{\lambda_{\acute{a}} V} + \frac{K_{c1} q_{1T}}{\lambda_{\acute{a}}} \sqrt{\frac{\omega_{\acute{a}} k l}{V}}$; $K_2 = \frac{(1+c)\omega_{\acute{a}} k b' q_{\acute{a}} T_u}{\lambda_{\acute{a}} V} + \frac{K_{c2} q_{2T}}{\lambda_{\acute{a}}} \sqrt{\frac{\omega_{\acute{a}} h}{V}}$;
 $K_3 = \frac{1,82 K_{c2}}{\lambda_{\acute{a}}} \sqrt{\frac{\omega_{\acute{a}} h}{V}}$; $K_5 = \frac{1,3 K_{c1}}{\lambda_{\acute{a}}} \sqrt{\frac{\omega_{\acute{a}} k l}{V}} + \frac{M_1 l p_1}{\lambda_u}$.

С учетом действия стока теплоты при подаче СОЖ напорной струей средние температуры на передней Θ_{12} и задней Θ_{22} поверхностях лезвия могут быть определены следующим образом:

$$\Theta_{12} = \frac{M_1 l}{\lambda_{\acute{e}}} q_1 + \frac{N_2 h}{\lambda_{\acute{e}}} (q_2 + q_{o2}) - \frac{M_o l_{o2}}{\lambda_{\acute{e}}} q_{o2};$$

$$\Theta_{22} = \frac{M_2 h}{\lambda_{\acute{e}}} (q_2 + q_{o2}) + \frac{N_1 l}{\lambda_{\acute{e}}} q_1 - \frac{N_o l_{o2}}{\lambda_{\acute{e}}} q_{o2}. \quad (8)$$

С учетом (3) выражение (8) может быть представлено следующим образом:

$$\Theta_{12} = \frac{(M_1 - p_4 N_1) l}{\lambda_{\acute{e}}} q_1 + \frac{(N_2 - p_4 M_2) h}{\lambda_{\acute{e}}} q_2; \quad \Theta_{22} = p_3 \left(\frac{M_2 h}{\lambda_{\acute{e}}} q_2 + \frac{N_2 l}{\lambda_{\acute{e}}} q_1 \right), \quad (9)$$

где $p_3 = \frac{\lambda_u}{\lambda_u + \alpha_{o2} m_{o2} (l_{o2} M_o - h M_1)}$; $p_4 = \frac{\alpha_{o2} m_{o2} (l_{o2} N_o - h N_1)}{\lambda_u + \alpha_{o2} m_{o2} (l_{o2} M_o - h M_1)}$.

Плотности тепловых потоков на передней q_1 и задней q_2 поверхностях лезвия инструмента, определяются из системы уравнений:

$$\begin{cases} p_1 \left(\frac{M_1 l}{\lambda_{\dot{\epsilon}}} q_1 + \frac{N_2 h}{\lambda_{\dot{\epsilon}}} q_2 \right) = I_1 q_{\dot{\alpha}} + 0.75 K_{c1} I_2 \sqrt{kl/h} (q_{\dot{\alpha}} - 1.3 q_1); \\ \frac{(M_2 - p_2 N_2) h}{\lambda_{\dot{\epsilon}}} q_2 + \frac{(N_1 - p_2 M_1) l}{\lambda_{\dot{\epsilon}}} q_1 = I_1 q_{\dot{\alpha}} T_{\dot{\alpha}} + I_2 (q_{T\dot{\zeta}} - 1.82 q_2). \end{cases} \quad (10)$$

Плотности равномерно распределенных по площадкам $b \times l$ и $b \times h$ тепловых потоков на передней q_1 и задней q_2 поверхностях лезвия инструмента в случае подачи СОЖ напорной струей:

$$q_{1\dot{\alpha}} = \frac{K_1 K_3 \lambda_u - K_2 (N_2 - p_4 M_2) h + K_1 M_2 h p_3}{K_3 K_6 \lambda_u + M_2 K_6 h p_3 - N_1 (N_2 - p_4 M_2) l h / \lambda_u}; \quad q_{2\dot{\alpha}} = \frac{(K_1 - K_6 q_{12}) \lambda_u}{(N_2 - p_4 M_2) h}, \quad (11)$$

где $K_6 = \frac{1.3 K_{c1}}{\lambda_{\dot{\alpha}}} \sqrt{\frac{\omega_{\dot{\alpha}} k l}{V}} + \frac{(M_1 - p_4 N_1) l}{\lambda_u}$

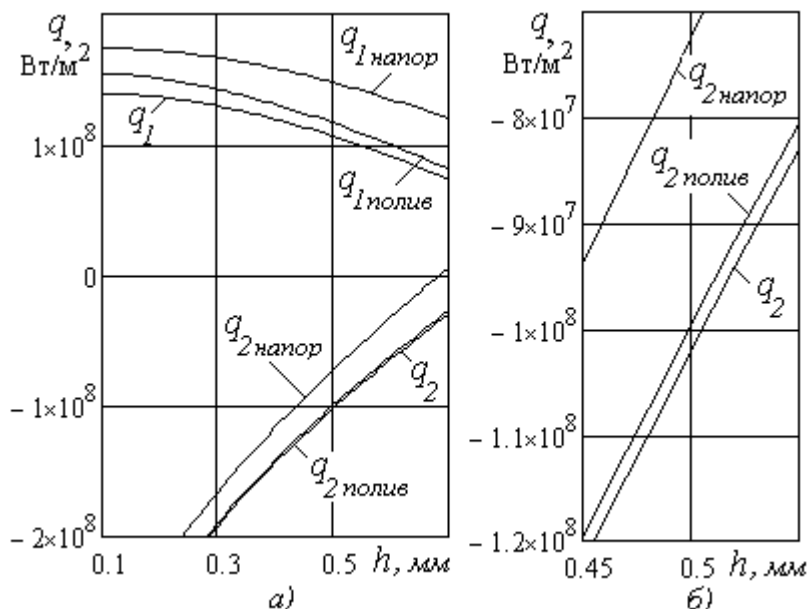


Рис. 2 - Графики зависимости плотности тепловых потоков на передней q_1 и задней q_2 поверхностях лезвия от износа по задней поверхности h при обработке без СОЖ и с применением СОЖ:

свободным поливом $q_{1\text{полив}}$ и $q_{2\text{полив}}$;
напорной струей $q_{1\text{напор}}$ и $q_{2\text{напор}}$

Полученные аналитические зависимости для расчета плотностей тепловых потоков на передней q_1 и задней q_2 поверхностях лезвия инструмента при различных способах подачи СОЖ позволяют устанавливать их взаимосвязи с различными параметрами обработки.

Графики зависимости плотности тепловых потоков на передней q_1 и задней q_2 поверхностях лезвия от износа по задней поверхности h при обработке без СОЖ и с применением СОЖ: свободным поливом $q_{1\text{полив}}$ и $q_{2\text{полив}}$; напорной струей $q_{1\text{напор}}$ и $q_{2\text{напор}}$

представлены на рис. 2. Расчеты выполнялись для следующих условий: обрабатываемый материал - сталь 45; $\sigma_s = 750 \text{ МПа}$; коэффициент усадки $k = 2.0$; инструментальный материал Т15К6; параметры резцов: углы в плане $\varphi = \varphi_1 = 45^\circ$; передний угол $\gamma = -5^\circ$; задний угол $\alpha = 5^\circ$; угол заострения $\beta = 90^\circ$; износ по задней поверхности $h = 0.1 \text{ мм}$; глубина резания $t = 3 \text{ мм}$; подача $S = 0.3 \text{ мм/об}$.

Плотности равномерно распределенных по площадкам bxl и bhx тепловых потоков на передней q_1 и задней q_2 поверхностях лезвия инструмента без использования СОЖ могут быть рассчитаны по методике [3, 4] и являются частными случаями полученных решений (7) и (11) при $\alpha_{o1} = 0$ и $\alpha_{o2} = 0$:

$$q_1 = \frac{K_1 K_3 \lambda_u - K_2 N_2 h + K_1 M_2 h}{K_3 K_4 \lambda_u + M_2 K_4 h - N_1 N_2 l h / \lambda_u}; \quad q_2 = \frac{(K_1 - K_4 q_1) \lambda_u}{N_2 h}, \quad (12)$$

где $K_4 = \frac{1,3K_{c1}}{\lambda_{\bar{a}}} \sqrt{\frac{\omega_{\bar{a}} k l}{V}} + \frac{M_1 l}{\lambda_u}$.

Из графиков (рис. 2а) следует, что плотности тепловых потоков на передней и задней поверхностях лезвия при обработке с применением СОЖ как свободным поливом $q_{1\text{полив}}$ и $q_{2\text{полив}}$, так и напорной струей $q_{1\text{напор}}$ и $q_{2\text{напор}}$ больше, чем при обработке без СОЖ в сравнении с q_1 и q_2 . Причем, для плотностей $q_{2\text{полив}}$ и q_2 это различие весьма незначительно и может быть проиллюстрировано только при увеличении масштаба (рис. 2б). Увеличение плотности тепловых потоков, направленных в инструмент, объясняется тем, что за счет охлаждения поверхностей лезвия СОЖ, их температура снижается, и тепловые потоки со стороны стружки на передней поверхности и детали на задней поверхности лезвия усиливаются.

По рассчитанным тепловым потокам (7), (11) могут быть определены средние температуры на передней и задней поверхностях лезвия при подаче СОЖ свободным поливом Θ_{11} и Θ_{12} (4) и напорной струей Θ_{12} и Θ_{22} (8). Температура резания Θ представляет собой среднюю температуру на передней и задней поверхностях лезвия и для рассмотренных способов подачи СОЖ:

$$\Theta_{\text{рез}} = (\Theta_{11} l + \Theta_{21} h) / (l + h); \quad \Theta_{\text{напор}} = (\Theta_{12} l + \Theta_{22} h) / (l + h). \quad (13)$$

Графики зависимости температуры резания от коэффициента теплоотдачи α_o при обработке с применением СОЖ свободным поливом и напорной струей представлены на рис. 3а. Для указанных условий при работе без СОЖ температура резания $\Theta = 820^\circ\text{C}$. Как следует из графиков, с увеличением коэффициента теплоотдачи температура резания снижается, причем для подачи СОЖ напорной струей может быть достигнуто большее снижение температуры резания.

Для количественной оценки степени возможного уменьшения температуры предлагаются коэффициенты снижения температуры резания, представленные в зависимости от коэффициента теплоотдачи α_o на рис. 3б:

$$K_{\Theta_{\text{рез}}} = \Theta_{\text{рез}} / \Theta; \quad K_{\Theta_{\text{напор}}} = \Theta_{\text{напор}} / \Theta. \quad (8)$$

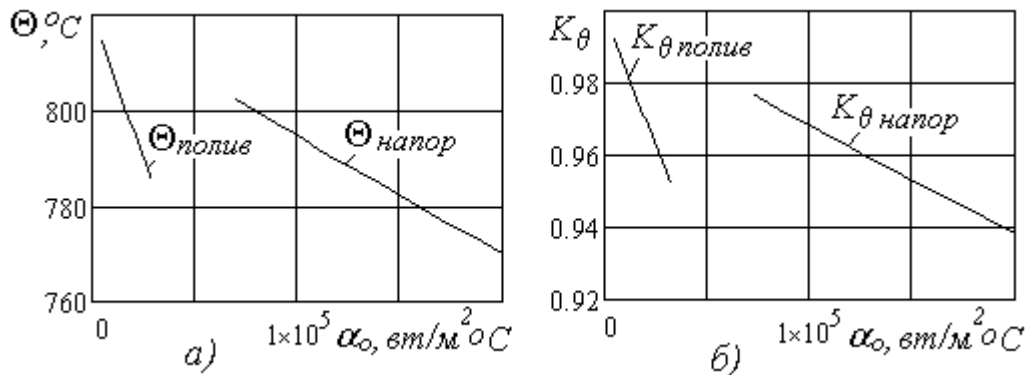


Рис. 3 - Графики зависимости температуры резания и коэффициенты снижения температуры резания от коэффициента теплоотдачи α_0 при обработке с подачей СОЖ свободным поливом и напорной струей

На основании предложенных коэффициентов может оцениваться степень снижения температуры резания при известных значениях коэффициентов теплоотдачи. При заданном уровне снижения температуры резания может регламентироваться требуемый уровень коэффициентов теплоотдачи, регулируемый скоростью истечения жидкости за счет изменения параметров устройств подачи СОЖ.

Выводы

На основании разработанной методики установлены основные закономерности формирования тепловых потоков на передней и задней поверхностях лезвия режущего инструмента и температур резания при точении с учетом действия СОЖ при подаче ее в зону резания свободным поливом и напорной струей. Определено влияние коэффициента теплоотдачи при подаче СОЖ при различных способах ее подачи в зону обработки на температуру резания.

Разработанная методика должна быть использована для расчета тепловых потоков и температуры резания при различных видах обработки с применением СОЖ.

Список литературы: 1. Резников А.Н., Резников Л.А. Тепловые процессы в технологических системах. - М.: Машиностроение, 1990. -288с. 2. Резников А.Н. Теплофизика резания. - М.: Машиностроение, 1969. -288с. 3. Ивченко Т.Г. Исследование закономерностей формирования тепловых потоков зоне резания при точении // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Збірник наукових праць. Вип.20. - Краматорськ: ДДМА, 2006.- С.88-94. 4. Ивченко Т.Г., Смирнова М.А. Моделирование тепловых потоков в зоне резания в зависимости от износа режущего инструмента // Прогрессивные технологии и системы машиностроения. - Донецк: ДонНТУ, 2008. Вып. 35. - С.69 - 74. 5. Ивченко Т.Г. Совершенствование методики аналитического определения температуры резания // Прогрессивные технологии и системы машиностроения. - Донецк: ДонНТУ, 2007. Вып. 33. - С.103-110.

РОЗРАХУНОК ТЕПЛОВИХ ПОТОКІВ І ТЕМПЕРАТУР РІЗАННЯ ПРИ ТОЧІННІ З ВИКОРИСТАННЯМ МАСТИЛЬНО-ОХОЛОДЖУЮЧИХ РІДИН

Ивченко Т.Г.

Представлений метод обчислення термічних потоків і температури різання в різальній ромке із застосуванням рідин, що мастильний-охолоджують. Встановлена вплив коефіцієнта тепловіддачі на температуру різання. Виконується оцінка прикладної ефективності смазочно-охолоджуючої рідини на підставі коефіцієнта температурного зниження.

РАСЧЕТ ТЕПЛОВЫХ ПОТОКОВ И ТЕМПЕРАТУР РЕЗАНИЯ ПРИ ТОЧЕНИИ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ СМАЗОЧНО-ОХЛАЖДАЮЩИХ ЖИДКОСТЕЙ

Ивченко Т.Г.

Представлен метод вычисления термических потоков и температуры резания в режущей ромке с применением смазочно-охладжующих жидкостей. Установлена влияние коэффициента теплоотдачи на температуру резания. Выполняется оценка прикладной эффективности смазочно-охладжующей жидкости на основании коэффициента температурного снижения.

CALCULATION OF THERMAL STREAMS AND CUTTING TEMPERATURES AT SHARPENING WITH THE USE OF LUBRICATING-COOLING LIQUIDS

Ivchenko T.G.

The calculation method of the hermal streams and the cutting temperature at sharpening with the use of lubricating-coolings liquids is presented. Influence of heat emission coefficient on the the cutting temperature is set. The estimation of the application efficiency of lubricating-coolings liquids on the basis of coefficient of temperature decline is executed.

Ключевые слова: термический поток, режущая кромка, коэффициент теплоотдачи, СОЖ.

УДК 621.9

Ковалевский С.В., Тендюк Т.А.
ДГМА, г. Краматорск, Украина

КЛАСТЕРНЫЙ ПОДХОД К ОПРЕДЕЛЕНИЮ ОБЛАСТЕЙ РАЦИОНАЛЬНОГО ИСПОЛЬЗОВАНИЯ НОВЫХ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ИНСТРУМЕНТОВ ДЛЯ ОБРАБОТКИ МАТЕРИАЛОВ РЕЗАНИЕМ

В настоящее время, около 70% металлорежущего инструмента изготавливают из твердого сплава различных марок. Большая часть - это неперетачиваемые сменные многогранные пластины (СМП), использующиеся практически на всех видах инструментов (резцы, фрезы, сверла и т.д.). Известно, что изношенная СМП, теряет в объеме (по сравнению с неизношенной пластиной), всего лишь 2-4%, а практически все СМП изготавливаются целиком из твердого сплава. Таким образом, получается, что в отходы идет огромное количество твердого сплава, а он в основном состоит из редких и дорогостоящих материалов (карбиды вольфрама, титана и др.). Конечно, изношенные пластины идут в переработку, но это достаточно сложный и дорогостоящий процесс.[1]

Резкое увеличение на рынке количества марок инструментальных материалов усложнило задачу их выбора в конкретных производственных условиях. Ошибки в выборе инструмента приводят к снижению уровня надежности режущего инструмента и повышенному расходу дорогостоящих инструментальных материалов [2].

Идентификация областей рационального применения каждой из предлагаемых пластин или их групп затруднена из-за отсутствия эффективного инженерного инструмента, обобщающего рекомендации по рациональному применению марок инструментальных материалов с учетом основных условий эксплуатации инструмента: марки обрабатываемого материала, операции, состояния поверхности заготовки, режимов резания, качества получаемой поверхности.

В работе на основе кластерного подхода, реализуемого с помощью самоорганизующихся карт Кохонена, определена область рационального использования новых материалов и конструкций твердосплавных пластин режущих инструментов для токарной обработки, что позволяет сократить количество режущего материала, идущего на переработку вследствие неправильного выбора самих пластин и оптимальных режимов резания.

Нами была сделана случайная выборка 85 режущих пластин с их основными показателями (тип, параметры и материал пластины, глубина резания и подача, тип обработки) из предложенного фирмой-производителем каталога [3] по пластинам токарной группы.

С помощью карт Кохонена, дающих нам реальную возможность визуальной оценки значимости показателей (характеристик) приведенных в каталогах фирм-производителей, представляем многомерное пространство

входных факторов в двухмерном виде, в котором его достаточно удобно анализировать [4].

Входными параметрами являются: X1 – наружная, X2 – внутренняя обработка, X3 – чистовая, X4 – получистовая, X5 – черновая обработка, X6 – чугун, X7 – нержавеющая сталь, X8 – сталь.

На основании входных параметров были получены карты входов и кластеров для фирмы Pramet (рис.1).

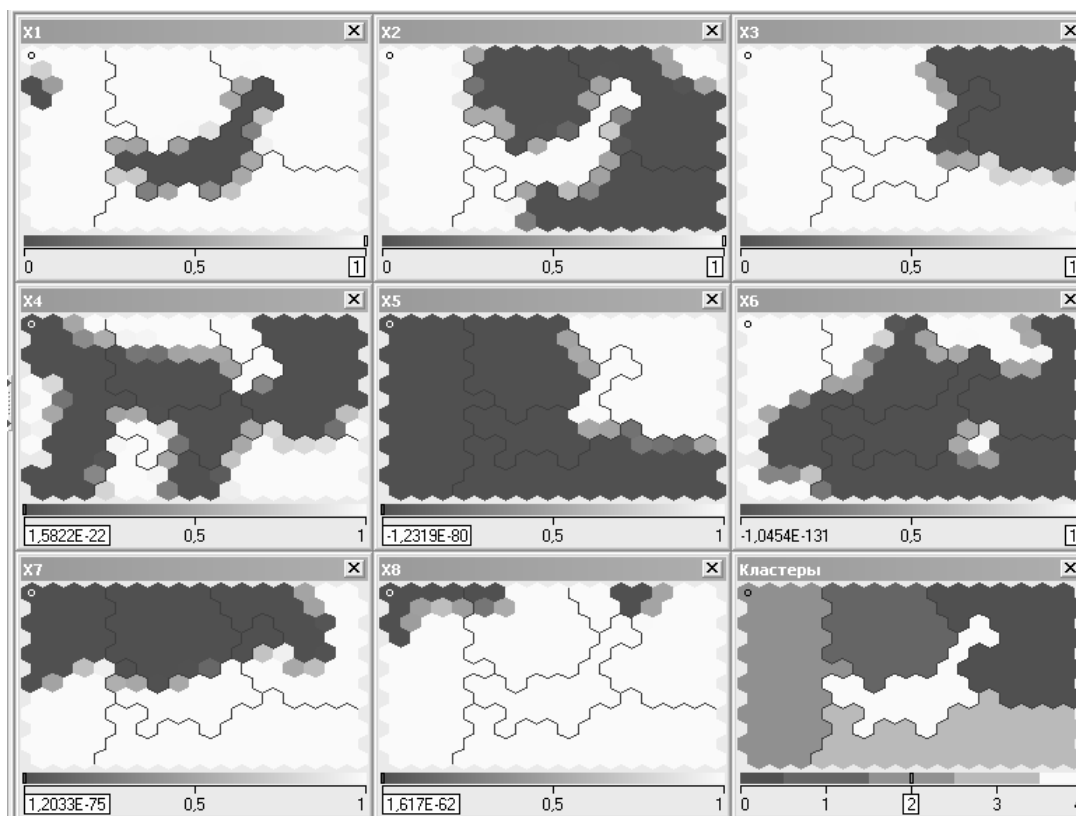


Рис. 1 - Карты входов и кластеров фирмы Pramet

Интенсивность цвета в определенной точке карты определяется данными, которые туда попали: ячейки с минимальными значениями изображаются черным цветом, ячейки с максимальными значениями – белым.

Для анализа данных используем все карты.

Пластины кластера, расположенного слева, предпочтительней использовать для наружной, внутренней, чистовой обработки стали. Частично можно использовать для обработки чугуна и нержавеющей стали. Хорошо проработана режимная часть.

Пластины кластера, расположенного сверху посередине, предпочтительней использовать для наружной чистовой обработки стали. Частично можно применять для получистового точения и обработки чугуна.

Пластины кластера, расположенного по центру, предпочтительней использовать для внутренней чистовой обработки стали и нержавеющей стали. Частично можно использовать для чистового и получистового точения.

Пластины кластера, расположенного в правом верхнем углу, предпочтительней использовать для наружной черновой обработки стали. Частично можно использовать при обработке чугуна и нержавеющей стали.

Пластины кластера, расположенного в правом нижнем углу, предпочтительней использовать для наружной чистовой обработки стали и нержавеющей стали. Частично можно использовать для чистового и получистового точения.

Выводы

На основе нейросетевого моделирования разработана методика рационального выбора режущих пластин в зависимости от заданных параметров обработки.

С помощью самоорганизующихся карт Кохонена можно систематизировать характеристики современных материалов режущих пластин, и использовать их как эффективный инженерный инструмент, обобщающий рекомендации по рациональному применению режущих пластин, что позволяет снизить количество режущего материала, идущего на переработку вследствие неправильного выбора самих пластин и режимов резания

Литература:1. <http://www.inno-expert.ru>. 2. Гах В.М. Выбор рациональных марок инструментальных материалов.//Надежность инструмента и оптимизация технологических систем. Сборник научных трудов.- Краматорск: ДГМА, вып. №14, 2003 3. <http://www.Pramet.com>. 4. <http://www.intuit.ru>.

КЛАСТЕРНИЙ ПІДХІД ДО ВИЗНАЧЕННЯ ОБЛАСТЕЙ РАЦІОНАЛЬНОГО ВИКОРИСТАННЯ НОВИХ ТЕХНОЛОГІЧНИХ ІНСТРУМЕНТІВ ДЛЯ ОБРОБКИ МАТЕРІАЛІВ РІЗАННЯМ

С. В. Ковалевський, Тендюк Т. А.

На основі нейромережевого моделювання розроблена методика раціонального вибору різальних пластинок залежно від заданих параметрів обробки.

КЛАСТЕРНЫЙ ПОДХОД К ОПРЕДЕЛЕНИЮ ОБЛАСТЕЙ РАЦИОНАЛЬНОГО ИСПОЛЬЗОВАНИЯ НОВЫХ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ИНСТРУМЕНТОВ ДЛЯ ОБРАБОТКИ МАТЕРИАЛОВ РЕЗАНИЕМ

С. В. Ковалевский, Тендюк Т.А.

На основе нейросетевого моделирования разработана методика рационального выбора режущих пластин в зависимости от заданных параметров обработки.

CLUSTER GOING NEAR DETERMINATION OF AREAS OF THE RATIONAL USE OF NEW TECHNOLOGICAL INSTRUMENTS FOR TREATMENT OF MATERIALS CUTTING

S. V. Kovalevskiy, Tendyuk T.A.

On basis neyro network design the method of rational choice of cuttings plates is developed depending on preset parameter of treatment.

Ключевые слова: кластер, нейросетевое моделирование, карты Кохонена, рациональный выбор.

УДК 621.923

Доброскок В.Л., Семко А.В., Гаращенко Я.Н.
НТУ «ХПИ», г. Харьков, ПНТУ, г. Полтава

СТАТИСТИЧЕСКАЯ ПАРАМЕТРИЗАЦИЯ ЗАКОНОВ РАСПРЕДЕЛЕНИЯ РАЗМЕРОВ АБРАЗИВНЫХ ЗЕРЕН

Введение

Современный абразивный инструмент обладает широким спектром технологических возможностей по видам, типам, размерам, характеристикам и соответственно своим режущим свойствам. Его многообразие адекватно отображает необходимость выполнения технологических требований различных процессов абразивной обработки по скорости резания, производительности, термодинамическим нагрузкам, точности и качеству обработанных деталей.

Моделирование абразивно-алмазных инструментов является определяющим этапом при разработке теоретических основ процесса шлифования. Теоретические работы в этой области, как правило, направлены на создание модельных представлений о шлифовальном круге как объекте и получение на их основе аналитических зависимостей, связывающих исходные параметры с характеристиками расположения элементов зерен на его рабочей поверхности [1, 2, 3, 6] и др.

Сложность получения реалистической модели рабочей поверхности абразивного инструмента связана со стохастической природой исходного объекта. Среди всех режущих инструментов абразивные являются единственными, у которых регламентируются не геометрические параметры режущих элементов, а зерновой состав исходной навески зерен. Это затрудняет исследование рельефа инструмента, требует применения методов теории вероятности и математической статистики при моделировании и описании результатов экспериментальных исследований.

Можно выделить четыре основных элемента на базе которых строятся статические модели рабочей поверхности абразивно-алмазного инструмента: форма и закон распределения размеров зерен, закон распределения центров зерен в абразивном пространстве, пространство абразивного слоя и поверхность связки определенным образом расположенная в абразивном пространстве, распределение вершин зерен относительно поверхности связки.

При теоретических расчетах и моделировании сложная геометрическая форма реальных алмазных и абразивных зерен исследователями в зависимости от решаемой задачи заменяется упрощенным эквивалентом на базе трехосного эллипсоида: шаром [2, 6] или эллипсоидом вращения с постоянным соотношением осей [1, 8]. Проведенные специальные исследования по анализу метрической формы плоского сечения зерен из сверхтвердых материалов [5] показали, что сечением, наиболее близким к реальной форме зерна, является эллипс. Эти данные хорошо согласуются с работами по определению

коэффициента заполнения пространственной формы зерен в виде эллипсоида вращения.

Использование модели в виде трехосного эллипсоида еще более точно соответствует эквивалентной форме зерен. Вероятностный закон распределение размеров зерен по каждой из осей задается одномерным, непрерывным, одинаковым и независимым. Тогда каждое отдельное зерно будет представлять собой трехосный эллипсоид с различным соотношением осей. Для достаточно большой выборки таких зерен их средняя форма будет асимптотически приближаться к шару с диаметром равным математическому ожиданию закона распределения размеров.

Целью работы является повышение представительности и содержательности описания законов распределения абразивных и алмазных зерен.

Абразивные зерна и порошки из синтетических алмазов и других сверхтвердых материалов представляют собой совокупность зерен различной величины и формы: монокристаллы, осколки, сростки и поликристаллы. При производстве и контроле порошок подразделяют на фракции.

Основной фракцией называется совокупность зерен определенного размера, преобладающих в составе данного порошка по массе в шлифпорошках и по числу зерен в микропорошках. Получить абразивный порошок, состоящий только из зерен одного размера, не представляется возможным, поэтому, кроме основной фракции, в составе порошков содержатся побочные фракции, которые крупнее или мельче основной.

Для описания всего разнообразия диапазонов с учетом вероятностной природы размеров зерен необходимо выполнить их статистическую параметризацию [3].

Статистическая параметризация обеспечивается модификацией параметров масштабируемых законов распределения с приведением их к трем: характеристическому размеру абразивных зерен a_0 (масштабный коэффициент, мкм), коэффициенту смещения математического ожидания относительно характеристического размера k_m (коэффициент относительного расположения) и коэффициенту вариации k_v (коэффициент формы).

Такой подход аналогичен заданию геометрических параметров зубьев инструмента для обработки эвольвентных зубчатых колес, где модуль - масштабный коэффициент, а прочие безразмерные параметры определяют профиль инструмента.

Характеристический размер a_0 - максимальный размер зерен основной фракции в мкм, тогда в зависимости от обозначения зернистости и типов абразивных порошков его значения определяются следующим образом:

- абразивное шлифзерно и шлифпорошки (ГОСТ 3647-80) $\Rightarrow a_0 = 12,6 Z$, где Z - номер зернистости ($Z = 200 \dots 4$);
- абразивные микропорошки (ГОСТ 3647-80) $\Rightarrow a_0$ - соответствует числу после буквы М (М63...М5);

- порошки и микропорошки из синтетического алмаза и КНБ (ДСТУ 3292-95, ранее был ГОСТ 9206-80) $\Rightarrow a_0$ - соответствует первому числу (числителю дроби).

Коэффициент относительного расположения k_m - отношение математического ожидания $E(d_{mean})$ закона распределение размеров зерен к характеристическому размеру: $k_m = E / a_0$ ($d_{mean} = a_0 k_m$).

Коэффициент вариации k_v - отношение среднеквадратического отклонения s закона распределения размеров зерен к математическому ожиданию: $k_v = s / E$ ($s = d_{mean} k_v = a_0 k_m k_v$).

Интервал возможных значений размеров зерен соответствует $0 < d < d_{max}$. В общем случае максимально возможный размер зерен определяется по зависимости:

$$d_{max} = a_0 k_{max} = a_0 k_{lim} k_{form}, \quad (1)$$

где k_{lim} - коэффициент предельной фракции, зависящий от знаменателя геометрической прогрессии интервала размеров фракций;

k_{form} - коэффициент формы зерен характеризует их возможность проходить через ячейки предельного сита наименьшим сечением $k_{form} = 1 \dots 1.3$ (для ориентировочных расчетов $k_{form} \approx 1,15$), для микропорошков контролируемых микроскопическим методом $k_{form} = 1$.

Значения коэффициентов, определяющих $d_{max} = a_0 k_{max}$:

- абразивное шлифзерно и шлифпорошки ($\varphi = 1,26$; $k_{form} = 1,15$; $k_{max} = 1,45$);

- шлифпорошки из СТМ узкого диапазона зер. ($\varphi^2 = 1,59$; $k_{form} = 1,15$; $k_{max} = 1,83$);

- шлифпорошки из СТМ широкого диапазона зер. ($\varphi^4 = 2,54$; $k_{form} = 1,15$; $k_{max} = 2,92$);

- микропорошки из СТМ узкого диапазона зер. ($\varphi^2 = 1,59$; $k_{form} = 1$; $k_{max} = 1,59$)

Распределение размеров абразивных зерен. Рассмотрим основные свойства нормального закона распределения и (производного от него) логарифмически-нормального, наиболее часто используемых при описании распределения параметров рабочей поверхности абразивного инструмента и исходных характеристик шлифпорошков [1, 7].

Плотность вероятности распределения размеров зерен $d \equiv x$ по нормальному закону имеет вид:

$$f_N(x; \mu_N, \sigma_N) = \frac{1}{\sigma_N \sqrt{2\pi}} \exp \left[-\frac{1}{2} \left(\frac{x - \mu_N}{\sigma_N} \right)^2 \right], \quad 0 < x < d_{max}, \quad (2)$$

где μ_N, σ_N - параметры закона распределения, зависящие от характеристик порошка ($\mu_N = a_0 k_m$, $\sigma_N = a_0 k_m k_v$) и соответствующие математическому ожиданию $E(d_{mean})$ и среднеквадратическому отклонению s ; $d_{max} = a_0 k_{max}$.

Случайная величина x называется логарифмически-нормально распределенной, если ее логарифм ($\ln x$) подчинен нормальному закону

распределения. Плотность вероятности для логарифмически-нормального распределения размеров зерен $d \equiv x$:

$$f_{LN}(x; \mu_{LN}, \sigma_{LN}) = \frac{1}{x \sigma_{LN} \sqrt{2\pi}} \exp \left[-\frac{1}{2} \left(\frac{\ln x - \mu_{LN}}{\sigma_{LN}} \right)^2 \right], \quad 0 < x < d_{\max}, \quad (3)$$

где μ_{LN} , σ_{LN} - параметры закона распределения, зависящие от характеристик порошка и определяемые по зависимостям:

$$\mu_{LN} = \ln \left(\frac{a_0 k_m}{\sqrt{k_v^2 + 1}} \right); \quad \sigma_{LN} = \sqrt{\ln(k_v^2 + 1)}. \quad (4)$$

Переход к характеристическим параметрам (a_0, k_m, k_v) для логарифмически-нормального закона распределения производится решением системы нелинейных уравнений относительно параметров μ_{LN} , σ_{LN} :

$$\begin{cases} a_0 k_m & = \exp(\mu_{LN} + \sigma_{LN}^2/2); \\ (a_0 k_m k_v)^2 & = \exp(2\mu_{LN} + \sigma_{LN}^2) [\exp(\sigma_{LN}^2) - 1], \end{cases} \quad (5)$$

где $a_0 k_m = E$ - математическое ожидание; $(a_0 k_m k_v)^2 = s^2 = D$ - дисперсия.

Таким образом, функции плотности вероятности нормального (2) и логарифмически-нормального (3) распределений зависят от характеристических (модифицированных) представительных параметров (a_0, k_m, k_v) .

Модифицированные параметры распределения размеров зерен k_m , k_v обеспечивающие заданные требования на содержание зерновых фракций определялись в соответствии с методикой включающей следующие этапы:

- регрессионный анализ взаимосвязи между параметрами распределения размеров зерен и процентным содержанием фракций;

- определение по полученным уравнениям регрессии области значений параметров распределения размеров зерен, обеспечивающих заданные требования;

- определение параметров распределения размеров зерен k_m , k_v (при условии максимально допустимого значения коэффициента вариации) для всех зернистостей абразивных шлифзерен и шлифпорошков, абразивно-алмазных шлифпорошков, микропорошков и субмикропорошков в соответствии с требованиями по зерновому составу.

Значения параметров для практических расчетов [1, 3, 4] приведены в табл. 1 (примеры графиков плотностей распределения размеров представлены на рис. 1).

Таблица 1

Значения параметров законов распределения размеров зерен

| Наименование | Закон распределения размеров зерен | | | |
|---|------------------------------------|------------------|------------------|------------------|
| | нормальный | | лог-нормальный | |
| | k_m | k_v | k_m | k_v |
| Абразивное шлифзерно и шлифпорошки с индексом П | 0,85 ... 0,88 | 0,22 ... 0,23 | 0,85 ... 0,87 | 0,19 ... 0,20 |
| Абразивное шлифзерно и шлифпорошки с индексом Н | 0,79 ... 0,83 | 0,25 ... 0,29 | 0,81 ... 0,85 | 0,20 ... 0,22 |
| Абразивное шлифзерно с индексом Д | 0,81 ... 0,82 | 0,34 ... 0,36 | 0,84 ... 0,85 | 0,27 ... 0,28 |
| Шлифпорошки из СТМ узкого диапазона зернистости. | 0,91 ... 0,92 | 0,10 ... 0,16 | 0,92 ... 0,94 | 0,11 ... 0,17 |
| Шлифпорошки из СТМ широкого диапазона зернистости | 0,80 ... 0,84 | 0,21 ... 0,35 | 0,77 ... 0,84 | 0,22 ... 0,30 |
| Микропорошки из СТМ узкого диапазона зернистости | 0,45 ... 0,74 | 0,24 ... 0,80 | 0,54 ... 0,73 | 0,22 ... 0,78 |

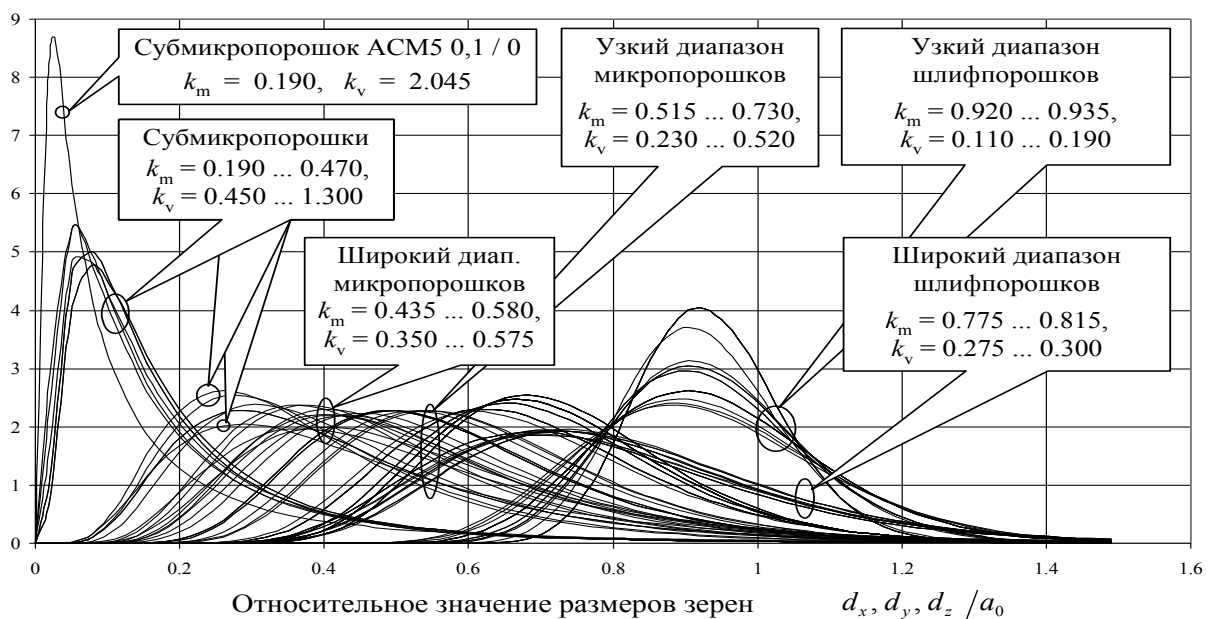


Рис. 1 - Плотности логарифмически-нормального распределения размеров зерен в форме трехосного эллипсоида для алмазно-абразивных шлифпорошков, микропорошков и субмикропорошков по ДСТУ 3292-95.

Для примера рассмотрим нормальный закон распределения размеров зерен с параметрами, имеющими совпадающие значения по табл. 2 (абразивное шлифзерно и шлифпорошки с индексом Н и шлифпорошки из СТМ широкого диапазона зернистости): коэффициент относительного расположения математического ожидания $k_m = 0,82$; коэффициент вариации $k_v = 0,27$. Характеристический размер зерен примем $a_0 = 200$ мкм, что одновременно соответствует зернистости: $Z = a_0 / 12,6 = 15,9 \approx 16$ (абразивное шлифзерно и шлифпорошки) и $200/125$ (шлифпорошки из СТМ широкого диапазона зернистости). Тогда средний размер зерен $d_{mean} = a_0 k_m = 200 \cdot 0,82 = 164$ мкм.

Зная d_{mean} можно определить количество зерен в единице объема абразивного инструмента. Рассмотрим исходный абразивный слой (абразивное пространство), который для простоты дальнейших рассуждений представим как куб со сторонами A , мкм. Центры зерен равновероятно (по закону равной вероятности) распределены в пространстве абразивного слоя. Математическое ожидание (средний размер) зерен имеющих форму шара равно $d_{mean} = a_0 k_m$. Зерна занимают только часть объема куба: $V_z = A^3 K_v$ ($K_v < 1$), где K_v - коэффициент относительного объема занимаемого зернами. Тогда количество зерен Z_v в выделенном объеме A^3 будет равно отношению их объема V_z к объему $\pi (d_{mean})^3 / 6$ среднего единичного зерна (A , d_{mean} , a_0 - одной размерности):

$$Z_v = \frac{6}{\pi} \left(\frac{A}{d_{mean}} \right)^3 K_v = \frac{6}{\pi} \left(\frac{A}{a_0 k_m} \right)^3 K_v. \quad (6)$$

Коэффициент относительного объема определяется по зависимостям:

- для инструментов из абразивных материалов

$$K_v = (31 - N) / 50; \quad (7)$$

- для инструментов из синтетического алмаза и КНБ

$$K_v = K / 400, \quad (8)$$

где N - номер структуры (условный); K - концентрация (условная) сверхтвердого материала в абразивном слое, %.

Для алмазного инструмента $K_v = 0,0625 \dots 0,5$ ($K = 25 \dots 200\%$), а для абразивного $K_v = 0,38 \dots 0,6$ ($N = 12 \dots 1$), т. е. алмазный инструмент имеет, как правило, существенно меньшую объемную концентрацию.

Для примера выберем совпадающее значение $K_v = 0,5$ ($N = 6$, $K = 200\%$), тогда $Z_v = 216,5$ шт/мм³ ($A = 1000$ мкм; $d_{mean} = 164$ мкм).

Выводы

1. Обоснована необходимость статистической параметризации (в дополнение к геометрической и физической) при решении задач предметной области абразивной обработки, связанных с исходными размерами абразивных порошков.

2. Статистическая параметризация обеспечивается модификацией параметров масштабируемых законов распределения с приведением их к трем: характеристическому размеру абразивных зерен, коэффициенту смещения

математического ожидания относительно характеристического размера и коэффициенту вариации.

3. Предложенная параметризация повышает представительность и содержательность статистических выводов и может позволить выявлять общие закономерности формирования рабочей поверхности абразивного инструмента в процессе шлифования.

4. Дальнейшее направление развития работ по использованию методологии модификации параметров законов распределений имеет научный и практический смысл при оценке статистических характеристик рельефа рабочей поверхности шлифовальных кругов, зависящих от исходных характеристик шлифпорошков.

Литература: 1. Абразивная и алмазная обработка материалов: Справочник / Под ред. д-ра техн. наук проф. А.Н. Резникова. - М.: Машиностроение, 1977. - 391 с. 2. Байкалов А.К. Введение в теорию шлифования материалов. - К.: Наукова думка, 1978. - 207 с. 3. Грабченко А.И., Доброскок В.Л., Федорович В.А. 3D моделирование алмазно-абразивных инструментов и процессов шлифования: Учебн. пособие. - Харьков: НТУ "ХПИ", 2006. - 364 с. 4. Доброскок В.Л., Гаращенко Я.Н., Наконечный Н.Ф. Определение параметров распределения размеров зерен для абразивно-алмазных порошков по ГОСТ и ДСТУ // Вісник Національного технічного університету "Харківський політехнічний інститут". - Харків: НТУ "ХПИ", 2003. - № 8, Т. 1. - С. 71-86. 5. Лавриненко В.И., Шепелев А.А., Петасюк Г.А. Модели формы зерен СТМ. // Сверхтвердые материалы. - 1994. - № 5-6. - С. 18-21. 6. Маслов Е.Н. Теория шлифования материалов. - М.: Машиностроение, 1974. - 320 с. 7. Островский В.И. Теоретические основы процесса шлифования. - Л.: Изд-во Ленингр. ун-та, 1981. - 144 с. 8. Резников А.Н. Теплофизика резания. - М.: Машиностроение, 1969. - 288 с.

СТАТИСТИЧНА ПАРАМЕТРИЗАЦІЯ ЗАКОНІВ РОЗПОДІЛУ РОЗМІРІВ АБРАЗИВНИХ ЗЕРЕН

Доброскок В. Л., Семко А.В., Гаращенко Я.Н.

Розглядаються питання зміни параметрів дистрибутивних законів для вирішення завдань статистичного моделювання абразивних інструментів, сполучені з початковими характеристиками зерен. Статистична параметризація забезпечується модифікацією параметрів масштабованих законів розподілу з приведенням їх до трьох: характеристичному розміру абразивних зерен, коефіцієнту зміщення математичного очікування відносно характеристичного розміру і коефіцієнту варіації. Запропонована параметризація підвищує показність і незалежність дистрибутивних законів абразивних зерен.

СТАТИСТИЧЕСКАЯ ПАРАМЕТРИЗАЦИЯ ЗАКОНОВ РАСПРЕДЕЛЕНИЯ РАЗМЕРОВ АБРАЗИВНЫХ ЗЕРЕН

Доброскок В.Л., Семко А.В., Гаращенко Я.Н.

Рассматриваются вопросы изменения параметров дистрибутивных законов для решения задач статистического моделирования абразивных инструментов, соединенные с начальными характеристиками зерен. Статистическая параметризация обеспечивается модификацией параметров масштабируемых законов распределения с приведением их к трем:

характеристическому размеру абразивных зерен, коэффициенту смещения математического ожидания относительно характеристического размера и коэффициенту вариации. Предложенная параметризация повышает представительность и независимость дистрибутивных законов абразивных зерен.

STATISTICAL PARAMETRIZATION OF LAWS OF DISTRIBUTION OF SIZES OF ABRASIVE GRAINS

Dobroskok V.L., Semko A.V., Garaschenko Y.N.

Questions of parameters modification of distribution laws for the decision of problems of statistical modeling the abrasive tools connected with initial characteristics of grains are considered. Statistical parametrization is provided with parameters modification of the scaled distribution laws with their reduction three: to the characteristic size of abrasive grains, factor of displacement of a statistical expectation concerning the characteristic size and to a variation coefficient. The offered parametrization raises representativeness and substantiveness of the description of the distribution laws of the abrasive grains.

Ключевые слова: статистическая параметризация, абразивные зерна, коэффициент вариации.

УДК 621.9.15

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

СПЕЦИФИКА НОРМАТИВОВ РЕЖИМОВ РЕЗАНИЯ ДЛЯ ТЯЖЕЛЫХ КАРУСЕЛЬНЫХ СТАНКОВ

Введение

Характерной особенностью эксплуатации режущего инструмента и назначения элементов режима резания на тяжелых карусельных станках является то, что на различных операциях существуют большие отличия в жесткости и, особенно, виброустойчивости технологической системы.

Разработкой нормативов режимов резания на металлорежущих станках с первоочередной целью повышения производительности труда и снижению себестоимости продукции, занимаются уже несколько десятилетий. Проблема создания нормативов высокоэффективных режимов резания тесно связана с такой важнейшей задачей, как рациональная эксплуатация режущего инструмента.

При выборе рационального сочетания элементов режима резания область допустимых решений определяется ограничивающими факторами. Рассматриваются, зачастую, следующие группы ограничений: по режущему инструменту, технологические, конструктивно-кинематические и технико-экономические.

При обработке резанием на тяжелых карусельных станках заготовки, как правило, являются жесткими. Размеры заготовки и инструмента определяются типоразмером станка, который можно принять за косвенный показатель средней жесткости и виброустойчивости технологической системы.

На основе полученной информации осуществлено ранжирование наиболее важных факторов по степени их влияния на определение максимально допустимой по виброустойчивости глубины резания t_{max} , выбор подачи S и скорости резания V . Результаты его приведены в табл. 1. В расчет принимался не весь диапазон Изменения факторов, а лишь его часть, охватывающая 80% случаев. В связи с тем, что ранжируемые факторы по-разному влияют на режимы резания, определялось их интегральное влияние. Для чего рассчитывалось изменение производительности механической обработки P , выраженной объемом снятого металла:

$$P = t \cdot S \cdot V \quad (1)$$

Установлено, что наибольшее влияние на производительность обработки оказывает типоразмер станка, т. е. наибольший диаметр устанавливаемого изделия D_y . Он обуславливает среднюю жесткость станка и его габаритные размеры. С размером станка связаны также ограничения на частоту вращения планшайбы в зависимости от массы заготовки, мощность резания и др. Вторым по степени влияния является вылет ползуна.

Оценка виброустойчивости станков проводилась по известной методике

НТЦ «Инструмент» с применением резания в типовых производственных условиях предприятия «ЭМСС» путем установления максимально допустимой по виброустойчивости глубины резания t_{max} , при которой на станке не возникает вибраций. На каждом станке опыт был повторен три раза. Установлено, что с увеличением D_y виброустойчивость технологической системы сначала растет, достигает максимума в области при $D_y=6300$ мм, а затем падает, как показано на рис.1.

Таблица 1

Ранжирование факторов по степени их влияния на выбор элементов режима резания

| № | Фактор | Диапазон измерения | Влияние на t_{max} , число раз | Влияние на S_f , число раз | Влияние на V , число раз | Влияние на P , число раз | Ранг |
|----|------------------------------|--------------------|----------------------------------|------------------------------|----------------------------|----------------------------|------|
| 1. | Типоразмер станка D_y , мм | 3200...12500 | 1,4 | 3,13 | 1,44 | 5,3 | 1 |
| 2. | Вылет ползуна l , мм | 200...1100 | 2,33 | 1,52 | 1,44 | 5,1 | 2 |
| 3. | Твердость HE | 120...280 | 1,35 | 1,5 | 2,3 | 4,0 | 3 |
| 4. | Корка | есть—нет | — | 1,8 | 1,4 | 1,7 | 6 |
| 5. | Глубина резания l , | 6...30 | — | 2,4 | 1,7 | 4,1 | 3 |
| 6. | Марка твердого | T15K6— | — | 1,67 | 1,6 | 2,7 | 4 |
| 7. | Метод упрочения | — | — | 1,2 | 1,2 | 1,4 | 8 |
| 8. | Угол в плане $\angle p$, | 45...90 | 1,2 | 1,6 | 1,28 | 2,5 | 5 |
| 9. | Тип конструкции резца | с мех. креплением | 1,2 | 1,3 | 1,1 | 1,7 | 6 |
| 10 | СОЖ | — | — | 1,15 | 1,3 | 1,5 | 7 |

Изменение фактически применяемых подач с ростом D_y по данным банка информации показано на этом же рисунке точками средних значений. Эта зависимость имеет примерно такой же характер, как и изменение виброустойчивости.

Аналогичные зависимости для тяжелых токарных станков приведены на этом же рисунке, а описаны в работе [1]. Как видно из рис. 1 уровни t_{max} и S_f для обоих видов станков различаются незначительно, а максимальные значения приведенных величин соответствуют $D_y = 2400—2500$ мм для тяжелых токарных станков и $D_y = 6300$ мм — для тяжелых карусельных станков.

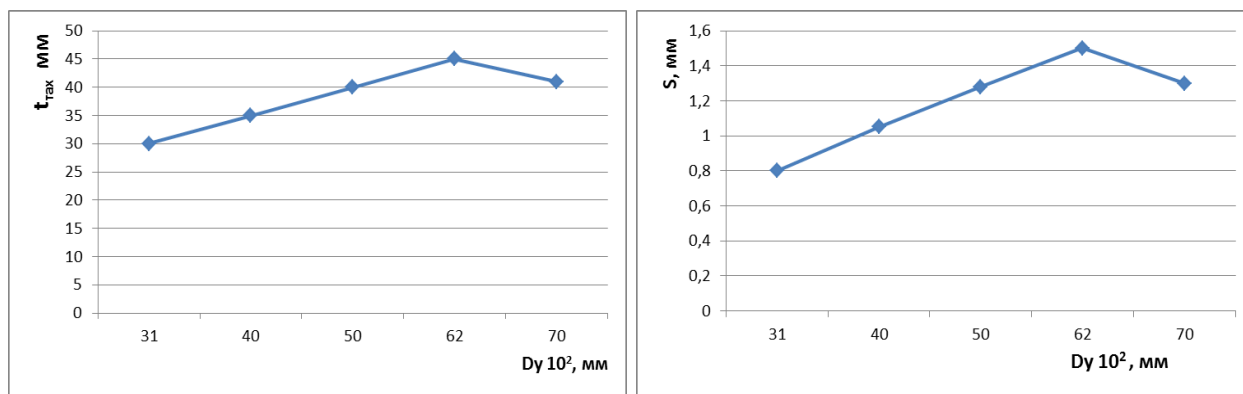


Рис. 1 - Влияние размера станка на предельную по виброустойчивости глубину резания и t_{max} и среднюю фактически применяемую подачу S_ϕ (конструкционная сталь).

НВ =150..320, P10; $t = 10...40$ мм; $V = 0,25... 1,0$ м/сек.

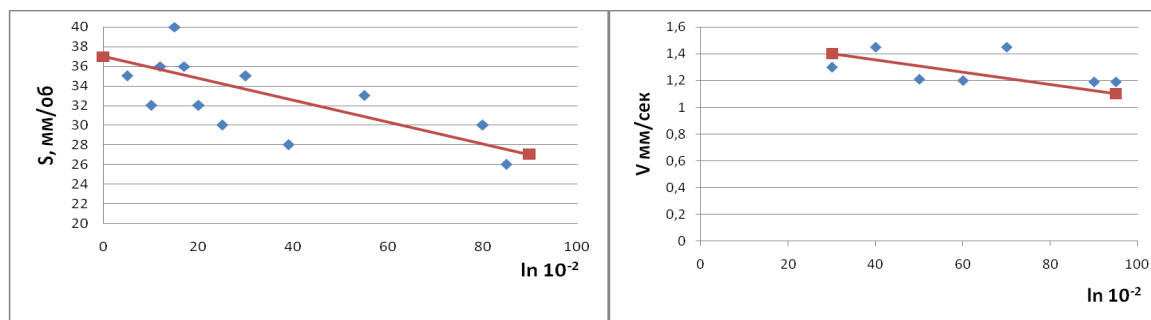


Рис. 2 - Зависимость фактической подачи S_ϕ и фактической скорости резания V от вылета ползуна $D_y = 3200...8000$ мм, конструкционная сталь НВ = 150...320, P10,

$t=10...40$ мм, $V=0,25... 1,0$ м/сек. $S = 0,8...1,7$ мм/об.

Статистический анализ банка информации дал возможность установить, что распределение фактических значений вылета ползуна подчиняется логарифмическому нормальному закону. Как показано на рис. 2 с ростом вылета ползуна снижается соответственно фактически применяемая подача S_ϕ и скорость резания V_ϕ . При этом вылет ползуна оказывает большее влияние на выбор подачи, чем скорости резания.

Полученные зависимости были реализованы в нормативных таблицах в качестве поправочных коэффициентов на подачу S и скорость резания V :

Это показано во фрагменте комплексной нормировочной карты для $D_y = 4000...5000$ мм при черновом и получистовом точении конструкционной стали.

Таблица 2

Поправочные коэффициенты

| Вылет ползуна l мм | K_{tmax} | | K_s | | K_v | |
|------------------------------|---------------|-------|------------------|-------|------------|--------|
| 500 | 1,0 | | 1,0 | | 1,0 | |
| 800 | 0,9 | | 0,90 | | 0,95 | |
| 1200 | 0,75 | | 0,80 | | 0,90 | |
| 1500 | 0,45 | | 0,75 | | 0,85 | |
| 1700 | 0,25 | | 0,7 | | 0,85 | |
| Угол в плане φ | Вылет ползуна | | | | | |
| | $l < 800$ | | $1500 > l > 800$ | | $l > 1500$ | |
| | K_s | K_v | K_s | K_v | K_s | K_v |
| 45 | 1,2 | 1,1 | 1,1 | 1,05 | 1,1 | 1,05 1 |
| 60 | 1,0 | 1,0 | 1,0 | 1,0 | 1,0 | 1,0 |
| 90 | 0,75 | 0,85 | 0,85 , | 0,9 | 3,55 | 0,951 |

Выводы

Таким образом, на основе сбора и математической обработки статистического материала банка об эксплуатации режущего инструмента на тяжелых карусельных станках, эксплуатационных испытаний по исследованию влияния жесткости и виброустойчивости технологической системы на режимы резания в лаборатории НТЦ «Инструмент», совместно с лабораторией резания «ЭМСС», были разработаны общемашиностроительные нормативы режимов резания при обработке сборными твердосплавными резцами на тяжелых карусельных станках [2], имеющие ряд следующих существенных отличий от существующих [3]:

1. Даны рекомендации по выбору элементов режима резания в зависимости от косвенных показателей жесткости технологической системы, получение которых наиболее удобно в производственных условиях — типоразмера станка и вылета ползуна.

2. В нормативные карты внесены изменения значения предельной по виброустойчивости глубины резания.

Апробация и отзывы предприятий подтвердили целесообразность, важность и новизну разработанных нормативов. Их внедрение позволяет повысить уровень резания, производительность механической обработки в среднем на 6%, сократить расход режущих пластин более, чем на 15%.

ЛИТЕРАТУРА: 1. Хае Г. Л., Левин В. Н. Повышение качества инструмента и эффективности обработки деталей на тяжелых станках. Обзор. М., НИИМаш, 1982, с. 48. 2. Общемашиностроительные нормативы режимов резания для тяжелых карусельных и лоботокарных станков. — М.: НИИМАШ, 1982. — 35с. 3. Общемашиностроительные нормативы времени и режимов резания для нормативных работ на крупных токарных и карусельных станках. — М.: НИИтруда, 1974. — 214 с.

**СПЕЦИФІКА НОРМАТИВІВ РЕЖИМІВ РІЗАННЯ ДЛЯ ВАЖКИХ
КАРУСЕЛЬНИХ ВЕРСТАТІВ**

Міроненко Е.В., Ковальов Д.Г.

В статті розглянуті характерні особливості експлуатації ріжучого інструменту і призначення елементів режиму різання для важких карусельних верстатів, на основі збору і математичної обробки статистичного матеріалу доведено, що на різних операціях існують великі відмінності в жорсткості і, особливо, вібростійкій технологічній системі.

**СПЕЦИФИКА НОРМАТИВОВ РЕЖИМОВ РЕЗАНИЯ ДЛЯ ТЯЖЕЛЫХ
КАРУСЕЛЬНЫХ СТАНКОВ**

Мироненко Е.В., Ковалёв Д.Г.

В статье рассмотрены характерные особенности эксплуатации режущего инструмента и назначение элементов режима резания для тяжелых карусельных станков, на основе сбора и математической обработки статистического материала доказано, что на различных операциях существуют большие отличия в жесткости и, особенно, виброустойчивости технологической системы.

**SPECIFIC OF NORMS OF CUTTING MODES FOR HEAVY LATHE-
MERRY-GO-ROUND TOOLS**

Mironenko E.V., Kovalev D.G.

In the articles considered characteristic features of exploitation of toolpiece setting of elements of the cutting mode for heavy merry-go-round machine-tools, it is well-proven on the basis of collection and mathematical treatment of statistical material, that on different operations there are large differences in inflexibility and, especially, to vibration-proof technological system.

УДК 658.562:672:673

Залого В.А., Дынник О.Д., Ивченко А.В., Хярм В.Н.
Сумский государственный университет, г. Сумы, Украина

РАЗРАБОТКА СИСТЕМЫ УПРАВЛЕНИЯ КАЧЕСТВОМ ЗАГОТОВИТЕЛЬНОГО ПРОИЗВОДСТВА МАШИНОСТРОИТЕЛЬНОГО ПРЕДПРИЯТИЯ

Введение

В настоящее время одним из условий конкурентоспособности любого промышленного предприятия является управления качеством выпускаемой продукции на всех этапах ее жизненного цикла, в том числе и в заготовительном производстве. Известно, что от качества заготовок и работы заготовительного производства зависит ресурс и надежность промышленной продукции[1]. Так, например, деталью, которая в значительной степени лимитирует ресурс двигателя внутреннего сгорания и его работоспособность является гильза блоков цилиндров, в подавляющем большинстве изготавливаемых из серого чугуна методом центробежного литья. Процесс изготовления отливок представляет собой часть производственного процесса литейного цеха, который состоит из технологического процесса литья и обслуживающей его подсистемы, реализующие функции управления, снабжения, транспортных операций, оперативного и календарного планирования, входной и выходной контроль и т.д.

Целью данной работы является разработка системы управления качеством (СУК) заготовительного производства (ЗП) интегрированной в общую систему менеджмента предприятия.

Разработка системы управления качеством заготовительного производства

Одним из основополагающих принципов СУК согласно принципам и требованиям ДСТУ ISO 9001:2009 [2] является применение процессного подхода при организации и управлении заготовительного производства. Принцип «процессный подход» предполагает представление реализации любой деятельности как совокупность взаимосвязанных и взаимодействующих видов деятельности. Основываясь на таком представлении, систему ЗП можно представить как один из «ключевых» процессов по выпуску

высококачественной машиностроительной продукции, который состоит из совокупности более «мелких» процессов по обеспечению основного производства промышленного предприятия качественными заготовками.

В данной работе представлены результаты теоретических исследований, направленных на разработку универсальной модели процессно-ориентированной системы управления качеством заготовительного производства. Исследования проведены в 4 этапа.

На первом этапе для формализации процедуры проектирования данной универсальной системы с помощью диаграммы Исикавы и «принципа 5М»[3] определена система факторов, которые оказывают влияние на качество заготовительного производства и соответственно, на конкурентоспособность промышленного предприятия (рис.1).

На втором этапе, на основании рекомендаций стандарта [4] проведена идентификация управляющих потоков и источников при осуществлении заготовительного производства. Это позволило формализовать процедуры организации работ в заготовительном производстве (рис. 2).

На третьем этапе, разработана схема взаимодействия процессов системы заготовительного производства, которая дает четкое представление об организации работы в данной системе, отображает совокупность и последовательность операций и процедур с указанием ответственности за их исполнение (рис. 3). Это позволит сделать «прозрачной»

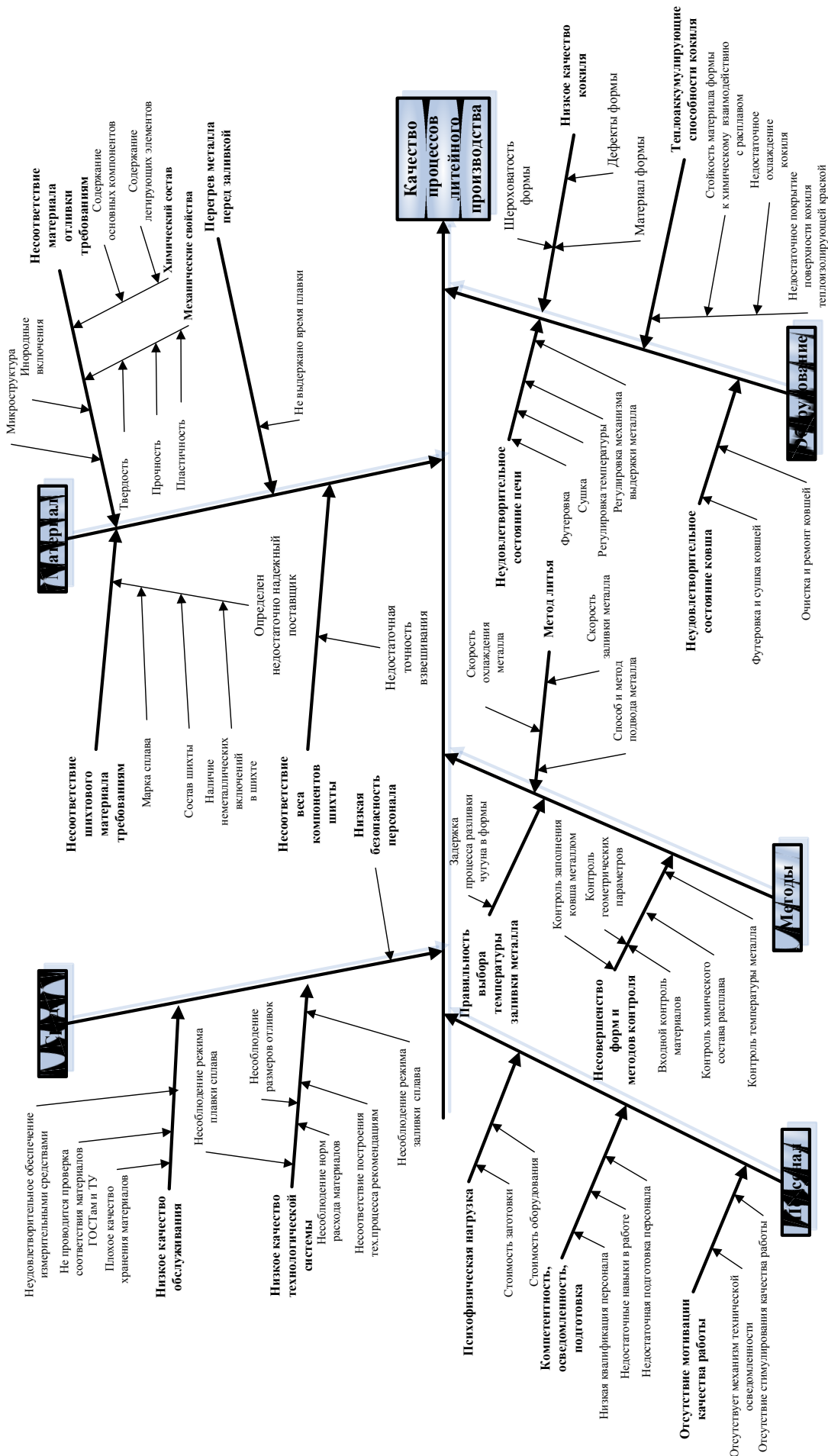


Рис. 1 - Причинно – следственная диаграмма «Факторы, влияющие на качество процессов литейного производства машиностроительного предприятия»

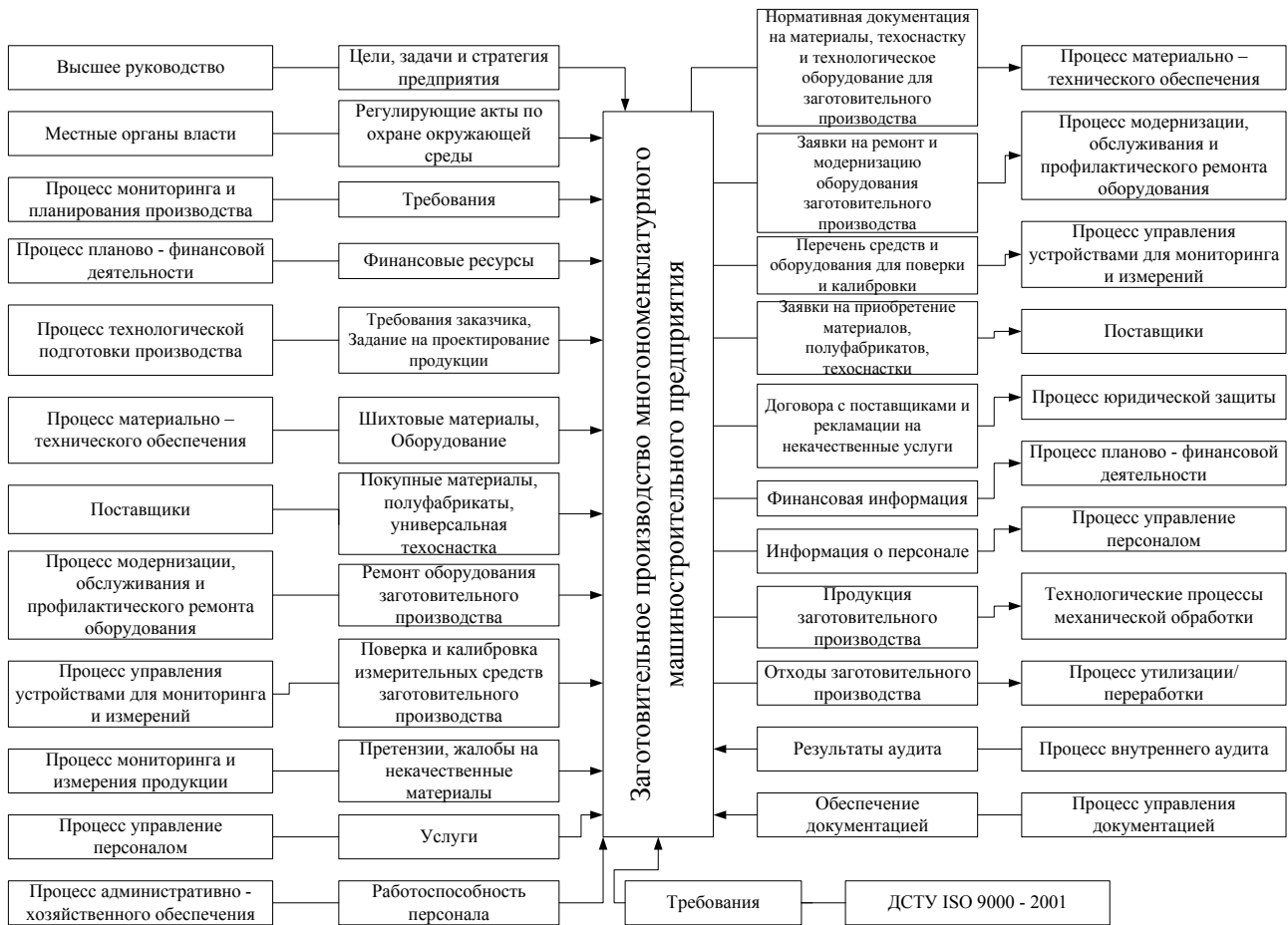


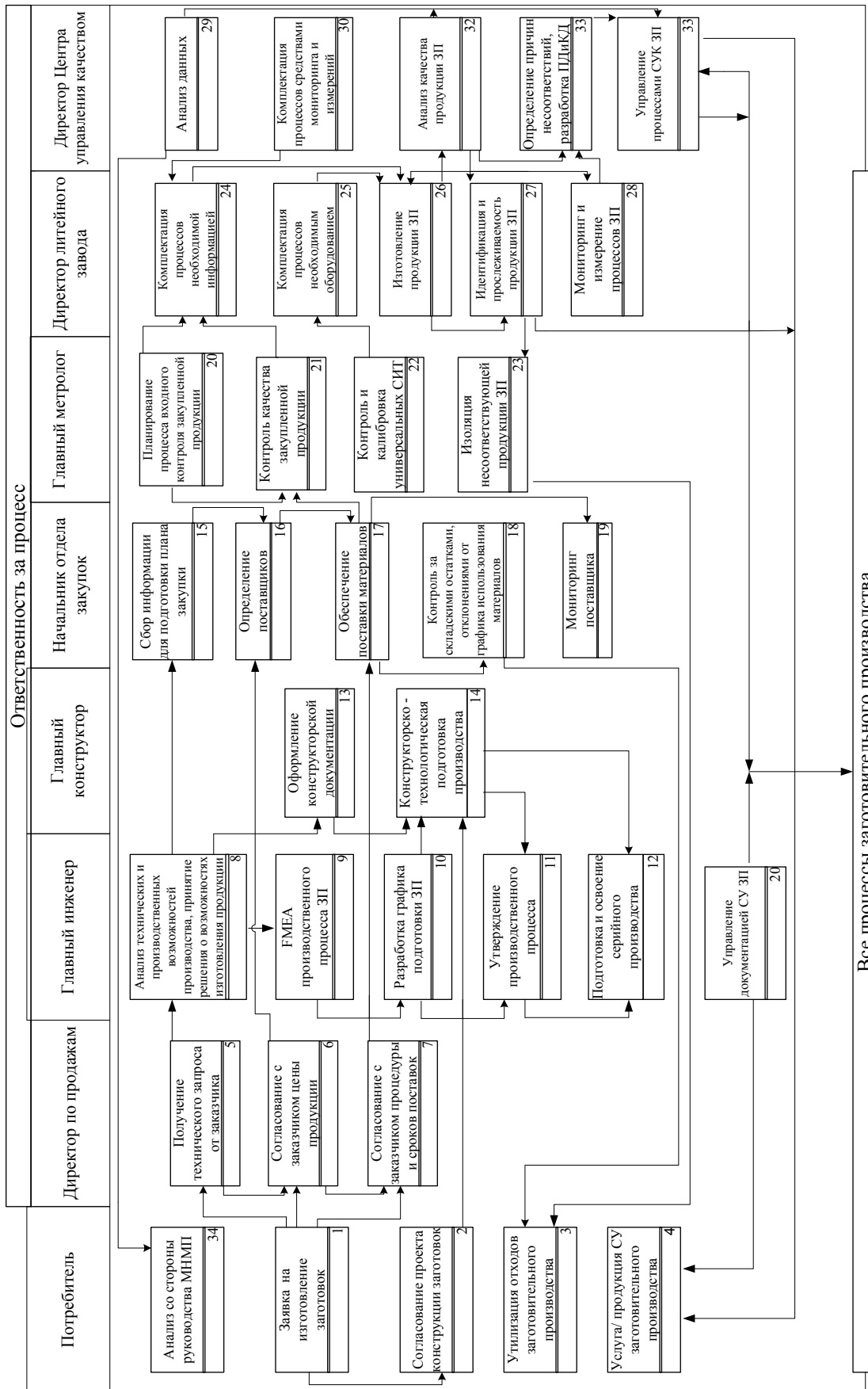
Рис. 2 – Идентификация управляющих потоков, ресурсов и источников в заготовительном производстве

организацию работы по обеспечению заготовками для персонала и создает предпосылки для дальнейшей работы по оптимизации и совершенствованию рассматриваемой системы.

Для практической реализации разработанных в данной работе рекомендаций по внедрению процессного подхода при организации и управлении системой ЗП промышленного производства был использован логико-структурный подход [5], широко используемый при разработке и реализации различных проектов во всех сферах деятельности.

На четвертом этапе, на основании построения логико-структурной матрицы (табл. 1), определены ключевые процессы заготовительного производства и разработана их классификация.

По результатам проделанной работы и с учетом специфики организации и функционирования системы ЗП было предложено всю деятельность по обеспечению основного производства заготовками представить в виде модели СУК ЗП (рис. 4). Классификация и выделение процессов системы управления качеством заготовительного производства были произведены на основании современных требований и принципов управления в сфере обеспечения качества.



ЗП – заготовительное производство
 СУ ЗП – система управления заготовительным производством
 СИТ – средства измерительной техники

Рис. 3 – Схема взаимодействия процессов заготовительного производства

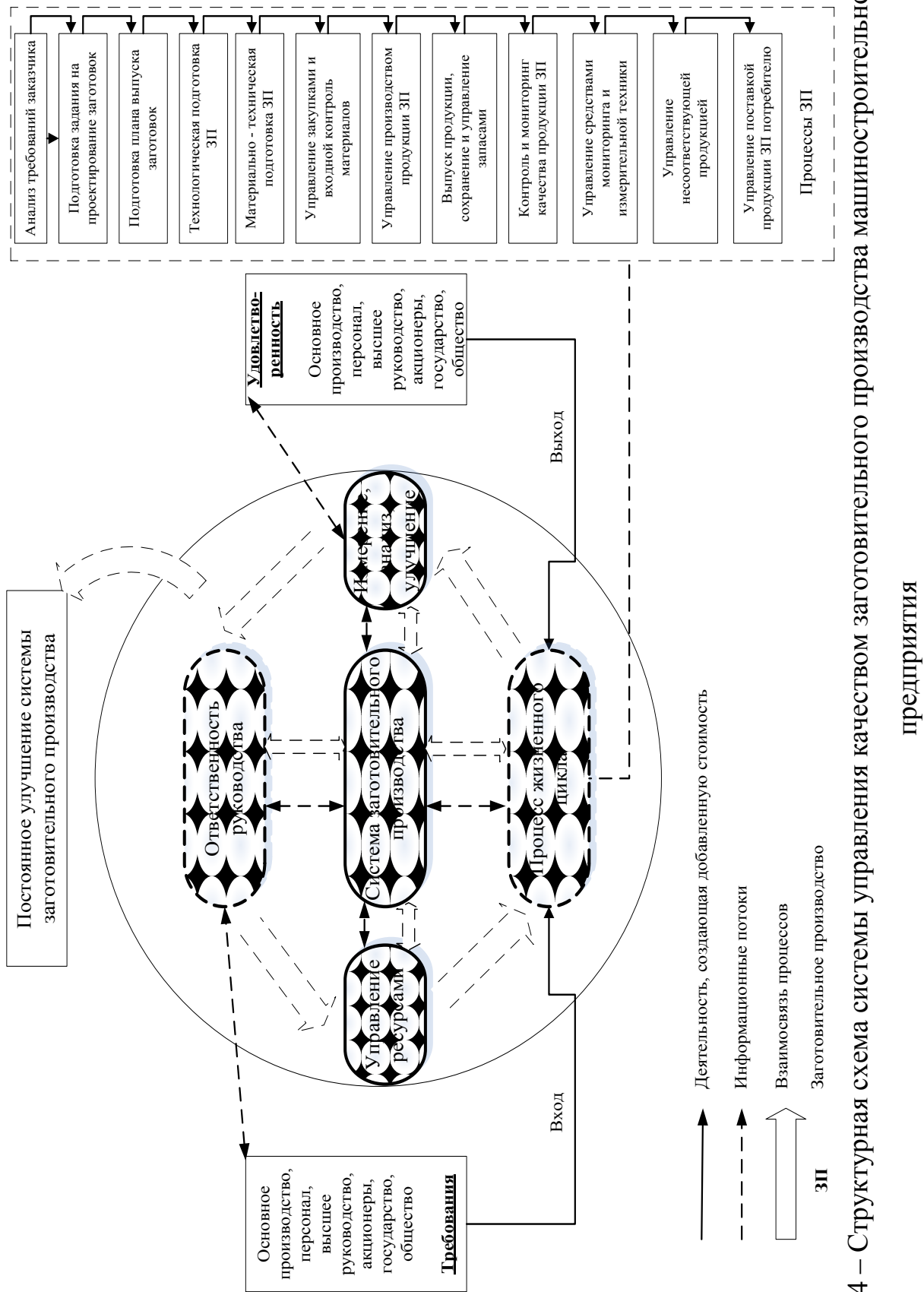


Рис. 4 – Структурная схема системы управления качеством заготовительного производства машиностроительного предприятия

Таблица 1

Логико-структурная матрица для анализа и выделения процессов
заготовительного производства

| Логика проекта | Измеримые показатели достижения | Источники и методы для подтверждения достижений |
|--|---|---|
| 1 | 2 | 3 |
| Общие цели | | |
| Удовлетворение потребностей производства в заготовках высокого качества при минимальных затратах | Показатели результативности и эффективности системы заготовительного производства | Финансово – аналитические отчеты предприятия |
| Конкретные цели | | |
| Обеспечение разработки конструкторской документации на основе технологичности конструкции, межвидовой и внутривидовой унификации изделий, их составных частей и конструктивных элементов | Показатели уровня технологичности и уровня унификации конструкторской документации | Отчеты по контролю конструкторской документации на предмет технологичности и унификации изделий и конструкторских элементов |
| Обеспечение предметной и технологической специализации и кооперирования производства | Показатель уровня специализации элементов производственного процесса, коэффициент закрепления операций | Графики загруженности основного оборудования |
| Типизация технологических процессов | Показатель уровня типизации технологических процессов | Отчеты по контролю технологической документации на предмет типизации технологических процессов |
| Прогнозирование потребности в продукции заготовительного производства | Показатель длительности перерывов процессов по вине отсутствия заготовок, нормы запасов заготовок | Анализ рекламаций и отчетов по невыполнению производственной программы основного производства |
| Обеспечение помещениями, техническими средствами и организационными мероприятиями для хранения и доставки заготовок до механообрабатывающих цехов | Показатель использования площадей склада заготовок и показатель использования производственных площадей | Финансово-аналитические отчеты предприятия |
| Логика проекта | Измеримые показатели достижения | Источники и методы для подтверждения достижений |
| Изготовление заготовок | Показатель качества продукции заготовительного производства | Отчет по выполнению плана по изготовлению заготовок |

Продолжение табл. 1.

| 1 | 2 | 3 |
|--|--|--|
| Проведение маркетинговых исследований и заключение договоров на приобретение шихтовых материалов, | Показатель качества работы персонала с поставщиками | Отчет по выполнению предписанных мероприятий, анализ рекламаций |
| Входной контроль качества шихтовых материалов | Показатель качества работы лаборатории (отдела) входного контроля | Отчеты по выполнению предписанных мероприятий, анализ рекламации сторонних организаций, извещение основного производства |
| Организация хранения заготовок | Показатель качества работы центрального склада заготовок | Отчеты по выполнению предписанных мероприятий, анализ извещений основного производства |
| Разработка и экономическое обоснование организационно - технических мероприятий по улучшению использования заготовок | Показатель степени нормирования использования заготовок | Отчет о выполнении предписанных мероприятий, финансово-аналитические отчеты предприятия |
| Обеспечение профессиональной безопасности и гигиены труда заготовительного производства | Показатели травматизма и нарушений правил охраны труда в литейных цехах | Данные контролирующих органов о правонарушениях в сфере профессионального здоровья и безопасности труда в литейных цехах |
| Обеспечение охраны окружающей среды при работе литейных цехов | Показатели, характеризующие загрязнение окружающей среды при работе литейных цехов | Данные контролирующих органов о правонарушениях в сфере загрязнения окружающей среды при работе литейных цехов |

Выводы

Полученные результаты позволили сформировать универсальную структуру модели системы управления качеством заготовительного производства, в основу которой положены принципы TQM и требования процессно-ориентированных стандартов. Это позволило интегрировать процедуры управления ключевыми процессами заготовительного производства в общую систему менеджмента промышленного предприятия.

Промышленная апробация предложенных разработок на ОАО «Конотоп-Мотор-деталь», специализирующегося на изготовлении гильз блоков цилиндров двигателей внутреннего сгорания, показала целесообразность использования системы управления качеством заготовительного производства.

В тоже время, актуальна задача дальнейшего повышение эффективности данной системы путем интеграции предложенных разработок и CALS технологий управления промышленным предприятием.

Литературы: 1. Смирнов А.С., Болдин А. Н. Для чего нужна система качества на литейном предприятии // Литейное производство. - 2006. - № 11. - С. 140 – 145 2. Системи управління якістю.Вимоги: ДСТУ ISO 9001:2009. [Чинний 22.06.2009]. К. : Держспоживстандарт України. - 37с. - (Національний стандарт України). 3. Нойман Э. Качество на уровне Шесть Сигма: [пер. с англ. под ред. О.Б.Максимовой] / Э. Нойман,С. Хойсингтон. -Днепропетровск: Баланс-Клуб, 2004. -440 с. 4. Британский стандарт BS 6143:1992. Руководство по экономике качества. Часть1. Модель затрат на процесс / [перевод Н.П.Бородкиной, Г.Е.Герасимовой]. Все о качестве. Зарубежный опыт. М.: ООО "НТК "Трек", 2003, Вып.41.—№3.—С.46-74. 5. Н.Ш Никитина. Методика проектирования системы менеджмента качества образования в вузе на основе логико-структурного подхода.//Университетское управление:практика и анализ.— 2003., Вып.25.— №2.—С.70-78.

РОЗРОБКА СИСТЕМИ УПРАВЛІННЯ ЯКІСТЮ ЗАГОТІВЕЛЬНОГО ВИРОБНИЦТВА МАШИНОБУДІВНОГО ПІДПРИЄМСТВА

Залога В.А., Динник О.Д., Івченко А.В., Хярм В.Н.

В даній роботі представлені результати теоретичних досліджень, направлених на розробку універсальної моделі процесно-орієнтованої системи управління якістю заготівельного виробництва.

РАЗРАБОТКА СИСТЕМЫ УПРАВЛЕНИЯ КАЧЕСТВОМ ЗАГОТОВИТЕЛЬНОГО ПРОИЗВОДСТВА МАШИНОСТРОИТЕЛЬНОГО ПРЕДПРИЯТИЯ

Залога В.А., Дынник О.Д., Ивченко А.В., Хярм В.Н.

В данной работе представлены результаты теоретических исследований, направленных на разработку универсальной модели процессно-ориентированной системы управления качеством заготовительного производства.

DEVELOPMENT OF CONTROL SYSTEM BY QUALITY OF PURVEYING PRODUCTION OF MACHINE-BUILDING ENTERPRISE

Zaloga V.A., Dynnik O.D., Ivchenko A.V., Khyarm V.N.

The results of theoretical researches, directed for development of universal model of processno-oriented control system by quality of purveying production are presented In this work.

Ключевые слова: качество, модель, производство, гильза, структура, рекламация.

Филатов Ю. Д., Маслов В. П.

Институт сверхтвердых материалов им. В. Н. Бакуля НАНУ, г. Киев,
Институт физики полупроводников им. В. Е. Лашкарева НАНУ, г. Киев

ГЛУБИНА НАРУШЕННОГО СЛОЯ ХРУПКИХ НЕМЕТАЛЛИЧЕСКИХ МАТЕРИАЛОВ ПРИ ФИНИШНОЙ АЛМАЗНО-АБРАЗИВНОЙ ОБРАБОТКЕ

Введение

На глубину нарушенного слоя обработанной поверхности при алмазно-абразивной обработке деталей из неметаллических материалов влияет целый ряд характеристик процесса и свойств взаимодействующих поверхностей инструмента и детали. Однако, до настоящего времени не выявлено каких-либо общих закономерностей влияния характеристик процесса обработки, свойств обрабатываемого материала и инструмента на параметры нарушенного слоя обработанных поверхностей. Из-за отсутствия теоретических моделей описание механизма образования нарушенного слоя поверхностей деталей из неметаллических материалов на различных операциях механической обработки сопряжено со значительными сложностями, а методы расчета его глубины крайне несовершенны.

Закономерности формирования нарушенного слоя при механообработке неметаллических материалов. Исходя из кластерной модели износа [1–2], можно считать, что поверхность обрабатываемой детали состоит из кластеров, которые при взаимодействии с поверхностью инструмента превращаются в частицы износа. В связи с этим представляется целесообразным использовать физико-статистическую модель износа [3], согласно которой при изменении деформированного состояния поверхности обрабатываемой детали происходят несколько процессов. Сначала в поверхностном слое обрабатываемой детали образуются кластеры, а потом происходит их переход из связанного состояния в свободное. Образование частиц износа и изменение рельефного слоя поверхности [3] происходят одновременно с образованием кластеров и возникновением трещиноватого слоя (образованием трещин, дефектов, нарушением сплошности обрабатываемого материала). Образование нарушенного слоя поверхности можно рассматривать как движение кластеров от поверхности перехода в направлении, противоположном движению частиц износа.

Анализ кинетического уравнения Фоккера-Планка, определение кинетических коэффициентов и расчет концентрации кластеров вдоль координаты $z < 0$ (вглубь обрабатываемого материала) [3, 4] позволили установить, что глубина h нарушенного слоя определяется величиной av наиболее вероятного размера частиц шлама ($h = av$). Учитывая соотношения между параметрами шероховатости обработанной поверхности и величиной наиболее вероятного размера частиц шлама: $Ra = 0,04a_v$ и $R_{max} = 0,29a_v$,

можно рассчитать глубину нарушенного слоя по высотным параметрам шероховатости поверхности [1, 4].

В процессе шлифования при малых размерах используемого абразива наблюдается отклонение от закономерностей разрушения по Герцу и глубина трещин может быть описана закономерностями возникновения и роста радиальных или срединных трещин. По данным эксперимента по определению глубины трещиноватого слоя методом наклонного шлифа на различных монокристаллах после их обработки в одинаковых условиях путем шлифования алмазным порошком АСН 10/7 в свободном состоянии на станке типа 6ШП-200М установлено следующее (табл. 1).

Таблица 1

Глубина нарушенного слоя поверхностей кристаллов [4]

| № п/п | Материал | Глубина нарушенного слоя, мкм |
|-------|--------------|-------------------------------|
| 1 | Сапфир | 5,5 |
| 2 | Кварц | 9,0 |
| 3 | Кремний | 9,8 |
| 4 | Германий | 12,0 |
| 5 | Ниобат лития | 9,6 |

В связи с тем, что обработка всех кристаллов проводилась при одинаковом силовом воздействии, то по известным данным глубины трещин для одного материала можно определить глубину трещин h_2 для другого материала по формуле [4]:

$$h_2 = h_1 \left(\frac{H_1}{H_2} \right)^{1/4} \left(\frac{K_{1c,1}}{K_{1c,2}} \right)^{1/3}, \quad (1)$$

где: H – микротвердость, K_{1c} – коэффициент трещиностойкости.

В табл. 2 приведены расчетные значения глубины трещиноватого слоя для различных материалов (в качестве эталонного материала использовался кремний) [4]. Сравнение расчетных данных с экспериментальными (табл. 1, 2) показывает, что средняя величина их отклонения составляет 9,5 %, при максимальной ошибке 16,6 % для кварца и минимальной – 3,2 % для германия. При обработке оптических материалов, в частности стекла, в качестве эталонного обычно используют стекло марки К8. В табл. 3 приведены значения глубины нарушенного слоя различных групп неметаллических материалов (оптических кристаллов, мрамора, оптического стекла и оптической керамики), обработанных при ТАШ инструментом из алмазных порошков АСМ 20/14. Значения глубины нарушенного слоя рассчитаны по формуле (1), исходя из значений $h_1 = 5,5$ мкм для стекла марки К8. В этой же таблице приведены значения глубины нарушенного слоя неметаллических материалов, рассчитанные по параметру шероховатости Ra [4].

Таблица 2.

Расчетные значения глубины нарушенного слоя [4]

| № п/п | Материал | H , ГПа | $K1c$, МН/м ^{3/2} | $h_{расч}$, мкм |
|-------|----------------------|-----------|-----------------------------|------------------|
| 1 | Сапфир | 22,0 | 3,20 | 6,1 |
| 2 | Кварц | 11,0 | 1,00 | 10,6 |
| 3 | Кремний | 11,3 | 1,25 | – |
| 4 | Германий | 7,7 | 1,00 | 11,6 |
| 5 | Ниобат лития | 5,0 | 1,90 | 10,5 |
| 6 | Фторид кальция (111) | 1,6 | 0,25 | 27,3 |
| 7 | Фторид бария | 0,8 | 0,20 | 35,0 |
| 8 | Фторид лития (001) | 1,0 | 0,15 | 36,4 |
| 9 | Селенид цинка | 1,1 | 0,30 | 28,2 |

Таблица 3

Глубина нарушенного слоя неметаллических материалов [4]

| № п/п | Материал | H , ГПа | $K1c$, МН/м ^{3/2} | Ra , мкм | h_2 , мкм | h_r , мкм |
|-------|-------------------|-----------|-----------------------------|------------|-------------|-------------|
| 1 | SiO ₂ | 11,0 | 1,00 | 0,15 | 4,2 | 3,8 |
| 2 | Стекло БК-10 | 7,1 | 0,67 | 0,22 | 5,4 | 5,5 |
| 3 | Стекло ЛК-5 | 6,75 | 0,57 | 0,24 | 6,6 | 6,5 |
| 4 | Стекло СТК | 7,7 | 0,50 | 0,20 | 5,8 | 5,0 |
| 5 | Стекло ТФ-10 | 4,1 | 0,54 | 0,26 | 6,6 | 6,5 |
| 6 | CaF ₂ | 1,6 | 0,25 | 0,39 | 10,9 | 9,8 |
| 7 | CaCO ₃ | 1,35 | 0,58 | 0,36 | 8,6 | 9,0 |
| 8 | MgO (КО-5) | 5,0 | 1,20 | 0,18 | 4,8 | 4,5 |
| 9 | Стекло К8 | 5,85 | 0,73 | 0,22 | 5,5 | 5,5 |

Сравнение данных таблицы, полученных в соответствии с формулой (1) по известным значениям микротвердости и трещиностойкости обрабатываемых материалов, и рассчитанных через величины наиболее вероятного размера частиц износа (по параметрам шероховатости) h_r , показало, что средняя величина их отклонения составляет 8%. При этом минимальная ошибка расчета составляет 2% для стекла марки БК-10. Полученные результаты свидетельствуют о том, что при шлифовании неметаллических материалов глубину нарушенного слоя обработанных поверхностей можно

оценить, исходя из их физико-механических параметров (по глубине радиальных трещин) на основании формулы (1), а также рассчитать по значениям высотных параметров шероховатости (по размерам частиц шлама).

Нарушенный дефектный слой обуславливает появление целого ряда эффектов, в частности, эффекта Тваймена, связанного с наличием растягивающих напряжений в приповерхностном слое после механического полирования. В процессе удаления технологического припуска при механической обработке деталей из хрупких неметаллических материалов нарушенный слой перемещается с постепенным уменьшением. Результаты экспериментальных исследований дефектов в поверхностных слоях стекол, стеклокристаллических материалов и кристаллов после абразивной обработки позволяют описать распределение дефектов в нарушенном слое выражением общего вида [5]

$$\rho(x) - \rho_{\infty} = (\rho_0 - \rho_{\infty}) \exp(-kx), \quad (2)$$

где ρ_0 – максимальная плотность дефектов на поверхности, ρ_{∞} – плотность дефектов в глубине образца, k – постоянная величина для данного материала и условий обработки.

Согласно силовому критерию теории разрушения трещина распространяется тогда, когда коэффициент интенсивности напряжений достигает некоторого значения постоянного для данного материала и условий нагружения. Критическое значение коэффициента трещиностойкости (коэффициента интенсивности напряжений) K_{Ic} характеризует сопротивление материала развитию в нем трещин, для вычислений можно пользоваться критерием Гриффитса [5]:

$$K_{Ic} = (2\gamma E)^{1/2}, \quad (3)$$

где γ – удельная поверхностная энергия, E – модуль упругости.

Согласно модели Дагдейла распространение трещины определяется наличием тонкой пластической зоны в ее вершине и происходящими в ней процессами. Применение электронной микроскопии позволило непосредственно наблюдать такую зону в вершине трещины, сформированной в стекле, и оценить по ее параметрам механические свойства данного материала. Поскольку интенсивность поля напряжений, с которым, как экспериментально установлено [5] связана и глубина нарушенного слоя, то в основе закономерностей абразивного разрушения лежат процессы, происходящие при пластическом деформировании в вершине трещины. При допущении, что термофлуктуационный разрыв межатомных связей в поле напряжений происходит в деформированной зоне в вершине трещины и при этом преодолевается определенный энергетический барьер, рост трещин можно описать [5] выражением

$$\vartheta_{mp} = \vartheta_0 \exp\left(-\frac{U_0 - \nu\sigma}{k_b T}\right), \quad (4)$$

где $\dot{\vartheta}_{mp}$ – скорость роста трещины, ϑ_0 – постоянная величина, U_0 – энергия активации процесса, kb – постоянная Больцмана, T – температура, σ – напряжение, v – активационный объем.

При идентичных условиях внешнего воздействия глубину нарушенного слоя можно рассматривать как расстояние, на которое распространились микропластическая деформация и микротрещины в материале, и, таким образом, величина нарушенного слоя пропорциональна скорости роста трещины [5]. Это позволяет выразить глубину нарушенного слоя уравнением типа (4)

$$L = L_0 \exp\left(-\frac{U_0 - v\sigma}{kT}\right), \quad (5)$$

где L_0 – некоторая постоянная.

Энергия активации процесса распространения трещин определяется прочностью межатомных связей в твердом теле и влиянием среды. Например, для силикатных стекол энергия активации определяется энергией связи Si–O и для кварцевого стекла в вакууме равна примерно 80 ккал/моль. Активационные параметры процесса микропластичности и роста трещин совпадают. Атомный механизм микропластичности в твердых телах основывается на дислокационных представлениях, согласно которым деформация любой элементарной структуры ячейки вызывает изменение напряженного состояния в соседней ячейке. Термофлуктуационные смещения в поле напряжения приводят к увеличению вероятности того, что другой акт сдвига будет протекать в соседней ячейке. Это и означает существование дислокационной линии, которая перемещается до тех пор, пока она не аннигилирует с другой линией или свободной поверхностью. В отличие от кристаллов, вектор Бюргерса для аморфных тел имеет переменное по величине и направлению значение вдоль дислокационной линии. При этом поле механических напряжений оказывает ориентирующее влияние на направление вектора Бюргерса [5]. При механообработке хрупких неметаллических материалов переход от разрушения скалыванием к пластическому сдвигу в наблюдается при повышении температуры. На основании анализа температурной зависимости скорости движения дислокаций в кристаллах рассматривают два случая [5]:

для низких температур и высоких напряжений

$$V = v\alpha l \exp\left(-\frac{U_0 - v\sigma}{kT}\right), \quad (6)$$

для высоких температур и малых напряжений

$$V = 2v\alpha l \frac{v\sigma}{kT} \exp\left(-\frac{U_0}{kT}\right), \quad (7)$$

где V – скорость движения дислокаций, α – коэффициент пропорциональности, зависящий от природы потенциального барьера, ν – частота колебаний дислокаций около положения равновесия, l – расстояние между положением равновесия дислокаций.

Из указанного следует, что при грубом шлифовании (1 случай) глубина нарушенного слоя $h \sim \exp(\beta d)$, а при тонком шлифовании (2 случай) – $h \sim d^\beta$ (β – коэффициент, зависящий от свойств обрабатываемого материала, d – средний размер абразивных зерен) [5].

Выводы

Таким образом, на основе физико-статистической модели износа установлена связь глубины нарушенного слоя обработанной поверхности с шероховатостью обработанной поверхности (наиболее вероятным размером частиц износа) и механическими свойствами обрабатываемого материала (микротвердостью и трещиностойкостью). Отклонение от линейной зависимости глубины нарушенного слоя при алмазно-абразивной обработке хрупких материалов наблюдается уже при зернистости абразива более 28 мкм. Для более крупных зернистостей абразива ее экспериментальные значения экспоненциально возрастают при увеличении зернистости.

Список литературы: 1. *Філатов Ю. Д.* Наукові основи прецизійного полірування поверхонь деталей з кремнеземвміщуючих матеріалів. – Автореф. дис.... д.т.н. – Київ. – 1996. – 35 с. 2. *Філатов Ю. Д.* Полирование алюмосиликатных материалов инструментом со связанным полировальным порошком // Сверхтв. материалы. – 2001. – № 3. – С. 36–49. 3. *Філатов Ю. Д., Сидорко В. И.* Статистический подход к износу поверхностей деталей из неметаллических материалов при полировании // Сверхтв. материалы. – 2005. – № 1. – С. 58–66. 4. Глубина нарушенного слоя при финишной обработке неметаллических материалов / *Сидорко В. И., Філатов Ю. Д., Майстренко А. Л., Дуб С. Н., Скрябин В. В., Крамар В. Г., Філатов А. Ю, Ткач В. Н.* // Резание и инструмент в технологических системах: Межд. Научн.–техн. сборник. – Харьков: НТУ «ХПИ», 2005. – Вып. 69. – С. 257–268. 5. *Маслов В. П.* Фізико-технологічні основи створення мікро- і нанорозмірних з'єднань прецизійних деталей оптико-електронних приладів: Автореф. дис....д.т.н: 05.02.01. – Харків, 2009. – 36 с.

ГЛУБИНА НАРУШЕННОГО СЛОЯ ХРУПКИХ НЕМЕТАЛЛИЧЕСКИХ МАТЕРИАЛОВ ПРИ ФИНИШНОЙ АЛМАЗНО-АБРАЗИВНОЙ ОБРАБОТКЕ

Філатов Ю. Д., Маслов В. П.

Установлена связь между глубиной дефектного слоя и наиболее вероятный размер частиц износа, микротвердости и трещиностойкости обработанного материала будет определяться на основе физико - статистической модели износа.

ГЛУБИНА ПОРУШЕННЯ ШАРУ КРИХКИХ НЕМЕТАЛІЧНИХ МАТЕРІАЛІВ ПРИ ФІНІШНІЙ АЛМАЗНО-АБРАЗИВНІЙ ОБРОБЦІ

Філатов Ю. Д., Маслов В. П.

Встановлено зв'язок між глибиною дефектного шару і найбільш вірогідний розмір часток зносу, микротвердості і тріщиностійкості обробленого матеріалу буде визначатися на основі фізико - статистичної моделі зносу.

DEPTH OF DAMAGED LAYER OF BRITTLE NONMETALLIC MATERIALS WITH DIAMOND-FINISHING ABRASIVE MACHINING

Filatov Y, D., Maslov V.P.

The connection between depth of defect layer and the most probable size of wear particles, microhardness and crack-resistance of processed material on the basis of physical - statistical model of wear is determined.

УДК 621.9.02

Швец С.В.

Сумской государственной университет, г.Сумы, Украина

МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ПРОЦЕССА РЕЗАНИЯ ПРИ ТОЧЕНИИ***Введение***

При технологической подготовке производства возникает необходимость расчета параметров режима резания и других характеристик процесса резания. Используются эмпирические выражения, применение которых требует большого справочного материала, полученного на основании стойкостных испытаний. Очень часто режим резания устанавливается по аналогии на основании практического опыта. В результате нет веских доказательств того, что именно принятые условия резания являются оптимальными как с точки зрения обеспечения стойкости инструмента и производительности процесса, так и для решения задачи создания необходимых параметров качества обработанной поверхности. Целью настоящей работы является совершенствование физической модели системы резания и разработка соответствующей ей математической модели.

Предельная работа инструмента

Предельная работа системы определяется предельной работой инструмента, которая рассчитывается на основании механических свойств инструментального материала, его критической температуры $\theta_{кр}$ и геометрии лезвия. Механические свойства это предел прочности при сжатии σ_b , необходимые геометрические параметры включают значение заднего угла α , угла при вершине ε , вспомогательного угла в плане ν' и радиуса при вершине r . Тогда угол в плане $\varphi = 180 - \varepsilon - \varphi^1$.

Износ по задней поверхности определяется выполненной при этом работой. Элементарная работа, выполненная при разрушении слоя инструментального материала толщиной dx (рис. 1) равна

$$dA = \sigma dW,$$

где σ – разрушающие напряжения в инструментальном материале; dW – разрушенный в результате износа элементарный объем.

Отсюда можно записать, что

$$A = \int \sigma dW = \sigma \int dW. \quad (1)$$

Рассчитать изношенный объем довольно сложно. Однако, используя графическое моделирование износа, можно построить зависимость вида

$$W = 7,384 \cdot 10^5 \frac{t^{0,41} r^{0,35} h^{2,11}}{(\varphi^1)^{0,25} \alpha \varepsilon^{1,92}}. \quad (2)$$

Резание является циклическим процессом [1], что вызывает усталостный износ лезвий, который следует считать определяющим. Другие виды износа можно

предотвратить или существенно уменьшить за счет изменения силовых и температурных нагрузок.

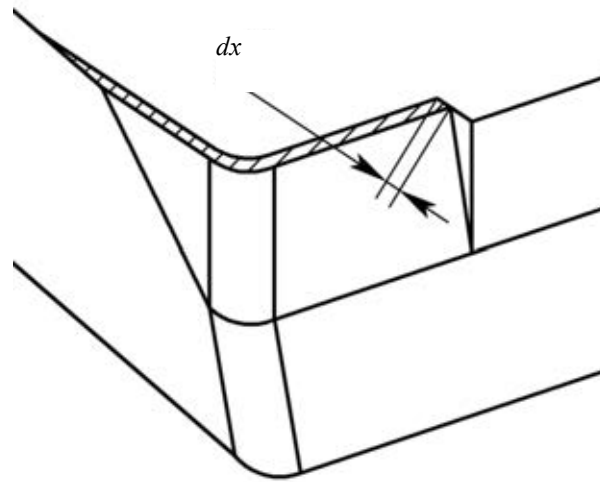


Рис. 1. Схема для расчета работы износа

Несмотря на то, что механические характеристики инструментальных материалов всегда превышают характеристики обрабатываемых материалов, износ лезвий все же происходит и это является следствием усталостных явлений. Анализ кривых усталости инструментальных материалов [2] показывает, что уменьшение их предела прочности с нарастанием числа циклов нагружения происходит по линейной зависимости и предельное разрушающее значение циклов u почти одинаково

$$\sigma = \sigma_0 - gu. \quad (3)$$

На основании зависимостей (1) и (2), при принятых геометрических параметрах лезвия и глубине резания получаем возможность определения работы лезвия при заданном износе за один цикл изменения нагрузки

$$A = \sigma W(h). \quad (4)$$

С учетом (3) и (4) запишем полную работу внутренних сил инструментального материала до наступления усталостного разрушения некоторого объема W после предельного числа циклов u

$$A = W(\sigma_0 + (\sigma_0 - g) + (\sigma_0 - 2g) + (\sigma_0 - 3g) + \dots + (\sigma_0 - (u-1)g)),$$

$$A = W(u\sigma_0 - g(1+2+3+\dots+(u-1))) = W\left(u\sigma_0 - g\frac{(2+u)(u-1)}{2}\right). \quad (5)$$

Обозначим $g = x\sigma_0$ и перепишем (5) как

$$A = W\sigma_0\left(u - x\frac{u+u^2-2}{2}\right) = W\sigma_0 p \quad (6)$$

В этом выражении значение усталостного коэффициента $p = u - x\frac{u+u^2-2}{2}$ приближается к количеству разрушающих циклов. Параметры усталостных кривых инструментальных материалов [2] показывают, что $p = (0,5, \dots, 0,9)u$.

При выборе инструментального материала кроме предела прочности, следует указать его критическую температуру $\Theta_{кр}$, разрушающее число циклов u и показатель температурного разупрочнения z (табл.1).

Таблица 1

| Физико-механические свойства инструментальных материалов | | | | | | |
|--|--------|--------|--------|--------|------------|--------|
| Материал | ВК6 | T15K6 | КНТ-16 | T30K4 | Гексанит-р | ВОК-60 |
| σ_b , ГПа | 1,0 | 1,1 | 1,15 | 1,3 | 1,5 | 1,2 |
| $\Theta_{кр}$, °С | 800 | 800 | 800 | 800 | 1200 | 1200 |
| Циклы, u | 10^5 | 10^5 | 10^5 | 10^5 | 10^5 | 10^5 |
| z | 0,2 | 0,09 | 0,09 | 0,2 | 0,09 | 0 |

Если инструментальный материал задан в виде МНП, то из обозначения можно получить угол при вершине (табл.2), а также задний угол, радиус при вершине, длину режущей кромки l .

Таблица 2

Значение угла в плане некоторых МНП

| Форма | S | C | W | T | D | K | V | R |
|------------|----|----|----|----|----|----|----|---------|
| ϵ | 90 | 80 | 80 | 60 | 55 | 55 | 35 | круглая |

Предельная работа для системы резания в которой используется МНП может быть рассчитана по формуле (2) или определена по эмпирической зависимости (табл. 3). Наблюдается достаточно хорошее совпадение расчетных и экспериментальных значений (рис.2).

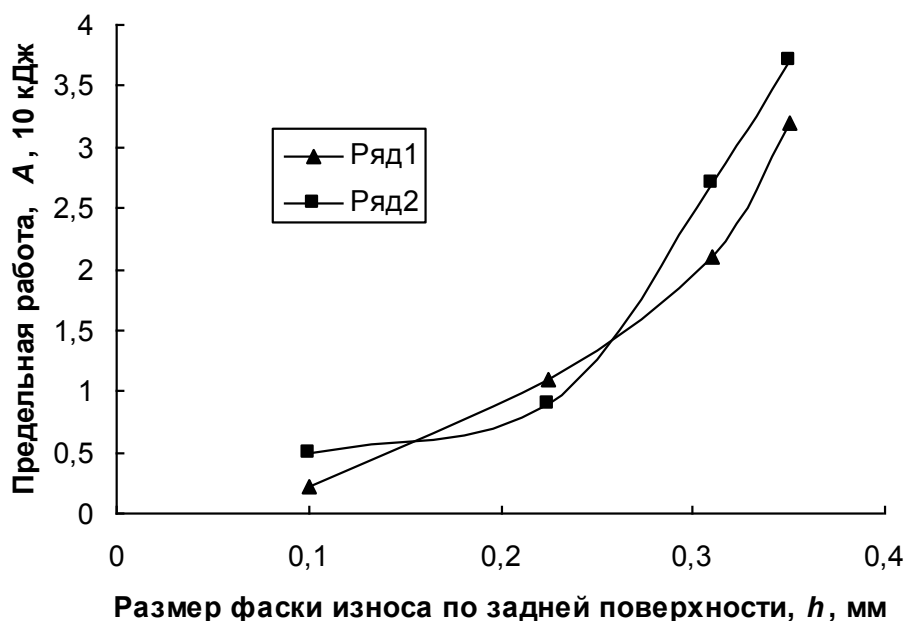


Рис. 2. Зависимость выполненной работы от износа режущей пластины из ВОК-60: 1 – расчет по формуле (6); 2 - эксперимент

Таблица 3

Предельная работа неперегачиваемых пластин

| Обозначение пластины | Материал | Формула $A, 10^7$ Дж | Крит. темпер. $\Theta_{кр}, ^\circ\text{C}$ |
|----------------------|-----------|----------------------|---|
| SNMN120404 | Силинит-р | $A=573h^2$ | 1200 |
| SNMN090404 | Томал-10 | $A=923h$ | 650 |
| SNMN120404 | ВОК-60 | $A=\exp(10,91h)$ | 1200 |

Размеры пластины должны соответствовать установленной глубине резания. Ширина среза $b = t/\sin\varphi$, должно быть $b \leq \frac{2}{3}l$ или $b \leq \frac{2}{3}d$. Тогда $l \geq 1,5t/\sin\varphi$.

Работа в системе резания

Работа в системе резания рассчитывается по механическим свойствам обрабатываемого материала с учетом коэффициента полезного действия системы резания. База обрабатываемого материала содержит предел прочности при сжатии σ_s , предельное относительное удлинение e_s , предел пропорциональности σ_{nc} и относительное удлинение при пропорциональной деформации e_{nc} (табл 4). Эти данные позволяют рассчитать удельную работу при разрушении образца в процессе стандартного испытания

$$A_0 = \int \sigma(e) de. \quad (7)$$

Коэффициент полезного действия системы резания рассчитывается по формуле:

$$\omega = \omega_v \omega_s \omega_t (k_s + 1). \quad (8)$$

$$\omega_v = v^{0,14}, \quad \omega_s = 1,3s^{0,48}, \quad \omega_t = 0,7t^{0,15}.$$

Таблица4

Свойства обрабатываемых материалов

| Материал | σ_s , ГПа | e_s | σ_{nc} , ГПа | e_{nc} | k | q |
|----------|------------------|-------|---------------------|----------|----------------|------|
| СЧ28-48 | 1,1 | 0,22 | 0,21 | 0,0017 | $5 \cdot 10^6$ | -2,7 |
| Сталь 45 | 0,7 | 0,55 | 0,36 | 0,0017 | $2 \cdot 10^7$ | -2,7 |
| 30ХГСА | 1,7 | 0,55 | 1,4 | 0,0017 | $2 \cdot 10^7$ | -2,7 |
| 1Х17Н2 | 1,0 | 0,75 | 0,77 | 0,0017 | $2 \cdot 10^7$ | -2,7 |
| Сталь40Х | 0,9 | 0,55 | 0,7 | 0,0017 | $2 \cdot 10^7$ | -2,7 |
| Алюминий | 0,2 | 0,7 | 0,15 | 0,0017 | $1 \cdot 10^6$ | -2,7 |
| Медь | 0,4 | 0,7 | 0,1 | 0,0017 | $5 \cdot 10^6$ | -2,7 |

Таким образом задается номинальное значение КПД. Для увеличения точности расчетов необходимо определить его по экспериментальному значению P_z [1]

$$\omega = \frac{St}{P_z} \int \sigma(e) de. \quad (9)$$

Численное значение коэффициента полезного действия системы резания является показателем эффективности использования потребляемой энергии.

Учет степени пластичности обрабатываемого материала

Коэффициенты k_s и k_R учитывают влияние на процесс резания пластических свойств обрабатываемого материала. Для выбора формулы, позволяющей рассчитать указанные коэффициенты, используется показатель пластичности $\eta = \frac{e_e}{\sigma_e}$. (e_e – относительное удлинение в %, σ_e – предел прочности при сжатии в кг/мм² или e_e – безразмерное, σ_e – в ГПа). В зависимости от значения η выбираем формулы для расчета коэффициентов k_s и k_R .

$\eta \leq 0,25$: $k_s=0$, $k_R=1$; $0,25 < \eta \leq 0,5$:

$$k_s = (-21,0602 + 29,2376V - 0,114925V^2) / (201,199 + 101,777V + V^2),$$

$$k_R = (320,789 - 17,5897V + 1,08292V^2) / (322,552 + 3,49759V + V^2);$$

$0,5 \leq \eta < 1,5$:

$$k_s = (50,2756 + 17,1145V - 0,0578741V^2) / (1383,43 + 8,70304V + V^2),$$

$$k_R = (31305,1 - 291,817V + 0,784542V^2) / (52229,8 - 425,877V + V^2);$$

$1,5 \leq \eta \leq 3,0$:

$$k_s = (1005,29 + 23,1215V - 0,0690122V^2) / (9308,1 - 41,6312V + V^2),$$

$$k_R = (5059,55 - 117,101V + 1,02422V^2) / (6702,02 - 108,991V + V^2);$$

$\eta > 3,0$:

$$k_s = (15074,9 - 64,9156V + 0,0688989V^2) / (85790,3 - 498,614V + V^2),$$

$$k_R = (31305,1 - 291,817V + 0,784542V^2) / (52229,8 - 425,877V + V^2).$$

С увеличением пластичности материала расширяется интервал скоростей резания при которых развиты пластические деформации и область максимальных пластических деформаций смещается в сторону высоких скоростей.

Исходные данные для расчета: материал заготовки, размеры (диаметр, длина); материал и геометрия режущей части инструмента (обозначение МПН); предельный износ по задней поверхности (радиальный износ);_параметры относительного движения и расположения инструмента и заготовки (устанавливаются при помощи органов управления станка).

Последовательность расчета

По (7) рассчитывается A_0 , КПД системы резания - по (8) или (9).

Удельная работа резания $A_y = \frac{A_0}{\omega}$. Скорректируем это значение в связи с синусоидальным изменением работы при изменении скорости резания

$$A_y^1 = A_y + mA_y \sin\left(\frac{2\pi}{C}(v + v_0)\right),$$

где mA_y – амплитуда синусоиды, как часть от среднего значения удельной работы ($m=0,1$); $v_0=0, \dots, 0,3$ – начальная фаза.

В этой формуле $C=30$ при размерности v и v_0 – м/мин и $C=0,5$ при размерности v и v_0 – м/с.

Сила резания: $P_z = A_y^1 st$

Температура резания: $\theta = k(A_y^1)^q$, значения k и q из таблицы 4.

Рассчитывается по (6) или по соответствующей формуле из таблицы 2 предельная работа резания A создавшейся системы резания.

Стойкость инструмента равна $T = \frac{A}{P_z v}$.

Показатель упрочнения обрабатываемого материала $\chi = \frac{\ln \sigma_s - \ln \sigma_{m1}}{\ln e_s - \ln e_{m1}}$. Тогда

коэффициент усадки [1] $K = e^{\sqrt[2]{\frac{A_p^1}{2\sigma_{m1}}}}$.

Время прохода инструментом некоторого отрезка L_i вдоль заготовки $\tau_i = \frac{L_i}{ns}$. Время, отработанное инструментом $\tau = \sum_{i=1}^n \tau_i$, где n – число учтенных отрезков времени.

Работа резания, выполненная за время τ_i

$$A_i = A_y v s t \tau_i.$$

Полная работа резания

$$A_p = \sum_{i=1}^n A_i.$$

Расход ресурса работоспособности лезвия

$$R = \frac{A_p}{A} 100 \%.$$

Если $A_p \geq A$, то это означает, что износ инструмента достиг критического значения.

При $\theta \geq \theta_{кр}$ инструментальный материал теряет режущие свойства.

По известной геометрии лезвия, параметрах движения и пластических свойствах материала рассчитываются параметры шероховатости обработанной поверхности, R_a и R_z [3].

Таким образом, механические свойства инструментального и обрабатываемого материалов позволяют установить функциональную взаимосвязь между основными характеристиками процесса резания.

Выводы

На основании усовершенствованной физической модели процесса резания разработана математическая модель, которая содержит новые понятия, такие как: коэффициент полезного действия системы резания, предельная работа инструмента, показатель пластичности материала. Математическая модель позволяет рассчитать характеристики процесса резания при точении без каких-либо совместных испытаний инструментального и обрабатываемого материалов.

Литература: 1. Швец С.В. Системный анализ теории резания. – Сумы: Изд-во СумГУ, 2009. – 212 с. 2. Остафьев В.А. Расчет динамической прочности режущего инструмента. - М.: Машиностроение, 1979. - 169 с. 3. Швец С.В. Математическое моделирование параметров шероховатости поверхности при точении//Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. – 2009. – випуск 24. – С. 277-286.

МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ПРОЦЕССА РЕЗАНИЯ ПРИ ТОЧЕНИИ

Швец С.В.

На основании усовершенствованной физической модели процесса резания разработана математическая модель, которая содержит новые понятия, такие как: коэффициент полезного действия системы резания, предельная работа инструмента, показатель пластичности материала. Математическая модель позволяет рассчитать характеристики процесса резания при точении без каких-либо совместных испытаний инструментального и обрабатываемого материалов.

МАТЕМАТИЧНА МОДЕЛЬ ПРОЦЕСУ РІЗАННЯ ПРИ ТОЧІННІ

Швец С.В.

На підставі удосконаленої фізичної моделі процесу різання розроблена математична модель, яка містить нові поняття, такі як: коефіцієнт корисної дії системи різання, гранична робота інструменту, показник пластичності матеріалу. Математична модель дозволяє розрахувати характеристики процесу різання при точінні без будь-яких спільних випробувань інструментального і оброблюваного матеріалів.

MATHEMATICAL MODEL OF CUTTING IN TURNING

Shvets S.V.

On the basis of advanced physical model of process of cutting the mathematical model is developed. Model contains new concepts, such as: efficiency of system of cutting, limiting work of the tool, an indicator of plasticity of a material. The mathematical model allows to calculate characteristics of process of cutting at turning without any joint tests of tool and processed materials.

Ключевые слова: математическая модель точение, физическая модель, пластичность

УДК 621.921

Степанов О.В., Гейчук В.М., Майборода В.С.

Національний технічний університет України “Київський політехнічний інститут”, м. Київ

ОПТИМІЗАЦІЯ УМОВ МАГНІТНО-АБРАЗИВНОГО ОБРОБЛЕННЯ КОНСОЛЬНО ЗАКРІПЛЕНИХ ДЕТАЛЕЙ

Вступ

Однією з причин, що стримують широке розповсюдження високоефективної технології магнітно-абразивного оброблення (МАО) є складність прогнозування результатів процесу через значну кількість технологічних параметрів та недостатню обумовленність зв'язків між ними. Відомо, що магнітно-абразивне оброблення деталей різноманітної просторової форми, виготовлених з найрізноманітніших деталей супроводжується декількома процесами, які можна спостерігати та вимірювати безпосередньо [1-4]. Серед них – зниження шорсткості поверхні та зміцнення поверхневого шару, що виражається в зміні поверхневої твердості останнього.

Експериментальні дослідження. Метою дослідження була розробка схеми та оптимізація процесу магнітно-абразивного оброблення на зразках, виготовлених з: ферромагнітної інструментальної сталі У9А, і парамагнітного титанового сплаву ВТЗ-1. Сталеві зразки розглядались як імітація кінцевого ріжучого інструменту, а зразки з титанового сплаву використовувались для порівняння з метою виявлення особливостей формування в процесі МАО магнітно-абразивного інструменту (МАІ). Оброблення зразків проводилось на лабораторній установці з магнітною системою типу «кільцева ванна» з спеціально розробленою кутовою наладкою (рис.1), яка дозволяє повністю відтворювати умови МАО кінцевого різального інструменту [1,4].

Процес МАО зразків виконували в режимі стікання [1,4,5]. В якості змінних технологічних параметрів використовували: кут нахилу деталі у вертикальній площині відносно напрямку руху (α), швидкість переміщення деталі в робочій щілині (v) та розмір частинок магнітно-абразивного матеріалу (λ). Для оброблення використовували магнітно-абразивний порошок Ферромап, який має оптимальні характеристики щодо широкого спектру оброблюваних матеріалів. В якості контрольованих параметрів обрано мікротвердість обробленої поверхні та шорсткість поверхні.

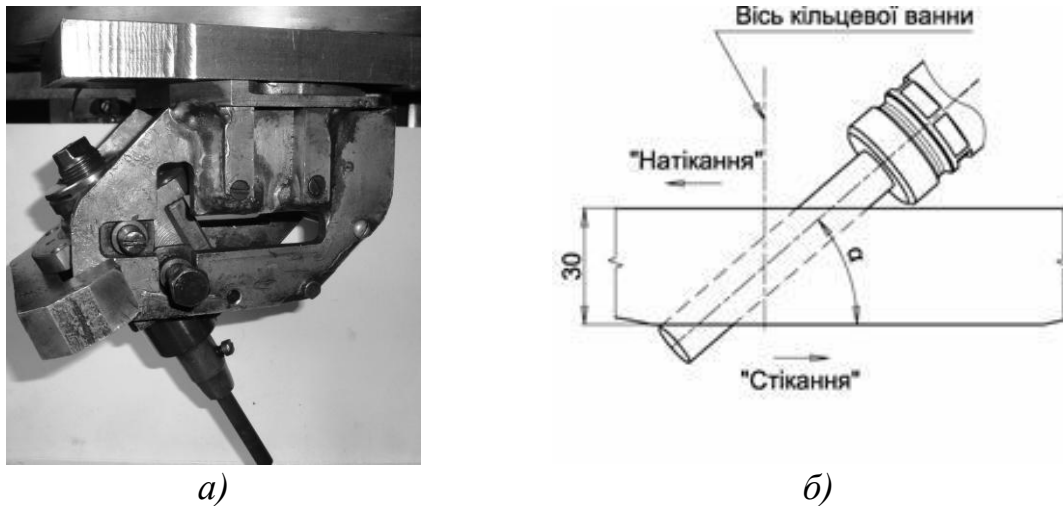


Рис. 1. Зовнішній вигляд кутової наладки (а) і схематичне представлення розташування зразків в робочих зонах верстату (б)

Процес MAO зразків виконували в режимі стікання [1,4,5]. В якості змінних технологічних параметрів використовували: кут нахилу деталі у вертикальній площині відносно напрямку руху (α), швидкість переміщення деталі в робочій щілині (v) та розмір частинок магнітно-абразивного матеріалу (λ). Для оброблення використовували магнітно-абразивний порошок Ферромап, який має оптимальні характеристики щодо широкого спектру оброблюваних матеріалів. В якості контрольованих параметрів обрано мікротвердість обробленої поверхні та шорсткість поверхні.

Для реалізації мети, використовували нерегулярний план експерименту, матрицю якого наведено в таблиці 1. Реалізація плану дозволяє побудувати модель вигляду: $y = a_0 + a_1\alpha + a_2v + a_3\lambda + a_4v\alpha + a_5v\lambda + a_6v\alpha\lambda + a_7v\alpha^2$, яка придатна для проведення початкового етапу оптимізації.

Таблиця 1

Матриця планування експерименту

| № зразка | 1 | 2 | 3 | 4 | 5 | 6 | 7 | 8 |
|-----------|-------|----|------|---|-------|----|----|-------|
| α | -0,33 | -1 | 0,33 | 1 | -0,33 | 1 | 1 | -0,33 |
| v | 1 | 1 | 1 | 1 | -1 | -1 | 1 | -1 |
| λ | 1 | 1 | 1 | 1 | 1 | 1 | -1 | -1 |

Рівні кодування величин відповідали:
 - для кута нахилу α - 25°(-1), 35°(-0,33), 45°(0,33) та 55°(1);
 - для швидкості переміщення деталі v 1,75 м/с (-1) та 3,5 м/с (1);
 - для розміру частинок порошку λ - фракції 200/100 мкм - (-1) та 400/315 мкм - (1).

Мікротвердість обробленої поверхні вимірювали на приладі ПМТ-3 при навантаженні на інденторі 0,50, 1, 1,5 та 2 Н, шорсткість поверхні вимірювали на профілографі-профілометрі «Калибр-252».

Коефіцієнти окремих з одержаних моделей наведено в таблиці 2.

Первинний аналіз побудованих моделей показав, що:

- коефіцієнти a_3 (при λ) мають негативний знак у виразах для мікротвердості, для матеріалів ВТ3-1, та позитивний для У9А, що свідчить на користь вибору більш дрібних фракцій порошку для оброблення сплаву титану, та більш крупних для оброблення У9А.

- коефіцієнти a_5 (при добутку $\nu\lambda$) являються найменш значимими.

Таблиця 2

Коефіцієнти моделей

| Матеріал/ характеристика | a_0 | a_1 | a_2 | a_3 | a_4 | a_5 | a_6 | a_7 |
|------------------------------|-------|--------|--------|--------|--------|--------|--------|--------|
| У9А середня мікротвердість | 6,73 | -0,785 | 0,096 | 0,575 | 1,022 | -0,058 | -0,453 | -0,872 |
| У9А шорсткість | 0,343 | 0,158 | -0,03 | -0,08 | -0,233 | -0,028 | 0,099 | 0,131 |
| ВТ3-1 середня мікротвердість | 3,15 | 0,047 | -0,099 | -0,184 | -0,349 | 0,017 | 0,318 | 0,122 |
| ВТ3-1 шорсткість | 0,41 | 0,011 | -0,062 | -0,104 | -0,25 | 0,01 | 0,164 | 0,168 |

Аналіз функцій відгуку мікротвердості, вимірної при різних значеннях навантаження дозволяє зробити висновок, що найбільш адекватним для задачі зміцнення є врахування середнього або максимального з вимірних значень мікротвердості. Практично усі побудовані функції відгуку в області визначення містять явно виражену сідлову точку, що не дозволяє завершити оптимізацію числовими методами без додаткових експериментів, однак дозволяє суттєво звужити область пошуку екстремума.

На рисунку 2 наведено вигляд поверхні відгуку одержаних моделей в координатах кут нахилу – швидкість переміщення деталі, при зафіксованому на рівні ($\lambda=1$) розміру частинок порошку.

Характерним для усіх одержаних поверхонь відгуку мікротвердості є розміщення сідлової точки на рівні високих швидкостей (більше ніж 0,4 шифрованих одиниць) руху деталі та середніх кутів її нахилу. Бажані екстремуми (максимум мікротвердості та мінімум шорсткості) знаходяться в області низької швидкості переміщення та малих кутів нахилу деталі для зразків з У9А і середніх кутів для зразків з парамагнітного титанового сплаву. Означені області можуть бути цікавими з точки зору планування нового експерименту для більш точної оптимізації. Отримані результати є додатковим підтвердженням раніше отриманих даних, пов'язаних з особливостями взаємодії МАІ з оброблюваними поверхнями [1,3] і виконанням трьох основних умов відтворення ефективного процесу MAO [6]. Треба відзначити, що отримана різниця в розташуванні екстремумів пов'язана з особливими умовами

формування МАІ в процесі оброблення зразків. Якщо при обробленні феромагнітних зразків відбувається відносно постійне відновлення форми МАІ в робочих щілинах, по процес MAO парамагнітного титанового сплаву призводить до того, що в робочих щілинах порошок зміщується в нижню частину робочої зони, що призводить до різкого падіння ефективності оброблення, в особливості по довжині зразків – переважно активно оброблюється нижня їх частина – біля краю консолі (рис.3).

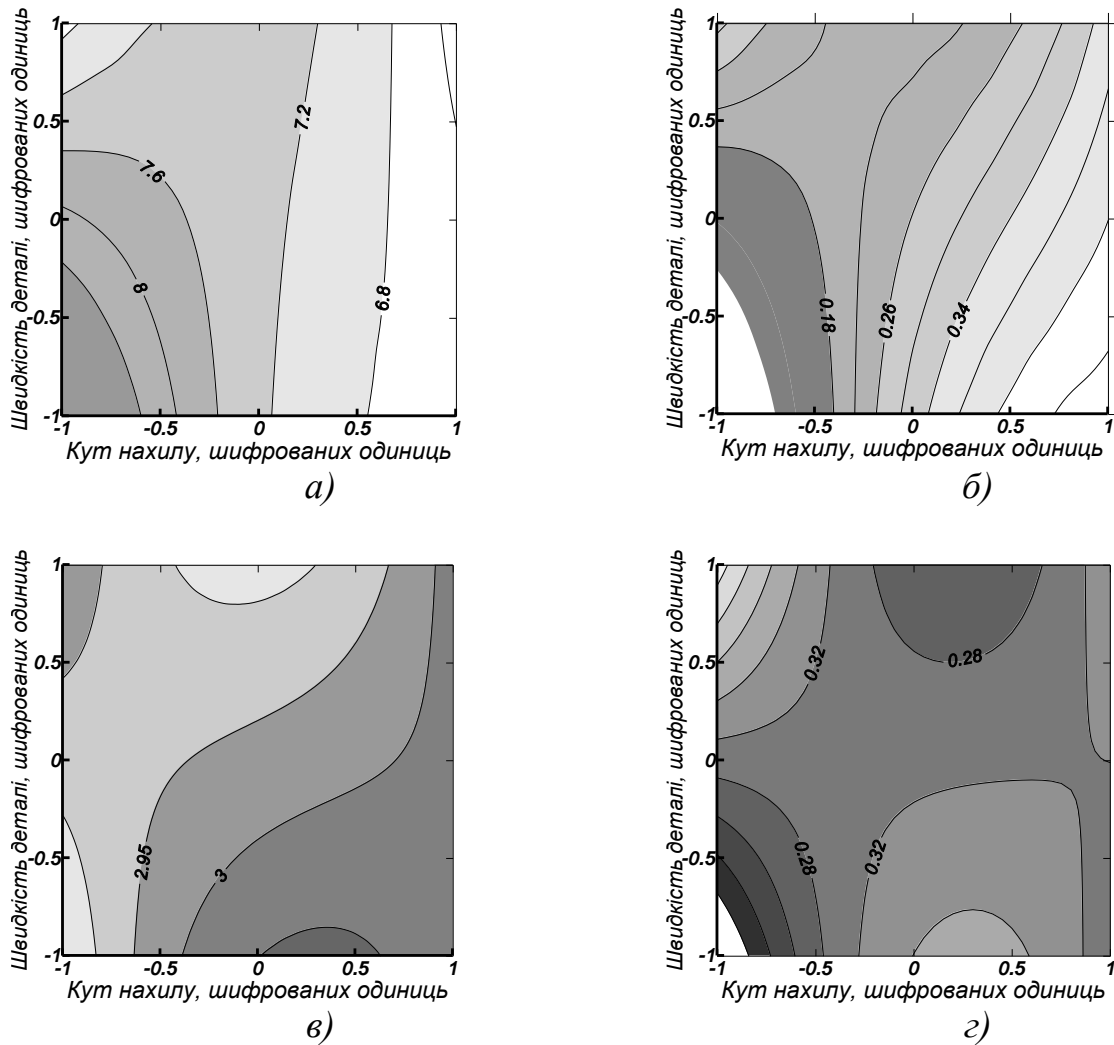


Рис. 2. Модельні залежності мікротвердості (ГПа) (а, в) та шорсткості поверхні (Ra, мкм) (б, г) в координатах кут нахилу деталі – швидкість руху деталі, виражених у шифрованих одиницях для сталі У9А (а, б) і сплаву ВТЗ-1(в, г).

Таке переформування МАІ в процесі MAO описано в [7,8] є небажаним і потребує вирішення задачі по відновленню форми МАІ, яка частково вирішується при застосуванні робочих щілин спеціальної форми, описаних в [9]. Викладене, підтверджує, що магнітно-абразивна обробка забезпечує комплексний вплив на поверхню деталі, яка оброблюється і потребує коректного підходу як до визначення режимів, так і до проблем, пов'язаних з формоутворенням МАІ в процесі MAO реальних виробів.

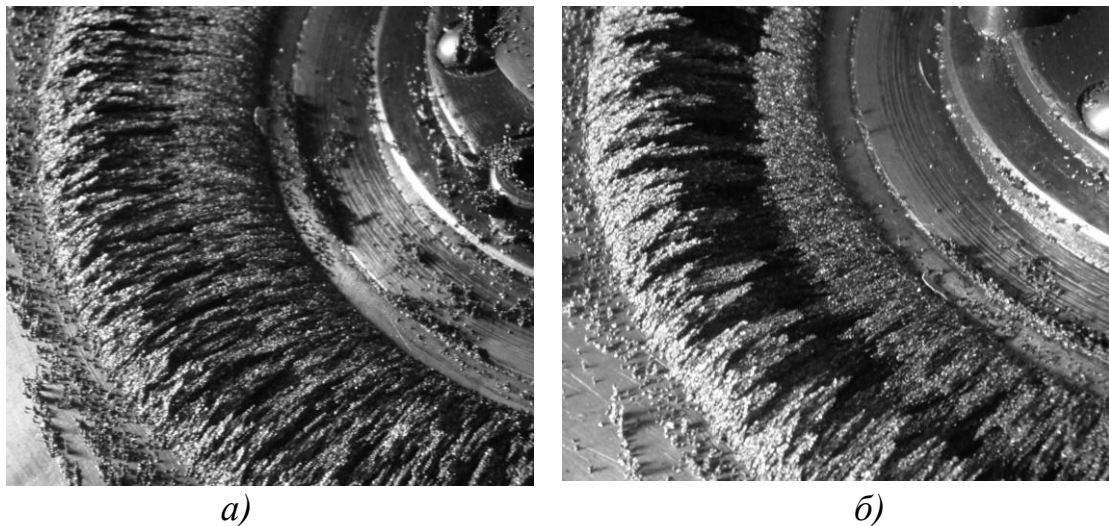


Рис. 3. Стан МАІ в робочих щілинах після МАО зразків з феромагнітного (а) і парамагнітного (б) матеріалів.

Висновки

На основі нерегулярного плану експерименту розроблено схему та проведено перший етап оптимізації магнітно-абразивного оброблення деталей консольного типу виготовлених з вуглецевої сталі У9А і титанового сплаву ВТ3-1. Показано, що оптимальні умови МАО деталей знаходяться в межах кутів нахилу деталей 15° - 35° , та швидкостей руху - 1,5-2,5 м/с де і потрібно проведення подальших досліджень необхідних для уточнення режимів і умов МАО.

Список літератури. 1. Майборода В.С. Основи створення і використання порошкового магнітно-абразивного інструменту для фінішної обробки фасонних поверхонь. Дис. ... докт. техн. наук. – Київ, 2001. – 404с. 2. Ульяновко Н.В. Підвищення працездатності твердосплавного інструменту шляхом застосування магнітно-абразивного оброблення та нанесення зносостійких покриттів. Дис. ... канд. техн. наук. – Київ, 2006. – 160с. 3. Степанов О.В. Исследование процесса формирования магнитно-абразивного порошкового инструмента для обработки деталей сложной геометрической формы. Дисс. ... канд. техн. наук. – Киев, 1997. – 145 с. 4. Vyelyaev O. Erhöhung der Leistungsfähigkeit von HSS-Spiralbohrern durch Einsatz der magnetabrasiven Bearbeitung. Dissertation Dr.-Ing. –Magdeburg, Germany, 2008.- 149 p. 5. Магнітно-абразивна обробка кінцевого твердосплавного різального інструменту / В.С.Майборода, О.А.Плівак, С.В.Майданюк, В.М.Гейчук //Вісник Кременчуцького державного політехнічного університету. 2007.- №1(42), част.1. – С. 66--70. 6. Майборода В.С. Дослідження властивостей магнітно-абразивного інструменту зформованого з сумішей порошоків. Процеси механічної обробки в машинобудуванні. Збірник наук. праць ЖДТУ, вип.6, 2009. - С.144-159. 7. Крымский М.Д. Формирование порошкового магнитно-абразивного инструмента. I. Восстановимость формы.//Порошковая металлургия. – 1987. - №9.- С.8-12. 8. Крымский М.Д. Формирование порошкового магнитно-абразивного инструмента. II. Условия заклинивания.//Порошковая металлургия. – 1987. - №10.- С.23-28. 9. Патент України на винахід №84464 С2 В24В 31/112 Магнітна система для об'ємної обробки феромагнітними порошками /В.С.Майборода, В.М.Гейчук, опубл. 25.04.2009. Бюл.№ 25.

ОПТИМІЗАЦІЯ УМОВ МАГНІТНО-АБРАЗИВНОГО ОБРОБЛЕННЯ КОНСОЛЬНО ЗАКРІПЛЕНИХ ДЕТАЛЕЙ

Степанов О.В., Гейчук В.М., Майборода В.С.

З метою розробки плану оптимізації магнітно-абразивної обробки деталей консольного типу, було досліджено вплив технологічних параметрів (кута закріплення, швидкості обробки і розміру частинок порошку) на нерівність і твердості поверхні. Визначено оптимальні умови для вуглецевої сталі У9А і титанового сплаву ВТЗ-1: кут закріплення 15° - 35° , швидкість обробки 1,5-2,5 м / с.

ОПТИМИЗАЦИЯ УСЛОВИЙ МАГНИТНО-АБРАЗИВНОЙ ОБРАБОТКИ КОНСОЛЬНО ЗАКРЕПЛЕННЫХ ДЕТАЛЕЙ

Степанов А.В., Гейчук В.М., Майборода В.С.

С целью разработки плана оптимизации магнитно-абразивной обработки деталей консольного типа, было исследовано влияние технологических параметров (угла закрепления, скорости обработки и размера частиц порошка) на неровность и твердости поверхности. Определены оптимальные условия для углеродистой стали У9А и титанового сплава ВТЗ-1: угол закрепления 15° - 35° , скорость обработки 1,5-2,5 м/с.

OPTIMIZATION OF CONDITIONS OF MAGNETIC ABRASIVE TREATMENT OF THE CANTILEVER FASTENED DETAILS

Stepanov A.V., Geichuk V.M., Mayboroda V.S.

With the aim to develop plan of optimization of magnetic-abrasive processing for the arm-fastened details, the influence of technological parameter (angle of part fastening, processing velocity and size of powder particles) on surface roughness and surface hardness is investigated. The optimal conditions for the carbon steel У9А and titanium alloy ВТЗ-1 are determined: angle of part fastening 15° - 35° ; processing velocity 1.5-2.5 m/s.

Ключові слова: магнітно-абразивна обробка, консоль, оптимізація, вуглецева сталь, формоутворення.

УДК 621.923:621.90.17

Покинтелица Н.И.

Севастопольский национальный технический университет, г. Севастополь,
Украина

ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ ПАРАМЕТРОВ РЕЖИМА РЕЗАНИЯ НА ТЕМПЕРАТУРУ В ЗОНЕ КОНТАКТНОГО ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ ИНСТРУМЕНТА И ЗАГОТОВКИ ПРИ ТЕРМОФРИКЦИОННОЙ ОБРАБОТКЕ СТАЛЕЙ

Введение

Внешне простой процесс термофрикционной обработки (ТФО) в действительности весьма сложен и представляет собой целый комплекс взаимосвязанных явлений. К числу таких явлений относятся: интенсивное локализованное тепловыделение на поверхностях трения; непрерывное образование металлических связей между этими поверхностями и немедленное их разрушение вследствие продолжающегося относительного движения поверхностей; почти мгновенный нагрев и столь же быстрое охлаждение малых объемов металла в условиях больших местных давлений; упруго-пластическая деформация в микрообъемах шероховатых поверхностей и в приповерхностных слоях металла; наклеп и рекристаллизация; взаимная диффузия, а также взаимное механическое внедрение частиц материала инструмента и заготовки; разрушение окисных пленок и удаление их из зоны контакта вместе с пластифицированным металлом; интенсивное перемещение дислокаций и активация поверхностей контакта. Вязкое течение металла в условиях одновременного сжатия и сдвига интенсифицирует активацию поверхностей трения [1]. В результате взаимного наложения ряда названных выше явлений получается сложная картина течения процесса ТФО.

Решение проблемы определения температуры в зоне контакта инструмента, выполненного в виде режущего диска (РД) при ТФО сталей, отражено в работах ряда авторов [2, 3], где рассмотрены источники теплообразования, специфика пластической деформации и геометрическая форма зоны стружкообразования. Однако большое число совмещенных во времени и взаимосвязанных закономерностей, которым подчинен процесс термофрикционного резания (ТФР), не позволило до настоящего времени получить достоверные данные об особенностях контактного взаимодействия РД и материала заготовки, что вызывает необходимость проведения дополнительных исследований.

Основной целью исследований, результаты которых приведены в данной работе, было определение влияния параметров режима резания и свойств обрабатываемого материала на температуру в зоне контакта инструмента и заготовки при ТФО сталей.

Основная часть

Весь процесс ТФР удобно рассматривать состоящим из нескольких фаз.

В первой фазе происходит начальный контакт поверхностей трения РД и заготовки. По мере увеличения скорости вращения РД наблюдается процесс граничного трения в присутствии быстро разрушающихся жировых пленок; в контакт вступают отдельные микровыступы; начинается их деформация и обнажение ювенильных участков поверхностей трения; появляются первые очаги схватывания; граничное трение уступает место сухому.

Вторая фаза характеризуется лавинообразным увеличением числа взаимодействующих микровыступов поверхностей РД и материала обрабатываемой заготовки, ростом фактической площади контакта и температуры. С ростом температуры наблюдается быстрое снижение предела текучести металла заготовки и его сопротивления деформации. Момент трения сначала быстро нарастает, затем замедляется и к концу второй фазы его значение достигает максимального; трение распространяется на всю поверхность контакта РД и заготовки; появляется тонкий слой пластифицированного обрабатываемого металла, выполняющего роль смазочного материала; трение из сухого становится как бы граничным.

Третья фаза отличается постепенным подъемом температуры металла срезаемого слоя и, как следствие, спадом момента трения; начинается вытеснение из зоны контакта пластифицированного металла. К концу третьей фазы температура достигает максимального значения, а момент трения, мощность тепловыделения стабилизируются; наступает состояние, близкое к «квазистационарному».

Четвертая фаза – фаза квазистационарного процесса контактного взаимодействия, которая характерна установившимся состоянием многих параметров процесса: момента трения, мощности тепловыделения, температуры в зоне контакта. К концу этой фазы металл в зоне контакта пластифицирован, поверхности трения активированы, обломки пленок окислов и инородные включения удалены, образуется жидкая фаза прослойки между рабочими поверхностями РД и обрабатываемым металлом.

Механическая энергия, затрачиваемая на преодоление сил трения, рассеивается в форме тепла на площадках фактического контакта (место действия молекулярных сил внешнего трения), а также в объемах деформируемых микровыступов. Источник тепла, таким образом, представляется в виде активного теплогенерирующего приповерхностного слоя некоторой небольшой толщины.

Тепловыделение в зоне контакта при ТФР может проявляться кратковременными, но мощными импульсами и, следовательно, на поверхностях микровыступов контактных поверхностей инструмента и заготовки и в их объемах могут возникать температурные всплески с быстрым нарастанием температуры и столь же быстрым ее спадом. Однако благодаря теплопроводности температура приповерхностных слоев в целом и более глубоких слоев металла в процессе обработки постепенно нарастает. Здесь важно отметить, что в результате локального тепловыделения в сопряженных поверхностях инструмента и заготовки при трении градиент температур по нормали к поверхности трения отрицателен, т.е. по мере удаления от поверхности трения температура уменьшается. Вместе с изменением температуры изменяются и механические свойства

материала: по мере удаления от поверхности трения его прочность возрастает. Установлено, что при внешнем трении толщина активного теплогенерирующего слоя обычно составляет несколько десятков микрометров, причем она уменьшается с увеличением относительной скорости движения поверхностей инструмента и заготовки, а это, в свою очередь, влечет за собой уменьшение деформационной составляющей силы трения и, соответственно, рассеиваемой на поверхности мощности.

Температура, развивающаяся на фрикционном контакте, является функцией параметров режима трения и собственно свойств контактирующих материалов.

Представляет значительный теоретический и практический интерес исследование взаимосвязи температуры поверхности трения с параметрами режима обработки для различных сочетаний материалов инструмента и заготовки в условиях высокоскоростного трения скольжения, характеризующегося интенсивным тепловыделением на фрикционном контакте.

В настоящей работе исследовалось влияние скорости скольжения и удельной нагрузки на величину поверхностной температуры при ТФО заготовок из сталей 45 и 12Х18Н12Т. Диаметр режущего диска $D = 500$ мм. Материал диска – сталь 50Г. Ширина обрабатываемой поверхности $B = 90$ мм. Площадь контакта диска с заготовкой – 270 мм^2 . Схема контактирования и нагружения предусматривала обеспечение равномерно распределенного контакта. Обработка проводилась на скоростях скольжения $V = 42, 52, 65, 82$ м/с и удельных нагрузках $p = 21, 17, 13, 11$ МПа. Замеры температуры в зоне контакта осуществлялись с помощью хромель-алюмелевых термопар, установленных в заготовках.

В каждой заготовке устанавливались три термопары – две поверхностные для измерения средней температуры поверхности трения (головка термопары непосредственно выводилась на поверхности трения) и одна объемная на глубине ~ 1 мм от поверхности трения. Записи температур, момента трения (коэффициента трения), нагрузки и скорости по времени процесса производились одновременно, что позволяло проводить объективную оценку взаимозависимости фрикционных и температурных характеристик с учетом скорости и нагрузки.

Испытания проводились в зоне нестационарного теплового режима, т.е. до выхода на стационарный температурный режим (в зоне нарастания температуры). Это позволяло получать ряд мгновенных значений коэффициента трения и соответствующие им значения температуры трения при постоянных для данного режима трения скорости скольжения и удельного давления.

Согласно [1, 4] максимальная температура поверхности трения Θ_{\max} , определяемая на основе использования гипотезы суммирования температур на фрикционном контакте, является однозначной функцией средней поверхностной температуры Θ^* (для данного сочетания материалов инструмента и заготовки, а также режима трения)

$$\Theta_{\max} = \Theta^* + B \exp(-C\Theta^*),$$

где B и C – постоянные коэффициенты, зависящие от материалов и режима трения пары инструмент-заготовка.

Средняя поверхностная температура Θ^* – это температура, которая равномерно или по какому-либо закону распределена по номинальной площади контакта инструмента и заготовки. Приближенное значение средней поверхностной температуры можно получить экспериментальным (с помощью замера) или расчетным путем.

В связи с изложенным представляется возможным рассмотреть вначале влияние скорости скольжения и нормальной удельной нагрузки на среднюю поверхностную температуру, определение которой выполнялось экспериментально с помощью термопар. Термопара фиксирует некое усредненное значение поверхностной температуры, распределенной по номинальной площади. Исключения могут составить случаи, когда головка термопары попадает в так называемую «горячую зону», образование которой является результатом нарушения равномерности распределения пятен контакта по номинальной поверхности трения и сосредоточения их в отдельных участках вследствие термоупругих явлений в материалах в процессе трения. Для схемы контакта РД и заготовки, реализуемой в эксперименте, возможность возникновения таких случаев невелика. Поэтому можно считать температуру, которую фиксирует термопара, некоторой усредненной температурой поверхности.

Характер изменения средней поверхностной температуры Θ^* в зависимости от скорости скольжения и удельной нагрузки для исследуемых материалов представлен в виде графиков на рис. 1. Как можно видеть из приведенных данных, наиболее высокая температура Θ^* (1180 °С) в исследуемом диапазоне скоростей и удельных нагрузок была зафиксирована для контактируемой пары «Сталь 50Г (РД) – сталь 12Х18Н12Т (заготовка)» (рис. 1, а). Максимальная температура в при контактировании РД из стали 50Г и заготовки из стали 45 составляла 1070 °С (рис. 1, б).

Анализ полученных данных показывает, что для исследованных материалов при постоянной скорости скольжения наблюдается увеличение Θ^* с ростом удельной нагрузки, причем величина Θ^* тем выше, чем выше скорость скольжения. При постоянной удельной нагрузке увеличение скорости вращения РД приводит к росту средней поверхностной температуры в зоне контакта. Наиболее интенсивное увеличение Θ^* происходит при относительно невысоких скоростях скольжения (40 – 60 м/с), в то время как при более высоких скоростях наблюдается тенденция к стабилизации величины Θ^* и даже к некоторому снижению ее по мере нарастания скорости при фиксированной удельной нагрузке.

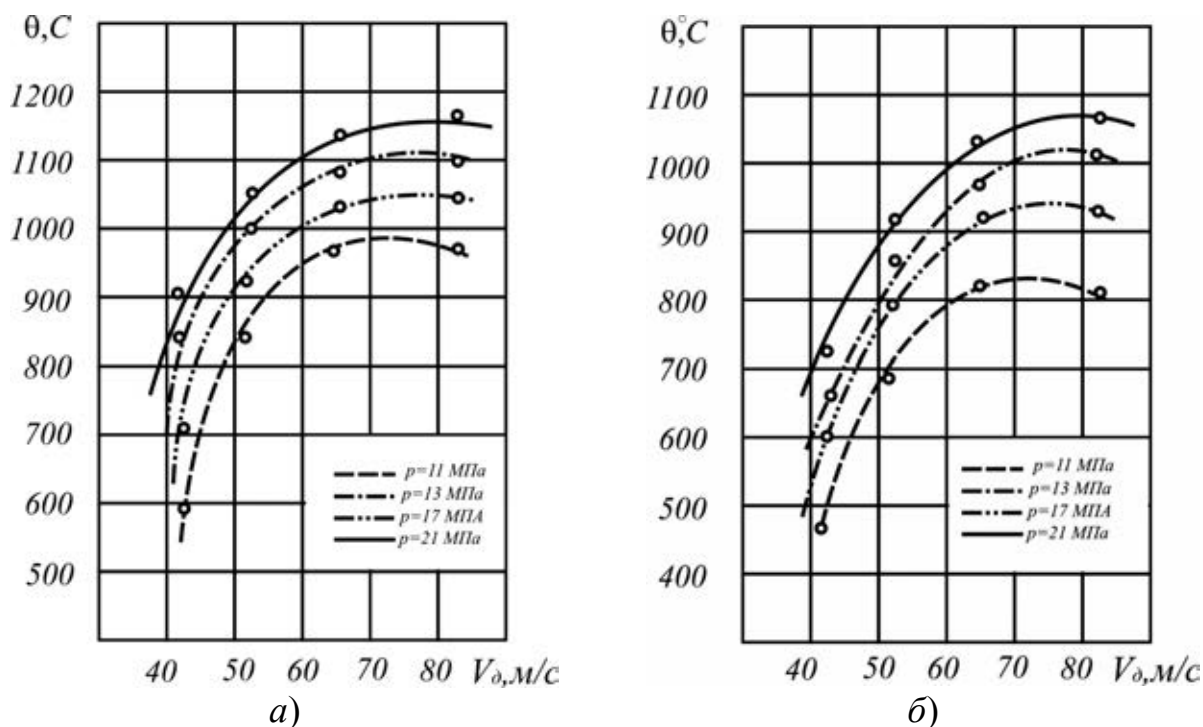


Рис. 1. Зависимость средней поверхностной температуры Θ^* от скорости РД V_d и удельного давления p при обработке стали 12X18H12T (а) и стали 45 (б)

Положение максимума на кривых зависимости температуры от скорости не постоянно; оно зависит для данной пары трения от величины удельной нагрузки p . Например, для пары сталь 50Г – сталь 45 при небольших удельных нагрузках ($p = 11 - 13$ МПа) максимум средней поверхностной температуры Θ^* фиксируется при скорости скольжения 70 – 80 м/с, а при возрастании его положение несколько смещается в сторону больших скоростей. Максимум замеренной средней поверхностной температуры для стали 12X18H12T в отличие от стали 45 отмечается при меньших скоростях скольжения, однако сохраняется тенденция к смещению его в сторону больших скоростей при увеличении p . Следует отметить, что наличие максимума на кривых $\Theta^* = \Theta(V)$, отмечаемое для исследованных материалов, наиболее четко выражено для пары трения сталь 50Г (инструмент) – сталь 12X18H12Т (заготовка).

В процессе обработки при удельных нагрузках 13 – 17 МПа и скоростях скольжения 42 – 82 м/с наблюдалось наволакивание частиц обрабатываемого материала на рабочие поверхности РД, причем наиболее интенсивное наволакивание происходило при скоростях 42 – 65 м/с, а далее ослабевало.

Исследование микроструктуры образца из стали 12X18H12Т, выполненное на поперечном шлифе, вырезанном из образца после испытания на скорости 65 м/с, показало, что в поверхностном слое происходят существенные изменения (рис. 2), заключающиеся в образовании диспергированного слоя с повышенной по сравнению с исходным состоянием микротвердостью. По мере удаления от поверхности трения можно видеть образование мелких равноосных зерен с двойниками (отожженная структура). При этой скорости наиболее четко видны

также следы пластического течения локальных объемов металла в слоях, прилегающих к поверхности. Увеличение удельной нагрузки при постоянной скорости ведет к увеличению общей толщины и сплошности зоны с измененной структурой.



Рис. 2. Микроструктура обработанной поверхности заготовки из стали 12X18H12T (увеличение $\times 200$)

Анализ данных, представленных на рис. 1, показывает, что, несмотря на снижение некоторых параметров, средняя поверхностная температура Θ^* будет возрастать с увеличением нормального давления. На изменение средней поверхностной температуры будет оказывать значительное влияние коэффициент теплопроводности обрабатываемого материала, который практически не влияет на величину Θ^* в случае изменения нормальной нагрузки при постоянной скорости вращения РД. Влияние коэффициента теплопроводности на среднюю поверхностную температуру Θ^* с ростом скорости скольжения будет осуществляться следующим образом: вначале это влияние в сторону уменьшения Θ^* незначительно, с увеличением же скорости скольжения оно возрастает и при определенном значении становится настолько существенным, что средняя поверхностная температура начинает падать. Таким образом, увеличение коэффициента теплопроводности с ростом скорости скольжения может вызывать падение средней поверхностной температуры.

Выводы

Максимальная температура в зоне контакта с ростом p при $V = \text{const}$ возрастает, не обнаруживая заметной стабилизации. При увеличении скорости скольжения (при $p = \text{const}$) максимальная температура вначале возрастает, однако по достижении некоторой скорости начинается ее снижение. Это снижение связано с увеличивающейся теплоотдачей в окружающую среду и материал заготовки.

Влияние нормальной удельной нагрузки и скорости на максимальную температуру скользящего контакта, обуславливающую фрикционные свойства материалов, в исследуемом диапазоне изменения нормальной нагрузки и скорости скольжения не равнозначно. Причем основное различие обусловлено изменени-

ем теплоотдачи в окружающую среду и обрабатываемый материал с ростом скорости относительного скольжения РД и заготовки.

Литература: 1. Балакин В.А. Трение и износ при высоких скоростях скольжения.–М.: Машиностроение, 1980.– 136 с. 2. Зарубицкий Е.У. Температура снимаемого припуска при термофрикционной резании // Оптимизация процессов резания жаропрочных и особопроочных материалов.–Уфа: Изд-во УАИ, 1986.–С. 106–110. 3. Талантов Н.В. Физические основы процесса резания, изнашивания и разрушения инструмента.–М.: Машиностроение, 1992.– 240 с. 4. Мамхегов М.А. Расчет максимальной температуры скользящего контакта машин при малых значениях коэффициента взаимного перекрытия // Вестник машиностроения, 1975. – № 3. – С. 32–34.

ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ ПАРАМЕТРОВ РЕЖИМА РЕЗАНИЯ НА ТЕМПЕРАТУРУ В ЗОНЕ КОНТАКТНОГО ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ ИНСТРУМЕНТА И ЗАГОТОВКИ ПРИ ТЕРМОФРИКЦИОННОЙ ОБРАБОТКЕ СТАЛЕЙ

Покинтелица Н.И.

Показаны результаты исследования влияния сокращения режимных параметров температуры в зоне контактного взаимодействия инструмента и заготовки при термофрикционной обработке сталей.

ДОСЛІДЖЕННЯ ВПЛИВУ ПАРАМЕТРІВ РЕЖИМУ РІЗАННЯ НА ТЕМПЕРАТУРУ У ЗОНІ КОНТАКТНОЇ ВЗАЄМОДІЇ ІНСТРУМЕНТУ Й ЗАГОТОВКИ ПРИ ТЕРМОФРІКЦІЙНІЙ ОБРОБЦІ СТАЛЕЙ

Покінтелиця М.І.

Показані результати дослідження впливу скорочення режимних параметрів температури в зоні контактної взаємодії інструмента й заготовки при термофрікційній обробці сталей.

STUDY OF THE PARAMETERS OF CUTTING TEMPERATURE OF THE CONTACT INTERACTION OF TOOL AND WORKPIECE IN TERMOFRICTION STEEL TREATMENT

Pokintelitsa M.I.

The results of studies of the effect of cutting regime parameters of the temperature in the zone of contact interaction between tool and workpiece in thermofrictional processing of steels are presented.

УДК 621.923

Полтавец В.В.

Донецкий национальный технический университет, г. Донецк, Украина

УПРАВЛЕНИЕ РЕЖУЩЕЙ СПОСОБНОСТЬЮ ШЛИФОВАЛЬНЫХ КРУГОВ НА ОСНОВЕ КУБИЧЕСКОГО НИТРИДА БОРА

Введение

Шлифовальные круги, в которых в качестве абразивного материала используются плотные модификации кубического нитрида бора (эльбор, кубонит, гексанит, боразон), широко применяются при шлифовании нескольких групп труднообрабатываемых материалов:

- сложнолегированных сталей с HRC 55 и выше;
- твердых сплавов;
- композиций конструкционных сталей с труднообрабатываемыми материалами, в частности, с твердыми сплавами.

В группу сложнолегированных сталей высокой твердости включают инструментальные легированные стали, быстрорежущие и штамповые стали, а также специальные жаропрочные и нержавеющие стали на основе никеля, кобальта, молибдена и вольфрама [1].

Наибольшая эффективность применения кругов из эльбора и других модификаций кубического нитрида бора (КНБ) достигается в двух областях: при заточке металло- и деревообрабатывающего инструмента, а также при шлифовании заготовок из указанных выше групп материалов [1].

Заточка инструмента эльборовыми кругами характеризуется относительно небольшой длительностью контакта круга с обрабатываемой заготовкой, малым числом ходов, небольшим объемом снимаемой стружки в единицу времени. При этом круги обладают высокой стойкостью, работают, как правило, в режиме самозатачивания и практически не требуют повторных правок.

При шлифовании заготовок из труднообрабатываемых заготовок условия работы кругов из эльбора значительно сложнее и характеризуются высокой интенсивностью и изменчивостью во времени параметров физико-механических, физико-химических и теплофизических процессов в зоне резания.

Известно, что наибольшую стойкость кругов из сверхтвердых материалов обеспечивают металлические связки – в 5-10 раз более стойкие, чем органические [2]. Металлические связки превосходят полимерные и керамические связки прочностью, пластичностью, теплопроводностью и способностью удерживать абразив. Несмотря на отмеченные превосходства, существует ряд проблем в применении металлических связок при изготовлении кругов из КНБ. В частности, вюрцитный нитрид бора BN_v (основная фаза гексанита-А) термодинамически неустойчив при повышенных температурах и претерпевает обратное фазовое превращение вюрцитной модификации BN_v в графитоподобную BN_г, начиная с температуры $T = 600^{\circ}\text{C}$ по мартенситному механизму. Графитоподобная фаза в гексаните-А (более 2 % фазы BN_г по объему) резко ухудшает режущие свойства абразивного материала [3].

В связи с этим возникает задача управления характеристиками шлифовального инструмента с целью предотвращения выхода температурных параметров процесса обработки за допустимые границы. Решение указанной задачи сводится к поддержанию требуемой режущей способности шлифовального круга с помощью управляющих воздействий на его рабочую поверхность.

На этой основе целью данной работы является определение наиболее эффективных методов управления характеристиками кругов из кубического нитрида бора в процессе обработки.

Основное содержание работы

Методы управления характеристиками шлифовального инструмента в процессе обработки разделяются по характеру воздействия на три группы [4]:

- механические;
- электрохимические;
- электрофизические.

Механические воздействия на шлифовальные круги из СТМ могут осуществляться алмазными карандашами и роликами, свободным абразивом, гибкими щетками из полимерных материалов с алмазным напылением и специальными устройствами для активизации рабочей поверхности кругов. Эти воздействия преимущественно используются для алмазных шлифовальных кругов, у зёрен которых и при правке, и в процессе обработки формируются контактные площадки на задних поверхностях. В результате высокоскоростного ударного взаимодействия алмазного зерна с активизирующим элементом на площадках контакта происходят микроразрушения и значительно увеличивается развитость микрорельефа.

В отличие от алмазных шлифовальных кругов, для кругов из КНБ нет необходимости в принудительном развитии микрорельефа зёрен, так как при обработке непрерывно происходят микросколы зёрен КНБ и, соответственно, развитость микрорельефа практически не снижается.

Поэтому в производственной практике механические воздействия на шлифовальные круги из КНБ для обеспечения или поддержания требуемой макрогеометрии круга. Для придания кругу требуемой геометрической формы используется ряд способов с применением подвижных и неподвижных алмазных правящих инструментов, например алмазные карандаши типа 04 – с неориентированным расположением алмазов. Запатентован способ правки эльборовых кругов молибденовым стержнем. При этом способе одновременно достигается и требуемая точность формы рабочей поверхности круга, и требуемая ее режущая способность [1].

Использование алмазных роликов для правки кругов из эльбора до настоящего времени носит экспериментальный характер и на промышленных предприятиях практически не применяется [1].

Объектом управления в случае механических воздействий на РПК с применением алмазов или специального инструмента с наложением вибраций является зерно КНБ. Связка управляющим воздействиям или вообще не подвергается, или подвергается незначительно по сравнению с зёрнами.

В отличие от рассмотренных способов, для обеспечения заданной величины выступления зёрен СТМ над связкой используют механические воздействия свободным абразивом, который может подаваться к рабочей поверхности круга всухую, в виде абразивной суспензии или в составе правящего инструмента, корпус которого играет роль притира.

Воздействия на РПК потоком свободных абразивных частиц имеют низкую эффективность, так как процесс характеризуется низкой управляемостью и большим расходом абразивного материала. Более эффективным является воздействие на круг с использованием специального инструмента – притира [5].

Способ механических воздействий свободным абразивом с притиром характеризуется хорошей управляемостью, относительно меньшим расходом абразивного материала и требует небольших затрат энергии. Объектом управления является преимущественно связка, воздействие на зёрна СТМ незначительно. Вместе с тем при данном способе воздействий абразивные зерна неизбежно будут попадать на обработанную поверхность заготовки и шаржироваться в неё. Этим обусловлена большая часть практических проблем при применении метода механических управляющих воздействий свободным абразивом в производственных условиях. К тому же, оценка характера последствий взаимодействия зёрен свободного абразива с зёрнами КНБ достаточно сложна и требует проведения дополнительных исследований.

Для повышения режущей способности шлифовальных кругов из СТМ на металлических связках хорошо зарекомендовали себя методы, основанные на использовании электрохимических и электрофизических процессов.

Электрохимические методы управляющих воздействий, которые достаточно просто могут быть реализованы при предварительной подготовке шлифовального инструмента к работе, имеют ряд существенных ограничений для использования в процессе обработки:

- сложность изоляции зоны обработки заготовки от зоны управляющих воздействий на шлифовальный круг;
- неизбежное загрязнение рабочей жидкости продуктами обработки;
- необходимость учитывать взаимодействие рабочей жидкости с обработанной поверхностью;
- недопустимость использования агрессивных электролитов при шлифовании многих видов материалов и др.

Объектом управления в случае электрохимических воздействий на РПК является связка, так как зерна алмаза и кубического нитрида бора не принимают участия в электрохимических процессах.

Перечисленные ограничивающие факторы и обусловленные ими трудности технической реализации электрохимических управляющих воздействий на РПК в процессе обработки не дают возможность рекомендовать для практического применения электрохимические методы управления параметрами поверхности и режущей способностью шлифовальных кругов из КНБ на металлической связке.

Среди электрофизических методов воздействий на РПК нашли применение анодно-механическая, алмазно-катодная, электроконтактная и электроэрозсион-

ная обработка. Анодно-механические и алмазно-катодные процессы требуют применения электролитов, вследствие чего они имеют те же ограничения и сложности использования для осуществления управляющих воздействий в процессе обработки, что и электрохимические процессы.

Электроконтактный метод воздействий основывается на использовании вращающегося гибкого электрода, который для обеспечения высокой плотности тока выполняется в виде круговой щетки, набранной из проволочных, радиально расположенных, гибких элементов (рис. 1). Эти элементы способны проникать в межзеренное пространство и взаимодействовать со связкой круга как механически, так и электрофизически, обуславливая возникновение электрических разрядов в процессе прерывистого электрического контакта с материалом связки [6].

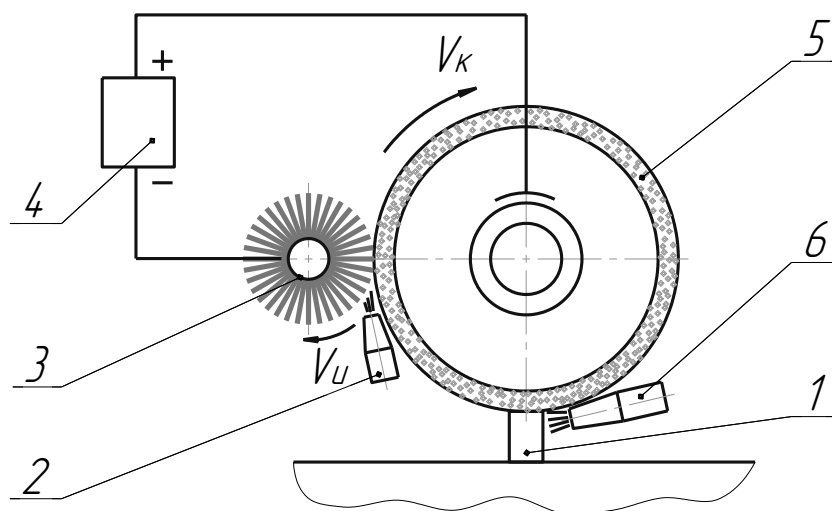


Рис. 1. Плоское шлифование с электроконтактными управляющими воздействиями на РПК с помощью круглой щетки из гибких элементов: 1 – обрабатываемая заготовка, 2 – сопло для подачи рабочей среды в межэлектродный промежуток, 3 – вращающаяся щетка из гибких электродов, 4 – источник технологического тока, 5 – шлифовальный круг, 6 – сопло для подачи рабочей среды в зону резания

Диаметр проволочных электродов выбирается таким образом, чтобы они свободно проникали в межзеренное пространство для контактирования со связкой круга. Оптимальная разность линейных скоростей шлифовального круга и правящей щетки составляет 0,1-1, 0 м/с. Механическое воздействие проволочек и доступ СОЖ в зону воздействий обеспечивают надежное удаление шлама с РПК и высокую термическую стойкость электродов при большой плотности тока. Управляющие воздействия проводятся при напряжениях от 5 до 60 В и плотности тока от 5 до 600 А/см². Широкий диапазон электрических параметров процесса позволяет использовать в качестве рабочей среды не вредные для здоровья станочника электролиты, а обычные СОЖ.

Электроэрозионные методы воздействий (рис. 2) показали свою высокую эффективность при поддержании режущей способности кругов из СТМ на ме-

таллической связке в процессе обработки. Это обусловлено специфическими особенностями электроэрозионного процесса, среди которых первостепенными являются следующие:

- наличие зазора между поверхностями круга и электрода-инструмента, что позволяет осуществлять воздействия с минимальным усилием подачи электрода и незначительным его износом;
- высокая избирательность и дискретность воздействий;
- термический характер электрической эрозии позволяет применять метод для токопроводных связок с различными физико-механическими свойствами.

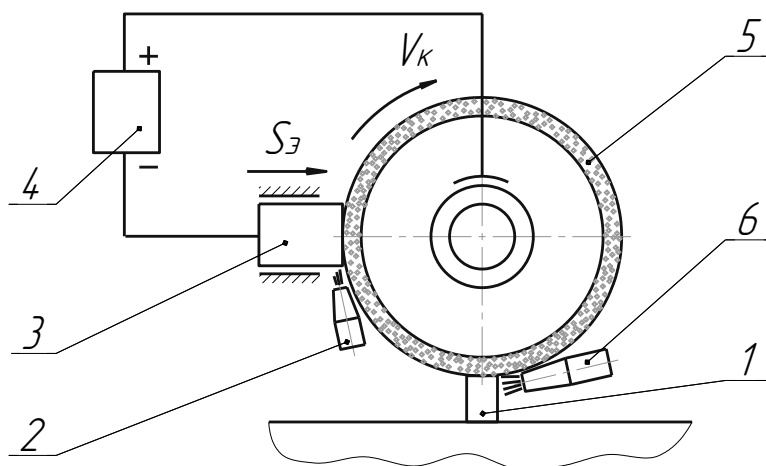


Рис. 2. Плоское шлифование с электроэрозионными управляющими воздействиями на РПК с помощью электрода-инструмента в автономной зоне: 1 – обрабатываемая заготовка, 2 – сопло для подачи рабочей среды в межэлектродный промежуток, 3 – электрод-инструмент, 4 – источник технологического тока, 5 – шлифовальный круг, 6 – сопло для подачи рабочей среды в зону резания

Объектом управления в электрофизических методах воздействий является токопроводная связка. Вместе с тем экспериментально установлено, что при электроэрозионной обработке могут возникать условия, когда на поверхности нетокопроводных зёрен создаётся электропроводный слой из продуктов пиролиза рабочей среды и обрабатываемого материала [6] или же формируются токопроводные мостики из элементов стружки между связкой и слоем обрабатываемого материала на контактных площадках зерен.

Таким образом, в процессе управляющих электрофизических воздействий могут сформироваться такие условия, когда электрический разряд будет инициироваться непосредственно на зерно и объектами управления будут оба компонента структуры круга: зерна и связка.

Выводы

1. Механические воздействия на рабочую поверхность кругов из КНБ с применением алмазов или специального инструмента с наложением вибраций не оказывают существенного влияния на режущие свойства таких кругов.

2. Оценка эффективности применения для управления режущей способностью кругов из КНБ свободного абразива требует проведения дальнейших исследований.

3. Если объектом управления является связка круга, то для шлифовальных кругов из КНБ на металлической токопроводящей связке наиболее эффективными представляются воздействия с использованием электрической энергии или комбинации электрической энергии с другими её видами.

4. При применении электрофизических воздействий на РПК объектами управления будут оба компонента структуры круга из КНБ: зерна КНБ и удерживающая их связка.

Список литературы: 1. Зубарев Ю.М., Приемышев А.В. Эффективность применения при шлифовании кругов из кубического нитрида бора// Сучасні технології у машинобудуванні: Зб. наукових статей/ За заг. ред. А.І. Грабченка. – Том 1. – Харків: НТУ "ХП", 2006. – С. 93-98. 2. Галицкий В.Н., Курищук А.В., Муровский В.А. Алмазно-абразивный инструмент на металлических святках для обработки твердого сплава и стали. – Киев: Наукова думка, 1986. – 144 с. 3. Опыт и эффективность применения специального инструмента из гексанита-А при шлифовании пазов форвакуумного насоса/ В.М. Волкогон, Л.Л. Таланцев, С.К. Аврамчук, А.В. Кравчук// Сучасні технології у машинобудуванні: Зб. наукових статей/ За заг. ред. А.І. Грабченка. – Том 1. – Харків: НТУ "ХП", 2006. – С. 57-63. 4. Полтавец В.В. Повышение степени управляемости технологической системой шлифования кругами из сверхтвердых материалов за счет воздействий на характеристики инструмента/ Наукові праці ДонНТУ. Серія Машинобудування і машинознавство. Випуск 6 (154). – Донецьк: ДонНТУ, 2009.– С. 79-86. 5. Бурмистров В.В., Хроменко А.Д., Гомон В.М., Дубовик В.Н. Способ правки шлифовального инструмента свободным абразивом. А. с. СССР № 967784, кл. В 24 В53/013. Донецкий политехнический институт, 1981. – Оpubл. 1982. Бюл. № 39. 6. Прогрессивные методы правки абразивных кругов / В.Н. Малышев, В.И. Пилинский, Г.Г. Покладий и др. – К.: Техніка, 1985. – 112 с.

УПРАВЛЕНИЕ РЕЖУЩЕЙ СПОСОБНОСТЬЮ ШЛИФОВАЛЬНЫХ КРУГОВ НА ОСНОВЕ КУБИЧЕСКОГО НИТРИДА БОРА

Полтавец В.В.

Выполнен анализ методов контроля режущей способности шлифовальных кругов из кубического нитрида бора в процессе обработки.

УПРАВЛІННЯ РІЖУЧОЇ ЗДАТНІСТЮ ШЛІФУВАЛЬНИХ КРУГІВ НА ОСНОВІ КУБІЧНОГО НІТРИДУ БОРУ

Полтавец В.В.

Виконано аналіз методів контролю ріжучої здатності шліфувальних кругів з кубічного нітриду бору в процесі обробки.

MANAGEMENT OF CUTTING CAPACITY OF GRINDING WHEEL BASED ON CUBIC BORON NITRIDE

Poltavets V.V.

The analysis of methods of cutting capacity control of grinding wheels from cubic nitride of boron in machining process is made.

УДК 621.91:658.512+621.91:004.8

Фролов В.В.

Национальный технический университет «ХПИ»

ФОРМИРОВАНИЕ ЭФФЕКТИВНЫХ СИСТЕМ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ ГЕНЕТИЧЕСКИХ АЛГОРИТМОВ

Эффективность системы механической обработки зависит от большого количества факторов, но основа эффективности закладывается на стадии технологического проектирования. При существующем подходе проектирование начинается с определения элементарных маршрутов, для каждой поверхности на детали, а затем производится компоновка этих маршрутов в единый технологический процесс. Задача сложная и многовариантная, а также довольно сложно формализуемая, поскольку существует множество методов для обработки одной поверхности, решающих задачу с разной долей эффективности. Причем, в технологической практике используется многокритериальный выбор оптимального решения. В этом случае вся ответственность за правильность принимаемого решения ложится на инженера-технолога, как лицо принимающее решение. Строго формализованных методов для принятия решений в условия оценки по нескольким критериям нет, поэтому принимается некоторое компромиссное решение, часто Парето – оптимальное. В практике проектирования технологических процессов обычно используют следующие критерии эффективности технологических решений: производительность, спроектированной технологической системы; себестоимость изготовления деталей данной технологической системой; точность изготовления деталей конкретной технологической системой.

Технологическая система эффективна, когда достигается компромисс между этими тремя критериями. Здесь необходимо отметить, что рассматривать нужно не отдельные операции или переходы, а весь технологический процесс. Поскольку только тогда мы сможем оценить эффективность системы в целом. В результате, эффективная производственная система, формируется на основе решения задач оптимизации большой размерности. Основным подходом для уменьшения размерности в этом случае, является использование более крупных единиц проектирования, при этом чаще всего используются стратегии использующие опыт предыдущих решений: типовая технология [1, 2], групповая технология [3, 4], модульная технология [5]. Анализ данных подходов показывает, что основой их использования служат свойства дух элементов производственного процесса: предмета труда и технологической системы. При этом решается логистическая задача, о распределении объема работ, поскольку для каждого предмета труда потенциально существует несколько вариантов технологии. Основная идея существующих методов заключается в увеличении годовой программы за счет подбора сходных технологических объектов.

В связи с этим, теоретической основой, для выделения единиц проектирования, которая будет учитывать особенности всех вышеуказанных подходов,

может быть свойство изоморфизма или более обобщенное свойство гомоморфизма технологической системы.

Современной и прогрессивной производственной системой считается та, которая организована на основе технологически и предметно – замкнутых участков. Следовательно, технология должна формироваться на структурах производственного участка, поскольку они могут быть основой унификации технологических структур, учитывающих производственный опыт использования данного участка.

В основе комбинаторно – оптимизационного проектирования технологической системы должны лежать следующие принципы:

1. Формирование технологических фреймов основано на определении свойств гомоморфизма и изоморфизма структур технологических систем, зафиксированных на уровне технологически и предметно – замкнутых участков.

2. Оптимизация формирования маршрутов обработки элементарных поверхностей возможна только при учете взаимосвязей маршрутов обработки всех поверхностей детали, таким образом, сохраняется принцип системности, где оптимизация части (маршрут обработки элементарной поверхности) рассматривается только в контексте всей системы, с учетом влияния всех факторов.

Здесь следует заметить, что свойство гомоморфизма технологической системы, является основополагающим для любой теории унификации технологических процессов. Выявление этого свойства на структурах предполагает наличие математической модели структурных отношений между элементами технологического процесса.

Но если более подробно анализировать существующие ТП на предприятиях, то можно заметить, что множества методов обработки, обеспечивающих получение детали заданной формы и необходимой точности, имеют, с точки зрения математики, полный, а не частичный, как представляется на первый взгляд, порядок. Причем, это достигается за счет разбиения всего множества методов на подмножества различного уровня включения, что, в конечном счете, приводит к установлению полного порядка. Выделение таких подмножеств достигается за счет использования следующих технологических понятий: позиция обработки; инструментальная позиция; суппорт; блок инструментов. Общий подход к технологическому проектированию, в этом случае, можно рассматривать как последовательное применение сортировок к исходному множеству методов обработки.

Современное технологическое оборудование обладает технологической избыточностью, т.е. позволяет формировать набор структур для одного типа оборудования, что позволяет оформлять их в виде типовых технологических решений. Все переходы ТП выстроены в определенном порядке на уровне операций. На уровне переходов наблюдается частичный порядок, поскольку существуют переходы, совмещенные параллельно во времени, но за счет выделения блоков, для параллельно выполняемых переходов на разных уровнях структуры ТП, получаем линейный порядок на множестве.

Математическая модель структуры ТП (рис. 1) должна отображать уровни, на которых выделяется порядок: ТП – уровень технологического процесса, где наблюдается полная упорядоченность технологических операций; О – уровень технологической операции, где, чаще всего, наблюдается частичный порядок; ПОО – уровень положения объекта обработки, который можно ассоциировать с позицией обработки; ПОУ – уровень положения обрабатывающего устройства, что может выражаться в револьверной головке, различных суппортах и т.д.; БИ – уровень блока инструментов, где рассматривается возможность объединения инструментов; И – уровень инструментов; П – уровень методов обработки поверхностей. Каждый инструмент реализует определенный метод обработки поверхности, поэтому на уровне П получим набор подмножеств методов, которые имеют линейный порядок, тогда, как все множество методов имеет частичный порядок или предпорядок. В результате, для того чтобы сформировать структуру технологической операции необходимо на уровне П иметь определенный предпорядок, который позволит разбить множество методов обработки элементарных поверхностей на подмножества, между которыми устанавливается полный порядок.

В результате, формирование эффективных систем механической обработки с использованием генетических алгоритмов основано на следующих принципах:

1. Технологический фрейм это структура данных, которая содержит устойчивые стереотипные отношения между элементами технологической системы, обеспечивающие проектирование конкретных гомоморфных технологических систем, такая структура фиксируется на уровнях О, ПОО, ПОУ.

2. Основой для проектирования и распознавания технологических фреймов является понятие технологической цепочки. Технологической цепочкой будем называть множество методов обработки, для изготовления конкретных поверхностей всей детали, на котором устанавливается частичный порядок или предпорядок с двумя типами бинарных отношений порядка и эквивалентности. Такие типы отношений обеспечивают реализацию принципов дифференциации и концентрации технологических операций.

3. Совокупность символов алфавита, соответствующих методам обработки, и правил вывода образует технологическую грамматику, которая может порождать различные правильные, в смысле этой грамматики, цепочки.

4. Возможности и ориентация технологически замкнутого участка определяется набором технологических фреймов. Технологически замкнутый участок потенциально может реализовать определенное количество технологических цепочек. Следовательно, при проектировании технологии механической обработки необходимо сформировать набор фреймов, описывающих функционирование технологической системы.

5. При формировании технологических цепочек их правильность должна проверяться на основе анализа информационной модели детали и связей, определяющих положение конструктивных элементов детали в пространстве.

6. Вычисление трудоемкости обработки на основе штучного времени при оценке эффективности отдельного технологического фрейма, выполняется с помощью ИНС, которая состоит из формальных нейронов специального вида.

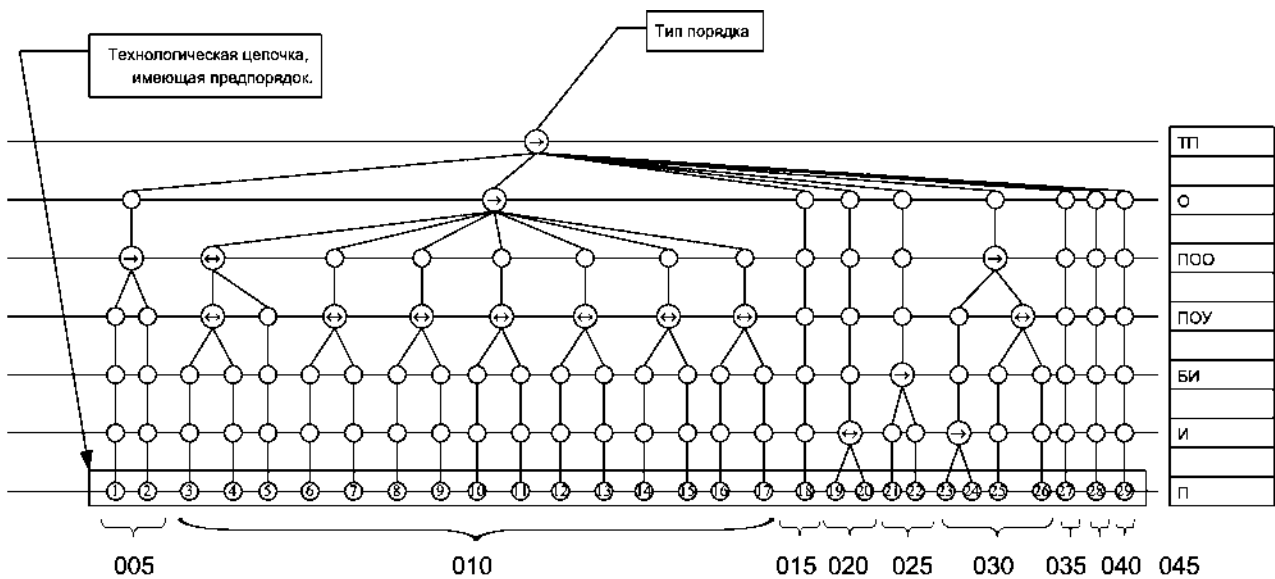


Рис. 1. Структура технологического процесса обработки детали

7. Проектирование технологии механической обработки на основе формулы технологической структуры предполагает наличие двух этапов. Первый – формирование исходного множества методов обработки, содержащего подмножества с линейным порядком, связанные с одной обрабатываемой поверхностью, на основе которого формируется множество с предпорядком, где нет деления на подмножества по отношению к каждой поверхности, но есть частичный порядок между методами обработки, установленный с применением обобщенных правил формирования ТП обработки машиностроительных деталей.

Выводы

Учитывая все выше приведенное, решать задачи оптимизации нужно на двух уровнях (рис. 2), где для каждого уровня должна быть своя хромосома. Хромосома первого уровня содержит данные о методах обработки отдельных поверхностей и сценариях обработки всей детали. Хромосома второго уровня определяется согласно сценарию первого уровня и содержит данные о технологических фреймах.

Методика технологического проектирования в этом случае следующая:

1. На первом уровне генерируется случайным образом генеральная совокупность методов обработки конструктивных элементов в виде подмножеств маршрутов и набор правил, определяющих как на исходном множестве методов устанавливать частичный порядок.

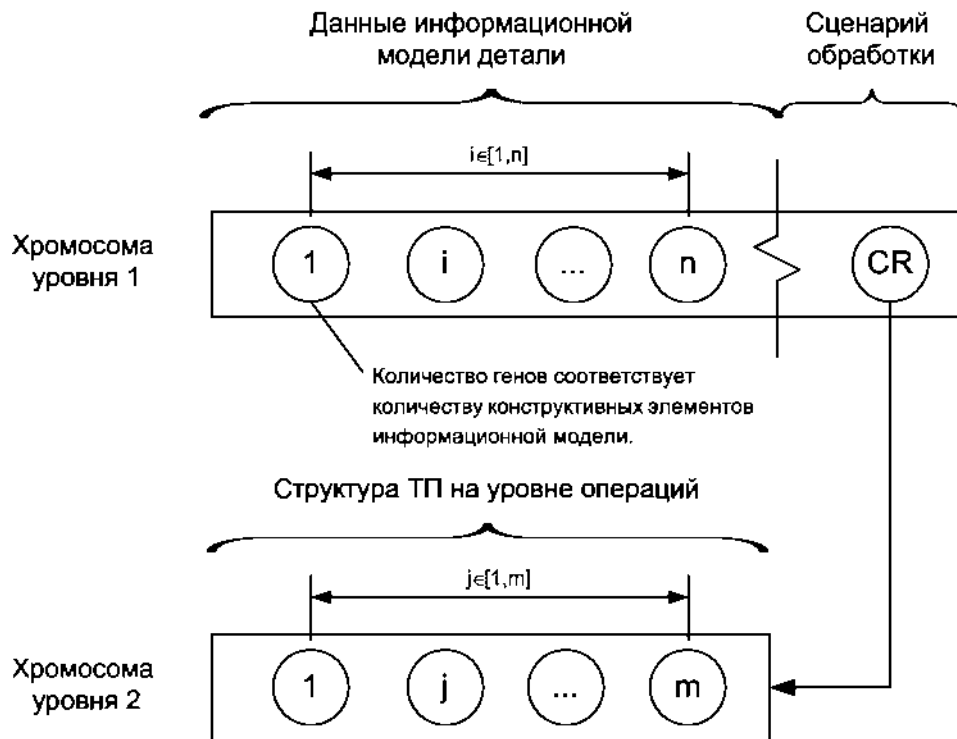


Рис. 2. Структура хромосом

2. На втором уровне по сценарию обработки формируется хромосома, где в качестве генов выступают элементы уровня ПОО. Для позиций существуют наборы фреймов структуры, которые при формировании популяции случайным образом соотносятся с генами хромосомы.

3. Проектирование на втором уровне заключается в подборе фреймов для каждой позиции таким образом, чтобы обеспечить оптимум функции фитнеса, которая рассчитывается с помощью искусственной нейронной сети. Каждый фрейм фиксирует определенную структуру, на основе которой выполняется выделение подмножеств и частичное упорядочивание исходного множества. Основная задача этого уровня сформировать ТП оптимальный для исходного множества методов, которое зафиксировано на первом уровне, по заданным критериям оценки.

4. На первом уровне используется аналогичная функция фитнеса, но уже для отбора оптимальных исходных множеств. Тогда, на первом уровне имеем популяцию хромосом, где каждая определяет исходное множество методов, сценарий обработки и оптимальный технологический процесс для этого сочетания. Оптимальное проектирование, в этом случае, заключается в выборе лучшей хромосомы в смысле функции фитнеса.

Такой подход к технологическому проектированию позволяет формировать эффективную технологическую систему на уровне производственного участка, как по одному критерию, так и по нескольким. Поскольку здесь можно для каждой особи в популяции использовать турнирный метод отбора по нескольким критериям, не изменяя при этом структуру модели и алгоритм оптимизации, это достигается за счет достаточной степени универсальности генетического алгоритма, применяемого для решения задачи.

Список литературы: 1. Справочник инженера–технолога в машиностроении/ А.П. Бабичев и др.– Ростов н/Д: Феникс, 2005.– 541с. 2. Панов А.А., Аникин В.В., Бойм Н.Г. и др. Обработка металлов резанием. Справочник технолога. 2-е издание.– М.: Машиностроение, 2007.– 784 с. 3. Суслов А.Г. Дальский А.М. Научные основы технологии машиностроения.– М.: Машиностроение, 2002.– 684с. 4. Справочник технолога-машиностроителя. В 2-х т. Т. 1 / Под ред. А. М. Дальского, А. Г. Косиловой, Р. К. Мещерякова, А. Г. Сулова. 5-е изд., перераб. и доп.– М.: Машиностроение-1, 2001.– 912с. 5. Базров Б.М. Основы технологии машиностроения.– М.: Машиностроение, 2007.– 736с.

ФОРМИРОВАНИЕ ЭФФЕКТИВНЫХ СИСТЕМ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ ГЕНЕТИЧЕСКИХ АЛГОРИТМОВ

Фролов В.В.

Предлагается подход к формированию эффективных систем механической обработки, основанный на использовании свойств гомоморфизма технологических структур производственного участка. Рассматриваются особенности принятия рациональных технологических решений на основе генетических алгоритмов и искусственных нейронных сетей прямого распределения, моделирующих технологическую структуру.

Ключевые слова: технологическая структура, генетический алгоритм, фрейм, хромосома, технологическая система, производительность.

ФОРМУВАННЯ ЕФЕКТИВНИХ СИСТЕМ МЕХАНІЧНОЇ ОБРОБКИ З ВИКОРИСТАННЯМ ГЕНЕТИЧНИХ АЛГОРИТМІВ

Фролов В.В.

Пропонується підхід до формування ефективних систем механічної обробки, заснований на використанні властивостей гомоморфізму технологічних структур виробничої ділянки. Розглядаються особливості прийняття раціональних технологічних рішень на основі генетичних алгоритмів і штучних нейронних мереж прямого розподілу, що моделюють технологічну структуру.

Ключові слова: технологічна структура, генетичний алгоритм, фрейм, хромосома, технологічна система, продуктивність.

FORMATION OF EFFECTIVE SYSTEMS OF MACHINING WITH USE OF GENETIC ALGORITHMS

Frolov V.V.

The approach to forming effective systems of the machining job, based on use of properties of a homomorphism of technological structures of an industrial section is offered. Features of acceptance of rational technological solutions are considered on the basis of genetic algorithms and the direct distribution artificial neural networks modeling technological structure.

Keywords: technological structure, genetic algorithm, the frame, a chromosome, technological system, productivity.

УДК 621.9

Ковалевская Е. С., Борисенко Ю. Б.
ДГМА, г. Краматорск, Украина

СОВРЕМЕННЫЕ СИСТЕМЫ АВТОМАТИЗИРОВАННОГО ПРОЕКТИРОВАНИЯ В МЕХАНООБРАБОТКЕ ДЕТАЛЕЙ

Введение

В настоящее время появилось достаточно большое количество САМ- систем, позволяющих не только получить программу, но и сравнить несколько вариантов обработки с различными стратегиями и выбрать наилучший из них. К таким системам относится семейство программ компании Delcam.

В процессе программирования решающими являются сбор, и упорядочение информации, перед тем как она будет закодирована. При этом, информацию разделяют на геометрическую (из чертежа и технических условий) и технологическую (из справочников, инструкций и опыта технолога-программиста) [1]. Построение пространственной геометрической модели является центральной задачей компьютерного проектирования. Именно эта модель используется в САД/САМ-системе для дальнейшего решения задач формирования чертежно-конструкторской документации, проектирования средств технологического оснащения, разработки управляющих программ [2].

В машиностроении для оформления конструкторской документации, построения деталей, сборки из листовых конструкций используют САД-системы, такие как AutoCad, КОМПАС, SolidWorks. Однако данные программные продукты не обладают функцией создания управляющих программ. Интегрированная САД/САМ система ADEM выполняет организацию и поддержку процесса сквозного проектирования, однако ее возможности достаточно ограничены [3].

Отличительной особенностью информационных технологий компании Delcam является возможность моделировать детали любой геометрической сложности, проектировать технологические процессы как для традиционных 2,5- и 3-координатных схем фрезерования, так и для многокоординатной фрезерной обработки с ЧПУ, учитывая особенности силового и высокоскоростного фрезерования [4].

В данной работе рассмотрены возможности пакетов PowerShape и PowerMill для обработки деталей на фрезерных станках с ЧПУ. Система трехмерного моделирования PowerShape, обеспечивает гибкость при проектировании изделий сложной формы, встречающихся в производстве машиностроительных изделий. PowerMILL - пакет для расчета черновых и чистовых управляющих программ для станков с ЧПУ.

Методика работы

Объектом проектирования выбраны детали - представители, обрабатываемые на фрезерных станках с ЧПУ.

По имеющемуся чертежу выполняется построение 3-D моделей корпуса редуктора.

Создается первая локальная система координат (нулевая 0;0;0). Для снятия фасок используется команда Create a chamfer. Для создания радиусов на виде спереди корпуса редуктора используется команда Дуга/ Дуга по трем точкам. Вытягивание радиусов и создание выступов вдоль оси Y на указанную величину производят командой Поверхность/Поверхность вытягивания.

Для придания корпусу объема весь корпус редуктора разбивается на отдельные участки, которые содержат по четыре угла и используют команду Поверхность/Плоскость. После создания всех составляющих корпусной детали из них формируется цельная твердотельная модель (рис.1).

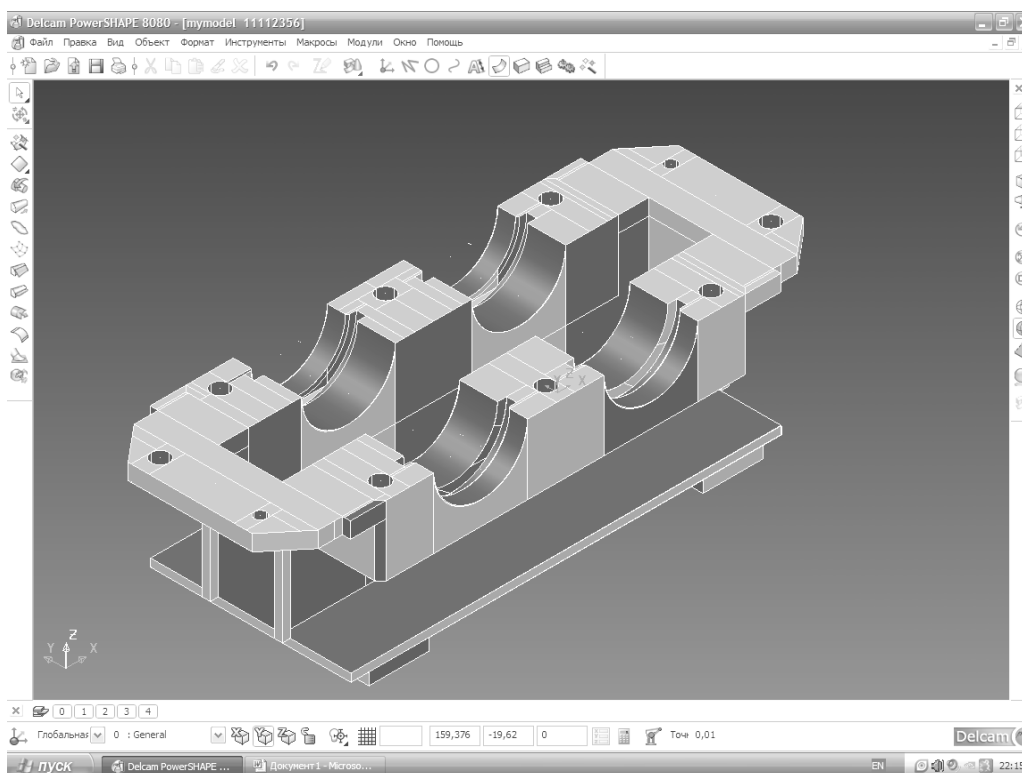


Рис.1 - 3D- модель корпуса редуктора

После создания 3D модели по имеющемуся чертежу, объект импортируют в САМ пакет Power Mill Pro 9.0. Задают параметры заготовки и инструмента, режимы резания, выбирают стратегию обработки.

Целесообразно выбрать заготовку в виде упрощенной 3D модели, которая была создана в Power Shape. В окне «безопасные высоты» вводятся значения Z – 10. Начальная точка - в центре заготовки на безопасной Z. После этого проект необходимо сохранить (рис. 2). При этом, важно учитывать, что все действия, выполняемые при создании программы будут записаны в NC файл и при желании можно внести изменения в конкретный блок (изменить режимы резания, задать параметры инструмента, координаты начальной и конечной точки и т.д.).

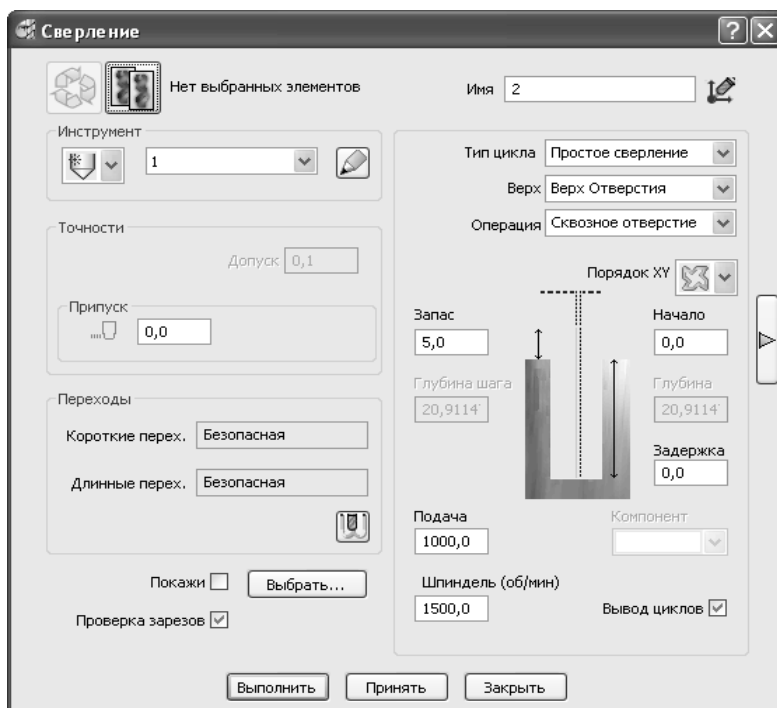


Рис. 2. - Траектория обработки отверстий диаметром 9 мм и управляющая программа (фрагмент)

Проектирование траектории обработки шести отверстий диаметром 9 мм выполняется следующим образом:

1. *Создаются 2D – элементы отверстий.* Для этого поочередно выбираются отверстия, которые необходимо обработать - команда 2D модели / Распознать отверстия (выбирают параметры распознавания отверстий) / Выполнить / Закрыть.

2. *Задается траектория обработки.* Для этого выбирают команду Стратегия обработки / Сверление / Инструмент (сверло диаметром 9 мм, длиной 45 мм) / Указывают параметры обработки (в данном случае выбирается Сквозное сверление). Важно отметить, что параметры сверла предлагаются автоматически в зависимости от диаметра обрабатываемого отверстия, однако их можно скорректировать в соответствии с имеющейся базой инструментов на предприятии.

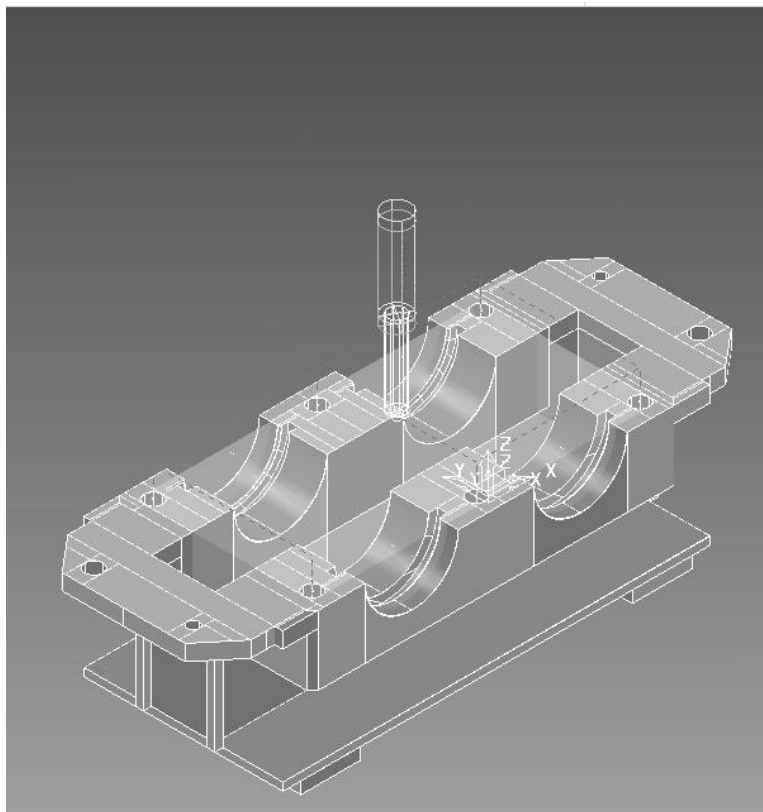
3. *Вычисляется траектория движения инструмента.* На данном этапе формируется траектория обработки отверстий с максимальным сокращением холостых ходов. После вычисления траектории сверления шести отверстий диаметром 9 мм диалоговое окно закрывается.

4. *Записывается NC файл.* Выводится управляющая программа обработки отверстий в заранее указанную папку в виде текстового документа.

Чтобы предотвратить столкновение шпинделя станка и оправки инструмента с деталью необходимо провести операцию контроля, по окончании которой система выдает рекомендации по изменению параметров; т.е. длины инструмента; габаритов оправки; исключение участков траектории инструмента, если такие столкновения возможны.

На рисунке 3 представлена модель движения режущего инструмента (в данном случае сверла). Пунктирной линией показана траектория обработки отверстий. Для просмотра самого процесса резания необходимо активизировать модуль ViewMill и проанализировать вероятность появления погрешностей при перемещении инструмента. Т.е. данный модуль позволяет выполнять последовательную эмуляцию управляющей программы на одной заготовке, а также проверять созданные траектории до того, как они будут переданы на станок.

В результате постпроцессирования создается управляющая программа с траекторией перемещения режущего инструмента.



G90
T1
S1500M3
Имя Траектории: 1
Вывод:
Единицы: ММ
Координаты Инструмента: Конец
No.Инструмента: 1
ID.Инструмента: 1
Охлаждение: Standard
Общая длина: 90,000
Заготовка:
MIN X: -87,000
MIN Y: 1,500
MIN Z: -35,000
MAX X: 87,000
MAX Y: 90,500
MAX Z: 0,000
COORDINATE SYSTEM:
workplane
Кончик фрезы:
X: 0,000
Y: 46,000
Z: 10,000
Рекомендованная длина: 40,500
Количество кромок: 2
Фреза: DRILL
DIAMETER: 9,000

Рис. 3 - Траектория обработки отверстий диаметром 9 мм и управляющая программа (фрагмент)

PowerMILL автоматически оптимизирует длину траекторий, сводя к минимуму число перемещений инструмента. В тех местах, где короткие отрезки растра не влияют на снятие припуска, а лишь удлиняют траекторию инструмента, они будут автоматически удалены, что сокращает время обработки

С помощью данных продуктов можно выполнить любые типы пресс форм, литейные формы, штампы для прессования. Программы применяются на всех этапах производственного процесса, начиная от приемки CAD модели изделия от заказчика и заканчивая контролем точности изготовления, как элементов оснастки, так и пробных деталей.

Преимущество данной системы заключается в том, что средствами модуля ViewMill результаты обработки всех траекторий достаточно просто оценить

и после просмотра результатов моделирования можно внести необходимые изменения в управляющую программу, такие как величина снимаемого припуска, шаг, точность и др.

Выводы

Использование пакетов Power Shape и Power Mill для создания 3D-модели и управляющей программы обработки позволяет сократить время обработки, уменьшить припуски при этом обеспечить требуемую точность изготовления детали.

PowerMILL является высокоэффективным средством подготовки управляющих программ самой высокой сложности. Данный программный продукт позволяет повысить производительность станков и, одновременно с этим, достичь наивысшего качества при изготовлении деталей и оснастки. Стратегии PowerMILL для механообработки сокращают время и стоимость за счет максимальной эффективности фрезерования и сокращения ручной доводки.

PowerMILL имеет высокую скорость расчетов и предоставляет интегрированные средства для визуализации и проверки. Все это позволяет сравнивать альтернативные стратегии с использованием различных наборов фрез и проверять все траектории инструмента до того, как они будут переданы на станок. PowerMILL содержит технологии, специально разработанные для обычного и высокоскоростного фрезерования, такие как сплайновая обработка. Это позволяет сократить время механообработки и повысить качество обрабатываемой поверхности.

Литература: 1. Зильбербург Л.И., Молочник В.И., Яблочников Е.И. Реинжиниринг и автоматизация технологической подготовки производства в машиностроении. СПб: «Компьютербург», 2003.-152 с.; ил. 2. Казаков А. ADEM — CAD/CAM-интеграция высокого уровня / А. Казаков, А. Красильников // САПР и графика. – 2003 – № 7 – С. 38–44. 3. Синеокий Т. В. Обзор CAD/CAM/CAE-систем / Т. В. Синеокий // САПР и графика. – 2002 – № 2 – С. 34–39. 4. T-Flex / ЧПУ - подготовка управляющих программ для станков /Информация группы "Вектор", АО "Топ Системы. Copyright © 2001-2006 ООО "Инженерные системы", г. Красноярск. 5. Вермель В. Применение PowerMILL в комплексной системе автоматизации «проектирование-производство» / В. Вермель, Е. Калитин, А. Шустов // САПР и графика. – 2000 – № 1 – С. 24–29.

СУЧАСНІ СИСТЕМИ АВТОМАТИЗОВАНОГО ПРОЕКТУВАННЯ В МЕХАНООБРОБЦІ ДЕТАЛЕЙ.

Ковалевська О. С., Борисенко Ю.Б.

Проведений аналіз програмних продуктів, які використовують при виготовленні деталей машин. Запропонований алгоритм побудови 3D-моделей корпусних деталей з використанням програмного продукту Delcam Power Shape. Показана послідовність проектування деталей від креслення до твердотільної моделі. Розроблена керуюча програма для обробки деталей на фрезерному верстаті з ЧПК в середовищі Power Mill.

СОВРЕМЕННЫЕ СИСТЕМЫ АВТОМАТИЗИРОВАННОГО ПРОЕКТИРОВАНИЯ В МЕХАНООБРАБОТКЕ ДЕТАЛЕЙ

Ковалевская Е. С., Борисенко Ю.Б.

Проведен анализ программных продуктов, используемых при изготовлении деталей машин. Предложен алгоритм создания 3D-моделей корпусных деталей с использованием программного продукта Delcam Power Shape. Показана последовательность проектирования деталей от чертежа до твердотельной модели. Разработана управляющая программа для обработки деталей на фрезерном станке с ЧПУ в среде Power Mill.

MODERN SYSTEMS OF AUTOMATED PROJECTING ARE IN MECHANICAL PROCESSING OF DETAILS

Kowalewski E. S., Borisenko Y.B.

The analysis of products of softwares, used for making of details of machines is conducted. The algorithm of creation of 3D-models of details of corps is offered with the use of software product of Delcam Power Shape. The sequence of planning of details is shown ot a draft to the model. The control program is developed for treatment of details on a milling machine with NC in the environment of Power Mill.

Ключевые слова: автоматизированное проектирование, 3D-модель, проектирование, твердотельная модель

УДК 621.914.02

Левченко Е.А.

СевНТУ, г. Севастополь, Украина

КИНЕМАТИЧЕСКИЙ АНАЛИЗ УСЛОВИЙ ПРОЦЕССА АБРАЗИВНОЙ РАЗРЕЗКИ ТРУБ

Введение

Разрезка заготовок абразивными кругами применяется в промышленности из-за своей достаточно высокой производительности и экономичности. Однако, при всей, казалось бы, простоте кинематической схемы имеется еще много резервов, использование которых может существенно отразиться на технико-экономических показателях этого процесса.

Повышение производительности процесса разрезки труб отрезными кругами с обеспечением необходимых требований к качеству обработанной поверхности является приоритетным направлением развития абразивной обработки материалов, которое возможно лишь на базе теоретических и практических исследований, описывающих основные закономерности протекания процесса.

Целью настоящей работы является кинематический анализ условий абразивной разрезки труб, обеспечивающий повышение производительности и технико-экономических показателей процесса.

Основная часть

Основываясь на результатах исследований различных авторов [1, 2] и практике применения резания абразивными кругами, можно выделить его некоторые важные особенности. Разрезание абразивными кругами можно рассматривать как процесс обработки, когда съем материала происходит периферийной частью отрезного круга по мере его внедрения в разрезаемую заготовку. Производительность процесса при этом прямо пропорциональна площади периферийной поверхности отрезного круга, которая находится в непосредственном контакте с заготовкой, и скорости его внедрения (подачи) вглубь разрезаемой заготовки.

Другой особенностью процесса абразивного разрезания является роль трения по боковым поверхностям отрезного круга при его внедрении в заготовку. В результате бокового трения на разрезаемых поверхностях заготовки выделяется большое количество тепла, которое, суммируясь с тепловым потоком от периферии отрезного круга, приводит к существенному возрастанию контактной температуры на торцах круга. Вследствие этого появляются прижоги и трещины на обработанных торцевых поверхностях разрезаемой заготовки.

Работа бокового трения пропорциональна площади поверхности трения и скорости перемещения боковых поверхностей отрезного круга относительно поверхностей реза, которая к тому же является переменной по его глубине.

Также считается, что нагрев, сопровождающий взаимодействие периферийной или рабочей части отрезного круга с удаляемым материалом, является необходимым условием эффективности резки заготовки, так как резко снижает его сопротивление резанию или приводит металл в расплавленное состояние.

Обобщая изложенное, можно сделать заключение, что по кинематическим условиям резки наиболее эффективным процесс резания отрезным кругом будет при максимально возможной площади контакта его периферийной части с заготовкой и минимальной поверхности бокового трения. Так как от толщины круга зависит ширина реза и, следовательно, экономичность процесса, то целесообразнее говорить о максимальной дуге контакта отрезного круга с заготовкой при оптимальной его толщине.

Таким образом, не затрагивая вопроса, связанного с характеристикой круга по его зернистости, материалу абразива, твердости и характеру рельефа боковых поверхностей, можно рассмотреть геометрическую задачу взаимодействия отрезного круга с трубной заготовкой.

Ставится задача определения общей площади S контакта отрезного круга диаметром D и заготовки диаметром d с толщиной стенки a в зависимости от величины внедрения x отрезного круга в заготовку. При построении математической модели необходимо найти величину площади S , которая складывается из трех частей: двух одинаковых боковых площадей $S_{БК}$, и площади $S_{кон}$ контакта периферийной части отрезного круга.

На рис. 1 показана схема взаимодействия отрезного круга с заготовкой. Видно, что в некоторый момент времени процесса разрезания периферийная часть отрезного круга контактирует с заготовкой по дуге окружности BA , а контактирование боковых поверхностей инструмента происходит по сегменту, ограниченному этой дугой.

Вначале определим площадь контакта в предположении врезания отрезного круга в сплошной материал стенки трубы с внешним радиусом r ($r = d/2$) и внутренним r_1 $r_1 = (d - 2a)/2$. Радиус отрезного круга будем обозначать как R ; его толщину – как b ; величину подачи отрезного круга – S_y . В начальный момент контакта расстояние между центрами круга и трубы равно $R + r$. В процессе резки трубы это расстояние определяется, как $R + r - x$. Где x – путь, пройденный отрезным кругом от точки касания трубы до точки окончания резки, т.е. $0 \leq x \leq 2r$.

Для определения длины дуги контакта ACB , из треугольника $O_{кр}AO_{тр}$ найдем по теореме косинусов угол α . Имеем

$$r^2 = R^2 + (R + r - x)^2 - 2R(R + r - x) \cos \alpha.$$

Отсюда

$$\alpha = \arccos\left(\frac{R^2 - r^2 + (R + r - x)^2}{2R(R + r - x)}\right). \quad (1)$$

Следовательно, длина дуги контакта ACB может быть определена как $2R\alpha$, а площадь контакта, соответственно, $S_{кон} = 2Rb\alpha$.

Площадь контакта боковых сторон отрезного круга может быть определена как сумма площадей сегментов ADB и ACB . Площадь сегмента ACB определим как разность площадей сектора $O_{кр}AB$ и треугольника $O_{кр}AB$. Имеем площадь сектора $O_{кр}AB$.

$$S_{O_{кр}AB} = \alpha R^2$$

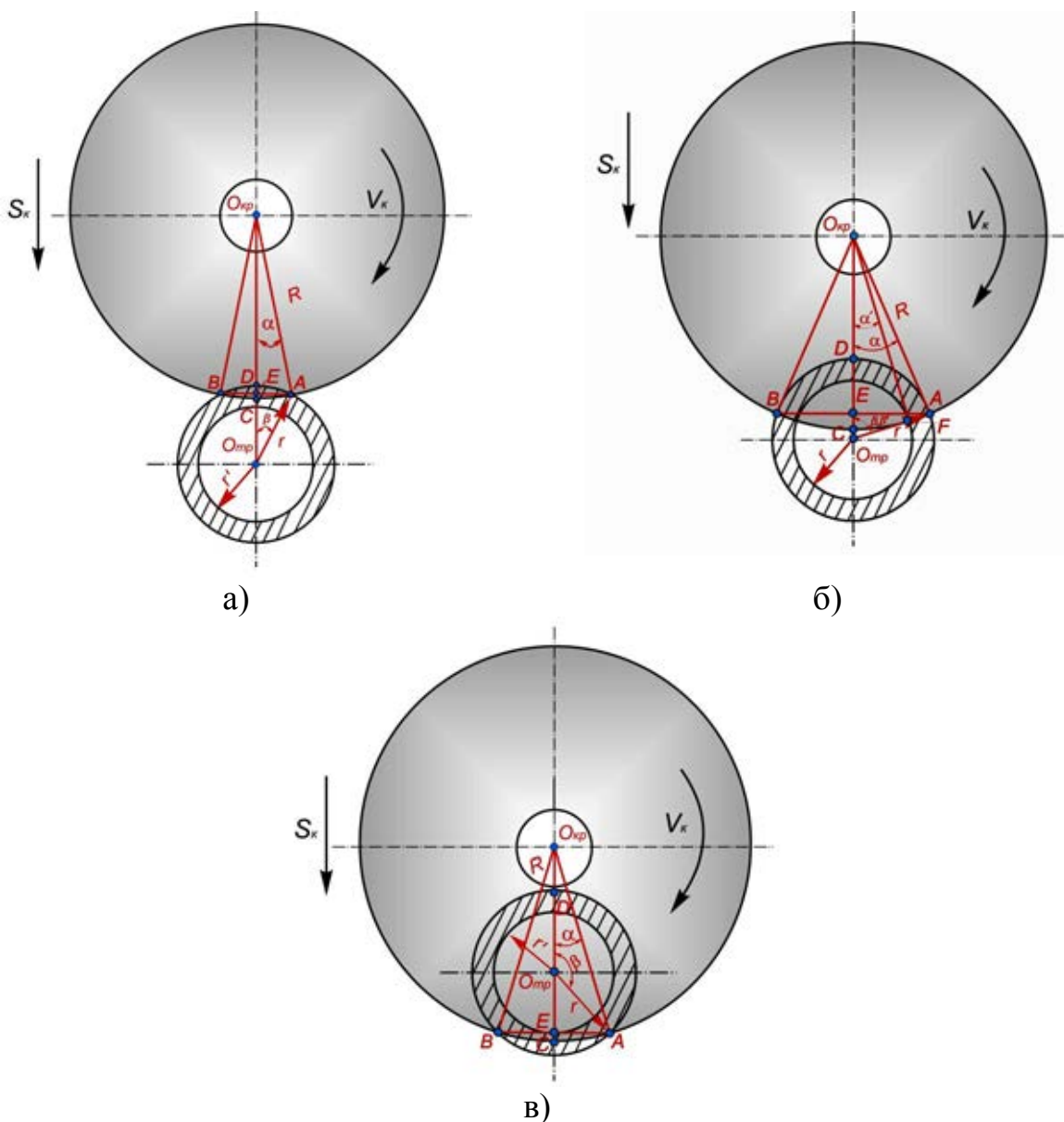


Рис. 1 – Схема взаимодействия отрезного круга с разрезаемой заготовкой

Для трикутника $O_{кр}AB$ запишемо площу в вигляді

$$S_{O_{кр}AB} = \frac{1}{2}R^2 \sin 2\alpha.$$

Таким чином, шукана площа сегмента ACB дорівнює

$$S_{ACB} = S_{O_{кр}AB} - S_{O_{кр}AB} = \alpha R^2 - \frac{1}{2}R^2 \sin 2\alpha = R^2 \left(\alpha - \frac{1}{2} \sin 2\alpha \right).$$

Для визначення площі сегмента ADB , знайдемо спочатку кут β аналогічно тому, як це було зроблено для кута α . З трикутника $O_{кр}AO_{тр}$ за теоремою косинусів маємо

$$R^2 = r^2 + (R + r - x)^2 - 2r(R + r - x) \cos \beta.$$

Отже

$$\beta = \arccos \left(\frac{r^2 - R^2 + (R + r - x)^2}{2r(R + r - x)} \right). \quad (2)$$

Повторяючи роздуми, проведені для визначення площі сегмента ACB , одержимо аналогічне вираження для площі сегмента ADB

$$S_{ADB} = r^2 \left(\beta - \frac{1}{2} \sin 2\beta \right).$$

Таким чином, площа бічної поверхні контакту дорівнює

$$S_{БК} = 2R^2 \left(\alpha - \frac{1}{2} \sin 2\alpha \right) + 2r^2 \left(\beta - \frac{1}{2} \sin 2\beta \right),$$

де кути α і β визначаються формулами (1) і (2), відповідно.

Для визначення площі контакту в процесі різання труби, розб'ємо весь інтервал часу різання на три частини:

1) час, необхідний для різання стінки труби, т.е. час, на проходження відстані $x = r - r_1$ (рис. 1, а)

$$t_1 = \frac{r - r_1}{S_y};$$

2) час, необхідний для різання тільки стінок труби, (рис. 1, б)

$$t_2 = \frac{2r_1}{S_y};$$

3) время, необходимое для резания «противоположной» стенки трубы (рис. 1, в), равно

$$t_3 = \frac{r - r_1}{S_y}.$$

Следовательно, все время, необходимое для полного разрезания трубы может быть разбито на три интервала

$$\left(0; \frac{r - r_1}{S_y}\right) \cup \left(\frac{r - r_1}{S_y}; \frac{r + r_1}{S_y}\right) \cup \left(\frac{r + r_1}{S_y}; \frac{2r}{S_y}\right).$$

Если $0 \leq t \leq \frac{r - r_1}{S_y}$, то суммарная площадь контакта S_1 отрезного круга с трубой определяется как

$$S_1 = 2Rb\alpha + 2R^2\left(\alpha - \frac{1}{2}\sin 2\alpha\right) + 2r^2\left(\beta - \frac{1}{2}\sin 2\beta\right).$$

Если $\frac{r - r_1}{S_y} \leq t \leq \frac{r + r_1}{S_y}$, то суммарная площадь контакта отрезного круга S_2 с трубой может быть определена как разность площади контакта с кругом радиуса r и площади контакта с кругом радиуса r_1 , т.е.

$$S_2 = 2Rb(\alpha - \alpha_1) + 2R^2\left(\alpha - \frac{1}{2}\sin 2\alpha\right) + 2r^2\left(\beta - \frac{1}{2}\sin 2\beta\right) - \\ - 2R^2\left(\alpha_1 - \frac{1}{2}\sin 2\alpha_1\right) - 2r_1^2\left(\beta_1 - \frac{1}{2}\sin 2\beta_1\right),$$

где углы α_1 и β_1 определяются по формулам

$$\alpha_1 = \arccos\left(\frac{R^2 - r_1^2 + (R + r_1 - x)^2}{2R(R + r_1 - x)}\right);$$

$$\beta_1 = \arccos\left(\frac{r_1^2 - R^2 + (R + r_1 - x)^2}{2r_1(R + r_1 - x)}\right).$$

Если $\frac{r+r_1}{S_y} \leq t \leq \frac{2r}{S_y}$, то суммарная площадь контакта S_3 отрезного круга с

трубой определяется из выражения

$$S_3 = 2Rb\alpha + 2R^2\left(\alpha - \frac{1}{2}\sin 2\alpha\right) + 2r^2\left(\beta - \frac{1}{2}\sin 2\beta\right).$$

Выводы

Кинематический анализ условий процесса абразивной резки труб позволяет определить площадь контакта отрезного круга с разрезаемой трубной заготовкой в зависимости от глубины внедрения режущего инструмента. Алгоритм расчета и установленные зависимости дают возможность определить площадь контакта инструмента и заготовки в любой момент времени при различных размерах круга и заготовки.

Установлено, что по кинематическим условиям резки наиболее эффективным процесс резания отрезным кругом будет при максимально возможной площади контакта его периферийной части с заготовкой и минимальной поверхности бокового трения. Так как от толщины круга зависит ширина реза и, следовательно, экономичность процесса, целесообразнее говорить о максимальной дуге контакта отрезного круга с заготовкой при его оптимальной толщине.

С точки зрения минимизации тепла при резании, которое в свою очередь пропорционально общей площади контакта круга и заготовки, следует выбирать отрезные круги возможно меньшего диаметра и возможно меньшей толщины.

Литература: 1. Кузнецов Ю.М. Відрізання прутків і труб: теорія і практика: монографія / Ю.М. Кузнецов, С.В. Чікін, Р.І. Мачуга; під ред. Ю.М. Кузнецова. – К: – ТОВ «ГНО-ЗІС», 2008. – 333 с.: іл. 2. Новоселов Ю.К. Динамика формообразования поверхностей при абразивной обработке. – Саратов: Изд-во Саратов. ун-та, 1979. – 232 с. 3. Технология и оборудование для резки сортового проката / Под ред. В.М. Новикова, Ю.Ф. Суринова. – Воронеж: ОНТИЭНИКМАШ, 1982.– 83 с. 4. Ваксер Д.Б. Пути повышения производительности абразивного инструмента при шлифовании. М – Л.: Машиностроение, 1964.– 124 с. 5. Веселовский С.И. Разрезка материалов. М.: Машиностроение, 1973.– 360 с.

КІНЕМАТИЧНИЙ АНАЛІЗ УМОВ ПРОЦЕСУ АБРАЗИВНОГО РОЗРІЗАННЯ ТРУБ

Льовченко Е.А.

У статті проведено кінематичний аналіз умов абразивної обробки труб, що забезпечують підвищену продуктивність і техніко-економічні показники процесу.

КИНЕМАТИЧЕСКИЙ АНАЛИЗ УСЛОВИЙ ПРОЦЕССА
АБРАЗИВНОЙ РАЗРЕЗКИ ТРУБ

Левченко Е.А.

В статье проведен кинематический анализ условий абразивной обработки труб, обеспечивающих повышенную производительность и технико-экономические показатели процесса.

KINEMATICS ANALYSIS OF TERMS OF PROCESS OF ABRASIVE
CHOPPING-OFF OF PIPES

Levchenko E.A.

In the paper the kinematic analysis of the conditions of abrasive cutting of pipes, ensuring increased productivity and techno-economic parameters of the process is made.

Ключевые слова: абразивная резка, внедрение, периферийная часть, заготовка, инструмент, отрезной круг.

УДК 621.91:536.2

Кравченко Ю.Г., Адоніна І.А.
НМетАУ, м. Дніпропетровськ, Україна

ТЕМПЕРАТУРНЕ ПОЛЕ КОНТАКТНОЇ ПОВЕРХНІ ЛЕЗА

Вступ

Контактна температура при різанні серед основних чинників впливу на інтенсивність зношування різальних інструментів займає первинне значення. Із-за складнощів теоретико – експериментального дослідження контактних температур і безлічі існуючих теплофізичних задач проблема вдосконалення методів розрахунку температури різання залишається пріоритетною.

Розрахунок температури на передній та задній поверхнях лева ґрунтується на початкових даних по температурних полях контактних поверхонь лева і рухомих джерел теплоти з боку стружки та заготовки і по розподілу теплових потоків із зони різання /1/. При цьому виведення формули середнього значення температурного поля лева для чисельного визначення густини теплових стоків через передню та задню поверхні є першим етапом алгоритму розрахунку контактних температур.

Методом рішення обрали метод джерел теплоти – системи точечних миттєвих (ТМ) /2, 3/ і відображених (фіктивних) /1, 2/ джерел.

Мета роботи : отримати розрахункову формулу середнього значення температурного поля контактної поверхні лева з рівномірно розподіленим джерелом безперервного тепловиділення.

Постановка задачі

Рішення задачі зводиться до послідовних розрахунків температурного поля клину від функціювання смугового джерела теплоти, сумарного температурного поля лева від смугових полів клинів і його середнього значення.

Схеми розташування смугового джерела теплоти на клині в тривимірній системі координат ($y z$ – площина різання P_n , $o x$ – напрямок сходу стружки) і відображення фіктивних джерел симетрично діючому на лезі представлені на рис. 1 і 2.

Основою для розрахунків служив відомий вираз /2, 3/ для температури (подвоєної) лінійного миттєвого (ЛМ) джерела $Q_{\text{ЛМ}}$ (Дж/м) на поверхні напівобмеженого тіла ($z = z_1 = 0, -\infty < y < +\infty$)

$$Q_{\text{ЛМ}} = \frac{Q_{\text{ЛМ}}}{2\pi\lambda\tau} \exp\left[-\frac{(x-x_1)^2}{4a\tau}\right], \quad (1)$$

де λ і a – коефіцієнти тепло- і температуропровідності; τ – час спостереження температури після імпульсу теплоти; x_1 – абсциса ЛМ джерела по осі x .

При розрахунку використано розкладання інтегральної показникової функції для малих значень t в числовий ряд /3, 4/

$$-E_i(-t) = \int_t^{\infty} e^{-s} \cdot \frac{ds}{s} = -c - \ln t - \sum_{n=1}^{\infty} (-1)^n \frac{t^n}{n \cdot n!} \quad (2)$$

з постійною Ейлера $c = 0,5772$.

Прийнято: кути леза при вершині (між P_n і P'_n) ε та загострення (між A_γ і A_α) β рівні 90° ; відбір тепла за рахунок конвективного теплообміну з довкіллям відсутній; ~~густина тепловиділення має рівномірний розподіл.~~

Вплив кута загострення β на рівень температури враховується коефіцієнтом форми клину /1/ k_β . По відношенню до прямого клину $k_\beta = 90^\circ / \beta$ (наприклад, $k_\beta = 1,5$ при $\beta = 60^\circ$).

Основна частина

Розрахунок температурного поля леза складається з двох етапів.

1. Виведення формули температурного поля клину. Розрахункова схема представлена на рис. 1.

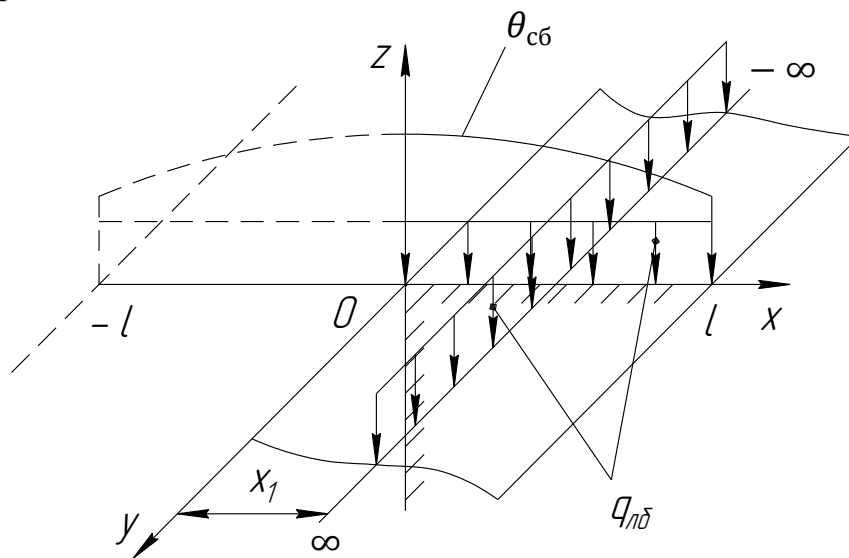


Рис. 1 – Розташування джерела теплоти густиною $q_{лб}$ і розподіл температури $\theta_{сб}$ на поверхні тертя xu клину.

Тіло, що розглядається, обмежене двома напівплощинами xu та yz і є нескінченним уздовж осі y прямим клином. На смузі $0 < x_1 < l$ діє рівномірно розподілене по довжині і ширині безперервне джерело теплоти, напівплощина yz – адіабатична. Симетрично діючому джерелу введений відображений на смузі $l < x_1 < 0$ для перетворення форми клину в напівобмежене тіло.

Спочатку інтегруванням виразу $Q_{лм}$ (1) по τ_i розраховуємо температуру від лінійного безперервного (ЛБ) джерела з густиною $q_{лб}$ (Вт/м) /2, 3/

$$\theta_{\text{лб}} = \int_0^{\tau} \theta_{\text{лм}} \cdot d\tau_i = \frac{q_{\text{лб}}}{2\pi\lambda} \int_0^{\tau} \exp\left[-\frac{(x-x_1)^2}{4a(\tau-\tau_i)}\right] \cdot \frac{d\tau_i}{\tau-\tau_i}. \quad (3)$$

Тут τ_i – момент часу імпульсу теплоти; τ – момент часу фіксації температури; $\tau - \tau_i$ – час поширення теплоти від i – го імпульсу.

Застосуємо підстановку $\frac{(x-x_1)^2}{4a(\tau-\tau_i)} = s$,

$$\text{звідки } \tau_i = \tau - \frac{(x-x_1)^2}{4as},$$

$$\left(\frac{1}{s}\right)' = -\frac{1}{s^2}, \quad d\tau_i = \frac{(x-x_1)^2 \cdot dx}{4as^2},$$

$$\tau - \tau_i = \frac{(x-x_1)^2}{4as}, \text{ межі } s_1 = \frac{(x-x_1)^2}{4a\tau}$$

з $\tau_i = 0$ і $s_2 = \infty$ з $\tau_i = \tau$.

Відповідно отримуємо

$$\theta_{\text{лб}} = \frac{q_{\text{лб}}}{2\pi\lambda} \int_{\frac{(x-x_1)^2}{4a\tau}}^{\infty} e^{-s} \cdot \frac{ds}{s}. \quad (4)$$

Потім визначаємо температуру від діючого і відображеного смугових безперервних (СБ) джерел з густиною $q_{\text{сб}}$ (Вт/м²)

$$\theta_{\text{сб}} = \int_{-x}^x \theta_{\text{лб}} \cdot dx_1 = \frac{q_{\text{сб}}}{2\pi\lambda} \int_{-l}^l \left(\int_{\frac{(x-x_1)^2}{4a\tau}}^{\infty} e^{-s} \cdot \frac{ds}{s} \right) \cdot dx_1. \quad (5)$$

Вводимо заміну $\frac{x-x_1}{\sqrt{4a\tau}} = p$,

знаходимо $dx_1 = -\sqrt{4a\tau} \cdot dp$ і переходимо

до безрозмірних параметру $\psi = \frac{x}{l}$ і критерію Фур'є $F_0 = \frac{a \cdot \tau}{l^2}$. При x_1

$$p_1 = \frac{1+\psi}{2\sqrt{F_0}} \quad \text{і} \quad x_1 = l \quad p_2$$

$= \frac{\psi-1}{2\sqrt{F_0}}$. Інтегрування (5) виконуємо через

розкладання інтегральної показникової функції в ряд (2) з урахуванням $t = p^2$

$$I_{\Sigma} = 2l\sqrt{F_0} \int_{\frac{\psi-1}{2\sqrt{F_0}}}^{\frac{1+\psi}{2\sqrt{F_0}}} \left(-c - \ln p^2 - \sum_{n=1}^{\infty} (-1)^n \cdot \frac{p^{2n}}{n \cdot n!} \right) dp.$$

Кожен інтеграл обчислюється окремо.

$$I_1 = c \int_{\frac{\psi-1}{2\sqrt{F_0}}}^{\frac{1+\psi}{2\sqrt{F_0}}} dp = \frac{c}{\sqrt{F_0}}.$$

$$I_2 = \int_{\frac{\psi-1}{2\sqrt{F_0}}}^{\frac{1+\psi}{2\sqrt{F_0}}} \ln p^2 \cdot dp = \left| \begin{array}{ll} u = \ln p^2 & du = \frac{2dp}{p} \\ dv = dp & v = p \end{array} \right|$$

$$= p \cdot \ln p^2 \left| \begin{array}{ll} \frac{1+\psi}{2\sqrt{F_0}} & \frac{1+\psi}{2\sqrt{F_0}} \\ \frac{\psi-1}{2\sqrt{F_0}} & \frac{\psi-1}{2\sqrt{F_0}} \end{array} \right| - 2 \int_{\frac{\psi-1}{2\sqrt{F_0}}}^{\frac{1+\psi}{2\sqrt{F_0}}} dp =$$

$$= \frac{1}{\sqrt{F_0}} [2 - 2 \ln(2\sqrt{F_0}) + (1 + \psi) \ln(1 + \psi) + (1 - \psi) \ln(1 - \psi)].$$

$$I_3 = \sum_{n=1}^{\infty} \frac{(-1)^n}{n \cdot n!} \int_{\frac{\psi-1}{2\sqrt{F_0}}}^{\frac{1+\psi}{2\sqrt{F_0}}} p^{2n} \cdot dp = \sum_{n=1}^{\infty} \frac{(-1)^n}{n \cdot n!} \cdot \frac{[(1 + \psi)^{2n+1} - (\psi - 1)^{2n+1}]}{(2n + 1) \cdot (2\sqrt{F_0})^{2n+1}}.$$

При $n = 1$, зважаючи на малі значення $\frac{1}{\sqrt{F_0}}$, $I_3 = \frac{1}{\sqrt{F_0}} \cdot \left[\frac{1 + 3\psi^2}{3(2\sqrt{F_0})^2} \right]$.

У суммі маємо

$$I_{\Sigma} = 2l \left[2 - c + \ln 4 + \ln F_0 - (1 + \psi) \ln(1 + \psi) - (1 - \psi) \ln(1 - \psi) + \frac{1 + 3\psi^2}{12F_0} \right].$$

Остаточно формула (5) температурного поля клину по ширині l СБ джерела приймає вигляд

$$\theta_{c(l)} = \frac{q_{сб} \cdot l}{\pi \lambda} \left[2,809 + \ln F_{ol} - (1 + \psi) \ln(1 + \psi) - (1 - \psi) \ln(1 - \psi) + \frac{1 + 3\psi^2}{12F_{ol}} \right] \quad (6)$$

Функція розподілу $\theta_{сб}$ (6) максимальне значення має при $\psi = 0$, а мінімальне – при $\psi = 1$.

По виведенню формули (6) слід зазначити, що перехід від смугового миттєвого джерела до СБ шляхом інтегрування числового ряду функції інтеграла імовірності призводить до невизначеності $\ln(\infty)$ і не має простого математичного рішення.

2. Отримання формули температурного поля леза. На рис. 2 показано розташування відображених джерел $I_1 - I_3$ відносно координат діючого джерела I_0 на передній поверхні леза.

Щоб від чвертьплощини леза uox з I_0 перейти до площини ux , необхідно спочатку чвертьплощину I_0 доповнити чвертьплощиною з фіктивним джерелом I_1 , а потім напівплощину з I_0 та I_1 доповнити напівплощиною з фіктивними джерелами I_2 та I_3 . Це правило відображення джерел реалізується при накладенні смугових температурних полів уздовж осі y шириною $-l$ і осі x шириною $-b$ з утворенням площадки $l \times b$ діючого джерела I_0 .

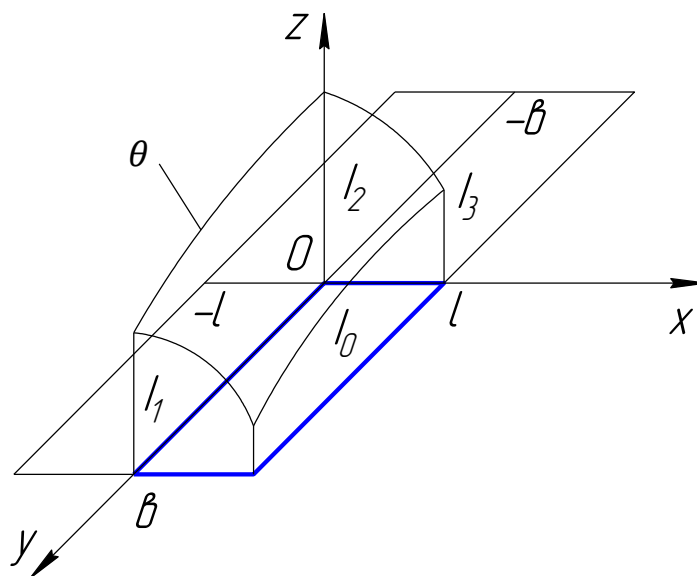


Рис. 2 – Відображення джерел і температурне поле діючого джерела на контактній площадці $l \times b$ леза.

Держ. примен.

Справ. №

Подп. и дата

Ив. № дубл.

Аналогічно (6) для СБ джерела клину уздовж осі x запишемо вираз стосовно ширини зрізу b з параметром $\nu = y/b$ та критерієм $F_{ob} = a\tau/b^2$

$$\theta_{c(b)} = \frac{q_{сб} \cdot b}{\pi \cdot \lambda} \left[2.809 + \ln F_{ob} - (1 + \nu) \ln(1 + \nu) - (1 - \nu) \ln(1 - \nu) + \frac{1 + 3\nu^2}{12 \cdot F_{ob}} \right]. \quad (7)$$

Значення температурного поля леза від прямокутного джерела між адіабатичними задніми поверхнями визначалося методом накладення незалежних полів (суперпозиції) і дорівнювало напівсумі $\theta_{c(l)}$ (6) та $\theta_{c(b)}$ (7).

З метою спрощення подальших розрахунків вводимо масштабний коефіцієнт площадки джерела $\eta = b/l$.

Позначивши функції розподілу температури U_l в (6) і U_b в (7), запишемо

$$\theta_{пб} = \frac{q_{пб}}{2\pi\lambda} (l \cdot U_l + b \cdot U_b) = \frac{q_{пб} \cdot l}{2\pi\lambda} (U_l + \eta \cdot U_b). \quad (8)$$

Вираз (8) відображає систему розподілу контактної температури в координатах ψ при l і ν при b (рис. 2).

Результати розрахунку

Завершальною стадією розрахунку є вираз для обчислення середнього значення температурного поля леза.

Для інженерних розрахунків температури різання приймаємо, що середнє значення температурного поля леза дорівнює, як і самого температурного поля, напівсумі середніх значень температурних полів від СБ джерела уздовж головної (6) і допоміжної (7) різальних кромки.

Середнє значення функцій U_l в (6) і U_b в (7) визначалося за формулою

$$U_f = \frac{1}{f_{max}} \int_0^{f_{max}} U(f) \cdot df = \int_0^1 U(f) \cdot df.$$

Після роздільного інтегрування /5/ і підсумовування складових функції розподілу в (6) і (7)

$$I_1 = \int_0^1 \ln(1 + f) df = 2 \ln 2 - 1; \quad I_2 = \int_0^1 f \ln(1 + f) df = 0.25;$$

$$I_3 = \int_0^1 \ln(1-f)df = -1; \quad I_4$$

$$= \int_0^1 f \ln(1-f)df = -0.75;$$

$$I_5 = \int_0^1 \ln(1+3f^2)df = 2$$

знаходимо $U_l = 2,423 + \ln F_o + 1/(6 F_o)$ і при $F_{ob} = F_o/\eta^2$
 $U_b = 2,423 + \ln F_o - 2 \ln \eta + \eta^2/(6F_o)$.

В результаті підстановки значень U_l і U_b в (8) та приведення подібних отримуємо розрахункову формулу

$$\theta_{cp} = \frac{q_{п6} \cdot l}{2\pi\lambda} \left[(1+\eta)(2.423 + \ln F_o) - 2\eta \ln \eta + \frac{1+\eta^3}{6 \cdot F_o} \right]. \quad (9)$$

Отримана формула (9) прийнятна і для визначення середнього значення температурного поля на головній задній поверхні леза з величиною зносу h (замість l) і шириною зрізу b (параметром $\xi = b/h$ замість η).

Висновок

Розглянуто розрахунок температурного поля на контактній поверхні клину із смуговим безперервним джерелом тепловиділення.

Температурне поле леза з прямокутним джерелом теплоти визначене методом суперпозиції полів від смугових джерел уздовж головної і допоміжної різальних кромок.

Шляхом інтегрування функцій розподілу температури на контактній площадці отримана компактна формула середнього значення температурного поля леза.

Література: 1.Резников А.Н. Теплофизика процессов механической обработки материалов. – М. : Машиностроение, 1981.– 279с. 2. Рыкалин Н.Н. Расчеты тепловых процессов при сварке. – М. : Машгиз, 1951.– 296с. 3. Карслоу Г.С., Егер Д.К. Теплопроводность твердых тел. – М. : Наука, 1964 – 487с. 4. Справочник по математике для научных работников и инженеров/ Г.Корн, Т.Корн. Изд. четвертое – М.: Наука, 1977.– 832с. 5. Двайт Г.Б. Таблицы интегралов и другие математические формулы. – Изд. пятое. – М.: Наука, 1978. – 224с.

ТЕМПЕРАТУРНЕ ПОЛЕ КОНТАКТНОЇ ПОВЕРХНІ ЛЕЗА

Кравченко Ю.Г., Адоніна І.А.

Наведено розрахунок розподілу температури на поверхні тертя леза, отримана формула середнього значення температурного поля.

ТЕМПЕРАТУРНОЕ ПОЛЕ КОНТАКТНОЙ ПОВЕРХНОСТИ ЛЕЗВИЯ

Кравченко Ю.Г., Адонина И.А.

Приведен расчет распределения температуры на поверхности трения лезвия, получена формула среднего значения температурного поля.

TEMPERATURE FIELD OF PIN SURFACE OF BLADE

Kravchenko Y.G., Adonina I.A.

The calculation of distributing of temperature is resulted on-the-spot friction of blade, the formula of mean value of the temperature field is got.

Ключові слова: температурне поле, контактна поверхня, джерело тепловиділення.

UDC 615.4

MA Dašić S. Boban

High economic school of professional studies Peć-Leposavić

REGULATION OF FOREIGN DIRECT INVESTMENTS UNDER THE WING OF WORLD TRADE ORGANIZATION

1. WORLD TRADE ORGANIZATION AND ITS GOALS

At ministerial conference in Marrakech, 15 April 1994, there was adopted the Final Act Embodying the Results of the Uruguay Round of the Multilateral Trade Negotiations, with an Agreement Establishing the World Trade Organization-WTO and the network of Agreement regulating numerous aspects of world trade system, given in the form of annexes [7]. In Agreement Establishing the WTO, in article 1 it is specified that with this (agreement) WTO was established, but in order for the Agreement Establishing the WTO to come formally into power, it should be ratified by a number of parties among which there have to be the countries with a significant participation in international trade. At implementation conference, which was held on 08.12.1994., it was specified that 76 countries have ratified the Agreement Establishing the WTO, by which occasion 01.01.1995. was unanimously confirmed as the date when the Agreement Establishing the WTO will come to power [14]. Forming the Preparatory Committee for the World Trade Organization enabled a smooth transition of General Agreement on Tariffs and Trade to WTO. Coming to power of the founding agreement on 01.01.1995. also formally meant WTO's beginning of existence and functioning. By establishing WTO, the third element of international institutional and legal triangle was created, apart from IMF and World Bank. WTO will be for the international trade the same as both IMF and World Bank in international-financial monetary sphere. WTO is the youngest, but the most important institution of world trade [2].

Goals of WTO, which are given in the preamble of the Agreement Establishing the WTO, are life standard and income increase, providing full employment, production and trade growth and optimal use of world resources in accordance with the goals of sustainable development and environment protection. Starting from insufficient participation of developing countries in world trade, one of the goals is to ensure their greater participation in world trade, using principles of trade without discrimination of predictable and growing approach to markets, promoting fair competition, inciting growth and economic reforms and creation of free trade.

Organization which endeavors to regulate the system of international trade relations should also formulate a multilateral framework for foreign direct investments – FDI. Limited and insufficiently developed treatment of FDI has imposed a need of regulating the same within the scope of WTO, which is also one of priority goals.

2.FACTORS WHICH INFLUENCED THE BEGINNING OF THE PROCESS OF MULTILATERAL RULES OF INVESTMENT INTRODUCTION

Concluding a great number of investment agreements on bilateral and regional level, growth of FDI flows, non-existence of multilateral rules on investment as well as liberalization of national investment regimes of a number of countries influence the

beginning of the process of multilateral rules of investment introduction within the scope of WTO.

Knowing the significance of FDI, many countries liberalize their national policies with the aim of attracting foreign capital or facilitating investment of own capital abroad. In order to attract FDI, besides liberalization of national regimes, a number of countries concludes investment agreements or establishes regional investment integrations which facilitate FDI entering. Concluding bilateral investment treaties (BITs - Bilateral Investment Treaties) represents one of the measures which countries, within the scope of their FDI attracting policy, undertake in order to advance the cooperation in the aspect of FDI and promote FDI flows among themselves. By that, they send a powerful signal that they will provide favorable investment climate. On the other hand, the foreign investors are also more and more considering BIT a necessary condition (*sine qua non*) and an expected component of investment environment of one country. Presence of BIT might be a pan on scales which helps the investor's decision on location to prevail, since there exists a lot of countries which struggle to attract foreign investments and other conditions of attracting are similar or equal to them. Therefore, concluding BITs agreement might be the first signal that the country is a good location for placing investment funds. However, within the scope of bilateral and regional investment agreements, rules on investing that are related only to those agreements and integrations are made, hence the approach to the third countries is disabled.

BITs were concluded in the beginning between developed and undeveloped countries in order to promote the investments between contracting partners, and lately between developed and undeveloped countries on one side and countries in transition on the other side, as well as between developed countries. Number of bilateral treaties was significantly increased during the 90's of the last century, so that at the end of 1997, there were 1.513 treaties concluded, out of which 249 were concluded between developed countries [8]. In the period from 1990-2003, there was a total of 2.265 of these treaties signed, while that number used to be more than 60 (in 1990) and to more than 200 (in 1995 and 1996) per year [10]. A total of 59 BITs treaties was concluded in 2008. Total number of BITs in the end of 2008 was 2.676 treaties [11].

BITs represent the most significant individual instrument that regulates investment relations between countries. BITs differ among themselves, so that it is very hard to find two BIT that are identical in every aspect, although they largely have the same basis.

Basic elements of these treaties are: volume and definition of direct investments, entry of investments, national status and status of the most favored nation, clause of fair and equal (national) treatment, compensation for expropriation guarantee, war and civil riots, transfer of funds and return of income from capital guarantee, replacement of the demands for compensation from insurance, as well as the terms for resolving the disputes.

Besides bilateral treaties, many countries are uniting and establishing regional investment formations (Regional Investment Formations - RIF) with special investment rules and codex. Forms in which the formations appear are so different that today in the world exist free trade zones, common markets and customs unions. We will mention some of them:

- within European Union as a unique market of European countries, there are regulated rules on investment which regulate the same treatment to all companies (regardless whether they are foreign or European) that act on the territory of EU. Many

regulations, whose goal was attracting foreign investments and that the most intensive phases of production, were made. As for the regional policy of FDI attraction within EU, regulations linked to subventions were made, by which the most undeveloped regions are provided with the application of favorable subventions and all that in order to prevent competition by offering higher subventions.

- MERCOSUR (Common Market of the South) represents a common market between developing countries of South America. Member states have regulated the rules in the field of trade and investments (action plan which predicts a framework for concluding bilateral investment treaties, cooperation and customs issues, as well as identification of measures that interfere with trade and investments) by signing the Trade and Investment Cooperation Arrangement⁷.

- APEC (Asia Pacific Economic Cooperation) – Asia-Pacific Economic Forum has made a set of non-obligatory investment principles on the basis of Asia Pacific Investment Code – APIC in order to incite FDI activities and liberalize its investment policies.

- NAFTA (North American Free Trade Agreement) – North American Free Trade Agreement between developed and developing countries, contains detailed terms linked to FDI (liberalization of investments among its members, transition from non-obligatory regulations and terms to obligatory rules and procedures, respecting the principle of the most favored nation and the principle of national treatment). Apart from FDI, investment rules also cover portfolio investments.

- ASEAN (Association of South East Asian Nations) – Association of South East Asian Nations has advanced its attraction for FDI making the ASEAN Plan of Action on Cooperation and Promotion of Foreign Direct Investment and Intra-ASEAN Investment. The above-mentioned plan includes cooperation on investments promotion, consultations and the exchange of information and experiences between ASEAN investment agencies, organizing the training program for investment employees, simplifying investment procedures, improvement of investment policies and investment activities as well as other measures for improving investment conditions.

According to experience of the state members of WTO, bilateral treaties are favorite in developing countries, because with them it is not prohibited for the host country to conduct its own investment policy. BITs provide the protection of foreign investments but they do not engage in market aspects, while work group WTO precisely emphasizes market approach. As it is said, FDI within the scope of WTO are mostly regulated at bilateral, regional and plurilateral level, i.e. within the scope of existing rules and agreements of WTO (Trade-Related Investment Measures - TRIMs, General Agreement on Trade in Services - GATS, Trade Related Intellectual Property Rights – TRIPs).

The goal of Trade-Related Investment Measures is to advance the expansion and progressive liberalization of world trade and to facilitate foreign inputs, i.e. investments, which would contribute to economic growth and development of all member states of WTO, and especially of developing countries. By this agreement, a framework in which multilateral trade obligations cover investment measures (conditions for foreign inputs) is established, and the same is relevant only when it is about condition for foreign inputs in relation to commodity trading.

TRIMs, as a result of Uruguay round held under the wing of WTO, represents the most significant step towards reduction of restrictive measures to foreign investments that limit international transfer of goods and services. This agreement systematizes legal

status and FDI treatment, regime and conditions of foreign investors' business. Introduction of restrictive investment measures that have a negative effect on trade are limited by the agreement, and the obligation of reporting such existing measures and, in transitional period, obligation of abolishing all measures that are not in accordance with the agreement are introduced.

Restrictive measures are mostly concentrated in auto sector (that is explained by the fact that many countries want to have their own auto industry), then in consumer goods, electronic industry and such [8]. A significant reduction of discriminatory measures application should encourage foreign investors, in accordance with their investments, to use goods and products out of the country in which the investment is located limitlessly. The agreement prohibits the application of those conditions that are not consistent with the terms of GATT on national treatments and general prohibition of qualitative restrictions. Annex of the agreement contains illustrative list of conditions for foreign inputs that are inconsistent with mentioned terms. When it comes to national treatment, the application of conditions:

- by which it is demanded that a foreign company buys or uses a product of domestic origin;
- by which it is limited that a foreign company procures or uses imported products, depending on the volume or value of domestic products which that company exports (request of trade balancing) is prohibited.

When it comes to general prohibition of qualitative restrictions, it is prohibited to apply the conditions:

- by which it is limited for the foreign company to be able to import for the needs of its production only in that quantity or value which is linked to the quantity and value of its local production which it exports (the so called request of trade balancing);
- by which the approach of the foreign company to foreign assets for the needs of export for itself, on the amount linked to foreign inflow which the company has realized (so called foreign restrictions) is limited;
- by which we limit the export of the foreign company in any way (so called request linked to the sale on domestic) [5].

Agreement anticipates for all member states of WTO to notify, in the period of 90 days, the conditions for foreign inputs that influence trade, and that are not in accordance with article 2 of the Agreement (in article 2. to the members of TRIM it is prohibited to apply any measure which is inconsistent with the clause of the article 3 or article 11 of the GATT from 1994), to eliminate the same and that in the period of 2 years from taking to effect of the Agreement Establishing the WTO when it comes to developed countries, in the period of 5 years when it comes to developing countries and in the period of 7 years when it comes to the least developed countries.

Agreement anticipates both the obligation of transparency of relevant national regulations and the regulations that are brought by lower authorities (regional, local) as well as the obligation of notification. By this agreement, Committee on Trade-Related Investment Measures was established, as a forum for checking and implementing of this agreement. In case of a dispute between members of WTO on the basis of this dispute, there will be applied ordinary rules of Agreement on the WTO dispute settlement.

Since the Agreement is limited only to the conditions for foreign inputs that influence the trade, it means that, by it, the members of WTO are limited in the domain of general national policies of foreign inputs.

Agreement on Trade-Related Investment Measures has given a big contribution to building of a very sparse international regulations in the field of FDI. It is certain, however, that analyzing of this type of measures only is a too narrow framework, because all the local initiatives need to be much more broadly regulated.

Within the General Agreement on Trade and Services the field of investment is also mentioned, considering that the presence on the local market through FDI is often the only way for realization of a particular service.

Besides WTO, the activities, which so far had the aim of establishing multilateral rules on investments, have been also conducted by other international organizations such as UNCTAD (United Nations Conference on Trade and Development), OECD (Organization for Economic Co-operation and Development), MIGA (Multilateral Investment Guarantee Agency) and WAIPA (World Association of Investment Promotion Agencies).

The most acceptable option certainly is the establishing of FDI multilateral framework, norms and standards which would represent a factor of stabilization in dynamic and changeable relations on investor-host country relation [12].

3. MULTILATERAL AGREEMENT ON INVESTMENT

Insufficient efficiency of investment legislation at all levels, from national to regional, has influenced the establishing of multilateral rules as optimal solution for realization of uniform investment regulations. In May of 1995 in Paris, the ministers of OECD have initiated the negotiations on Multilateral Agreement on Investment - MAI [8]. These negotiations are the consequence of non-existence of multilateral rules on investment, and the fact that many countries, members of this organization, are important importers as well as the exporters of FDI. Countries of OECD participate with approximately 80-85% in the value of FDI world outflow, and with 60-65% in the value of FDI world inflow, by which they also formally have the major share in the rules that govern in international investment. Countries of OECD, as well as the increasing number of developing countries, believe that multilateral agreement on investment will increase the efficiency of global investment, that it will provide the appropriate field of acting for investors, eliminate the factors that limit investment flows, and that it will contribute to more efficient allocation of economic resources.

The idea of MAI is to provide the basis and legal framework with generally accepted unique rules, connected to the approach to market and legal security. Multilateral Investment Agreement should provide a stable and reasonable framework for international investments and to strengthen international regime of trade. Key rules on which MAI is based are: transparency, required norms of behavior, expropriation and resolving the disputes.

The intention was that negotiations are finished in 2 years, which would result in making an agreement. By signing the final act, the countries that would sign it, they would accept the terms of Multilateral Agreement, but also specify the list of their exceptions of the adopted standards, as well as the transitional period linked to fulfilling of some obligations. By signing the same, the country would become a member of MAI group. MAI is conceived in such a way to respect all the other international obligations of the countries that sign it in order to avoid conflicts and accept the favorable solution from the terms linked to the long-term agreements.

By the above-mentioned agreement, an approach to the countries non-members of OECD would be open although they do not participate in negotiations on making the agreement. General condition that a non-member state has to fulfill in order to approach the MAI is its ability to take over the obligations predicted by the agreement. Basic question linked to the acceptance of MAI is the loss of economic sovereignty of the host country as well as disabling their industrialization policies. Developing countries as well as the least developed countries have their own interest for MAI. Even if undeveloped countries consider that they are not ready to accept the terms and demands of the agreement, they must study the benefits and the terms of agreement in order to use them in the reform of their economic policies. Process of liberalization, free market approach and the other terms of MAI do not involve the same benefits for the developed and the developing countries. Hence, it is necessary for the developing countries as well as for the least developed countries to study carefully all the terms of the agreement, insisting on keeping particular measures of protection and limitations that are necessary in the first part of opening new economies and reaching particular level of growth at which they can adopt most of the terms. Possible generally accepted MAI would have to tolerate the transition process of host countries' economies, i.e. it would have to contain the terms by which a freedom and flexibility in running their economic policies related to FDI will be provided to those countries, as well as the precise terms on obligations of foreign investors. Those are the exceptions of their own rules allowed by MAI.

MAI, which represented the first attempt of unique rules on international investment's creation, has encountered a particular non-acceptance from the part of international institutions and certain member states of OECD (France) as well as the representative of the Third World countries (India). EU has participated, from the beginning itself, in negotiation group of OECD, and thus the European Parliament has, with resolution, on December 1995, suggested the recommendation in connection to the negotiating process within OECD which expresses concern that MAI might reflect the imbalance between rights and obligations of investors, guaranteeing them full right and protection, while the countries that sign the agreement take over the obligations that might leave their populations unprotected. According to the opinion of UNCTAD experts, the principal reason for the failure of MAI is the change of political climate during the period of negotiations, as well as some purely political reasons such as coming to power of the governments of left orientation and the orientation "center" in a few significant OECD countries [9]. As the second important reason these authors mention the underestimation of public opinion and the attitudes of developing countries from the part of negotiators and advocates of MAI.

On the Meeting of Ministers of OECD countries, which was held in Paris in December of 1998, the negotiations on launching the Agreement have stopped and it was decided that they should be continued within WTO. On the first Ministerial Conference within WTO, the WTO Working Group on the Relationship Between Trade and Investment, which considers the possibility of creation of multilateral investment rules, was established. Basic principles by which this Working Group is governed when creating multilateral investment rules are the FDI liberalization, opening the traditionally closed sectors for FDI, and unification of regulations. Working Group will cooperate with UNCTAD and other institutions on developing free trade and investments. In the future, Working Group will negotiate on multilateral disciplines only on the basis of the consensus between WTO members. For a successful making and afterwards the adoption and acceptance of a such international agreement on investment, WTO

Working Group emphasizes the necessity of taking into consideration the attitudes and interests of developing countries and the least developed countries, without which an agreement like this can not be generally accepted. For making multilateral rules on investments within WTO, there is a principle approval of all the member states, considering that the FDI flows are inseparable from the flows of international trade.

On the WTO Ministerial Conferences in Doha (Qatar) in 2001, in Cancun (Mexico) 2003, and in Hong Kong (China) 2005, MAI was not adopted because a group of poor countries has demanded making of a multilateral agreement on investment which is more just and which would be the result of as equal as possible the relation and participation of developed and developing countries in its making.

CONCLUSION

Complex network of different bilateral investment agreements and regional investment codexes and agreements is necessary to replace with a multilateral agreement on FDI. Multilateral regulation of FDI will provide the uniquely applicable basic rules in the domain of investment flows i.e. the formation of universal rules of investment behaviour, and that both for the investors and the host countries. Providing a stable and reasonable legal framework for international investments with generally accepted unique rules would eliminate the barriers and limitations for investment flows and inflows. By that, an efficient allocation of economic resources would be realized, as well as a higher economic growth would be acquired, and the employment rate and life standard would be increased.

It is uncertain when will a multilateral framework for FDI be built, but it is certain that it will, by its significance, be able compete with the international framework for commodity trade, whose bases are determined by GATT over a century ago. That will be a long-term process, especially if we have in mind the fact that multilateral framework that covers the international goods exchange has been built about some 50 years, in order to obtain its today's form which is still suffering from a series of disadvantages.

REFERENCES

1. B. Đorđević: Jugoslavija i Svetska trgovinska organizacija, Ekonomska politika, broj 2600, Beograd, 2002.
2. M. Kovačević: Međunarodna trgovina, Ekonomski fakultet Beograd, 2002.
3. S. Kovačević: Međunarodni ekonomski odnosi, Ekonomski fakultet Kragujevac, 2000.
4. D. Lopandić: Srbija i Svetska trgovinska organizacija, Vreme, br. 743, Beograd, 2005.
5. R. Milivojević: Strana ulaganja od značaja za trgovinu, Jugoslavija i svetska trgovinska organizacija, Institut ekonomskih nauka, Beograd, 1996.
6. B. Pelević, V. Vučković: Međunarodna ekonomija, Ekonomski fakultet Beograd, 2007.
7. T. Popović: Jugoslavija i Svetska trgovinska organizacija, Institut ekonomskih nauka, Beograd, 1996.
8. UNCTAD: World Investment Report 1998, New York and Geneve, 1998.
9. UNCTAD: World Investment Report 1998, New York and Geneve, 1998.

10. UNCTAD: World Investment Report 2004, New York and Geneva, 2004.
11. UNCTAD: World Investment Report 2009, New York and Geneva, 2009.
12. UNCTC, The Impact of Trade on Development, Theory, Evidence and Policy Implications, NY, United Nations, 1991.
13. D. Vujović, A. Branković: Članstvo u STO, Ekonomska politika, br. 2600., februar 2002., Beograd.
14. WTO: "GATT Activities 1994-1995: A Review of the Work of the GATT in 1994 and 1995" Geneva, April 1996, p. 25.
15. S. Zubić-Petrović: Svetska trgovinska organizacija i SR Jugoslavija, Ekonomski anali, Beograd, 2001.

REGULATION OF FOREIGN DIRECT INVESTMENTS UNDER THE WING OF WORLD TRADE ORGANIZATION

MA Dašić S. Boban

The circumstances in which world trade and direct investments abroad are becoming more and more complementary, point out that international discussions on market approach should occupy themselves not only with trade in goods and services as it was mostly the case (before all within the framework of GATT - General Agreement on Tariffs and Trade) but also with foreign direct investments as one of the ways to access the market. Multilateral framework that covers international exchange of goods has been built up about fifty years, in order to obtain its today's form that still suffers from a series of deficiencies.

Multilateral trade rules contain very few rules on the treatment of foreign direct investments. Hence, it must be expected that formulating a multilateral framework for foreign direct investments will be a long-term process, especially if we have in mind that it is a much more sensitive field than international trade in goods.

Goal of this paper is to point out that insufficient efficiency and diversity of investment legislation at all levels, from national to regional, have conditioned the establishing of multilateral rules as an optimal solution for acquiring uniform investment regulations.

Key words: Foreign Direct Investments, World Trade Organization, World Trade, Multilateral Trade Rules, Investment Regulations.

УДК 621.91:658.512+621.91:004.8

В.В. Фролов

Национальный технический университет «ХПИ»

МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ДЛЯ ДИСКРЕТНОЙ ОПТИМИЗАЦИИ ПАРАМЕТРОВ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЙ СИСТЕМЫ

Введение

Анализ практики технологического проектирования [1–13] позволяет определить этапы процесса проектирования, где наиболее эффективно использовать оптимизационные модели: оптимизация маршрута обработки элементарных поверхностей; оптимизация маршрута обработки всей детали; оптимизация вычисления припусков; окончательная оптимизация структуры технологической операции; оптимизация параметров структурных элементов технологической операции.

Поскольку технологические системы дискретны по своей сути, решение задач оптимизации структурных элементов технологической операции основано на комбинаторно оптимизационных методах.

Под комбинаторной понимается такая задача, решение которой сводится к выбору варианта из конечного множества решений. Для выбора варианта необходимо иметь правило, служащее для сравнительной оценки качества вариантов – критерий оптимальности. Критерий оптимальности, представленный в виде функциональной зависимости от варьируемых параметров, называется целевой функцией. [14]

Цель и постановка задачи

Указанные задачи в технологическом проектировании решаются различными методами дискретной оптимизации, которые позволяют получать рациональные решения, преимущественно, на одном уровне. Цель данной работы заключается в разработке математической модели многоуровневой оптимизации, для решения задач многозначного выбора технологического оснащения фрезерной операции.

Разработка математической модели

Разработаем оптимизационную модель для операции фрезерования плоскостей на вертикально-фрезерных станках. В производственной практике часто приходится для полного использования потенциальных возможностей режущего инструмента и станка подбирать наиболее оптимальную пару по использованию мощности. При решении такой задачи необходимо с одной стороны выбрать оптимальные режимы обработки для конкретного сочетания фрезы и станка, а с другой стороны из существующих сочетаний выбрать с минимальной разницей по мощности. Такая комбинаторно - оптимизационная задача решается с помощью метода многоуровневого программирования.

Задача верхнего уровня (ведущий элемент) – оптимизация выбора инструмента и станка, из существующих множеств, при условии минимизации отклонения по мощности и максимизации производительности.

Задача нижнего уровня (ведомый элемент) – оптимизация выбора режимных параметров для существующего инструмента и станка по максимуму производительности.

Ведущий элемент влияет на реакции ведомых элементов изменением параметров технологической операции. У ведомого элемента остаются полномочия, позволяющие решать, как подобрать оптимальное сочетание режимных параметров для текущих элементов технологической операции.

Формируем математическую модель на основе анализа концептуальной модели технологической операции, представленной на рисунке 1. Здесь технологическая операция представляется метаклассом наследующим свойства других классов и метаклассов.

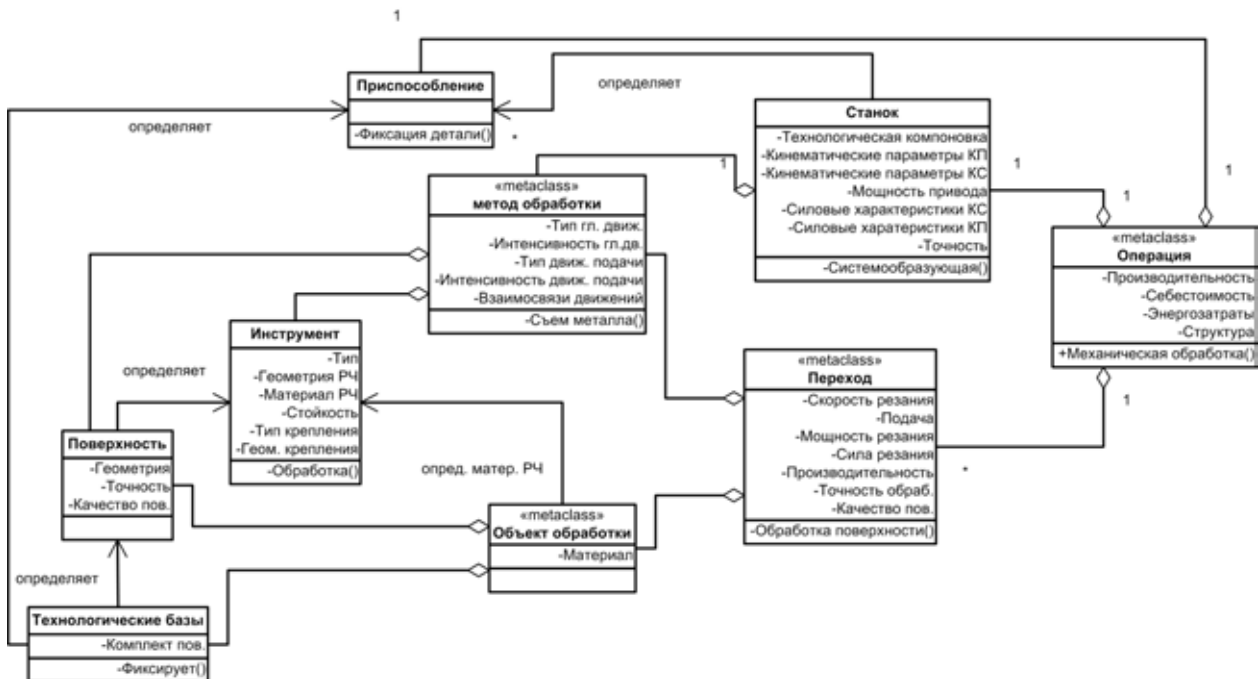


Рис. 1. Концептуальная модель технологической операции

Метаклассами являются: метод обработки, объект обработки, переход. К классам относятся материально существующие структурные элементы технологической операции: обрабатываемая поверхность; технологические базы, определяющие положение обрабатываемой поверхности в пространстве; инструмент; станок; приспособление.

$$\begin{cases} \min_{\vec{x}} distN(\vec{x}, \vec{y}) \\ x_i \in X_i, i = 1, n \\ G_j(\vec{x}) \leq 0, j = 1, m \\ \max_{\vec{y}} Q(\vec{x}, \vec{y}) \\ y_l \in Y_l, l = 1, p \\ g_k(\vec{x}, \vec{y}) \leq 0, k = 1, f \end{cases} \quad (1)$$

где $distN(\vec{x}, \vec{y})$ – целевая функция, определяющая неиспользованную мощность;

\vec{x} – управляющий вектор ведущего элемента, который, в данном случае, представлен следующими элементами: режущий инструмент, материал режущей части, стойкость инструмента, станок;

$$\vec{x}^T = [x_1, x_2, x_3, x_4]$$

n – размерность управляющего вектора, $n = 4$;

X_i – конечное множество допустимых решений каждого компонента вектора, мощность которого зависит от базы данных проектирующей системы;

m – количество ограничений на формирование управляющего вектора ведущего элемента;

$\max_{\vec{y}} Q(\vec{x}, \vec{y})$ – целевая функция ведомого элемента, оценивающая

производительность конкретного сочетания параметров технологической системы, которая должна стремиться к максимуму;

\vec{y} – управляющий вектор ведомого элемента, который представлен подачей и частотой вращения шпинделя.

$$\vec{y} = \begin{bmatrix} y_1 \\ y_2 \end{bmatrix}$$

p – размерность управляющего вектора;

Y_l – множество допустимых решений, определяемое кинематическими возможностями станка;

f – количество ограничений ведомого элемента.

Предположим необходимо выбрать наиболее оптимальные сочетания параметров технологической системы из 146-ти фрез, 13-ти материалов режущей части, 7-и возможных периодов стойкости, 3-х станков. При этом необходимо учитывать:

1. Равномерность фрезерования

$$B \geq D(x_1) \sin \frac{360^\circ}{z(x_1)}$$

где B – ширина фрезерования, мм; D – диаметр фрезы, мм; z – количество зубьев фрезы.

2. Диаметр торцевой фрезы от ширины фрезеруемой плоскости

$$1.1 \cdot B \leq D(x_1) \leq 1.7 \cdot B$$

3. Ограничения по мощности резания

$$N_f \leq [N],$$

где N_f – фактическая мощность резания по расчету режимных параметров; $[N]$ – мощность привода главного движения станка, которая зависит от частоты вращения шпинделя станка.

4. Ограничения по крутящему моменту

$$M \leq [M]$$

где M – крутящий момент по расчету режимных параметров; $[M]$ – допустимый крутящий момент на шпинделе станка, который зависит от частоты вращения шпинделя.

5. Ограничения по допускаемой подаче

$$S_o \leq [S_o]$$

где S_o – оборотная подача, зависящая от сочетания кинематических параметров коробки скоростей и коробки подач станка; $[S_o]$ – оборотная подача допускаемая сочетанием элементов концептуальной модели технологической операции.

При выводе технических ограничений необходимо учесть сложные взаимосвязи между структурными элементами технологической операции, поэтому атрибуты метаклассов концептуальной модели (см. рис. 1), чаще всего, являются функциями от атрибутов классов этой модели. Например, расчетная мощность резания – функция от: подачи на зуб, материала режущей части инструмента, главного угла в плане, периода стойкости инструмента. Подача на зуб – функция от: диаметра фрезы, количества зубьев фрезы материала режущей части, главного угла в плане. Следовательно, ограничение по мощности в развернутом виде 2 с учетом паспортных данных станка:

$$\left\{ \begin{array}{l} N_f \leq [N] \\ \left\{ \begin{array}{l} N_f = N_R \cdot \frac{V_f}{V_R} \rightarrow \left\| V_f = \frac{\pi \cdot D \cdot n_p}{1000} \right\| \rightarrow N_R \cdot \frac{\pi \cdot D \cdot n_p}{V_R \cdot 1000} \\ V_R : SZ \times M \times \Phi \times ST \rightarrow V \\ N_R : SZ \times M \times \Phi \times ST \rightarrow N \\ S_z : D \times Z \times M \times \Phi \rightarrow SZ \end{array} \right. \\ \frac{n_p(x_4)}{[N](n_p)} \leq \frac{1000 \cdot V_R(s_z(D, z, m, \phi(x_1)), m, \phi(x_1), st)}{\pi \cdot N_R(s_z(D, z, m, \phi(x_1)), m, \phi(x_1), st) \cdot D} \\ \left\{ \begin{array}{l} m \leftrightarrow x_2 \\ st \leftrightarrow x_3 \end{array} \right. \end{array} \right. \quad (2)$$

где N_R – мощность резания, полученная по расчету; V_f – фактическая скорость резания, соответствующая паспортным данным станка; V_R – скорость резания полученная по расчету; n_p – частота вращения шпинделя по паспорту станка; s_z – подача на зуб фрезы; m – материал режущей части инструмента; ϕ – главный угол в плане; st – стойкость инструмента; x_4 – модель станка.

Окончательно, учитывая все зависимости, получим

$$\frac{n_p(x_4)}{[N](n_p(x_4))} \leq \frac{1000 \cdot V_R(s_z(D(x_1), z(x_1), x_2, \phi(x_1)), x_2, \phi(x_1), x_3)}{\pi \cdot N_R(s_z(D(x_1), z(x_1), x_2, \phi(x_1)), x_2, \phi(x_1), x_3) \cdot D(x_1)}$$

Ограничение по крутящему моменту:

$$\frac{P_z(D(x_1), s_z(D(x_1), z(x_1), x_2, \phi(x_1)), x_2, \phi(x_1), z(x_1)) \cdot D(x_1))}{2} \leq [M](n_p(x_4))$$

где P_z – сила резания, по расчету.

Ограничение по допускаемой подаче:

$$S_o \leq [S_o] \rightarrow \begin{cases} S_o \rightarrow \frac{s_{mp}}{n_p} \\ [S_o] \rightarrow s_z \cdot z \end{cases} \rightarrow \frac{s_{mp}}{n_p} \leq s_z \cdot z \rightarrow \begin{cases} s_z \rightarrow s_z(D(x_1), z(x_1), x_2, \phi(x_1)) \\ z \rightarrow z(x_1) \\ n_p \rightarrow n_p(x_4) \\ s_{mp} \rightarrow s_{mp}(x_4) \end{cases} \rightarrow$$

$$\rightarrow \frac{s_{mp}(x_4)}{n_p(x_4)} \leq s_z(D(x_1), z(x_1), x_2, \phi(x_1)) \cdot z(x_1)$$

Целевая функция верхнего уровня 3 с учетом подстановок имеет вид 4:

$$([N] - N_f) \rightarrow \min \quad (3)$$

$$\left([N](n_p(x_4)) - \frac{N_R(s_z(D(x_1), z(x_1), x_2, \phi(x_1)), x_2, \phi(x_1), x_3) \cdot \frac{\pi \cdot D(x_1) \cdot n_p(x_4)}{1000})}{V_R(s_z(D(x_1), z(x_1), x_2, \phi(x_1)), x_2, \phi(x_1), x_3))} \right) \rightarrow \min. \quad (4)$$

Целевая функция нижнего уровня:

$$Q \rightarrow \max \quad (5)$$

где Q – производительность операции. Используем набор правил 6 так: 1263547.

$$\begin{cases} Q \rightarrow \frac{1}{t_o}(1); t_o \rightarrow \frac{L_{rx}}{s_m}(2); L_{rx} = const(3); \\ \frac{1}{const} \rightarrow const(4); \frac{a}{b} \rightarrow \frac{1}{b} \cdot a(5); \\ \frac{1}{\frac{a}{b}} \rightarrow \frac{b}{a}(6); \\ (const \cdot a \rightarrow \max) \leftrightarrow (a \rightarrow \max)(7) \end{cases} \quad (6)$$

Получим

$$s_m \rightarrow \max, \quad (7)$$

где t_o – основное машинное время; L_{rx} – длина рабочего хода; s_m – минутная подача; b, a – любое действительное число.

Окончательно математическая модель оптимизации для случая торцового фрезерования с учетом подстановки 8 будет иметь вид 9.

$$\begin{cases} n_p(x_4) \rightarrow y_2 \\ s_{mp}(x_4) \rightarrow y_1 \end{cases} \quad (8)$$

Причем функциональные зависимости ввиду сложности отображаемых взаимосвязей необходимо реализовать с помощью систем продукций.

$$\left\{ \begin{array}{l}
 \min_{\bar{x}} \text{dist}N(\bar{x}, \bar{y}) = \left([N](y_2) - \frac{N_R(s_z(D(x_1), z(x_1), x_2, \phi(x_1))), x_2, \phi(x_1), x_3) \cdot \frac{\pi \cdot D(x_1) \cdot y_2}{1000}}{V_R(s_z(D(x_1), z(x_1), x_2, \phi(x_1))), x_2, \phi(x_1), x_3)} \right) \\
 x_1 \in X_1, |X_1|=146; x_2 \in X_2, |X_2|=13; x_3 \in X_3, |X_3|=7; x_4 \in X_4, |X_4|=3 \\
 1.1 \cdot B \leq D(x_1) \leq 1.7 \cdot B \\
 B \geq D(x_1) \sin \frac{360^0}{z(x_1)} \\
 \left\{ \begin{array}{l}
 \max_{\bar{y}} Q(\bar{x}, \bar{y}) = y_1 \\
 y_1 \in Y_1, f: A_1^{x_4} \rightarrow Y_1 \\
 y_2 \in Y_2, f: A_2^{x_4} \rightarrow Y_2 \\
 \frac{y_2}{[N](y_2)} \leq \frac{1000 \cdot V_R(s_z(D(x_1), z(x_1), x_2, \phi(x_1))), x_2, \phi(x_1), x_3)}{\pi \cdot N_R(s_z(D(x_1), z(x_1), x_2, \phi(x_1))), x_2, \phi(x_1), x_3) \cdot D(x_1)} \\
 \frac{P_z(D(x_1), s_z(D(x_1), z(x_1), x_2, \phi(x_1))), x_2, \phi(x_1), z(x_1)) \cdot D(x_1)}{2} \leq [M](y_2) \\
 \frac{y_1}{y_2} \leq s_z(D(x_1), z(x_1), x_2, \phi(x_1)) \cdot z(x_1)
 \end{array} \right.
 \end{array} \right. \quad (9)$$

Выводы

Полученная математическая модель позволяет выбрать рациональное технологическое оснащение для фрезерной операции, при условии выбора параметров элементов технологической системы на основе двухуровневой оптимизации по различным критериям оценки с помощью генетических алгоритмов. Это обеспечивает наиболее эффективный подбор технологического оснащения для полной реализации потенциальных возможностей каждого элемента технологической системы.

Список литературы: 1. Технология машиностроения: В 2т. Т.1 Основы технологии машиностроения: Учебник для вузов / В.М. Бурцев, А.С. Васильев, А.М. Дальский и др.; Под ред. А.М. Дальского. – 2-е изд. – М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2001.– 564с. 2. Технология машиностроения: В 2т. Т.2 Производство машин: Учебник для вузов / В.М. Бурцев, А.С. Васильев, О.М. Деев и др.; Под ред. Г.Н. Мельникова. – 2-е изд. – М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2001. – 640с. 3. Проектирование технологий машиностроения на ЭВМ: Учебник для вузов/ О.В. Таратынов, Б.М. Базров, В.В. Клепиков, О.И. Аверьянов и др.; Под ред. О.В. Таратынова. – М.: МГИУ, 2006. – 519с. 4. Технологические основы гибких производственных систем: Учеб. для машиностроительных спец. вузов / В.А. Медведев, В.П. Вороненко, В.Н. Брюханов и др.; Под ред. Ю.М. Соломенцева. – 2-е изд., испр. – М.: Высш. шк., 2000. – 255с. 5. Базров Б.М. Основы технологии машиностроения: Учебник для вузов. 2-е изд. – М.: Машиностроение, 2007.– 736с. 6. Суслов А.Г. Дальский А.М. Научные основы технологии машиностроения.– М.: Машиностроение, 2002.–684с. 7. Клепиков В.В., Бодров А.Н. Технология машиностроения: Учебник.– М.: ФОРУМ: ИНФРА-М, 2004.– 860с. 8. Справочник инженера–технолога в машиностроении/ А.П. Бабичев и др. – Ростов н/Д:

Феникс, 2005.–541с. **9.** Справочник технолога-машиностроителя. В 2-х т. Т. 1 / Под ред. А. М. Дальского, А. Г. Косиловой, Р. К. Мещерякова, А. Г. Сулова. 5-е изд., перераб. и доп. М.: Машиностроение-1, 2001.–912 с. **10.** Справочник технолога-машиностроителя. В 2-х т. Т. 2 / Под ред. А. М. Дальского, А. Г. Косиловой, Р. К. Мещерякова, А. Г. Сулова. 5-е изд., перераб. и доп. М.: Машиностроение-1, 2001.–903с. **11.** Машиностроение. Энциклопедия. Т. 111-3. Технология изготовления деталей машин / А. М. Дальский, А. Г. Сулов, Ю. Ф. Назаров и др.; Под общ. ред. А. Г. Сулова. М.: Машиностроение, 2000.– 840 с. **12.** Панов А.А., Аникин В.В., Бойм Н.Г. и др. Обработка металлов резанием. Справочник технолога. 2-е издание.–М.: Машиностроение, 2007.–784 стр. **13.** К.Г. Свифт, Дж.Д. Букер Выбор процесса. От разработки до производства. – М.: Издательский Дом «Технологии», 2006. – 400 с. **14.** Овчинников В.А. Алгоритмизация комбинаторно–оптимизационных задач при проектировании ЭВМ и систем: Учеб. для вузов.–М.: Изд–во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2001.– 288с.

МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ДЛЯ ДИСКРЕТНОЙ ОПТИМИЗАЦИИ ПАРАМЕТРОВ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЙ СИСТЕМЫ

Фролов В.В.

В статье предлагается математическая модель для дискретной оптимизации параметров технологической операции. Данная модель позволяет решать комбинаторно–оптимизационные задачи технологического проектирования с помощью метода многоуровневого программирования.

Ключевые слова: технологическая операция, дискретная оптимизация, математическая модель, режущий инструмент, метод обработки.

МАТЕМАТИЧНА МОДЕЛЬ ДЛЯ ДИСКРЕТНОЇ ОПТИМІЗАЦІЇ ПАРАМЕТРІВ ТЕХНОЛОГІЧНОЇ СИСТЕМИ

Фролов В.В.

У статті пропонується математична модель для дискретної оптимізації параметрів технологічної операції. Дана модель дозволяє вирішувати комбінаторно-оптимізаційні завдання технологічного проектування за допомогою методу багаторівневого програмування.

Ключові слова: технологічна операція, дискретна оптимізація, математична модель, різальний інструмент, метод обробки.

MATHEMATICAL MODEL FOR DISCRETE OPTIMIZATION OF PARAMETERS OF THE TECHNOLOGICAL SYSTEM

Frolov V.V.

In paper the mathematical model for discrete optimization of parameters of a production operation is offered. The given model allows to solve combinatorial - optimization problems of technological projection with the help of a method of multilevel programming.

Keywords: a production operation, discrete optimization, mathematical model, an edge tool, a processing method.

УДК 621.91.002

Мишура Е.В.

ДГМА, г. Краматорск, Украина

ВЛИЯНИЕ СТОХАСТИЧЕСКИХ ФАКТОРОВ НА ОПТИМИЗАЦИЮ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ

Введение

Оптимизация технологических операций механообработки представляет собой сложную научную проблему. В зависимости от вида учитываемых технологических и экономических ограничений и формы целевой функции применяются различные методы оптимизации режимов резания. Так как первостепенное значение имеет выбор критерия оптимальности, то наиболее эффективным для решения практических задач был бы такой критерий, который бы учитывал все вопросы, интересующие производство. Отсутствие такого универсального критерия является причиной многообразия технико-экономических показателей, используемых в качестве критерия оптимальности необходимость системного подхода к проблеме оптимизации [2].

Сложность адекватного применения предлагаемых исследователями математических моделей, а также их неуниверсальность ведут к поиску новых методов оптимизации технологических процессов механообработки.

Основная часть

Целью данного исследования является выявление возможности использования частных критериев стохастического характера при многокритериальной оптимизации типовых технологических операций тяжелого машиностроения.

В задачах, решаемых с помощью оптимизации технологических процессов, вид критериев оптимизации может быть различным. Основные виды используемых критериев оптимизации объединяют в следующие группы:

– экономические критерии: минимальная технологическая себестоимость, наименьшие приведенные затраты, наибольшая прибыль, максимальная рентабельность, минимальный уровень отдельных видов затрат на производство (минимальные затраты по заработной плате), минимальные затраты на электрическую и другие виды энергии, на основные и вспомогательные материалы и другие статьи);

– технико-экономические критерии: максимальная производительность, наименьшее штучное, основное и вспомогательное время, минимальная станкочемкость изготовления изделия.

Эти критерии обеспечивают следование двум принципам, которые лежат в основе разработки производственных процессов: принципам технической и экономической целесообразности. В соответствии с первым принципом технологический процесс должен обеспечить выполнение всех технических требований на изготовление изделия, а второй принцип определяет условия,

обеспечивающие минимальные затраты труда и наименьшие издержки производства[3].

Комплексный критерий технологической операции механообработки будет зависеть от востребованности конечной продукции, где продукция уже не просто является оптимальной с позиций системности признаков, а представляет собой результат технологических услуг, позволяющих с минимальными издержками удовлетворить потребности потребителя.

Таким образом, комплексный критерий является системой характеристик технологических операций отражающей способность производства генерировать ценность производимой продукции на всех этапах технологического процесса.

Так как вычисление комплексного критерия технологической операции не может производиться по одному критерию, оно представляет собой комплекс мероприятий, направленный на оценку взаимосвязи от проектирования технологических операций до выпуска конкурентоспособной и востребованной продукции.

Проиллюстрируем влияние стохастических факторов имеющих социальную направленность на результаты оптимизации типового технологического процесса механической обработки валков холодного проката. В качестве примера исследуем фактор разряда работ станочника.

Учет разряда работы, как известно, в основном выполняется через его заработную плату, однако разряд можно учесть и в качестве слабо формализованного фактора. Пример такого учета может представить следующим образом.

Для проведения исследований учета разряда, как слабо формализуемого фактора технологической операции, предложена форма целевой функции удельной стоимости токарной операции, разработанная Д. Коханом и Г.Ю. Якобсом [120].

Форма целевой функции стоимости токарной операции представлена следующим выражением: [4]

$$S_{\min} = \frac{t_z}{t} \left[(K_M + K_L) \left(\frac{\pi l_{px} D}{VS} + t_H \right) + \frac{\pi l_{px} D K_w}{V^{m_v}} \right] \quad (1)$$

где S_{\min} – стоимость технологической операции механообработки; t_z – общий припуск, мм; t – глубина резания, мм; m_v – показатель степени при значении скорости резания; l_{px} – длина рабочего хода с учетом длины входа и перебега инструмента, мм; D – диаметр обработки, мм; V – скорость резания, м/мин; S – подача, мм/об; стоимость станка K_M , отнесенная к одной минуте работы станка; заработная плата K_L , отнесенная к одной минуте работы; стоимость инструмента K_w .

Для определения критерия производительности технологической операции необходимо использовать теорию производительности машин [1]. В этой теории объектом исследования является рабочая машина, станок, исполнительный механизм. Поэтому, анализируя их производительность, рассматривается время работы агрегата с точки зрения отработки им

заданных действий, которое подразделяется на время рабочих ходов (t_p), холостых ходов (t_v) и время простоев ($t_{пр}$). Непроизводительное время потерь подразделяется на цикловые и внецикловые потери.

Для оптимизации токарных операций на станках с ЧПУ возможно воспользоваться формой целевой функции максимальной производительности технологических операций механообработки, учитывающих уровень внецикловых и цикловых потерь предложенную Н.М. Капустиным [1].

$$Q_{\max} = \frac{1}{(t_x + t_e) + \frac{T}{T-1} \times \frac{l_{px}}{s^{1-m_s, m_v}} \left[\frac{(T-1) \sum_1^P l_{px} t_{cu}}{l_{px} C_T} \right]^{1/T}}, \quad (2)$$

где Q_{\max} – производительность обработки, шт/мин;

t_x – потери времени на вспомогательные переходы, мин;

t_e – внецикловые потери, не зависящие от режимов резания, мин;

t_{cu} – время замены инструмента, мин;

T – стойкость инструмента, мин;

m_s – показатель степени при подаче в формуле для определения скорости резания;

m_v – показатель степени при значении скорости резания;

S – подача, мм/об;

l_{px} – длина рабочего хода с учетом длины входа и перебега инструмента, мм;

C_T – коэффициент при показателе степени для определения значения скорости резания;

P – число выполненных инструментом переходов (проходов).

Для нахождения аналитических выражений функций системы будут использованы нормативные или статистические данные типовых технологических операций механообработки деталей группы.

Представляя тяжелую токарную операцию как совокупность ее характеристик, а частные критерии как величины, определяемые этими характеристиками, обозначим целевую функцию оптимизации токарной операции:

$$\begin{cases} f_1(X) = f_1 Q \rightarrow \max \\ f_2(X) = f_2 S \rightarrow \min \\ \bar{X}_0^{\min} \leq \bar{X}_0 \leq \bar{X}_0^{\max} \end{cases} \quad (3)$$

где X – совокупность характеристик технологической операции; \bar{X}_0 – вектор совокупности характеристик операции; $\bar{X}_0^{\min}, \bar{X}_0^{\max}$ – соответственно векторы минимального и максимального значения вектора \bar{X}_0 ; K_1, K_2 – весовые коэффициенты, значение которых для обработки на нейросетях определяется следующими зависимостями:

$$K_1 = \frac{K_{13}}{1 + \varepsilon \left(W_3 \left[\frac{K_{11}}{1 + \varepsilon^{-(W_1 x_1 + W_2 x_2) + g_1}} + g_2 \right] + W_4 \left[\frac{K_{12}}{1 + \varepsilon^{-(W_1 x_1 + W_2 x_2) + g_3}} + g_4 \right] \right)} + g_6 \quad (4)$$

$$K_2 = \frac{K_{23}}{1 + \varepsilon \left(W_5 \left[\frac{K_{11}}{1 + \varepsilon^{-(W_{33}X_3 + W_{43}X_4) + g_8}} + g_8 \right] + W_6 \left[\frac{K_{22}}{1 + \varepsilon^{-(W_{34}X_3 + W_{44}X_4) + g_9}} + g_{10} \right] \right)} + g_{12} \quad (5)$$

где W_{ij} – связь между i -ым элементом скрытого слоя и j -ым элементом выходного слоя, g_i – коэффициент значимости каждой характеристики технологической операции.

Значения $\bar{X}_0^{\min}, \bar{X}_0^{\max}$ задают границы области проектирования и могут определяться либо как минимальным и максимальным значением соответствующей характеристики среди всей совокупности признаков, либо задаваться исходя из требований задачи оптимизации.

Значения компонент вектора характеристик выбираются из типовых технологических процессов обработки деталей-представителей. Искомые функции задаются таблично, поэтому задача оптимизации сводится к аппроксимации множества точек, заданных в многомерном пространстве характеристик для последующей интер- и экстраполяции.

С учетом выбранных частных критериев: удельная стоимость обработки, производительность операции и разряд рабочего исследуем область допустимых решений (рис.1).

Полученные зависимости доказывают, что при заданной подаче $S=0,45$ об/мин пониженную стоимость операции дает уровень разряда работ $PP=7$. Причем с ростом подачи с использованием этого уровня стоимость так же минимизируется.

Решение такой частной задачи иллюстрирует возможности предлагаемого подхода и, хотя, не претендует на исключение традиционного метода выбора режимов резания через критерии удельной стоимости и производительности, но позволяет показать адекватность полученных аналитическим методом результатов.

Выводы

1. Предложенный метод проектирования технологических операций, основанный на принципе целостности систем и учитывающий влияние на выбор рациональных режимов резания совокупности хорошо формализуемых (технологические характеристики) и слабо формализуемых (организационные характеристики) факторов, может быть использован на различных машиностроительных предприятиях, так как универсальность предложенного подхода оставляет возможность адаптации метода для структуризации других параметров процесса механической обработки, а также других этапов технологического процесса производства продукции.

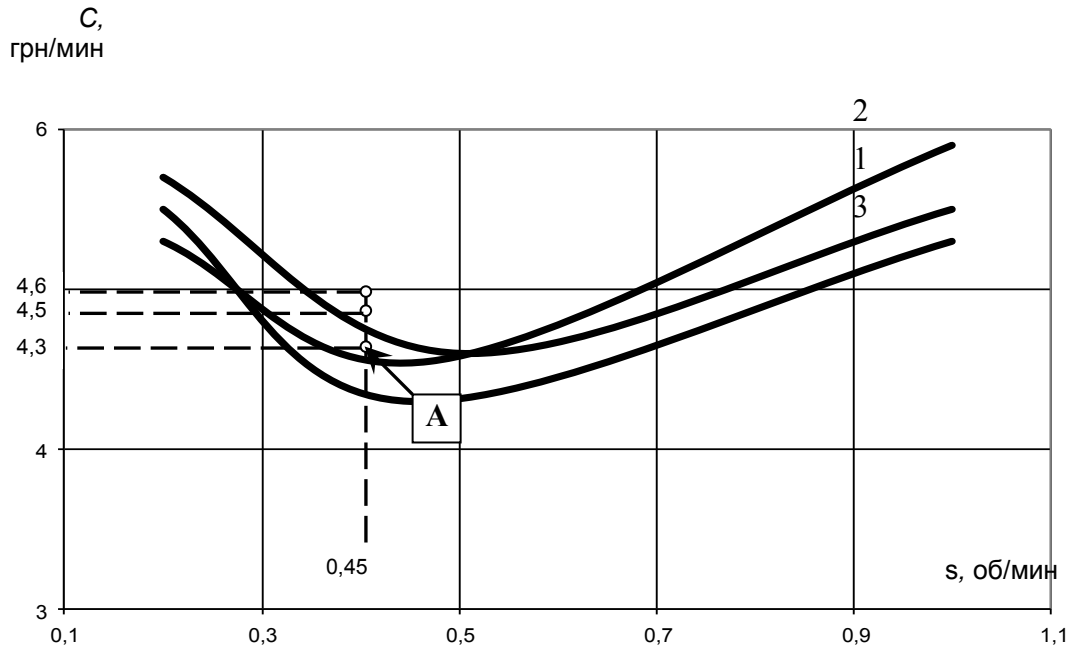


Рис. 1 - Влияние подачи на удельную стоимость технологической операции с учетом уровня разряда работ: 1 –уровень $PP = 3$; 2 –уровень $PP = 4$; 3 –уровень $PP = 5$.

2. Исследованиями установлено, что в качестве комплексного критерия оптимальности целесообразно применение аддитивной свертки нормированных значений отдельных критериев, использования которых позволяет:

3. обосновать изменение технологических режимов обработки при изменениях условий их выполнения;

4. обеспечить усовершенствование технологических операций и технологических процессов в целом путем целенаправленного изменения слабо формализуемых факторов и рационально использовать имеющиеся для этого ресурсы предприятия.

Литература: 1. Капустин Н.М. Разработка техпроцессов обработки деталей на станках с помощью ЭВМ. – М.: Машиностроение, 1976. – 288 с., ил. 2. Математичне моделювання технологічних процесів у машинобудуванні: Навч. посібник. А.І. Гордієнко, Л.Г. Полонсікий, П.П. Мельничук, М.Л. Хейфеці. – Житомир, ЖІТІ, 2001. – 190 с. 3. Харазов А.М., Цвид С.Ф. Методы оптимизации в технической диагностике машин. – М.: Машиностроение, 1983. – 132 с. 4. Якобс Г.Ю., Якоб Э., Кохан Д. Оптимизация резания. Параметризация способов обработки резанием с использованием технологической оптимизации / Пер. с нем. – М.: Машиностроение, 1981. – 279 с.

ВЛИЯНИЕ СТОХАСТИЧЕСКИХ ФАКТОРОВ НА ОПТИМИЗАЦИЮ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ

Мишура Е.В.

Рассмотрены вопросы выбора и обоснования комплексного критерия оптимальности технологической операции механической обработки, учитывающего влияние на эффективность технологической операции стохастических факторов. Доказано влияние стохастических факторов имеющих социальную направленность на результаты оптимизации типового технологического процесса механической обработки валков холодного проката. В качестве примера исследован фактор разряда работ станочника.

ВПЛИВ СТОХАСТИЧНИХ ФАКТОРІВ НА ОПТИМІЗАЦІЮ ТЕХНОЛОГІЧНИХ ПРОЦЕСІВ

Мішура Є.В.

Розглянуті питання вибору й обґрунтування комплексного критерію оптимальності технологічної операції механічної обробки, що враховує вплив на ефективність технологічної операції стохастичних факторів. Доведено вплив стохастичних факторів, що мають соціальну спрямованість на результати оптимізації типового технологічного процесу механічної обробки валків холодного прокату. Досліджено фактор розряду робіт верстатника.

INFLUENCE OF STOCHASTIC FACTORS ON OPTIMISATION OF TECHNOLOGICAL PROCESSES

Mishura E.V.

Questions of a choice and substantiation of complex criterion of an optimality of technological operation of the machining, considering influence on efficiency of technological operation of stochastic factors are considered. Influence of stochastic factors having a social orientation on results of optimisation of typical technological process of machining as shafts cold hire is proved. As an example the factor of the category of works of the machine operator is investigated.

УДК 621.941

М.В. Кіяновський, д. т. н., Н.І. Цивінда, к.т.н.

КТУ, Кривий Ріг, Україна

ВИРОБНИЧІ ДОСЛІДЖЕННЯ СТІЙКОСТІ ІНСТРУМЕНТАЛЬНИХ МАТЕРІАЛІВ ПРИ ОБРОБЦІ ДЕТАЛЕЙ ГІРНИЧО-МЕТАЛУРГІЙНОГО ОБЛАДНАННЯ**Вступ**

Криворізький регіон є одним з провідних постачальників залізної руди та металу в країні. Важкі умови роботи вузлів механізмів та машин обумовлюють застосування матеріалів, що здатні витримувати ударні навантаження, мають високу міцність та твердість. Це загартовані сталі (40ХН2МА, 38ХГН), високолеговані сталі (12Х18Н10Т), чавуни (СШХН, СПХН, ИЧХ) та високомарганцеві сплави (110Г13Л). Обробка таких матеріалів непродуктивна, бо пов'язана з заниженими режимами різання, викришенням та сколами ріжучих пластин через в'язкість, твердість чавунів та сталей або здатність до зміцнення високомарганцевих сплавів.

З метою підвищення ефективності обробки важкооброблювальних матеріалів проводились дослідження для виявлення стійкості інструментальних матеріалів при обробці деталей гірничо-металургійного обладнання та зафіксовані наступні показники: для обробки марганцевих сталей 110Г13Л (табл. 1), чавунів СПХН-59 (табл. 2), чавун СШХН-50 (табл. 3), сплав 200Х33НЗ (табл. 4).

Таблиця 1

Порівняльна таблиця стійкості інструменту при токарній обробці конусних броней $\varnothing 2200$ мм зі сталі 110Г13Л на токарно-карусельному верстаті мод. 1540

| Режими різання | Напаяний різець з пластинами з твердого сплаву ВК8 | Напаяний різець ВК8 з плазмовим підігріванням | Різець зі змінною поворотною пластиною з КНБ |
|--------------------------------------|--|---|--|
| Швидкість різання V , м/хв. | 6–8 | 12–16 | 70–120 |
| Число обертів заготовки n , об/хв. | 0,5–1 | 1,5–2 | 10–18 |
| Подача на 1 оберт S , мм/об | 1,5–2 | 2–3 | 0,4–0,6 |
| Глибина різання t , мм | 2–6 | 4–8 | 3–6 |
| Основний час T_o , год. | 31 | 23 | 9,3 |
| Стійкість ріжучої кромки, хв. | 45–50 | 50–60 | 100–120 |

В результаті аналізу виявлено, що стійкість інструменту з ПСТМ на основі КНБ у великій мірі визначаються режимами різання. Суттєвий вплив має швидкість різання і подача оскільки вони обумовлюють температуру на контактних поверхнях інструменту. Найбільший вплив на температуру має швидкість різання та зношення по задній поверхні пластини. Працездатність підвищується з підвищенням швидкості різання до 70-120 м/хв., при подачі 0,4-0,6 мм/об. Глибина різання має другорядне значення і залежить від форми і розмірів ріжучої пластини. Для круглої пластини діаметром 19 мм глибина різання $t = 3-6$ мм, для пластини діаметром 12 мм – глибина $t = 2-4$ мм.

Таблиця 2

Порівняльна таблиця стійкості інструменту при чорновому точінні по кірці валків прокатних СПХН-59 (HRC 48-50) на верстаті 165.

| Режими | T5K10 | Karloy (твердий сплав з покриттям CVD) | Mitsubishi (твердий сплав з покриттям CVD) |
|--|--------------------|--|--|
| Подача S, мм/об | 0,12 | 0,1 | 0,08 |
| Глибина різання t, мм | 6 | 6 | 6 |
| Оберти n, мм/хв. | 5 | 8 | 13 |
| Вартість різця, державка, грн. | 29 | 560,94 | 456 |
| Вартість пластини, грн. | - | 41,65 | 78 |
| Число різальних кромок | 1 | 8 | 8 |
| Кількість переточок | 10 | - | - |
| Ресурс державки – кількість різальних кромок | 10 | 400 | 400 |
| Стійкість – кількість різальних кромок на деталь | 5 | 2,5 | 1,5 |
| Вартість 1 різальної кромки, грн. | $29/10=2,9$ | $560,94/400+41,65/8=6,61$ | $456/400+78/8=10,89$ |
| Вартість інструменту на деталь, грн. | $2,9 \cdot 5=14,5$ | $6,61 \cdot 2,5=16,525$ | $10,89 \cdot 1,5=16,335$ |
| Машинний час на 1 деталь, год. | 6,5 | 5 | 3,61 |
| Вартість 1 години при обробці деталі, грн. | 18,87 | 18,87 | 18,87 |
| Вартість експлуатації обладнання на 1 деталь, грн. | 122,66 | 94,35 | 68,12 |
| Вартість обробки 1 деталі, грн. | 137,16 | 110,87 | 84,46 |

Валки прокатних станів на Криворіжжі виготовляються зі спеціальних чавунів СПХН-59, СШХН-50. Висока твердість обумовлює використання сучасних композитних матеріалів підвищеної стійкості (наприклад, полікристалічних надтвердих матеріалів (ПСТМ) на основі КНБ та ін.), інструментальні матеріа-

ли з багат шаровим покриттям, отриманим за різноманітними технологіями у поєднанні з технологічним обладнанням підвищеної жорсткості. Порівняльна ефективність використання пластин в виробничих умовах приведена в табл. 5.

Таблиця 3

Результати чорнового точіння бочки по кірці валка (чавун СШХН-50 HRC 42-44) з діаметру 415 мм на діаметр 380 мм, довжина обробки 812 мм, верстат 165

| Режими | ВК6М | Mitsubishi |
|--|------------------|-------------------------|
| Подача S, мм/об | 0,3 | 0,3 |
| Глибина різання t, мм | 5 | 5 |
| Оберти n, мм/хв. | 5-7 | 32 |
| Стійкість – кількість різальних кромок на деталь | 9 | 1,5 |
| Вартість різця, державки, грн. | 110,83 | 636,00 |
| Ресурс державки – кількість різальних кромок | 9 | 400 |
| Вартість пластини, грн. | - | 78,00 |
| Число різальних кромок | 1 | 8 |
| Кількість переточок | 9 | - |
| Вартість 1 різальної кромки, грн. | $110,83/9=12,31$ | $636/400+78/8=11,34$ |
| Кількість різальних кромок на деталь | 9 | 1,5 |
| Вартість інструменту на деталь, грн. | 110,83 | $11,34 \cdot 1,5=17,01$ |
| Машинний час на 1 деталь, год. | 42,9 | 4 |
| Вартість 1 год. При обробці валка, грн. | 26,24 | 26,24 |
| Вартість експлуатації обладнання на 1 деталь, грн. | 1125,7 | 104,96 |
| Вартість обробки 1 деталі, грн. | 1236,53 | 121,97 |

Таблиця 4

Результати обробки патрубку всмоктуючого з матеріалу 200X33H3 (HRC 60) при чорновій підрізці торця по кірці $\varnothing 920$, $L=40$ на токарно-гвинторізному верстаті 1660.

| Режими | BK6, BK8 | Mitsubishi |
|--|----------------------|----------------------|
| Подача S , мм/об | 0,18 | 0,45 |
| Глибина різання t , мм | 2,5 | 4 |
| Оберти n , мм/хв. | 2 | 2 |
| Вартість різця, державка, грн. | 30,69 | 672 |
| Вартість пластини, грн. | - | 60 |
| Число різальних кромок | 1 | 8 |
| Кількість переточок | 9 | - |
| Ресурс державки – кількість різальних кромок | 9 | 400 |
| Стійкість – кількість різальних кромок на деталь | 8 | 2 |
| Вартість 1 різальної кромки, грн. | $30,69/9=3,41$ | $672/400+60/8=9,18$ |
| Вартість інструменту на деталь, грн. | $3,41 \cdot 8=27,28$ | $9,18 \cdot 2=18,36$ |
| Машинний час на 1 деталь, год. | 3,703 | 1,433 |
| Вартість 1 год. При обробці деталі, грн. | 47,4 | 47,4 |
| Вартість експлуатації обладнання на 1 деталь, грн. | 175,52 | 67,938 |
| Вартість обробки 1 деталі, грн. | 202 | 86,3 |

Результати досліджень супроводжувались розрахунками економічної ефективності, що дозволяє зробити висновок про доцільність використання тих чи інших інструментів.

Таблиця 5

Порівняльна ефективність використання пластин в виробничих умовах

| Найменування деталі, характеристика деталі \varnothing , L , твердість | Вартість обробки, грн. | | | | | | |
|---|------------------------|---------------|--------|------------|------------------|--------|-----------------|
| | Киборит | Твердий сплав | Karloy | Mitsubishi | Sandvik Coromant | Walter | Stock (Topstar) |
| Валок прокатний СПХН-59, токарна чорнова, $\varnothing 380$, $L=290$, HSD 59-66 | 62,16 | 311,54 | 98,66 | 56,6 | 72,68 | 69,21 | 84,71 |
| Вал сталь 45, токарна чистова, $\varnothing 160$, $L=290$, HB 170-190 | - | 4,84 | 2,51 | 2,31 | 2,2 | - | - |
| Лезо наплавлене, фрезерна $80 \times 590 \times 240$, HRC 51 | - | - | 5,26 | 3,71 | 3,23 | - | - |

Ці результати досягаються при призначенні режимів обробки, які забезпечують прийнятну працездатність інструментального матеріалу (принаймі закінчення обробки поверхні) (табл. 7, 8).

Таблиця 6

Режими різання для чистової обробки валків прокатних на верстаті 1Н65

| Режими різання | Karloy NC6110 (твердий сплав з покриттям CVD) | Mitsubishi | |
|-----------------------|--|--|--------------|
| | | UC5115 (твердий сплав з покриттям CVD) | MB 730 (КНБ) |
| Число обертів, об/хв. | 55 | 70 | 120 |
| Глибина різання, мм | 3,0 | 4,0 | 0,8-1,0 |
| Подача, мм/об | 0,4 | 0,5 | 0,2-0,3 |

Таблиця 7

Рекомендовані режими різання для обробки броней дробарок з матеріалу 110Г13Л на верстаті 1Н65.

| Режими різання | Mitsubishi | | |
|-----------------------|-----------------|-----------------|--------------|
| | VP15TF (кермит) | VP10RT (кермит) | MB 730 (КНБ) |
| Число обертів, об/хв. | 130 | 130 | 160 |
| Глибина різання, мм | 0,2-0,8 | 0,3-0,4 | 0,1-0,3 |
| Подача, мм/об | 0,1-0,15 | 0,1-0,15 | 0,1-0,5 |

Висновки

Таким чином порівняння показників стійкості, експлуатаційних властивостей, ефективності обробки приводить до висновку про переважне застосування для обробки деталей гірничо-металургійного обладнання ріжучих пластин на основі кубічного нітриду бору (КНБ), які задовольняють самі широкі вимоги виробників гірничо-металургійного обладнання, а саме: (Київ – Киборит, Mitsubishi – MB835, MB730, Karloy – KB320, KB360).

Використання пластин на основі КНБ призводить до збільшення швидкості різання до 80-120 м/хв., зниження трудомісткості обробки у 2-6 разів. При високих швидкостях різання в поверхневому шарі деталі не відбувається структурних змін. Але є застереження, що основним недоліком ріжучого інструменту з КНБ є висока вартість та нездатність витримувати ударні навантаження. Тому питання стійкості ріжучого інструменту з КНБ основна причина обмеження застосування в виробничих умовах, що впливає на термін експлуатації інструменту і на собівартість виготовлення деталей.

Література: 1. Цивінда Н.І. Аналіз вибору інструментального матеріалу для обробки важкооброблювальних матеріалів деталей гірничого машинобудування / Н.І. Цивінда // Вісник КТУ. – 2009. – №24. – С. 70–73.

ВИРОБНИЧІ ДОСЛІДЖЕННЯ СТІЙКОСТІ ІНСТРУМЕНТАЛЬНИХ МАТЕРІАЛІВ ПРИ ОБРОБЦІ ДЕТАЛЕЙ ГІРНИЧО-МЕТАЛУРГІЙНОГО ОБЛАДНАННЯ

М.В. Кіяновський, д. т. н., Н.І. Цивінда, к.т.н.

Проведені виробничі дослідження стійкості інструментальних матеріалів для обробки деталей гірничо-металургійного обладнання на підприємствах криворізького регіону з метою виявлення інструментальних матеріалів оптимальних за якістю та продуктивністю механічної обробки. Результати доповнюються даними про економічну ефективність застосування інструментальних матеріалів в умовах обробки, що дозволяє обґрунтувати рекомендації по їх вибору.

ПРОИЗВОДСТВЕННЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ СТОЙКОСТИ ИНСТРУМЕНТАЛЬНЫХ МАТЕРИАЛОВ ПРИ ОБРАБОТКЕ ДЕТАЛЕЙ ГОРНО-МЕТАЛЛУРГИЧЕСКОГО ОБОРУДОВАНИЯ

М.В. Кияновский, д. т. н., Н.И. Цивинда, к.т.н.

Проведены производственные исследования устойчивости инструментальных материалов для обработки деталей горно-металлургического оборудования на предприятиях криворожского региона с целью выявления инструментальных материалов оптимальных по качеству и производительности механической обработки. Результаты дополняются данными об экономической эффективности применения инструментальных материалов в условиях обработки, что позволяет обосновать рекомендации по их выбору.

PRODUCTION RESEARCHES OF FIRMNESS OF INSTRUMENTAL MATERIALS AT TREATMENT OF DETAILS GORNO METALLURGICAL MECHANISMS

M.V. Kiyanovskiy, d. t. n., N.I. Civinda, k.t.n.

Past production of stability of instrumental materials for processing parts of mining equipment and metallurgical enterprises rih region to identify the best tool material for quality and productivity of machining. Results supplemented by data on the economic efficiency of tool materials in processing, allowing recommendations to justify their choice.

УДК. 621.82

Б. Гевко д. т. н., О. Ляшук к. т. н., І. Стойко к. т. н., А. Драган к. т. н.
ТНТУ ім. І. Пулюя, м. Тернопіль, Україна

ТЕХНОЛОГІЧНІ ПЕРЕДУМОВИ ФОРМУВАННЯ ГВИНТОВИХ ГОФРОВАНИХ ЗАГОТОВОК

Вступ

Актуальність теми. Незважаючи на значну кількість наукових праць, які присвячені виробництву гвинтових заготовок, рівень технологічного забезпечення для виготовлення гвинтових гофрованих заготовок залишається недостатнім, а наукова база для його створення не завжди відповідає сучасним вимогам за матеріалом та енергоємністю. Гвинтові гофровані заготовки (ГГЗ) широко використовуються у змішувачах, теплообмінниках, машинах для борботачії вільних абразивів, подрібнювачах, зволожувачах сипких матеріалів, та інше.

Аналіз останніх результатів дослідження. Дослідженню технологічних процесів виготовлення ГГЗ займалися ряд вчених Мошнін Є.М. [1], Гевко Б.М. [2] Аверкиєв Ю.А. [3] Драган А.П. [4] та інші. Однак питання формування ГГЗ на обкатних універсальних верстах парами ортогональних і неортогональних формувальних інструментів досліджено недостатньо, тому потребують подальших експериментальних і теоретичних досліджень.

Мета роботи. Розробити технологічні передумови виготовлення гвинтових гофрованих заготовок на універсальних обкатних верстатах парою ортогональних і неортогональних формуютьорюючих інструментів. Розробити методикку проектування вищевказаних пар формувальних інструментів, їх виготовити і привести комплекс експериментальних досліджень для уточнення теоретичних залежностей. Видати практичні рекомендації виробництву з виробництва ГГЗ.

Реалізація роботи

Процес утворення гвинтових гофрованих заготовок можна здійснювати конічними прямозубими колесами з заокругленими профільними зубами.

Крім відомих способів утворення гофр на гвинтових заготовках можна використовувати прямі та конічні колеса із зубами, що відповідають профілю утворюваної гофри (рис. 1). Перевагою цього методу над попередніми є те, що в процесі гнуття утворюються криволінійні ділянками точного профілю.

Зусилля гофроутворення P_0 колесами із спеціальними зубами визначено аналогічно до зусиль при використанні модульних зубчастих коліс. Змінюється лише значення плеча прикладувального зусилля на деформувальних зубах l_6 , яке визначається з залежності

$$l_g = \frac{t}{2} - 2r_3 \sin \alpha, \quad (1)$$

де l_g – плече прикладання сили формування гофри, мм; r_3 – радіус заокруглення зубів, мм; t – крок зубів, мм.

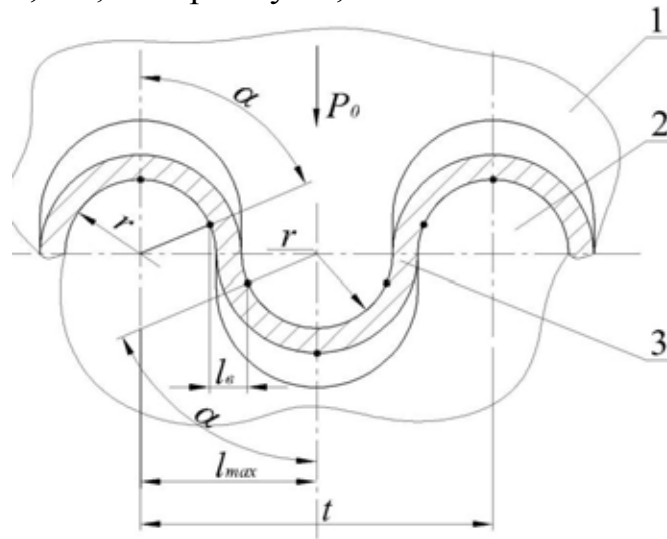


Рис. 1 – Розрахункова схема гофроутворення гвинтових заготовок колесами із спеціальним закругленим профілем зубів:

1 – зуби верхнього колеса; 2 – зуби нижнього колеса; 3 – стрічка

Зусилля формування гофр прямозубими формувальними колесами визначають з залежності [4]

$$P_0 = \frac{4bS^2(1,5 + \varepsilon_b)\sigma_b}{6\left(\frac{t}{2} - 2r_3 \cdot \sin \alpha\right)}, \quad (2)$$

де P_0 – зусилля гофроутворення гвинтових заготовок колесами з прямими зубами, Н; S – товщина стрічки, мм; ε_b – відносне видовження матеріалу в початковий момент утворення шийки; σ_b – тимчасовий опір розриву; b – ширина гофрованої стрічки, мм.

Зусилля згинання розраховано без впливу сил тертя, що діють в контактних зонах. Встановлено, що сили тертя в контактних зонах спричиняють розтягування заготовки і відповідно зміщення радіуса нейтральної поверхні [1].

Тоді залежність зусилля згинання буде відрізнятись від залежності без врахування сил тертя на величину коефіцієнта k_T .

$$P_T = k_T \cdot P_0, \quad (3)$$

де k_T – коефіцієнти сили тертя.

$$k_T = \frac{2l}{2l + (\operatorname{tg} \gamma - f_1 + f_2)S}, \quad (4)$$

де γ – кут, що охоплює зону зминання, для широких стрічок $\gamma \rightarrow 0$, град; f_1, f_2 – коефіцієнти тертя на першому і другому зубі відповідно.

Оскільки зуби виконані з однакового матеріалу, то $f_1=f_2$, і тому k_T є незначним.

На рис.2 представлено технологічний процес формування ГГЗ подано ортогональних і неортогональних зубчастих коліс на на універсальному обкатному верстаті моделі 5A725.



6 5 4 3 2 1

а)

при ($\alpha=90^\circ$) на обкатному верстаті:

1-смуга; 2-ведучий шпиндель; 3-упорне кільце; 4-пара конічних зубчастих коліс; 5-гвинтова гофрована заготовка; 6-ведений шпиндель



б)

при ($\alpha=60^\circ$) на обкатному верстаті 5A725

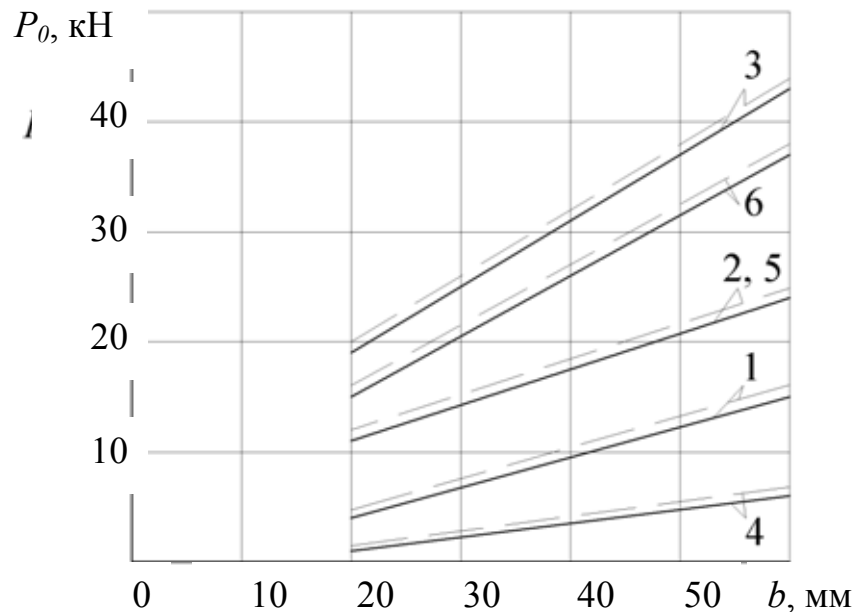
Рис. 2 – Технологічний процес формоутворення ГГЗ парою ортогональних; а) та неортогональних б) формувальних інструментів.

Процес здійснюється наступним чином: заготовку у вигляді смуги 1 подають у щілину між зубчастими формувальними інструментами 4. Вмикають привід верстату та здійснюють процес обкатування. Перевагою запропонованого процесу є те, що стрічка одночасно гофрується й скручується в спіраль.

В процесі експериментальних досліджень здійснювали навивання ГГЗ із смуг товщиною 0,5-3 мм, шириною 10-80 мм із сталей ст3, 08 кп, алюмінієвих і мідних сплавів парами ортогональних і неортогональних конічних зубчастих формувальних інструментів з кутами їх взаємного розміщення 35, 60 і 90°.

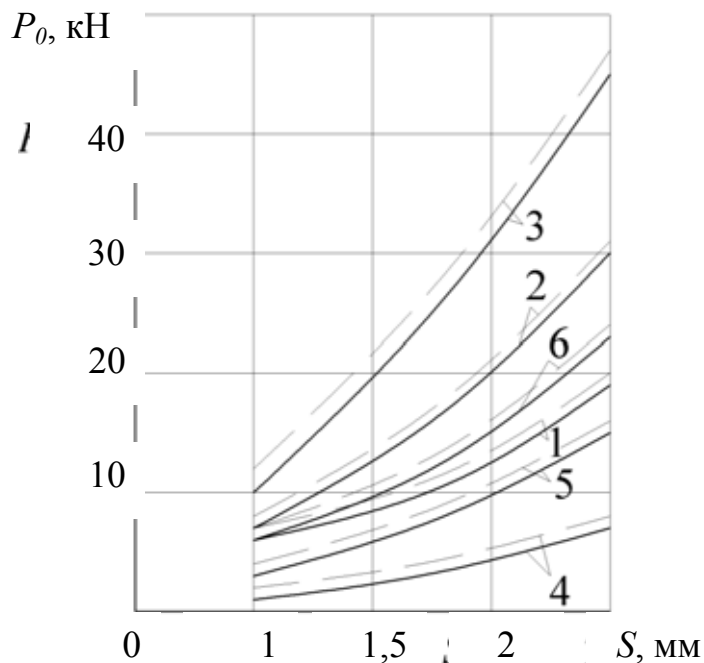
Встановлено, що вплив сил тертя є незначним, а отже зусилля формоутворення, з достатньою для практичних цілей точністю, можна визначити за залежностями (2-4)

На основі рівнянь (2-4) побудовано графіки залежності сили гофроутворення від товщини і ширини стрічки, а також кроку гофр (рис. 3–5).



— — — прями колеса ————— конічні колеса

Рис. 3 - Залежність сили гофроутворення від ширини стрічки ($t=20$ мм; $\alpha=70^\circ$):
сталь 08кп – 1) $S=1$ мм; 2) $S=1,5$ мм; 3) $S=2$ мм;
алюміній – 4) $S=1$ мм; 5) $S=2$ мм; 6) $S=2,5$ мм



— — — прями колеса ————— конічні колеса

Рис. 4 - Залежність сили гофроутворення від товщини стрічки ($t=40$ мм; $\alpha=80^\circ$):
сталь 08кп – 1) $b=20$ мм; 2) $b=40$ мм; 3) $b=60$ мм;
алюміній – 4) $b=30$ мм; 5) $b=40$ мм; 6) $b=60$ мм

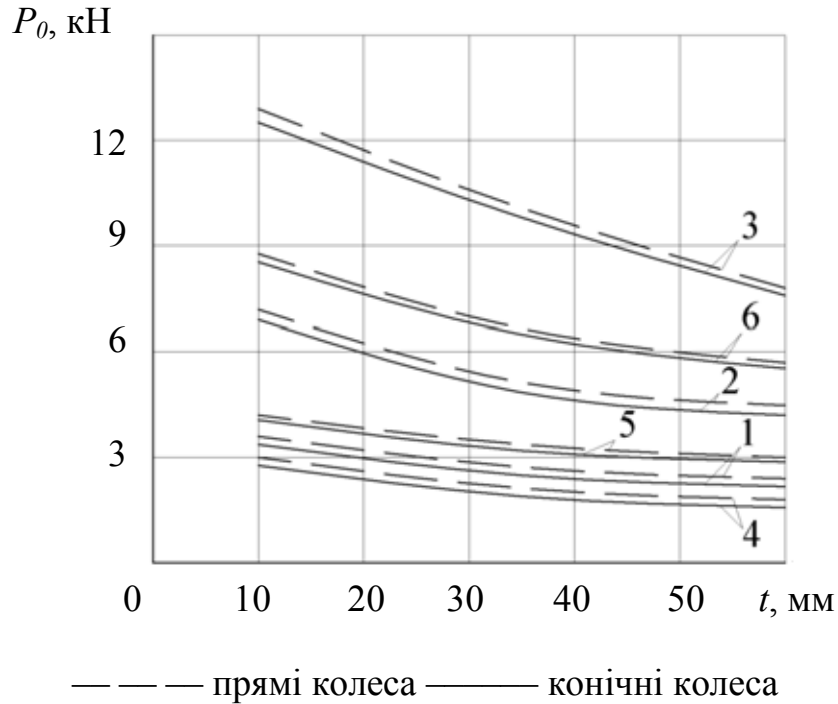


Рис. 5 - Залежність сили гофроутворення від кроку гофр ($S=1,5\text{мм}$; $\alpha=60^\circ$):
сталь 08кп – 1) $b=20\text{мм}$; 2) $b=30\text{мм}$; 3) $b=50\text{мм}$;
алюміній – 4) $b=30\text{мм}$; 5) $b=40\text{мм}$; 6) $b=60\text{мм}$

З рисунків видно, що із збільшенням ширини і товщини стрічки зусилля формування збільшується, а із збільшенням кроку гофр воно зменшується.

Розглянемо технологічний процес формоутворення гофр під час навивання гофрованих гвинтових заготовок на оправу з радіусом r відбувається розтяг зовнішніх шарів металу на величину Δt і стиск внутрішніх шарів на величину Δn . Розглянемо елементарну частину гофрованої стрічки шириною b із кроком гофрування f під час деформування навколо оправы (рис. 6). Розтяг верхніх шарів Δt і стиснення нижніх Δn відбувається до умовного нейтрального шару з радіусом ρ_0 , який приймаємо приблизно $r + \frac{b}{2}$. Із фігури CDO визначаємо величину стиснутого шару n :

$$n = r\alpha, \quad (5)$$

де r – радіус гофрованої заготовки.

$$\text{де } \alpha \text{ з } \Delta KLO: \alpha = \arcsin \frac{f/4}{\rho_0} \approx \arcsin \frac{f/4}{r + \frac{b}{2}}.$$

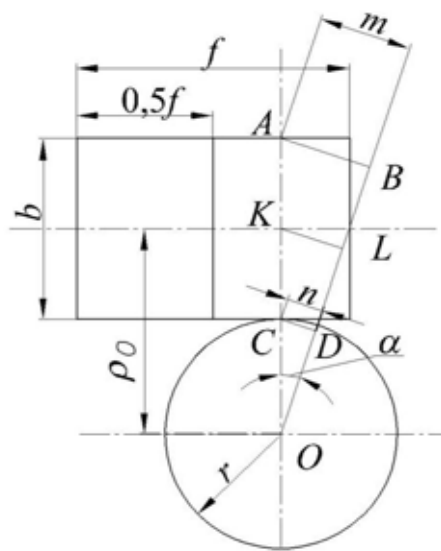


Рис. 6 - Схема розрахунку деформації стрічки при навиванні на оправку

Тоді величина стиску Δn дорівнює:

$$\Delta n = \frac{f}{4} - n = \frac{f}{4} - r \arcsin\left(\frac{f/4}{\rho_0}\right). \quad (6)$$

Із фігури ABO визначаємо величину розтягнутого шару:

$$m = (r + b) \cdot \alpha. \quad (7)$$

Величину розтягу визначимо за залежністю:

$$\Delta m = m - \frac{f}{4} = (r + b) \arcsin\left(\frac{f/4}{\rho_0}\right). \quad (8)$$

Висновки

На основі проведених досліджень можна зробити наступні висновки:

1. Розроблено технологічні передумови технології формування гофрах гвинтових заготовок і встановлені теоретичні залежності для визначення величини стискування і розтягування шарів металу у відповідних зонах.
2. Проведені експериментальні дослідження технологічного процесу формування ГГЗ на універсальному обкатному верстаті 5A725 шириною стрічок 10...80 мм і товщиною 0,5...3 мм з різних матеріалів.

ЛІТЕРАТУРА: 1. Мошнин Є.М. Гибка и правка на ротационных машинах. М.: Машиностроение., 1977 – 265 с. **2.** Гевко Б.М. Технология изготовления сиралей шнеков. Львов: Высшая школа. 1986, -128 с. Аверхеив Ю.А. Холодная штамповка. Изд. Ростовского на Дону у-та, Ростов на Дону., 1994 – 288с. **3.** Драган А.П. теоретичні передумови технологічного процесу виготовлення гвинтових гофрованих заготовок. Дис. канд. тех. наук. Тернопіль., 210с. **4.** Патент №7813, Україна. Верстат для виготовлення гвинтових гофрованих заготовок. Гевко Б.М., Драган А.П., Дячун А.Є. Бюл. №3, 2005.

ТЕХНОЛОГІЧНІ ПЕРЕДУМОВИ ФОРМУВАННЯ ГВИНТОВИХ ГОФРОВАНИХ РОБОЧИХ ЗАГОТОВОК

Б. Гевко д. т. н., О. Ляшук. т. н., І. Стойко к. т. н., А. Драган к. т. н.

Розглянуто технологічний процес навивання гвинтових гофрованих заготовок з використанням зубчастих формувальних інструментів. Приведена методика розрахунку силових параметрів технологічного процесу і конструктивних параметрів формувальних зубчастих інструментів. Дані практичні рекомендації з виробництва гвинтових гофрованих заготовок на універсальних обкатних верстатах.

ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ ПРЕДПОСЫЛКИ ФОРМИРОВАНИЯ ВИНТОВОГО Гофрированный РАБОЧИХ ЗАГОТОВОК

Б. Гевко д.т.н., А. Ляшук. т. н. И. Стойко к.т.н., А. Драган к.т.н.

Рассмотрены технологический процесс навивки винтовых гофрированных заготовок с использованием зубчатых формовочных инструментов. Приведена методика расчета силовых параметров технологического процесса и конструктивных параметров формовочных зубчатых инструментов. Даны практические рекомендации по производству винтовых гофрированных заготовок на универсальных обкаточного станках.

TECHNOLOGICAL PRECONDITION OF HELICAL CORRUGATED BLANKS WORKING

B. Hewko Dr. Sc., O. Lyashuk. Sc., I. Stoyko Ph.D., A. Dragan Ph.D.

Considered process shaping helical corrugated blanks using the gear molding tool. The method of calculation of power parameter process and design parameters of gear molding tools. These practical recommendations for the production of spiral corrugated blanks obkatnyh on universal machines.

УДК 631.36

Гевко І.Б., к.т.н.

ТНТУ ім. І. Пулюя, м. Тернопіль, Україна

ДО ПИТАННЯ МОДЕЛЮВАННЯ ГОФРОВАНИХ ГВИНТОВИХ РОБОЧИХ ОРГАНІВ МАШИН

Вступ

Однією із передумов подолання кризової ситуації у національній економіці є подальший розвиток сільськогосподарського машинобудування, який сприяє зростанню продуктивності праці, підвищенню ефективності виробництва, покращенню якості продукції та вимагає принципово нових підходів до створення і використання високоєфективних ресурсощадних технологій.

Незважаючи на значну кількість наукових праць, які присвячені виробництву гвинтових заготовок, рівень технологічного забезпечення для виготовлення гвинтових і кільцевих гофрованих заготовок в нашій країні та за її межами залишається недостатнім, а наукова база для його створення не завжди відповідає сучасним вимогам за матеріало- та енергомісткістю.

Серед зазначених проблем важливе місце посідає дослідження та розроблення прогресивних технологічних процесів формоутворення гвинтових гофрованих заготовок (ГГЗ), які набули широкого застосування у змішувачах, теплообмінниках, машинах для борботачії вільних абразивів, подрібнення для крапельного і вихрового зволоження, в кондитерській і фармацевтичній промисловостях для збивання в'язких мас тощо. Підвищені вимоги до конструктивних і технологічних параметрів, якості, надійності та довговічності, розширення функціональних можливостей ГГЗ потребують глибокого аналізу існуючих конструкцій і технологій їх виготовлення та розроблення на цій основі науково обґрунтованих теоретичних та експериментальних напрацювань та їх успішного впровадження у виробництво.

Отже, дослідження спрямовані на розроблення та практичну реалізацію раціональних конструктивних і технологічних процесів отримання гвинтових і кільцевих гофрованих заготовок сільськогосподарських машин є актуальними, доцільними та перспективними з точки зору впровадження конкурентноздатних технологій з високими техніко-економічними показниками.

Аналіз результатів дослідження. Питанням розроблення профільних гвинтових гофрованих робочих органів (ГГРО) сільськогосподарських та інших машин присвячені наукові праці Григор'єва А.В. [1], Германа Х. [2], Гевко Б.М., Рогатинського Р.М. [3], Куцина Л.М. [4] та інші. Однак цілий ряд питань, які пов'язані з особливостями виконання специфічних технологічних процесів потребують свого вирішення.

Мета роботи. Тому метою даної роботи є математична формалізація опису гвинтових поверхонь для подальшої розробки математичних моделей

технологічних процесів в яких використовують ГГРО і їх взаємодії з робочим середовищем і розробленням технології їх виготовлення.

Робота виконується згідно постанови Кабінету Міністрів України “Про розвиток сільськогосподарського машинобудування і забезпечення агропромислового комплексу конкурентноздатною технікою” на 2005...2009 роки.

Реалізація результатів досліджень. У різних галузях народного господарства, в сільськогосподарському виробництві зокрема, значне поширення мають гофровані гвинтові стрічки (спіралі) різних шнекових робочих органів. Їх використання зумовлене по перше: технологічними системами, а саме можливістю впровадження прогресивних процесів навивання та прокатування при виготовленні широкострічкових шнекових елементів і по друге: підвищеною міцністю спіралей на згин.

Як показали дослідження до переваг гофрованих гвинтових заготовок відносяться наступні:

- додаткові переміщення сипких матеріалів в змішуваних зонах за рахунок гофр;
- покращення змішування сипких матеріалів за рахунок неоднакової швидкості руху частинок, які контактують з поверхнями різних параметрів гофр і кроків спіралей;
- можливість збільшення відносної товщини спіралі в межах 15..25%.
- зменшення зусилля формоутворення а порівнянні з щільним навиванням на 15..30%;
- зменшення товщини спіралі за зовнішнім діаметром, що забезпечує підвищення надійності і довговічності стрічкових змішувачів.

При гофроутворенні спіралі, що зумовлене технологією виготовлення, складки (гофри) утворюються на внутрішній стороні стрічки за умови збереження довжини елементарних смуг до і після формоутворення.

При формоутворенні кільця в першому наближенні рівняння гофрованої його поверхні кільця опишеться залежністю:

$$z = A(\rho) \sin(\varphi m / 2\pi), \quad (1)$$

де $A(\rho)$ - амплітуда гофрів, що визначається із умови заданого закону зміни видовжень смуг; m – кількість гофрів на одному повному витку; ρ та φ незалежні параметри полярної системи координат:

$$\int_0^{2\pi} \sqrt{\rho^2 + A^2(\rho) \sin 2\varphi} d\varphi = \lambda_\rho L_{zg}, \quad (2)$$

де L_{zg} - довжина заготовки, що необхідна на один виток, мм;

λ - коефіцієнт зміни довжини стрічки при формоутворенні.

При формуванні із такого кільця гвинтової стрічки отримуємо складні періодичні гвинтові поверхні, аналітичний опис яких у декартових координатах є громіздким і незручним в користуванні.

Тому в цьому випадку, як і в низці інших доцільно переходити до іншої системи координат, а саме криволінійної гвинтової системи, зображеної на рис. 1.

Виділимо гвинтову лінію параметрами ρ та c і незалежною змінною τ , що описується рівнянням $\bar{r} = \rho \cos \bar{a} + \rho \sin \bar{a} + c \bar{k}$ і належить гвинтовій поверхні $\bar{r}_{uv} = u \cos v + u \sin v + cv \bar{k}$, де $v = \tau$, $u = \rho$. В кожній точці цієї гвинтової лінії можна виділити супровідний трикутних векторних ортів; дотичної \bar{e}_t , нормалі \bar{e}_n та бінормалі \bar{e}_g . Вибравши систему трьох координатних поверхонь таким чином, що в кожній точці простору кожна із них перпендикулярна відповідному орту супровідного трикутника отримаємо ортогональну тривимірну координатну систему:

$$ox^1x^2x^3 \equiv ontb. \quad (3)$$

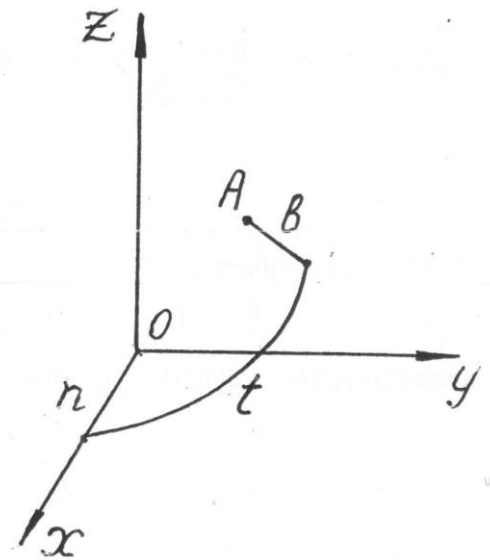
Для виявлення зв'язку між координатними системами $ox^1x^2x^3$ та $ontb$ зручно користуватись перехідною циліндричною системою координат $o\rho\varphi z$, яка також буде широко використовуватись в подальшому.

Рівняння зв'язку систем $oxyz$ та $o\rho\varphi t$ мають вигляд:

$$x = \rho \cos \varphi.; y = \rho \sin \varphi.; z = z. \quad (4)$$



а) 1-заготовка; 2-ведучий шпindel; 3-упорне кільце; 4-пара конічних зубчастих коліс; 5-гвинтова гофрована заготовка; 6-ведений шпindel



б)

Рис.1 - Гофровані гвинтові спіралі виготовлені парою ортогональних формувальних інструментів ($\alpha=90^\circ$) на обкатному верстаті та гвинтова система координат $ontb$ /б/ для їх формалізованого опису: 1-заготовка; 2-ведучий шпindel; 3-упорне кільце; 4-пара конічних зубчастих коліс; 5-гвинтова гофрована заготовка; 6-ведений шпindel

Рівняння зв'язку систем $o\rho\varphi t$ та $ontb$ описується наступними залежностями:

$$n = \rho; t = \varphi \sqrt{\rho^2 + c^2}; b = (z - c\varphi) \frac{\rho}{\sqrt{\rho^2 + c^2}}, \quad (5)$$

де c – параметр кроку гвинтової поверхні і відповідної її криволінійної системи координат $c = T/(2\pi)$.

Отже зв'язок системи координат буде наступним:

$$\begin{aligned} x &= n \cos \left[\frac{t}{\sqrt{n^2 + c^2}} \right]; \quad y = n \sin \left[\frac{t}{\sqrt{n^2 + c^2}} \right] \\ z &= \frac{b\sqrt{n^2 + c^2}}{n} + \frac{ct}{\sqrt{n^2 + c^2}} \end{aligned} \quad (6)$$

У криволінійній гвинтові системі координат рівняння прямого гелікоїда прийме вигляд: $b = 0$, а рівняння косоного гелікоїда із кутом нахилу δ твірної у криволінійній гвинтові системі координат має вигляд:

$$b = \frac{n^2 \operatorname{tg} \delta}{\sqrt{n^2 + c^2}} = \frac{\rho^2 \operatorname{tg} \delta}{\sqrt{\rho^2 + c^2}} \quad (7)$$

Рівняння періодичної (гофрованої) гвинтової поверхні буде наступним:

$$b = A(n) \sin \frac{tm}{\sqrt{n^2 + c^2}}. \quad (8)$$

Довжина дуги у системі координат o_n описується наступною залежністю:

$$dS^2 = \sqrt{dn^2 + dt^2 + db^2} \quad (9)$$

$$\int_0^{t_3} \sqrt{1 + A^2(n) \sin^2 \frac{2tm}{\sqrt{n^2 + c^2}}} dt = \lambda_p L_3, \quad (10)$$

де $t_3 = \frac{L_3 \sqrt{n^2 + c^2}}{\sqrt{\rho_0^2 + c^2}}$ - довжина гвинтової лінії параметром $\rho = n$;

L_3 - довжина заготовки, мм;

ρ_0 - радіус нейтрального шару деформації, мм.

Розглянемо формалізований опис гвинтових профілів гвинтових поверхонь із постійними конструктивними параметрами.

Робочою поверхнею транспортуючих та змішуючих шнеків сільськогосподарських машин є гвинтова поверхня. Якщо вона має гвинтову симетрію, то в загальному випадку у параметричному вигляді поверхня прямого гелікоїда із кутом нахилу твірної до осі шнека $\beta = 90^\circ$, буде описуватись залежностями:

$$x = u \cos v; \quad y = u \sin v; \quad z = T v / (2\pi), \quad (11)$$

де u, v – радіальний та кутовий параметри.

Для кінцевого шнеку, залежність (1) не зміниться, а $d(z) < 2u < D(z)$.

Рівняння довільної гвинтової поверхні у векторній формі запишеться у вигляді:

$$\bar{r}(u, v) = u \cos v \bar{i} + u \sin v \bar{j} + z(u, v) \bar{k}. \quad (12)$$

Вектори, базиси дотичної площини відповідно наберуть вигляду

$$\begin{aligned} \bar{r}_1 = r_u(u, v) &= \cos v \bar{i} + \sin v \bar{j} + f'(u) \bar{k} \\ \bar{r}_2 = r_v(u, v) &= -u \sin v \bar{i} + u \cos v \bar{j} + (T/2\pi) \bar{k}. \end{aligned} \quad (13)$$

Одиничний вектор нормалі до гвинтової поверхні в довільній точці буде мати вигляд

$$n_{uv} = \frac{\bar{r}_1 \cdot \bar{r}_2}{|\bar{r}_1 \cdot \bar{r}_2|} = \begin{vmatrix} i & j & k \\ \cos v & \sin v & f'(u) \\ -u \sin v & u \cos v & T/(2\pi) \end{vmatrix}. \quad (14)$$

Висновки:

1. Розроблена методика моделювання гофрованих гвинтових робочих органів сільськогосподарських та інших машин для виконання операцій змішування, роботи в теплообмінниках та інше.

2. Виведені аналітичні залежності, які описують профіль гвинтових гофрованих поверхонь у параметричному вигляді на сонові яких можна розробляти відповідні гвинтові гофровані робочі органи сільськогосподарських машин.

Літератури: 1. Григорьев А.М. Витовые конвейеры. – М.Машиностроение. – 1972. 2.Герма Х. Шнековые механизмы в технологии ФРГ. Л.1975. – 226 с. 3. Гевко Б.М., Рогатинський Р.М. Винтовые подающие механизмы сельскохозяйственных машин. – Львів, 1989. – 256с. 4. Куцын Л.М. Механико-технологические основы создания транспортирующих дозирующих и смешивающих устройств приготовления кормов для животноводческих ферм. Автореф. дис. Д.т.н. Ростов на Дону. – 1982.

ДО ПИТАННЯ МОДЕЛЮВАННЯ ГОФРОВАНИХ ГВИНТОВИХ РОБОЧИХ ОРГАНІВ МАШИН

Гевко І.Б., к.т.н.

Приведена методика моделювання гофрованих гвинтових робочих органів сільськогосподарських і інших машин. Виведено аналітичні залежності, які описують профіль гвинтових гофрованих робочих органів для виконання різних операцій.

К ВОПРОСУ МОДЕЛИРОВАНИЯ ГОФРИРОВАННЫХ РАБОЧИХ ОРГАНОВ МАШИН

Гевко И.Б., к.т.н.

Приведенная методика моделирования гофрированных винтовых рабочих органов сельскохозяйственных и других машин. Выведены аналитические зависимости, которые описывают профиль винтовых гофрированных рабочих органов для выполнения разных операций.

TO QUESTION OF DESIGN OF THE CORRUGATED WORKINGS ORGANS OF MACHINES

Gevko I.B., k.t.n.

Resulted method of design of the corrugated spiral workings organs of agricultural and other machines. Analytical dependences which describe the type of the spiral corrugated workings organs for implementation of different operations are shown out.

УДК 621.82

**Ляшук О.Л. к.т.н., Данильченко Л.М. к.т.н., Білик С.Г. к.т.н.,
Гевко І.Б. к.т.н., Фльонц О.В. к.т.н.**
ТНТУ ім. І.Пулюя, м. Тернопіль, Україна

ТЕХНОЛОГІЯ ФОРМУВАННЯ БОКОВИХ ПРОФІЛІВ НАРІЗНИХ ПЛОСКИХ ПАСІВ

Вступ

У машинобудуванні широкого використання набули нарізні плоскі паси (НПП), полотена конвеєрних стрічок замкнутої кільцевої форми, які виготовляють з конвеєрних стрічок. Крім цього в машинобудуванні НПП з різними замками широко використовують в якості підвісних елементів коливальних вібраційних систем, подаючих, сортувальних, змішувальних та інших механізмів. Їх виготовляють з конвеєрної стрічки (КС) з тканин, з металічними кордами, пластмасові, шкіряні та інші.

У зв'язку з цим технологічні процеси формування бокових профілів цих ременів і полотен, вартість яких в 3...5 разів менша ніж суцільних різних типорозмірів, є актуальною задачею для машинобудівних підприємств.

Аналіз останніх досліджень і публікацій. Питанням розрізання КС різних типорозмірів для виготовлення НПП, полотен стрічкових конвеєрів та інше присвячені роботи Красовського В.А.[1], Іванова В.Н. [2], Лепетова В.А. [3], Логуша І.В. [4] та інших. Однак питаннями формування бокових профілів нарізних пасів в цих роботах приділено недостатньо уваги і цілий ряд питань потребують свого вирішення.

Мета роботи. Метою роботи є розроблення технологічного процесу формування бокових профілів нарізних плоских пасів, полотен конвеєрів та інших заготовок з визначенням силових і конструктивних параметрів технологічних процесів і технологічного оснащення.

Робота виконується згідно з координаційним планом Комітету з питань науки і техніки та Міністерства освіти та науки України з розділу "Машинобудування", "Високоєфективні технології в машинобудуванні" на 2010...2015 роки.

Реалізація роботи

Установка для формування бокових профілів нарізних плоских пасів, полотен конвеєрів та інших заготовок, зображено на рис. 1, яка виконана у вигляді рами 1 на якій жорстко встановлено горизонтальний рольганг 2, приводний електродвигун 3 з ланцюговою передачею 4 і приводними зірочками 5. До рами жорстко закріплено індуктор 6, який виконано у вигляді гвинтового еліпсного соленоїда з трубок круглого або прямокутного поперечного перерізу.

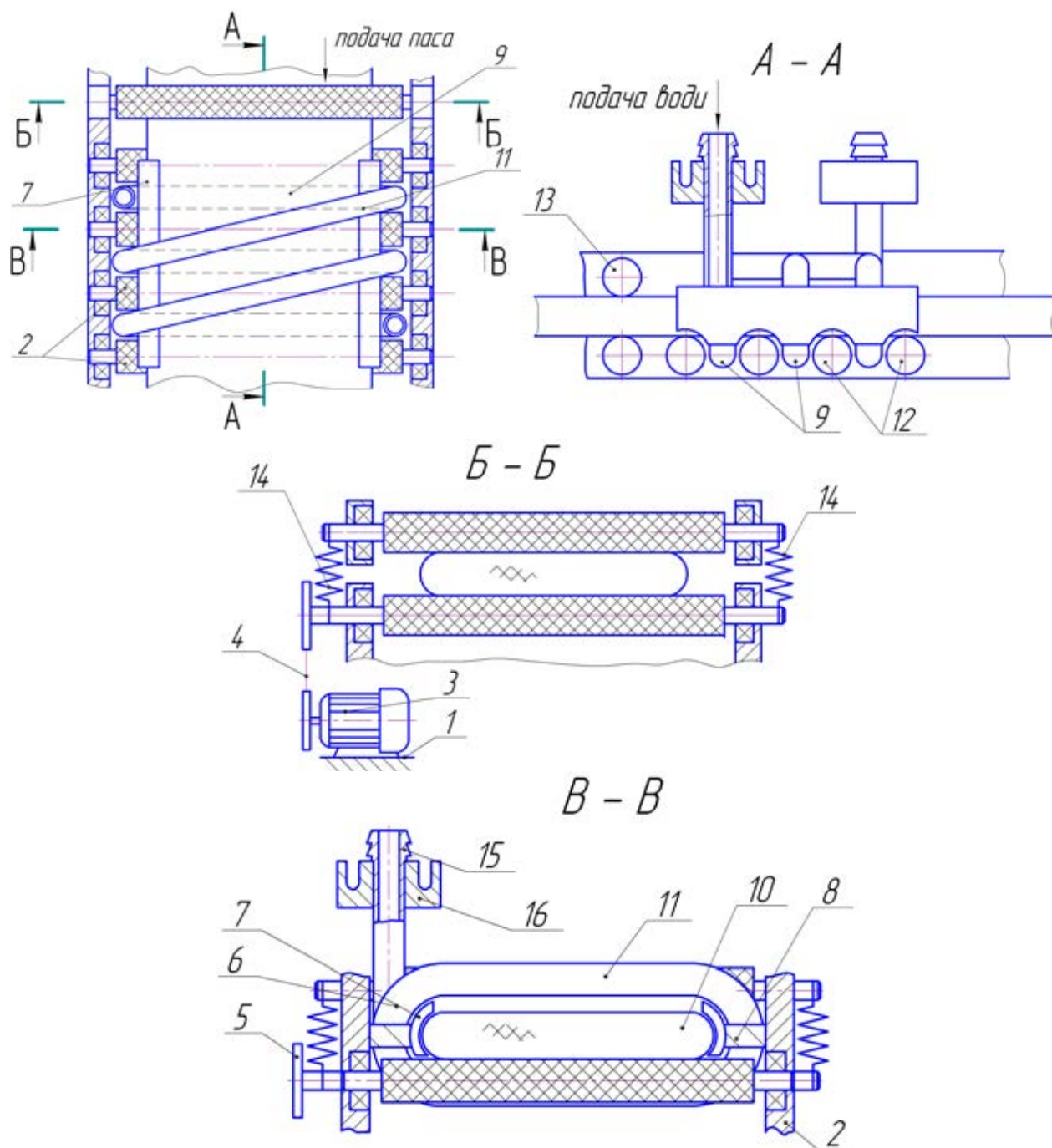


Рис. 1 – Установка для формування бокових профілів нарізання плоских пазів

Всередині індуктора, біля його країв розміщено формувальні направляючі 7, які жорстко закріплені до рами за допомогою пластин 8, форма яких відповідає формі боковин пасів, полотен конвеєрів та інших заготовок. Витки 9 індуктора знизу виконані паралельними між собою і є перпендикулярними до напрямку руху паса 10, а зверху вони виконані під кутом для їх послідовного з'єднання.

Рольганги 2 служать для подачі нарізних плоских заготовок в зону формування бокових країв. На вході установки внизу, аналогічно до рольгангів і на їх висоті, встановлено приводний ролик 12, а зверху над ним і

пасом 10 встановлено притискний ролик 13 з можливістю кругового провертання в напрямку їх подачі.

Притискний ролик притискується з двох кінців пружинами 14 до заготовки з можливістю кругового і вертикального переміщення.

Індуктор 6 штуцерами 15 під'єднаний до системи охолодження, а клемми 16 до установки струмів високої частоти (на кресленні не показано).

Робота установки для формування бокових профілів нарізних плоских заготовок здійснюється наступним чином. Заготовку плоского нарізного паса 10 встановлюють на рольганги 2, а правий його кінець вводять у взаємодію між притискним 13 і приводним 12 роликами. Після підготовчих операцій включають подачу води, електричний струм і подачу паса між індукторами.

По довжині подачі нарізного паса 10 встановлені формувальні елементи 7, з двох сторін, які нагріваються струмами високої частоти від індуктора, які здійснюють формування бокових профілів нарізних плоских пасів.

Після проходження першого паса здійснюють подачу наступного, а готові ремні вкладають в тару (на кресленні не показано).

Для виведення аналітичних залежностей визначення силових параметрів подачі заготовок конвеєрної стрічки в зону різання розглянемо схему рис. 2.

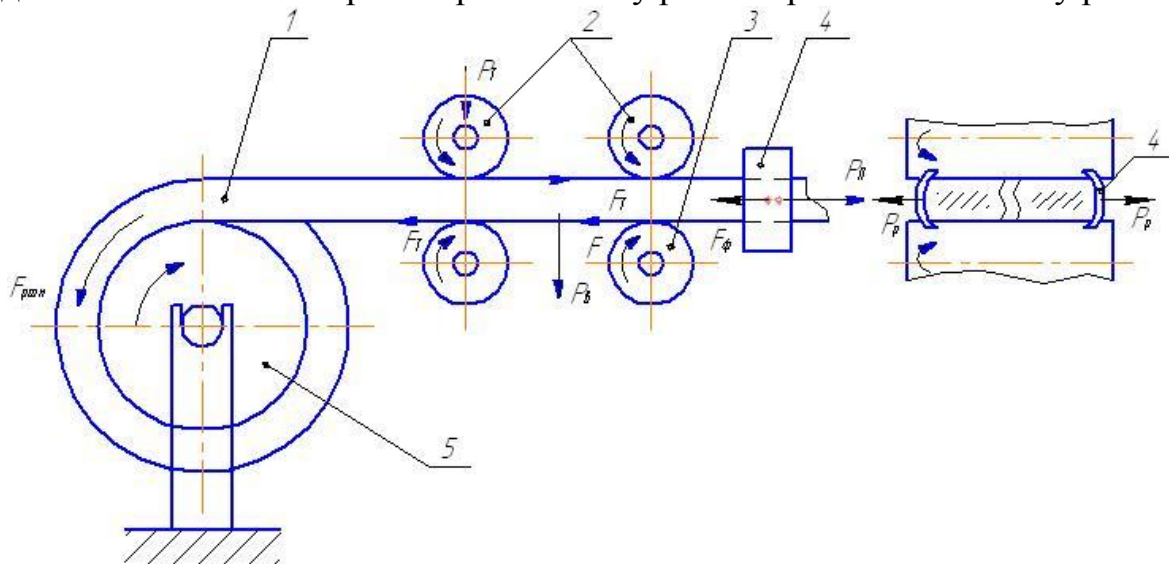


Рис. 2 – Конструкція подаючого механізму для розрізання конвеєрної стрічки на смуги:

1 – заготовка плоского паса; 2 і 3 – відповідно верхні і нижні притискні подаючі ролики; 4 – бокові формувальні елементи; 5 – бухта конвеєрної стрічки.

Для визначення сили подачі конвеєрної стрічки складено рівняння рівноваги сил на вісь Х:

$$F_T + F_{розм} + F_{\phi} - P_{п} = 0, \quad (1)$$

де F_T – сила тертя заготовок ПНП на роликах, Н; $F_{розм}$ – сила опору розмотуванню бухти, Н; P_n – сила подачі стрічки, Н; F_ϕ – сила тертя між формувальними елементами і стрічкою з двох сторін, Н.

Силу тертя на роликах визначають за залежністю:

$$F_T = n P_B \cdot \mu_{np1}, \quad (2)$$

де n – кількість роликів; P_B – сила ваги стрічки, Н; μ_{np1} – приведений коефіцієнт тертя між роликом і стрічкою.

Силу подачі стрічки визначають за залежністю:

$$P_n = P_B \cdot \mu_1, \quad (3)$$

де P_1 – сила притискання подаючих роликів, Н; μ_1 – коефіцієнт тертя між подаючим роликом і стрічкою.

Величину коефіцієнта тертя μ_{np1} між верхніми подаючими роликами і конвеєрною стрічкою визначають за залежністю:

$$\mu_{np1} = \mu_2 \cdot \frac{d_1}{D_1}, \quad (5)$$

де μ_2 – коефіцієнт тертя між верхнім роликом і конвеєрною стрічкою; d_1 – діаметр опорної шийки ролика, мм; D_1 – зовнішній діаметр верхнього подаючого ролика, мм;

Крім цього тертя між формувальними елементами і стрічкою можна визначити за залежністю:

$$F_\phi = 2\mu_\phi \cdot P_{розм}, \quad (6)$$

де μ_ϕ – коефіцієнт тертя між конвеєрною стрічкою і формувальними елементами; $P_{розм}$ – розпорна сила конвеєрної стрічки, Н.

Силу розмотування конвеєрної стрічки з визначають за залежністю [3]:

$$P_{розм} = \frac{m_b \cdot \mu_1 \cdot d_4 g}{D_4}, \quad (7)$$

де μ_1 – коефіцієнт тертя між подаючим роликом бухти та конвеєрною стрічкою; d_4 – діаметр вала, мм; D_4 – діаметр бухти, мм; g – прискорення вільного падіння, м/с².

Сумарна сила формоутворення бокових профілів пасів буде рівною-сумі сил тертя установки $\sum F$ і сили розмотування $P_{\delta i \dot{c} i}$:

$$P = \sum F + P_{\delta i \dot{c} i}. \quad (8)$$

Висновки

На основі проведених досліджень можна зробити наступні висновки:

1. Розроблено теоретичні передумови технологічного процесу формування бокових профілів плоских нарізних ременів і конвеєрних стрічок виготовлених з тканинним кордом. Виведені аналітичні залежності для визначення силових і конструктивних параметрів технологічного процесу і технологічного оснащення.

2. Розроблено конструкцію установки для формування бокових профілів ПНП і конвеєрних стрічок конвеєрів.

Література: 1. Красовский В.Н., Воскресенский А.М. Примеры и задачи технологии переработки эластомеров. Л.: Химия, 1984, 240 с. 2. Иванова В.Н., Алешунина Л.А. Технология резиновых технических изделий. 3-е изд. Л.: Химия, 1988, 267 с. 3. Лепетов В.А., Юрцев Л.Н. Расчеты и конструирование резино-технических изделий. 3-е изд. Л.: Химия, 1987, 408 с. 4. Логуш І.В. Технологічне забезпечення виготовлення стрічок з зубчатих гумово-кордових рулонних заготовок. Автореферат канд.техн.наук. Тернопіль, 2007, 21 с. 5. Декл.пат. на корисну модель № 33066 Україна. Установка для розрізання гладкої конвеєрної стрічки на смуги. Ляшук О.Л., Білик С.Г., Фльонц О.В. Бюл. № 14, 2008.

ТЕХНОЛОГІЯ ФОРМУВАННЯ БОКОВИХ ПРОФІЛІВ НАРІЗНИХ ПЛОСКИХ ПАСІВ

Ляшук О.Л. к.т.н., Данильченко Л.М. к.т.н., Білик С.Г. к.т.н.,
Гевко І.Б. к.т.н., Фльонц О.В. к.т.н.

Приведено конструкцію установки і технологічний процес формування бокових профілів нарізних плоских пасів, полотен конвеєрних стрічок та інших заготовок, які виготовляють з бухт конвеєрних стрічок. Виведені аналітичні залежності для визначення силових і конструктивних параметрів подаючих і формуючих елементів при профілюванні нарізних заготовок.

ТЕХНОЛОГИЯ ФОРМИРОВАНИЯ БОКОВОЙ ПРОФИЛЕЙ НАРЕЗНОЕ ПЛОСКИХ РЕМНЕЙ

Ляшук О.Л. к.т.н., Данильченко Л.М. к.т.н., Билык С.Г. к.т.н.,
Гевко И.Б. к.т.н., Фльонц О.В. к.т.н.

Приведены конструкции установки и технологический процесс формирования боковых профилей нарезных плоских ремней, полотен конвейерных лент и других заготовок, которые изготавливают из бухт конвейерных лент. Выведены аналитические зависимости для определения силовых и конструктивных параметров подающих и формирующих элементов при профилировании нарезных заготовок.

TECHNOLOGY OF SIDE PROFILES THREADED FLAT BELTS

Lyashuk O.L. Ph.D., Danilchenko LM Ph.D., Bilyk SG Ph.D.,
Hewko IB Ph.D., Flonts OV Ph.D.

Powered design and installation process of formation of lateral section of threaded flat belts, canvas conveyor belts and other preparations that are made with coils of conveyor belts. Analytical dependences for determining the design parameters of power and providing elements for forming and shaping threaded blanks.

Рогатинський Р.М. д.т.н., Гевко І.Б. к.т.н., Ляшук О.Л. к.т.н.
ТНТУ ім. І.Пулюя, м. Тернопіль, Україна

ПРОЕКТУВАННЯ РОЗТОЧНИХ ГОЛОВОК ДЛЯ ОБРОБЛЕННЯ КІЛЬЦЕВИХ КАНАВОК В ОТВОРАХ КОРПУСНИХ ДЕТАЛЕЙ

Вступ

Технологічні операції обробки отворів широко розповсюджені в машинобудуванні і по об'єму не поступаються процесам обробки зовнішніх поверхонь. Складність цих вузлів полягає в забезпеченні високої точності та шорсткості оброблюваних поверхонь, продуктивності праці, особливо при виготовленні вище перерахованих поверхонь в деталях великих габаритів.

Аналіз останніх досліджень. Крім цього обробка точних отворів відноситься до числа найбільш трудоемких процесів і є більш складною ніж обробка зовнішніх поверхонь, що обумовлено більш важкими умовами протікання процесів розточування, меншою жорсткістю ріжучих інструментів, тощо [1, 2, 3]. При обробці отворів необхідно забезпечити не тільки точність розмірів і форми, але й точність положення вісі оброблюваного отвору відносно зовнішньої поверхні.

Загальною проблемою, при вирішенні поставленої задачі, є забезпечення правильного встановлення інструменту відносно деталі, досягнення рівномірного розподілу припусків, мінімальної деформації оброблюваних поверхонь, надійності і жорсткості кріплення, зручності вивірки розточного пристрою.

Проблемне завдання підвищення точності, вібростійкості і продуктивності при виготовленні кільцевих канавок в отворах корпусних деталей ріжучими кінцевими інструментами необхідно вирішувати шляхом управління переміщенням інструменту в площині перпендикулярній до його вісі за рахунок оптимізації конструктивних параметрів, орієнтації коливної системи і режимів різання. Останнє тісно зв'язане з розмірною стійкістю інструмента, точністю, собівартістю і продуктивністю обробки отворів [4, 5, 6].

У зв'язку з цим, одним із шляхів підвищення точності і якості кільцевих канавок в оброблюваних отворах є використання двох або більше розточних різців в розточних головках [7].

Мета дослідження. Метою даної роботи є розробка конструкцій високоточних і високопродуктивних багаторізцевих розточних головок з проведенням відповідного синтезу з їх проектування і використання.

Робота виконана згідно координаційного плану Комітету з питань науки і техніки та Міністерства освіти і науки України з розділу

Реалізація роботи.

На основі аналізу останніх публікацій встановлено, що розточування кільцевих канавок під стопорні кільця, манжетні ущільнення, при їх виготовленні і відновленні, в корпусних деталях, машинах і механізмах відноситься до складних технологічних операцій.

Обробка є ще більш складнішою при виготовленні кільцевих канавок в отворах напіввідкритого і особливо закритого типів в умовах автотракторного виробництва, де проходять відновлення у виробничих майстернях з недостатнім парком металорізального обладнання. Практичним завданням проблеми є ремонт та відновлення кільцевих поверхонь в майстернях, при одиничному та серійному виробництві, де в основному відсутні рекомендації з врахування конкретних умов роботи.

Для забезпечення координації, досягнення співвісності шпинделя верстату з віссю розточної головки і виготовляємої кільцевої канавки в отворі, використовують розтискну розточну головку, яка показана в зібраному та розібраному вигляді на рис.1.



Рис.1 - Розточна головка для розточування кільцевих канавок

На базі цього пристрою створено ряд прогресивних технологічних конструкцій для відновлення та виготовлення кільцевих канавок, одна з яких показана на рис.2.

Пристрій з рейковим з'єднанням (рис. 2 а, б, в) складається з оправки 2 з верхньою конусною частиною, якою вона кріпиться до шпинделя верстату. На нижній частині оправки з можливістю осьового переміщення встановлено втулку 3, яка верхнім торцем контактує з пружиною стискування 8. Остання зверху контактує з гайкою і контргайкою 9, які нагвинчені на верхній кінець циліндричної частини хвостовика.

На різьбову частину оправки нагвинчено дві гайки 6, між якими встановлено втулку 4. В останню вкручені рівномірно по колу три гвинти 5, положення яких в пазу 7 оправки 1 і втулки 4 визначають величину переміщення різців 11, які розміщені в нижній частині оправки 2 в радіальних пазах різцетримача 12.

На протилежних від різців сторонах різцетримачів нанесено зубчасте зачеплення у вигляді рейки з модулем $m=1$ мм і числом зубів 10. Зубці обох рейок входять в зачеплення із зубчастим колесом 10, яке жорстко кріпиться в оправці 2 за допомогою гвинта 14. Центрування розточної оправки відносно отвору корпусу 1 здійснюється центрувальним корпусом 15 пристрою, а місце розміщення розточної канавки в корпусі визначається шайбами 13.

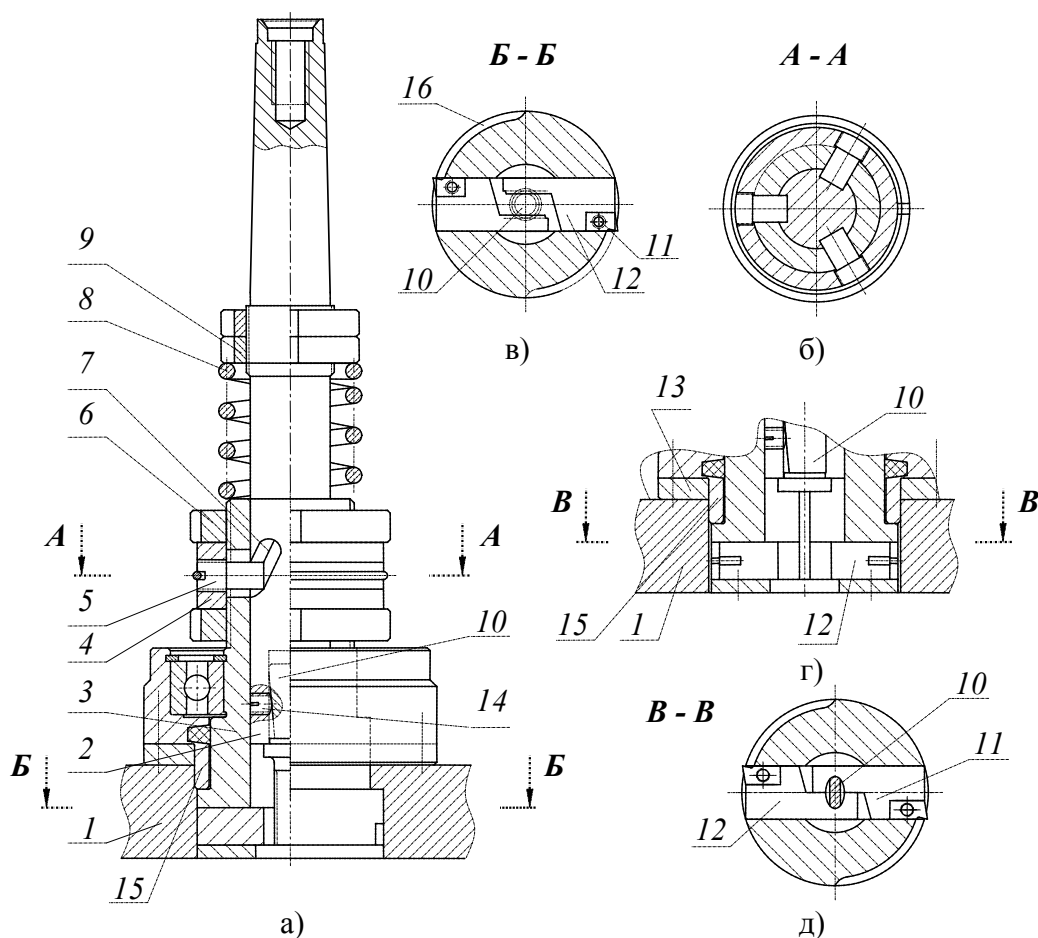


Рис. 2 - Пристрій для розточування кільцевих канавок в отворах корпусних деталей з використанням кінематичних зв'язків оправка-різець з'єднань:

а, б) рейкове; в, г) еліпсо-кулачкове.

Робота пристрою для розточування кільцевих канавок здійснюється наступним чином. Пристрій встановлюється в шпиндель вертикально-свердлильного, вертикально- або горизонтально-фрезерного верстату, нижня частина пристрою встановлюється в отвір корпусу 14, в якому необхідно розточити кільцеву канавку. Центрування пристрою в отворі корпусу здійснюється за допомогою центрувального корпусу 15, зміщення кільцевої канавки від торця корпусу регулюється шайбою 13, а хвостовик

відносно втулки 3 знаходиться у верхньому крайньому положенні. Після цих підготовчих робіт включають верстат і опускають хвостовик вниз, стискаючи пружину 8, при цьому повертається зубчасте колесо 10 і діє на зубчасті рейки 12 і різці 11 розтискуються і розточують кільцеву канавку в корпусі 1. Глибина розточування регулюється величиною опускання хвостовика 2. Величина ходу останнього регулюється величиною відносного ходу хвостовика і втулки за допомогою гайок 6 і пазами 7 оправки. Стружка просипається через зазор 16 між корпусом 15 і нижньою частиною втулки 3 по внутрішньому отворі. Після закінчення розточування кільцевої канавки хвостовик під дією пружини 8 піднімається вгору, при цьому він діє на зубчасте колесо 10 і рейки 12, які відводять різці у вихідне положення. Закінчивши технологічний процес розточування, пристрій переставляють на другий отвір для розточування.

В разі необхідності збільшення або зменшення глибини кільцевої канавки проводиться регулювання розміщення болтів 5 за допомогою гайок 6. Ширина кільцевої канавки визначається шириною різального ребра різця.

Глибина розточування регулюється величиною кутового ходу хвостовика, пазом втулки 4 і залежить від кута підйому спіралі α байонетного пазу 7, виконаного на передній частині оправки 2.

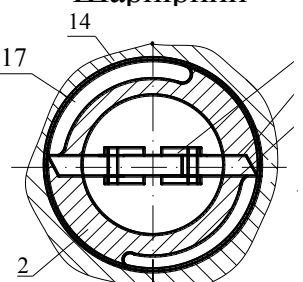
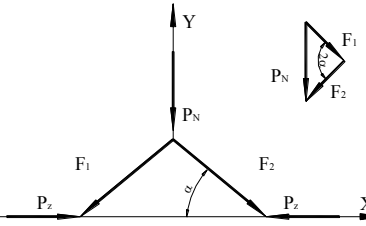
Пристрій для розточування КК з використанням кінематичного зв'язку байонетний паз-еліпс розточного механізму зображено на рис. 2 а, г. Відмінність механізму з попереднім в тому, що замість зубчастого зачеплення 10, 12 використовують еліпсний кулачок 10 з відповідним пазом у різцетримачі 12.

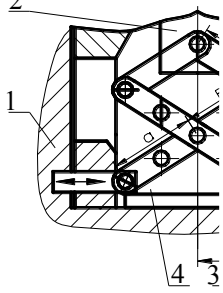
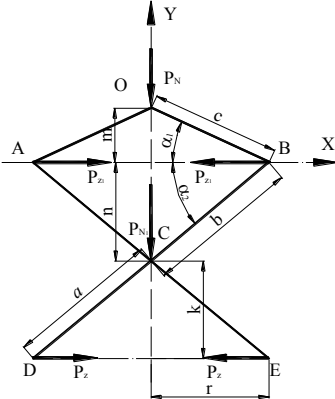
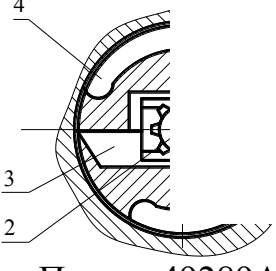
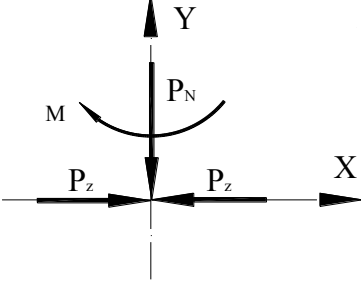
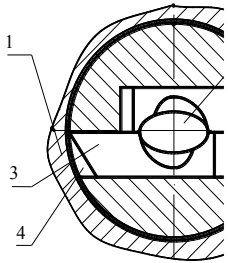
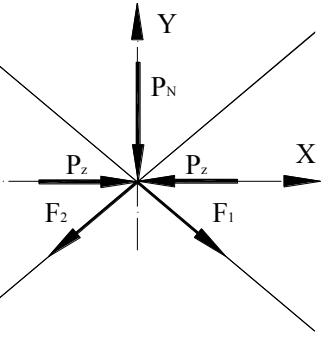
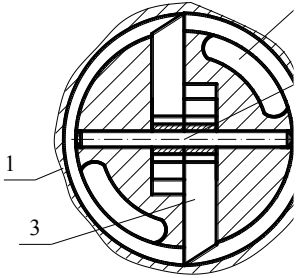
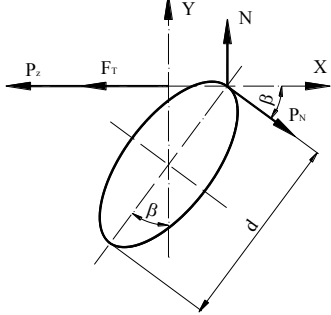
Метою системного дослідження є об'єктивна оцінка можливих варіантів, виявлення закономірностей побудови удосконалюваних розточних головок.

На основі запропонованої методики здійснено синтез схем механізмів розтиску різців в розточних головках. Приклади одержання технологічних рішень подано в таблиці 1.

Таблиця 1

Конструктивні схеми виконання розточних головок

| № П/П | Схеми механізмів розтиску розточних різців | Схема дії сил | Технологічні і конструктивні параметри |
|-------|--|---|--|
| | <p>Шарнірний</p>  |  | $\vec{P}_N = \vec{F}_1 + \vec{F}_2; F_1 = F_2 = F$ $P_N = 2F \sin \alpha \quad OX : P_z = F \cos \alpha$ $P_N = 2P_z \operatorname{tg} \alpha; P_z = \frac{P_N}{2} \operatorname{ctg} \alpha$ $l = H \cdot \operatorname{ctg} \alpha; K_S = \frac{\sin \alpha' - \sin \alpha}{\cos \alpha - \cos \alpha'}$ |

| | | |
|---|--|---|
| <p>Ромбічно-шар</p>  <p>Патент 430</p> |  | $H = \sqrt{c^2 - \left(\frac{r \cdot b}{a}\right)^2} - \sqrt{c^2 - (r+l)^2} \cdot \left(\frac{b}{a}\right)^2 + \left(1 + \frac{b}{a}\right) \cdot \left(\sqrt{a^2 - r^2} - \sqrt{a^2 - (r+l)^2}\right)$ $2P_{z1} = P_{N1} \operatorname{ctg} \alpha_2 = P_{N1} \frac{2}{n}$ $P_{N1} = 2P_z \operatorname{tg} \alpha_3 = 2P_z \frac{k}{r} \quad P_N = 2P_z \frac{km}{rn}$ <p>де $m = \sqrt{c^2 - r^2}$; $n = \sqrt{b^2 - r^2}$; $k = \sqrt{a^2 - r^2}$; $K_S = \frac{\sin \alpha' - \sin \alpha}{\cos \alpha - \cos \alpha'}$</p> |
| <p>Рейкс</p>  <p>Патент 49289А</p> |  <p>β – кут повороту оправки відносно втулки, α – кут підйому спіралі нахиленого паза, D – діаметр оправки, на якому виконано спіральний нахилений паз, d – середній діаметр зубчатого зачеплення.</p> | $l = d \cdot \sin\left(\frac{\beta}{2}\right); \quad \beta = \frac{114,599 \cdot h \cdot \cos^2 \alpha}{D \cdot \sin \alpha};$ $T = P_z d; \quad K_S = \frac{114,592 \cdot \pi \cdot m \cdot z}{360 \cdot D}$ |
| <p>Еліпсоподіб</p>  <p>патент 52117А</p> |  <p>a, b – відповідно велика і мала півосі еліпсної оправки, A – величина розгортки нахиленого паза при його повороті.</p> | $l = ab \sqrt{\frac{1}{b^2 + (a \cdot \operatorname{tg} \beta)^2}}$ $\beta = \frac{114,599 \cdot A \cdot \cos \alpha}{D}; \quad P_N = 2P_z \operatorname{tg} \alpha$ $T = P_z \cdot d$ $K_S = \frac{a-b}{2S_w} \cdot \left[\sin\left(\beta + 114,592 \frac{S_w}{D}\right) - \sin \beta \right]$ |
| <p>Нахиленими пазами</p>  <p>Патент 49471А</p> |  | $H = l \cdot \operatorname{ctg} \alpha;$ $OX: P_z + F_T = P_N \cos \beta; \quad OY: NP_N \sin \beta.$ $P_z = P_N \cos \beta - \mu P_N \sin \beta$ $P_z = \frac{T}{d} (\cos \beta - \mu \sin \beta) \quad T = P_N d$ $K_S = \operatorname{const}$ |

Висновки

1. представлені елементи конструкцій забезпечують виконання технологічного процесу при різних діаметрах оброблюваних кільцевих канавок та отворів з мінімальними матеріальними і енергетичними витратами;

2. запропоновані конструкції забезпечують хороше базування пристроїв в отворах, що відповідно створює рівномірний розподіл припуску при обробці;

3. конструктивне виконання розточних головок дозволяє обробку кільцевих канавок відкритого і напіввідкритого типу в глухих отворах різних корпусних деталей, при зміщенні їх на різну віддаль введенням додаткових розрахованих елементів;

4. проведений синтез елементів розточних головок, встановлені конструктивні і технологічні параметри та режими різання дозволяють дати практичні рекомендації щодо проектування розточних головок, розширити дослідницькі можливості проєктантів, скоротити терміни проєктування і підвищити якість синтезованих технічних рішень.

Література: 1. Остафьев В.А., Пономаренко А.И. Обработка точных отверстий в приборостроении. –К.: Техника, 1972. -137 с. 2. Еремов Н.М. Обработка отверстий в деталях из серого чугуна. М.: Изд. Машиностроительной научно-технической литературы. 1961. -126 с. 3. Троицкий Н.Д. Глубокое сверление. -Л.: Машиностроение, 1971. -176 с. 4. Матвійчук А.В., Гевко І.Б. Технологія відновлення і розточування кільцевих канавок в корпусних деталях. // Вісник Харківського державного технічного університету сільського господарства. Вип. 17. Підвищення надійності відновлюємих деталей машин. Харків, 2003. –с. 58-61. 5. Холмогорцев Ю.П. Оптимизация процессов обработки отверстий. Изд. Машиностроение, М.: 1984. -184 с. 6. Макаров А.Д. Оптимизация процессов резания. Изд. Машиностроение. М.: 1976. -278 с. 7. Пат. №49289А. Пристрій для розточування кільцевих канавок в отворах корпусних деталей. А.В. Матвійчук, І.Б. Гевко. 16.12.2002р. Бюл. №12.

ПРОЕКТУВАННЯ РОЗТОЧНИХ ГОЛОВОК ДЛЯ ОРОБЛЕННЯ КІЛЬЦЕВИХ КАНАВОК В ОТВОРАХ КОРПУСНИХ ДЕТАЛЕЙ

Рогатинський Р. М., Гевко І. Б., Ляшук О. Л.

Приведено методика проектування головок для розточування кільцевих канавок в отворах корпусних деталей. Виведені аналітичні залежності для визначення конструктивних, технологічних і величини радіального зміщення різців від величини осьового переміщення. Дані практичні рекомендації щодо проектування розточних оправок.

**ПРОЕКТИРОВАНИЕ РОЗТОЧНИХ ГОЛОВОК ДЛЯ ОБРАБОТКИ
КОЛЬЦЕВЫХ КАНАВОК В ОТВЕРСТИЯХКОРПУСНЫХ ДЕТАЛЕЙ**

Рогатинский Р. М., Гевко И.Б., Ляшук А. Л.

Приведена методика проектирования головок для растачивания кольцевых канавок в отверстиях корпусных деталей. Выведены аналитические зависимости для определения величины радиального смещения резцов от величины осевого перемещения. Даны практические рекомендации относительно проектирования розточнихоправок.

**THE DESIGNING OF BORING HEADS FOR PROCESSING THE
ANNULAR GROOVES IN THE SLOTS OF BASIC PARTS**

Rohatynskyi R.M., Hevho I.B., Lyashuk O.L.

The technique of designing the heads for boring the annular grooves in the slots of basic parts is proposed. The analytical dependences for determining the value of radial displacement of cutters on the value of axial displacement are developed. The practical recommendations on the designing of boring mandrels are given.

УДК 621.82

Гевко Б.М., Ляшук О.А., Бабарика С.Ф., Заїкін М.М.
ТНТУ ім. І. Пулюя, м. Тернопіль, ЛНТУ, Україна

СТЕНДОВЕ ОБЛАДНАННЯ ДЛЯ ДОСЛІДЖЕННЯ ХАРАКТЕРИСТИК ГВИНТОВИХ РОБОЧИХ ОРГАНІВ МАШИН ДЛЯ РОЗКИДАННЯ ТВЕРДИХ ДОБРІВ

Вступ

Сільськогосподарське машинобудування є однією з ведучих галузей народного господарства держави. Непереривне удосконалення їх конструкції і технології виготовлення вимагає проведення комплексу теоретичних і експериментальних досліджень з метою встановлення раціональних чи оптимальних конструктивних і технологічних параметрів вузлів і деталей машин.

Аналіз останніх досліджень та публікацій. Питання удосконалення конструктивних і технологічних параметрів присвячені роботи ряду авторів [1,2,3], однак цілий ряд питань залишилися не вирішеними.

Мета роботи. Метою роботи є розроблення конструкцій стендів для дослідження і удосконалення конструкцій гвинтових робочих органів розкидачів з метою усунення дисбалансу, який суттєво впливає на роботу машини, її надійність і довговічність. Дослідити технологічний процес складання ланцюгово – планчатого транспортера і розробити стенд для дослідження характеристик роботи гвинтових бітерних розкидачів.

Результати досліджень Установка для балансування гвинтових робочих органів (рис. 1) виконана у вигляді станини 1 з лівою 2 і правою 3 тумбами. У лівій тумбі 2 жорстко закріплено двигун 4 з частотним регулятором. До вала 5 електродвигуна 4 жорстко закріплено шків 6, який взаємодіє з приводним еластичним пасом 7, який в свою чергу взаємодіє з верхнім шківом 8 лівої привідної головки 9. На станині напроти лівої і правої тумб з двох кінців встановлені ліва і права 10 вертикальні стійки виконані у вигляді двох паралельних пружинних пластин 11, які жорстко закріплені до вертикальних стійок і які паралельні між собою і до яких жорстко закріплені електронні датчики прискорення 12.

Зверху цих пластин жорстко закріплені відповідно ліва і права 13 привідні головки з патронами, відповідно лівим 14 і правим 15, осі яких є співвісними і паралельні до площини станини. В цих патронах закріплено гвинтовий робочий орган 16 з можливістю кругового провертання. Операції наплавлення чи зйому металу в необхідних місцях здійснюють на установці чи поза її межами відомими способами. Після цих операцій гвинтовий робочий орган повторно встановлюють на установку і при допустимому дисбалансі контрольні служби приймають робочий орган для проведення складальних

операцій. Під час складання полотен ланцюгово-планчастого конвеєра із П-подібними планками, які використовуються при їх монтуванні на транспортуюче полотно, доцільно застосовувати заклепкові з'єднання, що мають ряд переваг порівняно з традиційними різбовими з'єднаннями або зварюванням.

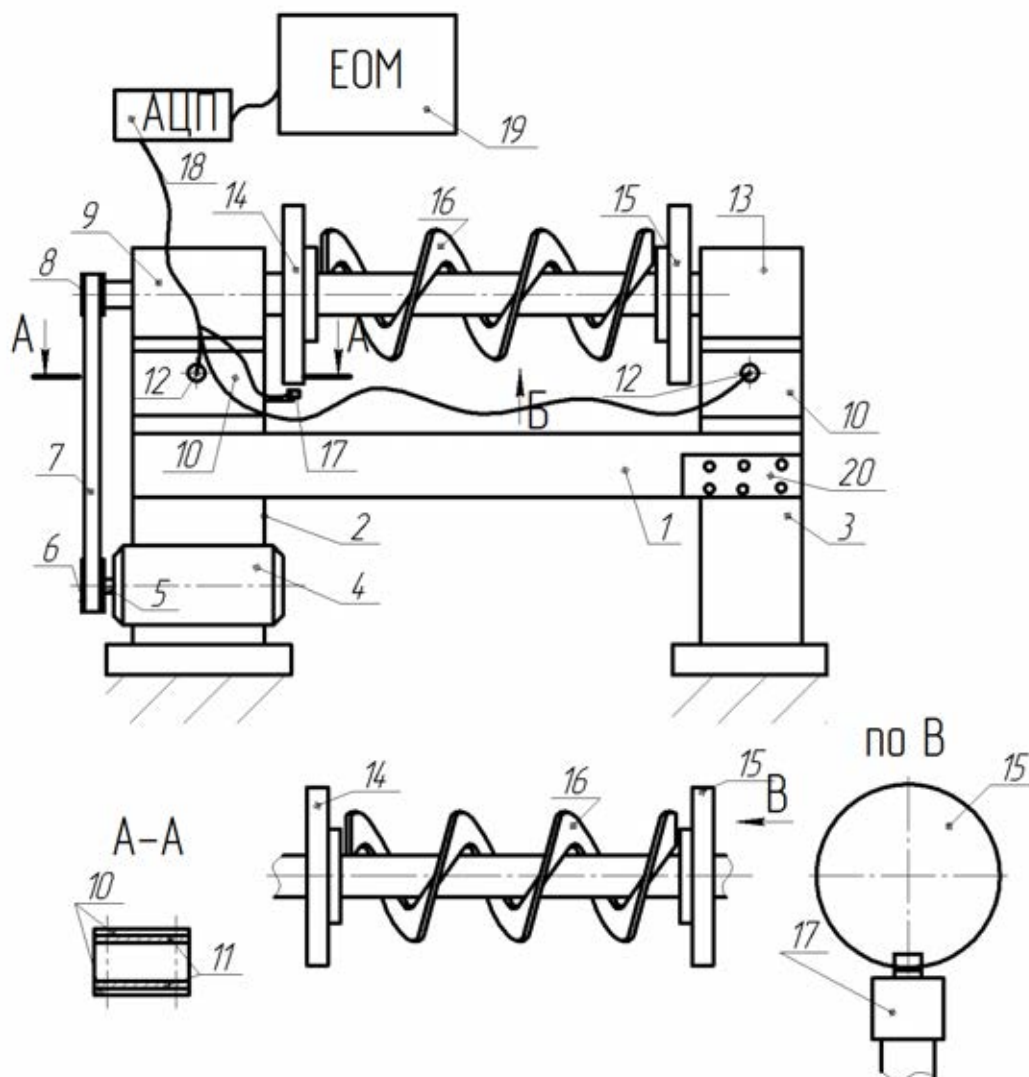


Рис. 1 - Установка для балансування гвинтових робочих органів

Оскільки дані з'єднання зазнають дії поздовжніх сил (рис. 2,а) то припускаємо, що розподіл зусиль на заклепках є рівномірним і розраховується згідно відомих методик [4].

Розрахунок з'єднання на розтяг (відривання головок) з'єднувальних заклепок можна провести за формулою:

$$F_p \leq [\sigma_p] n \frac{\pi d^2}{4}, \quad (1)$$

де $[\sigma_p]$ - допустиме напруження на розрив; d - діаметр заклепки, мм; n - кількість заклепок у з'єднанні ($n = k$ - у випадку, якщо тільки одна площина зрізу).

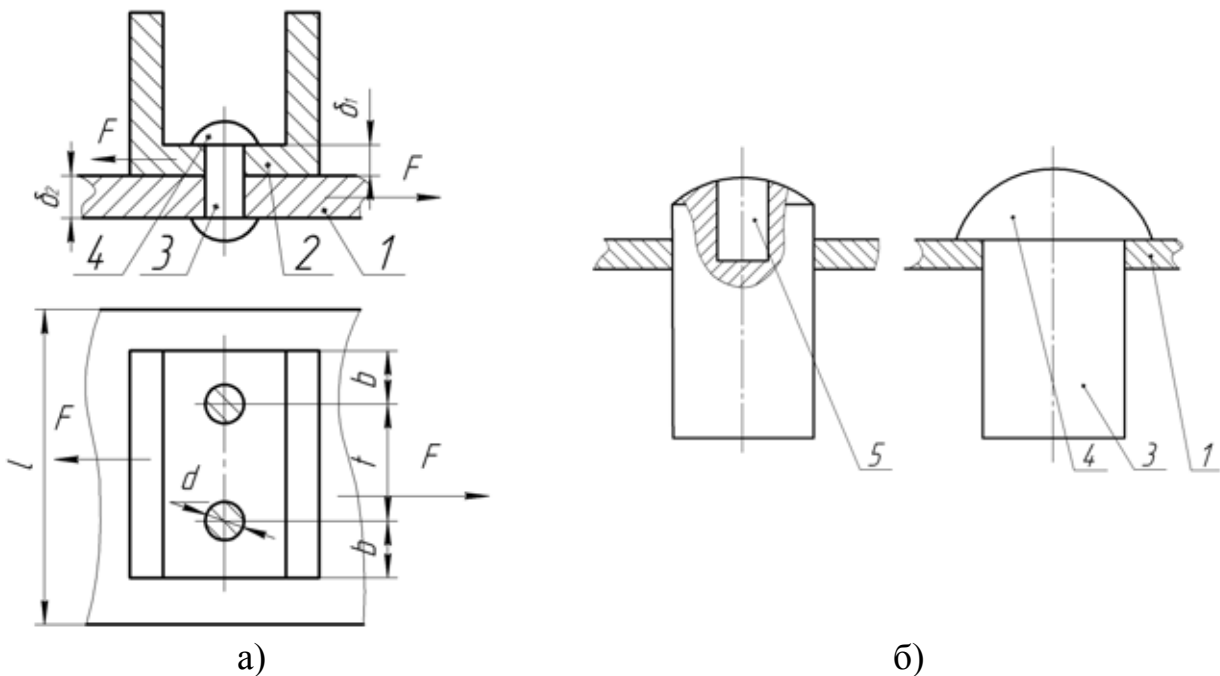


Рис. 2 - Розрахункова схема дії сил в з'єднанні П-подібної планки з ланцюгом:
 а) і б) конструкції головок заклепок: 1 – ланка ланцюгового полотна; 2 – П-подібна планка; 3 – заклепка; 4 – сформована головка заклепки; 5 – заготовки заклепок

Відповідно визначаємо накопичену еквівалентну деформацію за формулою:

$$E_e = \int_0^s \frac{[\sigma_p] \cdot n \cdot \pi d^2 / 4 \cdot \pi D^2 / 4}{\pi d_0^2 l_{e.p.} (R - \frac{l_{e.p.}}{3})} ds. \quad (2)$$

Загальну величину переміщення інструменту під час формування головки (згідно розрахункової схеми) визначають із залежності:

$$S = l_{a.d.} - (l_{k1} - l_{k2}). \quad (3)$$

Згідно розрахункової схеми співвідношення геометричних розмірів запропонованого стержня є наступним:

$$\frac{l_{e.p.}}{R} = \frac{6\pi l_{k2}^2 (R - \sqrt{R^2 - (\frac{d_0}{2})^2})}{\pi d_0^2 (l - l_{k1}) + 1,5d_0}. \quad (4)$$

При відомих конструктивних параметрів розкидача і заданій нормі добрив швидкість транспортера визначають з залежності:

$$v_{\delta} = Q_H B_n v_i / (HL_\gamma), \quad (5)$$

де v_{mp} - швидкість транспортера, м/с; H - товщина шару добрив в кузові машини, м; L - довжина шнекового барабана, м; γ - об'ємна маса добрив, кг/м³

Норма внесення добрив на одиницю площі знаходиться в прямій залежності від секундної витрати:

$$Q_H = q / (B_n v_i), \quad (6)$$

де B_n - ширина захвата машини, м; v_M - швидкість руху агрегату, км/год;

q - маса добрив, висіяних за 1хв, кг;

Запропонована методика може мати практичну цінність під час проектування і розрахунку ланцюгово-пластинчастих полотен транспортні технологічні схеми машин (ТТСМ), а саме: при визначенні конструктивних параметрів елементів з'єднань, необхідно зусилля розклепування. Наведені залежності можуть використовуватись при розробці нових механізмів і у ремонтному циклі. На (рис.3) представлено розроблений стенд для заклепування.

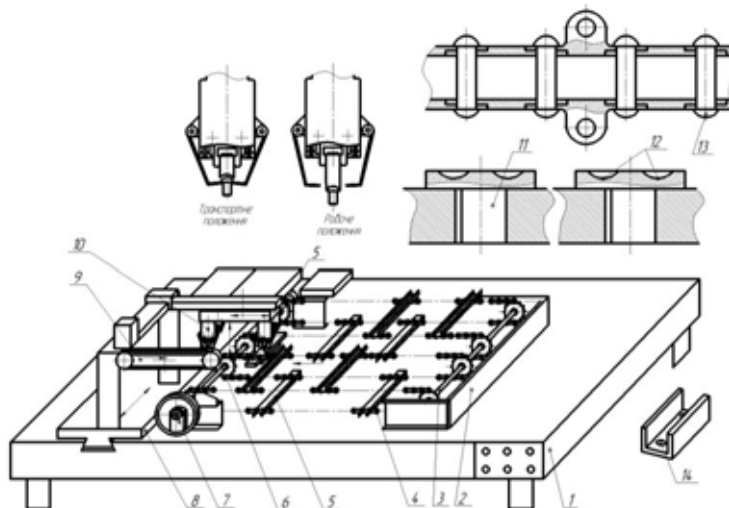


Рис.3 - Стенд для складання ланцюгово-планчастих полотен транспортерів:

- 1 – плита; 2 – підставка; 3 – ведений вал; 4 – ланцюг; 5 – П-подібні планки; 6 – ведучий вал; 7 – привідний механізм; 8 – направляюча стола; 9 – механізм подачі заклепок; 10 – шпинделі клеपालних головок; 11 – заклепки

Згідно результатів досліджень, отриманих шляхом підстановки різних варіантів даних конструктивних параметрів з'єднуючих елементів, отримані наступні графічні залежності зміни навантаження, яке здатне сприймати з'єднання без порушення його цілісності (рис.4. і 5.).

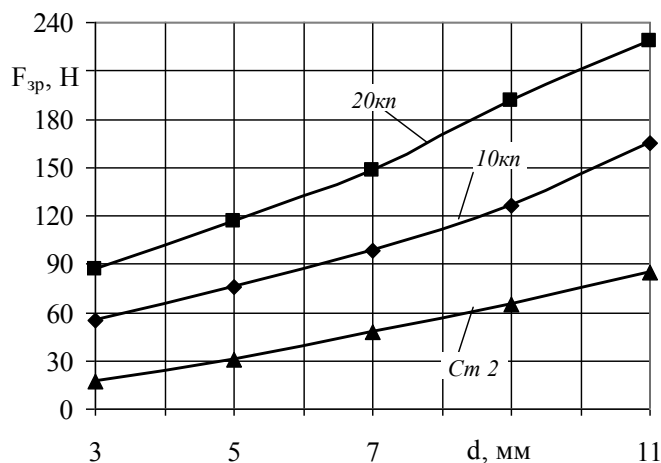


Рис.4 - Графічні залежності зміни зусилля зрізу від діаметра заклепок для різних матеріалів

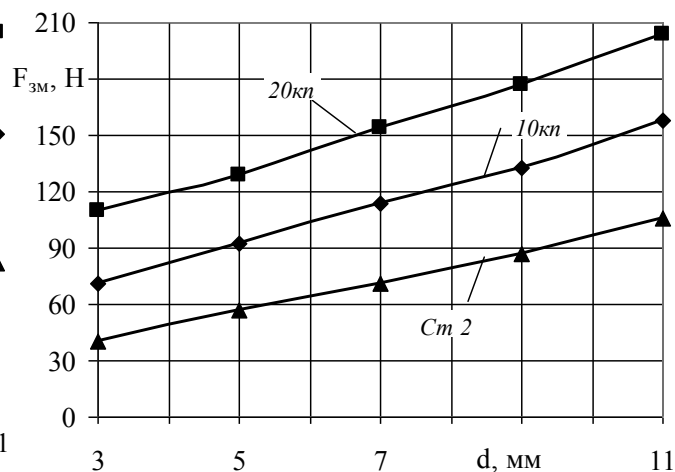


Рис.5 - Графічні залежності зміни зусилля зминання від діаметра заклепок для різних матеріалів

Як видно із графічних залежностей міцність з'єднання полотен можна забезпечити підбором матеріалу заклепок її діаметрів, а також їх кількістю. Про те кожен із цих параметрів має своє обмеження, зокрема матеріали з підвищеними значеннями допустимих напружень і збільшені типорозміри заклепок (діаметрів) вимагають значних зусиль при утворенні головки, а отже і відповідного обладнання. Крім того великі значення діаметрів і кількості заклепок обмежуються габаритами зони фіксації полотна ТТСМ і викликають послаблення з'єднання. Тобто завищені вимоги до матеріалу заклепки, її діаметральних значень, а також кількості є нетехнологічними, а отже недоцільними. Тому для вибору оптимальних значень цих параметрів необхідно проводити попередні перевіірочні розрахунки.

Для дослідження характеристик гвинтових вертикальних бітерних розкидачів, який виконано у вигляді рами 1 (рис. 6) до якої жорстко закріплені вертикальні стійки 2 подаючого механізму з бункером 3 наповненим розкидним матеріалом 4, в нижній частині якого встановлено подаючий механізм 5. Під подаючим механізмом встановлено лівий кінець ланцюгово пластинчастого транспортера 6, до рухомого ланцюга якого періодично і рівномірно по довжині жорстко закріплені U-подібні планки 7 з можливістю прямолінійного переміщення.

Ланцюгово-пластинчастий транспортер охоплює дно кузова 8 стенда, на дні якого розміщений додатковий розкидний матеріал і нижня вітка транспортера є у взаємодії з дном кузова з можливістю відносного переміщення. Кузов з трьох сторін оснащений вертикальними бортами 9.

Привід ланцюгово-пластинчастого транспортера здійснюється від електродвигуна 10 з двостороннім привідним валом 11 транспортера, на якому жорстко закріплені привідні зірочки 12. Останні приводять в рух полотно транспортера і ведений вал 13.

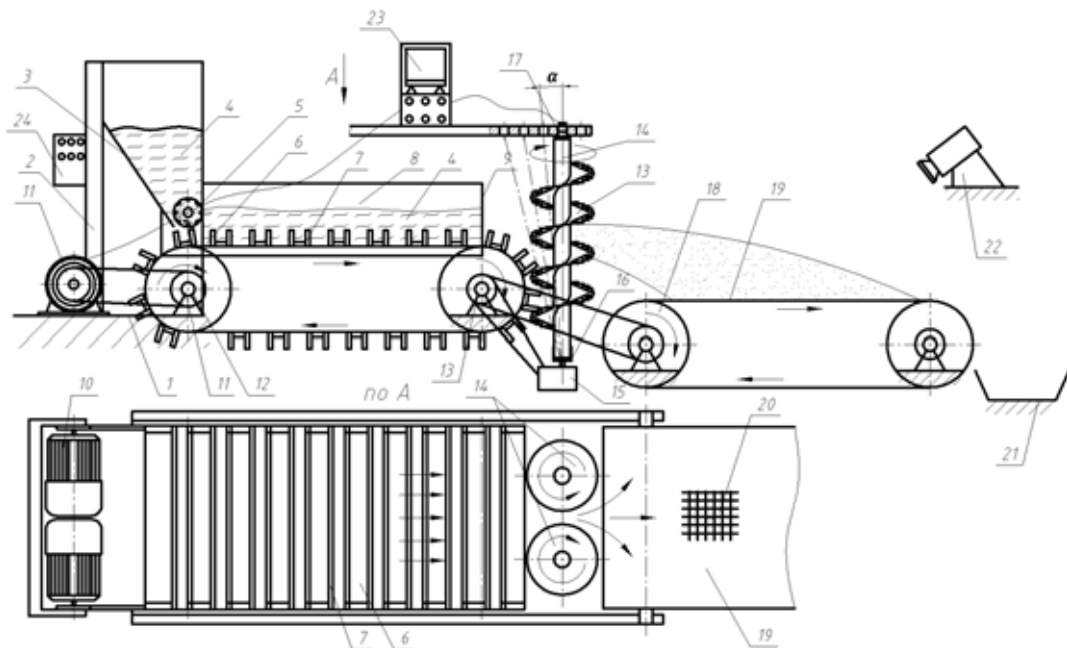


Рис. 6 - Стенд для дослідження характеристик гвинтових вертикальних бітерних розкидачів

На правому кінці бортів кузова перпендикулярно до веденого вала встановлені гвинтові бітери 14, які розміщені вертикально і знизу з'єднані редукторами 15 за допомогою карданних шарнірів 16, осі яких є паралельні між собою, а верхні кінці гвинтових бітерів встановлені в опори 17 у верхній частині рами, з можливістю кругового повертання в протилежні сторони і зміни вертикального кута α їх розміщення в напрямку руху машини. Віддаль між гвинтовими бітерами змінюють в залежності від фізико-механічних властивостей сапропелів, а привід гвинтових бітерів здійснено від веденого вала транспортера .

За правим кінцем ланцюгово-пластичного транспортера, нижче його рівня встановлено рухомий стіл, який виконано у вигляді стрічкового конвеєра 18, рухома стрічка 19 якого покрита сіткою 20 з розміром комірок 9×9 для фіксації положення розкидного матеріалу після їх розкидання гвинтовими бітерами.

На кінці стрічкового конвеєра встановлена ємність 21 для збирання розкидного матеріалу. Для встановлення точності розкидання розкидного матеріалу служить швидкісна кінокамера 22, яка системою проводів з'єднана з комп'ютером 23, який фіксує рівномірність розкидання розкидного матеріалу. На рамі встановлено панель з пультом керування 24, який регулює швидкість роботи обох конвеєрів, завантаження кузова, швидкість роботи бітерів їх продуктивність.

На даному стенді можна досліджувати характеристики і горизонтальних гвинтових бітерів, провівши незначну модернізацію. До переваг стенда відноситься те, що він відпрацьований на технологічність, значне скорочення часу на проведення досліджень, підвищення продуктивність праці, зменшення площі, зручність в проведенні експериментів, а також зменшені габарити і знижені енерговитрати.

Висновки

1. Розроблено конструкцію стендів для дослідження процесу балансування і складання транспортерів транспортно-технологічних систем машин.

2. Виведені аналітичні залежності для визначення величини деформації, зусиль з'єднання ланок транспортера, геометричних параметрів об'єкта виробництва та режимів формоутворення.

3. Розроблено конструкцію стенда для дослідження характеристик гвинтових вертикальних бітерних розкидачів.

ЛІТЕРАТУРА: 1. Герман Х. Шнековые машини в технологіях ФРГ. Л. 1975г. – 375с. 2. Гевко Б.М., Рогатинський Р.М. Винтовые подаючи механізми сільськогосподарських машин. Львов, 1989,175С. 3. Гевко Б.М., Рогатинський Р.М. та ін.. Механізми з гвинтовими пристроями. Львів Видавництво Світ 1993, 2005 с. 4. Писаренко Г.С. и др. Сопротевление материалов К.: Вища школа, 1979, 695с. 5. Патент №42655 «Україна. Стенд для дослідження ланцюгово-пластинчатих машин; Ляшук О.Л., Бабарика С.Ф., Заїкін М.М., Гевко І.Б.. Бюл. №13, 2009. 6. Патент ;41207 Україна Стенд для дослідження характеристик гвинтових вертикальних розкидачів Гевко І.Б., Бабарика С.Ф., Заїкін М.М., Ляшук О.Л., Бюл. №29, 2009.

СТЕНДОВЕ ОБЛАДНАННЯ ДЛЯ ДОСЛІДЖЕННЯ ХАРАКТЕРИСТИК ГВИНТОВИХ РОБОЧИХ ОРГАНІВ МАШИН ДЛЯ РОЗКИДАННЯ ТВЕРДИХ ДОБРИВ

Гевко Б.М.; д.т.н., Ляшук О.А., Бабарика С.Ф., Заїкін М.М.

Розроблено конструкцію стендів для дослідження процесу балансування і складання транспортерів транспортно-технологічних систем машин. Виведені аналітичні залежності для визначення величини деформації, зусиль з'єднання ланок транспортера, геометричних параметрів об'єкта виробництва та режимів формоутворення. Розроблено конструкцію стенда для дослідження характеристик гвинтових вертикальних бітерних розкидачів.

СТЕНДОВОЕ ОБОРУДОВАНИЕ ДЛЯ ИССЛЕДОВАНИЯ ХАРАКТЕРИСТИК ВИНТОВЫХ РАБОЧИХ ОРГАНОВ МАШИН ДЛЯ РАЗБРАСЫВАНИЯ ТВЕРДЫХ УДОБРЕНИЙ

Гевко Б.М.; д.т.н., Ляшук О.А., Бабарыка С.Ф., Заикин М.М.

Разработана конструкция стендов для исследования процесса балансирования и составления транспортеров транспортно технологических систем машин. Выведены аналитические зависимости для определения величины деформации, усилий соединения ланок транспортера, геометрических параметров объекта производства и режимов формообразования. Выведены аналитические зависимости для определения величины деформации, усилий соединения ланок транспортера, геометрических параметров объекта производства и режимов формообразования. Разработана конструкция стенда для исследования характеристик винтовых вертикальных битерных разбрасывающих.

STAND EQUIPMENT FOR RESEARCH OF DESCRIPTIONS OF SPIRAL WORKINGS ORGANS OF MACHINES FOR THROWING ABOUT OF HARD FERTILIZERS

Gevko B.M.; d.t.n., Lyashuk O.a., Babaryka S.F., Zaikin M.M.

The constructions of fluidizer are resulted research of disbalance of spiral workings organs, methods of location and necessary amount of mass of metal what necessary add or to take off. The technological process of drafting is developed chain conveyers of machines, with determination of analytical dependences of power and structural parameters. A stand is projected for research of descriptions of the spiral vertical throwing about with delivery of the proper recommendations to the production.

УДК 621.9.015: 589.35

Роганов Л.Л., Абрамова Л.Н., Роганов М.Л.

ДГМА, г. Краматорск, Украина

ПОВЫШЕНИЕ ТОЧНОСТИ СТАНОЧНОГО ОБОРУДОВАНИЯ С ГИДРОПРИВОДОМ

Точность обработки на станке является основным его оценочным критерием, вместе с производительностью. Точность характеризует отклонение полученного продукта от идеальных требований в пределах допусков, обусловленных чертежами детали. Понятие точность станка включает погрешности размеров, формы, взаимного расположения поверхностей, погрешности, зависящие от динамических, термических и других воздействий, возникающих в процессе обработки детали на станке. Выработаны основные направления повышения точности станков [1], среди которых выделим:

- повышение точности изготовления и сборки станков или применение компоновок конструкций с уменьшением чувствительности к изготовлению и сборке;
- уменьшение погрешностей, вызываемых рабочими силами при обработке, снижение упругих и температурных деформаций, повышения динамического качества;
- повышение точности коррекционными и автоматическими устройствами, в том числе использование компенсации погрешностей с помощью систем ЧПУ, систем обратной связи, активного контроля;
- снижения погрешностей, возникающих в процессе эксплуатации станков путем снижения трения в подвижных соединениях, повышение износостойкости, обеспечения стабильности формы базовых деталей.

К этим известным и широко применяемым направлениям повышения точности станков можно добавить конструктивные способы повышения точности путем обеспечения возможности проводить регулировку зазоров в направляющих, гидрооборудовании станков и других машин [2]. Наибольший эффект может быть получен при регулировании цилиндрических направляющих станков поскольку точность станков влияет на точность деталей машин, изготавливаемых на станках.

Если доработать конструктивные схемы существующих цилиндрических направляющих станков, снабдив их регулируемыми втулками специальной конструкции [2], то может быть получен эффективный способ регулирования зазоров в станках.

Целью данной работы является обоснование и рассмотрение возможных конструктивных способов, которые могут обеспечить снижение зазоров в цилиндрических направляющих станков в процессе их работы. Зазоры в

цилиндрических направляющих определены при изготовлении станков и за счет износа при их эксплуатации. Особенно эффективно гидравлическое автоматическое регулирование зазоров, что целесообразно осуществлять на станках с гидроприводом.

Объемный гидравлический привод широко применяется в металлорежущих станках (МС). Его преимущества по сравнению с другими типами приводов очевидны: плавность и равномерность движения рабочих органов; возможность получения больших передаточных отношений; возможность бесступенчатого регулирования скоростей в широком диапазоне; простота преобразования вращательного движения в возвратно – поступательное и возвратно – поворотное; малый момент инерции, обеспечивающий быстрое реверсирование; легкость стандартизации и унификации основных элементов; небольшие габаритные размеры и масса гидрооборудования; высокий КПД; мгновенность передачи командных импульсов; простота предохранительных устройств и их высокая надежность; легкость управления и регулирования; самосмазываемость гидрооборудования рабочей жидкостью; возможность получения больших сил и скоростей и т. д.

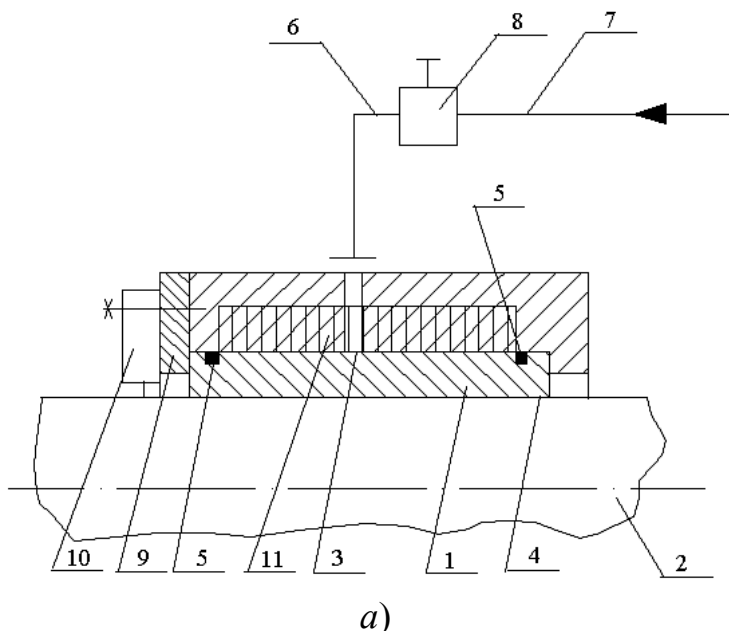
Одним из основных и наиболее распространенных элементов объемного гидропривода станков являются силовые гидроцилиндры и гидродвигатели, позволяющие без кинематических преобразований получить прямолинейное и вращательное движения [3, 4]. Конструкции гидроцилиндров отличаются простотой и компактностью и тесно взаимосвязаны с рабочими органами машин и механизмов.

Несмотря на наличие серийного производства унифицированных и типизированных силовых гидроцилиндров и технологические сложности их изготовления, нередко разработчики гидроприводов для МС занимаются проектированием новых конструкций силовых гидроцилиндров, в целях повышения технико - экономических показателей своей продукции.

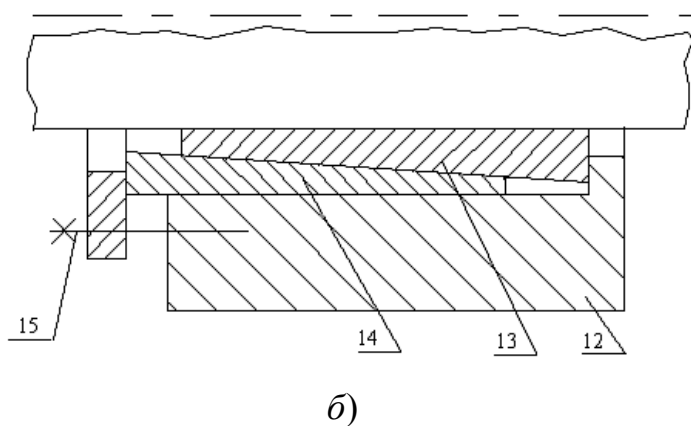
При проектировании МС чаще применяют отработанные, серийно выпускаемые гидроцилиндры. В Украине силовые гидроцилиндры выпускаются отдельными заводами для собственного производства, серийного выпуска гидроцилиндров нет.

Схема разработанного регулируемого щелевого направляющего устройства с системой управления показана на рис. 1 а, б.

Щелевое направляющее устройство состоит из втулки – направляющей 1, размещенной на подвижной цилиндрической детали 2 и образующей два концентричных зазора – щели 3 и 4. На концах втулки - направляющей 1 размещены неподвижные уплотнения 5, герметизирующие щель 3, которая гидрوليнией 6 соединена с источником давления 7, а на линии 6 установлен регулятор давления 8. На корпусе 12 размещен фланец 9 с датчиком перекаса 10.



1 – втулка-направляющая; 2 – подвижная деталь станка; 3 – наружная поверхность втулки 1; 4 – внутренняя поверхность втулки 1; 5 – неподвижные уплотнения; 6 – гидролиния; 7 – источник давления; 8 – регулятор давления; 9 – фланец; 10 – датчик перекоса подвижной детали 2 станка; 11 – эпора давления в щели 3



12 – корпус; 13 – направляющая клиновидная втулка; 14 – регулирующая втулка; 15 – шпильки

Рис. 1 – Схема регулируемой направляющей станка:
 а) с автоматической регулировкой; б) с ручной регулировкой

Принцип работы щелевого направляющего устройства состоит в том, что при появлении перекосов цилиндрической детали 2, сигнал от датчика перекосов 10 подается на регулятор давления 8, который повышает давление в щели 3. Более высокое давление в щели 3 вызывает деформацию втулки 1 и изменение радиальной величины зазора в щели 4,

что приводит к устранению перекосов подвижной детали 2. Датчик перекосов 10, при отсутствии перекосов, смещений детали 2 поддерживает с помощью регулятора давления 8 одинаковый уровень щели 3 и постоянство зазора в щели 4 и только изменение (увеличение) зазора в щели 4 приводит к автоматическому срабатыванию датчика 10 и соответственно регулятора 8.

На рис. 16 показана схема устройства ручной регулировки зазоров в цилиндрических направляющих станков. Устройство состоит из цилиндрической подвижной детали 2, которая охватывается направляющей клиновидной втулкой 13, внешний клин которой контактирует с ответным внутренним клином на втулке 14, размещенной в корпусе 12. Торец втулки 14 контактирует с фланцем 9, на котором размещен датчик перекоса 10. При наличии перекоса, радиальных смещений детали 2, датчик 10 дает сигнал на пульт управления станка о наличии недопустимых зазоров в щели 4 между деталью 2 и втулкой 13. Поэтому сигналу рабочий, вручную подтягивает шпильки 15, которые фланцем 10 смещают втулку 14 в корпусе 12 и вызывают обжим втулки 13, что обеспечивает уменьшение зазора в щели 4 и устранение перекосов и смещений детали 2 относительно направляющих 13, 14 корпуса 12. Таким образом зазоры в цилиндрических направляющих станков могут поддерживаться на заданном уровне в течении значительного срока эксплуатации станка.

Подобная регулировка возможна для цилиндрических направляющих скольжения и качения станков, как в ручном, так и в автоматическом режимах.

Подача регулирующего давления среды на герметичную поверхность втулки, противоположную направляющей поверхности, может производиться от отдельного насоса или любого другого источника давления. Может быть использовано давление, взятое из полости гидроцилиндра станка, от системы смазки или охлаждающей жидкости (СОЖ). При этом среда для регулирования радиальной деформации втулки может быть иной, чем рабочая среда. В качестве рабочей среды в гидropневмосистемах и цилиндрах станков чаще всего применяются минеральные масла, силиконовые (не горючие) жидкости, вода и водомасляные эмульсии, сжатый воздух и другие газы. В качестве регулирующей среды, обеспечивающей управляемую радиальную деформацию втулки в направлении щели, по которой идет направление деталей станка может применяться, кроме рабочих сред, густая смазка, гидропластмасса, эластичные среды (резина, полиуретан и т.п.). Главными требованиями к регулирующей среде являются: простота применения, минимальные утечки, высокая точность поддержания и регулирования зазора в регулирующей щели.

Существующие регуляторы давления жидких и газообразных сред (напорные золотники, редукционные клапаны и т.п.) сложны по конструкции, дорогие, громоздкие, в них самих происходит утечка рабочей среды, что снижает КПД машины. Поэтому в работе [2] разработаны принципиально новые регуляторы давления для малорасходных устройств гидропривода станков.

Известные конструкции регуляторов давления, которые применяются для изменения давления в гидросистеме [4], состоят из корпуса с отверстиями

подвода и отвода жидкости с размещенным в расточке корпуса плунжером. Плунжер имеет возможность смещаться относительно корпуса пружиной, а также под действием разницы давления жидкости на его торцовые поверхности, на одной из которых размещен предохранительный клапан, нагруженный пружиной, которая смещается резьбовой парой с ручным приводом [4].

Такой регулятор имеет сложную конструкцию, большое количество деталей, низкий КПД, поскольку для малорасходных устройств поддержка давления сопровождается большими истечениями жидкости высокого давления из-за резкого изменения сечения для прохода жидкости при регулировании давления и неконтролируемыми истечениями через зазоры между корпусом и плунжером (золотником) регулятора.

Система регулировки давления в автоматическом режиме относится к малорасходной гидросистеме, поэтому были разработаны более упрощенные, чем существующие регуляторы давления [5].

Упрощена конструкция регулятора давления за счет того, что в плунжере выполнены связанные между собою радиальный и осевой каналы, соединенные с малорасходным устройством. Радиальный канал размещен в плунжере между отверстиями подвода и слива жидкости с возможностью отбора жидкости из зазора между ними путем осевого смещения плунжера.

Выполненные в плунжере осевой и радиальный каналы позволяют подавать в малорасходное устройство жидкость с давлением, равным давлению в зазоре между отверстиями рабочего давления и слива, и соответствующим положению радиального канала в плунжере относительно этих отверстий. Такое выполнение регулятора давления значительно упрощает его конструкцию, уменьшает количество деталей и повышает КПД за счет уменьшения общего истечения. Конструкция регулятора давления для малорасходного устройства приведена на рис. 2 [5].

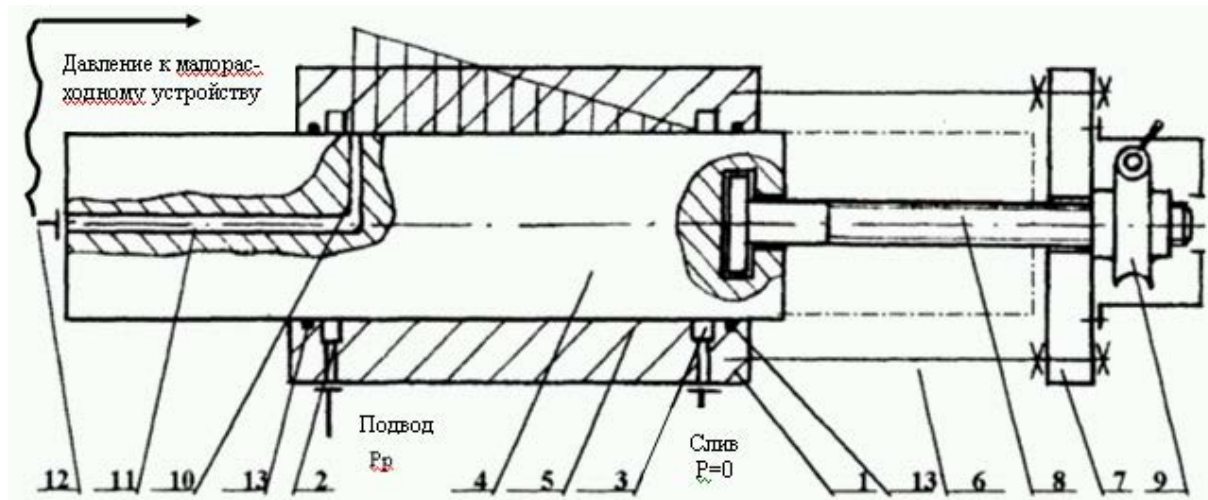


Рис. 2 – Регулятор давления для малорасходных устройств

Регулятор давления (рис. 2) состоит из корпуса 1 с отверстием 2 подвода жидкости и отверстием 3 слива жидкости, а также плунжера 4, размещенного в корпусе 1 с зазором 5. С корпусом 1 жестко соединен, например, шпильками 6 фланец 7, образующий резьбовую пару со стержнем 8, который связан шарнирно с плунжером 4 и может приводиться во вращение вручную, или электромеханическим приводом 9. В плунжере 4 выполнены связанные между собою радиальный 10 и осевой 11 каналы, соединенные гидролинией 12 с малорасходным устройством (на рис. 2 не показано). Плунжер 4 уплотнен с корпусом 1 на его краях уплотнениями 13.

Работает регулятор давления таким образом. При подаче давления жидкости через подвод p_p в отверстие 2 корпуса 1 по зазору 5 происходит ее протекание к отверстию 3 и через отвод $p = 0$ на слив, например, в бак. В зазоре 5 устанавливается перепад давления от p_p до $p = 0$ по форме эпюры давления, близкой к треугольной (показана на рис.2). Вращением привода 9 резьбовая пара между стержнем 8 и фланцем 7 смещает плунжер 4 относительно корпуса 1, обеспечивая тем самым смещение радиального канала 10 вдоль зазора 5. При этом в каналах 10 и 11 и связанной с ними гидролинии 12, малорасходного устройства устанавливается давление жидкости, соответствующее высоте треугольника эпюры давления в месте положения канала 10. При изменении давления от датчика включается электромеханический привод 9 и смещает плунжер 4 с каналом 10 в соответствующую сторону. Такое осевое смещение плунжера 4 относительно корпуса 1 при необходимости может проводиться и вручную.

Выводы

Разработаны конструктивные способы повышения точности станочного оборудования с гидроприводом за счет снижения зазоров в цилиндрических направляющих скольжения и качения. Наличие гидропривода на станке позволяет проводить регулирование зазоров в автоматическом режиме.

Разработаны также устройства для регулирования зазоров в ручном режиме от датчиков перекосов, смещений направляемых деталей станка при его эксплуатации. Можно рекомендовать в некоторых обоснованных случаях замену направляющих станка на цилиндрические, что возможно при новом проектировании или модернизации станков.

Литература 1. Решетов Д.Н. Точность металлорежущих станков / Д.Н. Решетов, В.Т. Портман. – М.: Машиностроение, 1986. – 336 с. **2.** Роганов Л.Л. Развитие конструкций щелевых втулок-уплотнений для гидросистем прессов и станков / Л.Л. Роганов, Л.Н. Абрамова // Удосконалення процесів та обладнання обробки тиском в металургії та машинобудуванні: Зб.наук.пр. – Краматорськ, 2001, с.42-46. **3.** Приводы и их элементы. Рынок продукции: Каталог-справочник / А.Б. Чистяков, Б.М. Парфенов, В.К. Свешников и др.; Под ред. А.Б. Чистякова. М.: Машиностроение, 1995. 432 с. **4.** Свешников В.К. Обзор российского рынка гидрооборудования. Гидроцилиндры / Приводная техника. 1998. № 1. С.36-40. **5.** Пат. 58664 Україна, 7 F16K17/196. Регулятор тиску для мало витратних пристроїв / Роганов Л.Л., Абрамова Л.М. (Україна). - № 2002021640; Заявлено 27.02.2002; Опубл. 15.08.2003, Бюл. №8.

ПІДВИЩЕННЯ ТОЧНОСТІ ВЕРСТАТНОГО УСТАТКУВАННЯ З ГІДРОПРИВОДОМ

Роганов Л.Л., Абрамова Л.Н., Роганов М.Л.

Розглянути конструктивні способи підвищення точності верстатного встаткування шляхом зменшення зазорів у циліндричних направляючих ковзання й кочення. Це можливо в автоматичному й ручному режимах після виготовлення верстата й у процесі його експлуатації, продовжуючи час роботи верстата з високою точністю.

ПОВЫШЕНИЕ ТОЧНОСТИ СТАНОЧНОГО ОБОРУДОВАНИЯ С ГИДРОПРИВОДОМ

Роганов Л.Л., Абрамова Л.Н., Роганов М.Л.

Рассмотрены конструктивные способы повышения точности станочного оборудования путем уменьшения зазоров в цилиндрических направляющих скольжения и качения. Это возможно в автоматическом и ручном режимах после изготовления станка и в процессе его эксплуатации, продлевая время работы станка с высокой точностью.

INCREASE OF EXACTNESS OF MACHINE-TOOL EQUIPMENT FLUID- OPERATED

Roganov L.L., Abramova L.N., Roganov M.L.

They are considered constructive ways of increasing to accuracy of the machine equipment by reduction clearance in cylindrical directing slides and swings. This possible in automatic and handing modes after fabrication tool and in process of its usages, prolonging time of the work tool with pinpoint accuracy.

УДК 621.791.92

Бережная Е.В., Иванов А.А.
ДГМА, Краматорск, Украина

ВЛИЯНИЕ МИКРОРЕЛЬЕФА ПОВЕРХНОСТИ НА КАЧЕСТВО ЭЛЕКТРОКОНТАКТНОЙ НАПЛАВКИ РЕЖУЩЕЙ ЧАСТИ ИНСТРУМЕНТА

Введение

Повышение качества восстановленного и упрочненного режущего инструмента, работающего в условиях знакопеременных циклических или ударных нагрузок, с использованием ресурсосберегающих технологий является актуальной задачей. Одним из перспективных путей ее решения является электроконтактная наплавка, позволяющая создавать на рабочей поверхности инструмента слоя с повышенной твердостью и износостойкостью в сочетании с высокой пластичностью и вязкостью зоны соединения покрытия с основным металлом [1]. Однако сложность проведения процесса наплавки связана с ограничениями, обусловленными неравномерным и неконтролируемым распределением электрического тока в различных точках контакта поверхности инструмента с компактным материалом, что снижает качество нанесенного слоя [2]. Это связано с наличием впадин и выступов различных величин на поврежденной поверхности деталей. Возникает необходимость исследования влияния подготовки поверхности деталей перед наплавкой на качество соединения.

Основная часть

Цель работы – оптимизация параметров микрогеометрии рельефа поверхности инструмента, восстанавливаемого электроконтактной наплавкой.

Учитывая, что образование физического контакта между восстанавливаемым инструментом и компактным материалом является необходимым условием получения качественного соединения, оптимизируем микрогеометрию поверхности, образованную соответствующей механической обработкой. Представим шероховатую поверхность в виде идеализированной повторяющейся вертикальной клиновидной полости с углом раскрытия у основания α (рис.1).

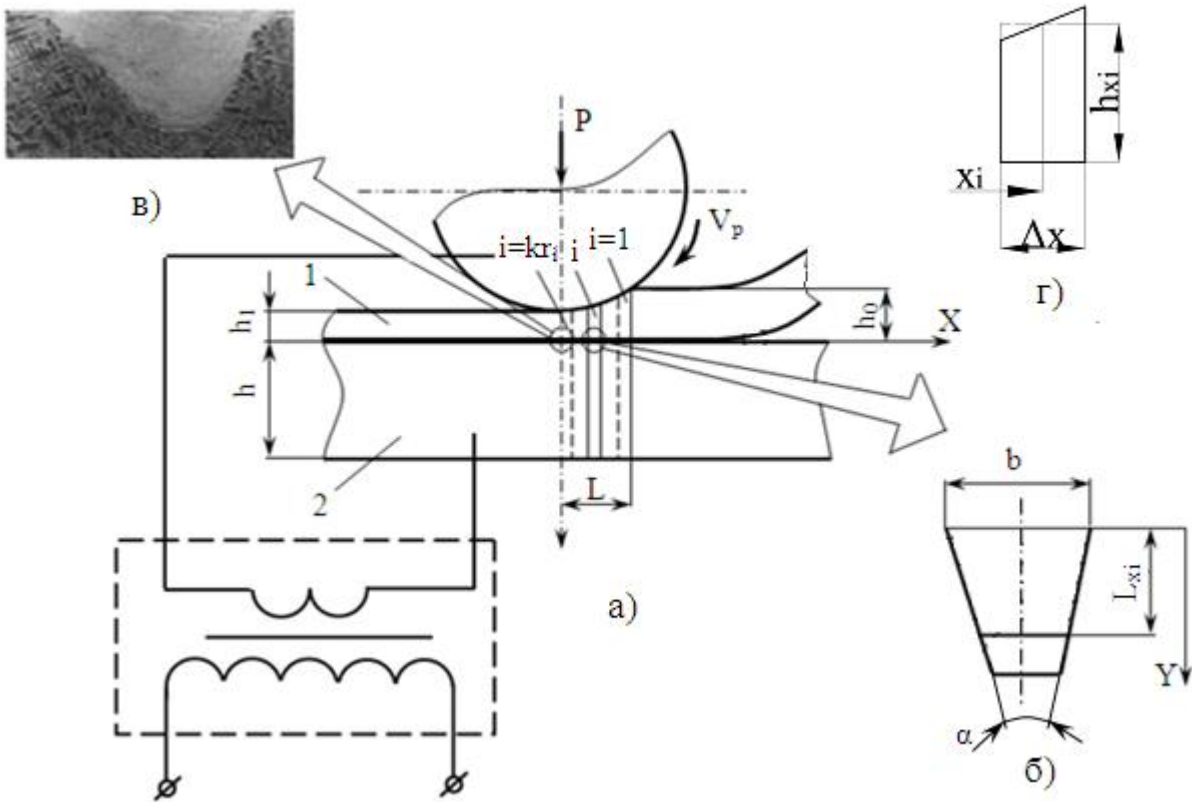


Рис.1 - Расчетная схема формирования физического контакта (а), схема клиновидной полости с заполнившим ее на глубину L_{xi} деформированным металлом (б), зона начала образования сварного соединения ($\times 100$) (в) и выделенный элементарный объем деформируемого металла в очаге деформации (г)

При построении математической модели в качестве исходных предпосылок и основных допущений были использованы следующие положения:

- изменение геометрических размеров пластически деформируемого компактного материала (ленты) 1 по толщине от h_0 до h_1 происходит только в поперечные микровыступы;
- в момент образования физического контакта поверхность восстанавливаемого инструмента 2 с необходимой шероховатостью пластически не деформируется.

Зону образования физического контакта L разобьем по оси X на конечное множество элементарных объемов $i=1 \dots kr_i$. Заменим полученные в этом случае трапеции на соответствующие им по площади прямоугольники и определим геометрическую координату x_i для каждого из них:

$$\Delta x = \frac{L}{kr_i} \quad x_i = \Delta x(kr_i - i + 0,5), \quad (1)$$

где Δx – шаг разбиения по длине L ;

x – геометрическая координата, имеющая свое начало в плоскости вращения ролика-электрода сварочной машины;

i – порядковые номера выделенных элементарных объемов, нумерация которых начинается от сечения входа ($i=1$) и завершается в сечении выхода ($i=kr_i$) наплавленного инструмента из зоны сварки.

С учетом (1) значение толщины h_{xi} пластически деформируемого компактного материала для каждого выделенного i -го элементарного объема в плоскости оси вращения ролика-электрода:

$$h_{xi} = h_1 + (h_0 - h_1) \left(\frac{x_i}{L} \right)^2. \quad (2)$$

Исходя из условия сохранения объема, характера принятых допущений и с учетом особенностей процесса формирования физического контакта, протекающего с почти одновременным смятием неровностей и заполнением пустот металлом гладкой поверхности пластически деформируемого компактного материала, имеем:

$$V_{xi} = (h_0 - h_{xi})s\Delta x, \quad (3)$$

где V_{xi} – значение i -го элементарного объема металла компактного материала, заполнившего клиновую полость;

s – ширина компактного материала;

n – общее количество клиновых полостей на поверхности восстанавливаемого инструмента.

С учетом известных количественных оценок объемов V_{xi} могут быть определены и текущие значения L_{xi} (глубины заполнения металлом компактного материала полостей рельефа поверхности детали по длине L). Например, с учетом угла раскрытия α клиновой полости, имеем:

$$V_{xi} / \Delta x = (b - L_{xi} \cdot \operatorname{tg}\alpha)L_{xi}, \quad (4)$$

откуда:

$$L_{xi}^2 \cdot \operatorname{tg}\alpha - L_{xi}b + V_{xi} / \Delta x = 0 \quad (5)$$

или с учетом решения полученного квадратного уравнения:

$$L_{xi} = \left(b - \sqrt{b^2 - 4(h_0 - h_{xi})s \cdot \operatorname{tg}\alpha} \right) / (2\operatorname{tg}\alpha), \quad (6)$$

где b – ширина поперечных клиновых полостей у их основания, т.е. на контактной поверхности инструмента.

На основании математической модели были разработаны программные средства, позволяющие прогнозировать вероятность образования физического контакта в зависимости от геометрии микрорельефа поверхности инструмента и механических свойств компактного материала. В качестве примера на рис.2. представлены расчетные значения относительной глубины заполнения металлом компактного материала клиновых полостей (L_{xi} / R_z) в зависимости от шероховатости поверхности инструмента (R_z) и геометрии микрорельефа.

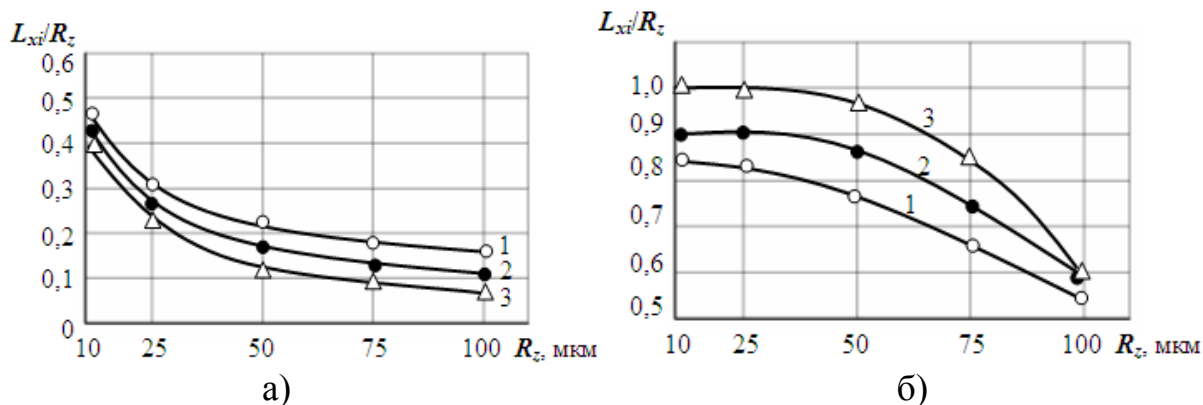


Рис.2 - Зависимость L_{xi}/R_z от высоты микровыступов рельефа R_z при угле раскрытия у основания клиновой полости $\alpha=60^\circ$ (а) и $\alpha=160^\circ$ (б): 1 - $h_l=0,1$ мм; 2 - $h_l=0,2$ мм; 3 - $h_l=0,3$ мм

Также были проведены исследования процесса деформации пластического компактного материала в клиновую полость недеформируемой пластины (рис.3).

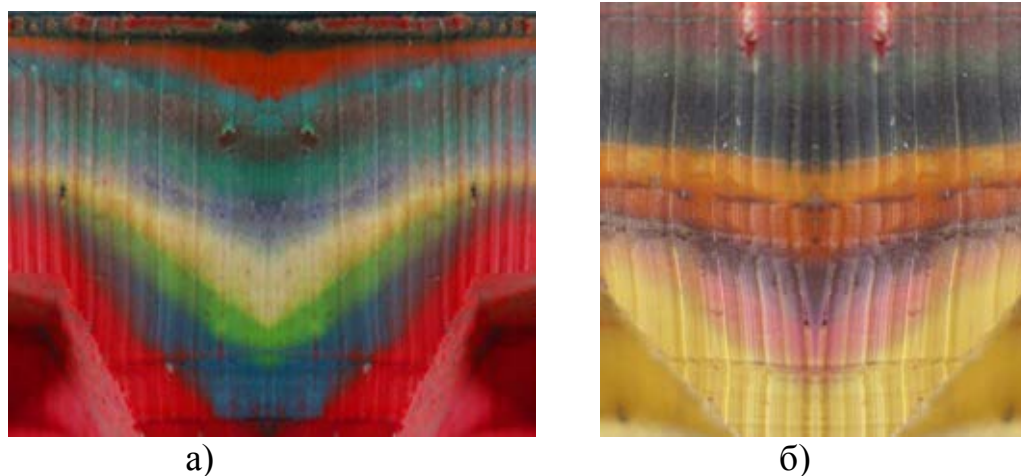


Рис.3 - Результаты экспериментального исследования процесса деформации пластичного материала вглубь клиновых полостей недеформируемой пластины с углом при вершине 30° (а) и 45° (б)

Результаты моделирования показывают, что для получения соединений, обладающих высокими механическими характеристиками, на поверхности изделия целесообразно создавать микрорельеф с неровностями не более 40 мкм при максимально возможном угле раскрытия у основания клиновой полости. Это связано с кратковременностью протекания процесса образования полного физического контакта, поэтому объемное проникновение компактного материала происходит на небольшую глубину.

Экспериментальная проверка показала достаточную сходимость расчетных и экспериментальных данных, что свидетельствует об адекватности предложенной модели. Результаты исследований свидетельствует о том, что снижение высоты микрорельефа ниже оптимальной уменьшает прочность соединения покрытия с основой, а увеличение – приводит к появлению несплошностей у основания микровыступов. Изменение толщины компактного материала от исходной h_0 до h_1 (степень его пластической деформации)

корректируется совокупностью управляемых параметров режима электроконтактной наплавки: сила тока, длительность импульса протекания тока и усилие, прикладываемого к ролику-электроду. В результате выполненных исследований разработаны технологические рекомендации, позволяющие управлять качеством зоны соединения компактного материала с изделием и самого покрытия при восстановлении и упрочнении рабочих органов землеройных машин, которые апробированы в промышленных условиях ОАО «Мариупольский металлургический комбинат им. Ильича». Получен экономический эффект в размере 192,7тыс. грн.

Выводы

Разработана математическая модель, позволяющая количественно и качественно анализировать формирование физического контакта в зависимости от геометрии микрорельефа поверхности и механических свойств компактного материала.

Литература 1. Клименко Ю.В. Электроконтактная наплавка. – М.: Металлургия, 1978. – 126с. 2. Чигарев В.В. Разработка технологии подготовки поверхности восстанавливаемого изделия под электроконтактное плакирование порошковым электродом / В.В. Чигарев, В.А. Пресняков, Е.В. Кассова // Захист металургійних машин від поломок: Зб. наук. праць. – Маріуполь: ПДТУ, 2008. – №10. – С. 238-242.

ВПЛИВ МІКРОРЕЛЬЄФУ ПОВЕРХНІ НА ЯКІСТЬ ЕЛЕКТРОКОНТАКТНОГО НАПЛАВЛЕННЯ РІЖУЧОЇ ЧАСТИНИ ІНСТРУМЕНТУ

О.В. Бережна, О.О. Иванов

Розроблено математичну модель, яка дозволяє керувати якістю зварного з'єднання за рахунок оптимізації микрорельєфу поверхні інструменту.

ВЛИЯНИЕ МИКРОРЕЛЬЕФА ПОВЕРХНОСТИ НА КАЧЕСТВО ЭЛЕКТРОКОНТАКТНОЙ НАПЛАВКИ РЕЖУЩЕЙ ЧАСТИ ИНСТРУМЕНТА

Е.В. Бережная, А.А. Иванов

Разработана математическая модель, позволяющая управлять качеством сварного соединения за счет оптимизации микрорельефа поверхности инструмента.

INFLUENCE OF MICRORELIEF OF THE SURFACE ON QUALITY OF THE ELECTROCONTACT FUSION OF THE CUTTING PART OF INSTRUMENT

E.V. Berezhnaya, A.A. Ivanov

The mathematical model that allows to control quality of welded join by optimization of microrelief of the instrument's surface is designed.

УДК 621.91:536.2

Кравченко Ю.Г., Савченко Ю.В.
НГУ, м. Дніпропетровськ, Україна

ВИЗНАЧЕННЯ КОЕФІЦІЄНТІВ ФОРМИ ШВИДКОРУХОМИХ ДЖЕРЕЛ ТЕПЛОТИ ПРИ РІЗАННІ

Вступ

У теплофізиці різання атрибутом розрахунку контактних температур є температурні поля контактних поверхонь леза і рухомих джерел теплоти з боку стрижки і поверхні різання заготовки.

Рухомі джерела теплоти характеризуються фізичною швидкістю переміщення і явищем розповсюдження теплоти в тілі. Якщо теплота, що виділяється, не встигає розповсюдитися попереду джерела по напрямку швидкості руху, то таке джерело класифікується як швидкорухоме [1] по безрозмірному критерію Пекле $Pe = v \cdot l / a$ (v і l - швидкість і довжина джерела у напрямі руху, a - коефіцієнт температуропровідності матеріалу тіла, по якому джерело переміщається) при $Pe > 8 \div 10$ [2].

Переважає більшість рухомих теплових джерел при різанні відносяться до швидкорухомих джерел (ШРД). Положення суті ШРД значно спрощує математичний опис теплових процесів в системі деформацій і тертя, та приближує результати розрахунків температур до істинних.

У свою чергу температурні поля рухомих по передній і задній поверхонь теплових джерел залежать від форми епюр контактних напружень, яка враховується згідно термінології [2] коефіцієнтом форми ШРД.

Мета роботи полягає у визначенні температурних полів ШРД теплоти тертя для різних епюр (форм) контактних напружень і їх середніх значень (відповідних коефіцієнтів форм теплових джерел).

Постановка задачі

Залежно від властивостей оброблюваного і інструментального матеріалів, геометрії леза, режимів різання і мастильно-охолоджувального середовища, передня і задня поверхні леза мають певні розподіли контактних напружень і, як наслідок, температурні поля ШРД. Для кожної такої умови різання при розрахунку контактної температури потрібний математичний опис відповідного температурного поля і його середнє значення.

Накладення температурних полів ШРД і леза методом суперпозиції дає підсумковий розподіл температури на контактній поверхні, а їх однакове з боку ШРД (через коефіцієнт форми джерела) і леза середнє значення температурних полів – середню величину контактної температури.

Вихідною основою для розрахунку температурних полів ШРД служило отримане з використанням рівняння теплопровідності Кельвіна для точечного миттєвого джерела в необмеженому тілі і введенням фіктивного джерела (напівобме-

жене тіло штучно перетворювалося на необмежене) відомий вираз [1,2,3] для температури лінійного миттєвого (ЛМ) джерела $Q_{ЛМ}$ (Дж/м) на поверхні напівобмеженого тіла в тривимірній системі координат ($z = z_1 = 0, -\infty < y < +\infty$)

$$\Theta_{ЛМ} = \frac{Q_{ЛМ}}{2\pi\lambda\tau} \cdot \exp\left(-\frac{(x-x_1)^2}{4a\tau}\right), \quad (1)$$

де λ і a - коефіцієнти тепло- і температуропровідності; τ - час спостереження температури після імпульсу теплоти; x_1 - абсциса ЛМ джерела по осі x (рис.1).

Прийнято, що відбір теплоти за рахунок конвективного теплообміну не відбувається.

Основна частина

Рішення поставленої задачі включає два розрахунки температурного поля і коефіцієнта форми смугового ШРД.

1. Температурне поле смугового ШРД. Спочатку інтегруванням виразу (1) по x_1 із застосуванням підстановки $\frac{x-x_1}{\sqrt{4a\tau}} = -u$ ($dx_1 = \sqrt{4a\tau} \cdot du$, межі $u_1 = -\infty$ при $x_1 = -\infty$ і $u_2 = +\infty$ при $x_2 = +\infty$) визначаємо температуру смугового миттєвого (СМ) джерела густиною $Q_{СМ}$

$$\Theta_{СМ} = \frac{Q_{СМ}\sqrt{a}}{\lambda\sqrt{\pi\tau}}. \quad (2)$$

Подальший розрахунок пов'язаний зі схемою проходження лінійного безперервного (ЛБ) джерела через елементарну смугу dx на поверхні напівобмеженого тіла (рис.1) з двома спрощеними положеннями [2]:

- час дії джерела на dx представляється як миттєве $d\tau$;

- весь тепловий потік за час $d\tau$ розповсюджується тільки перпендикулярно смужці dx .

В результаті для смужки dx маємо СМ джерело $Q_{СМ}$ (Дж/м²), а для проміжку $d\tau$ - ЛБ джерело $q_{ЛБ}$ (Вт/м).

З рівняння балансу теплоти $Q_{СМ} \cdot dx = q_{ЛБ} \cdot d\tau$ (Дж/м) приймаємо, що $Q_{СМ} = q_{ЛБ} \frac{d\tau}{dx}$. Тоді при $Q_{СМ} = \frac{q_{ЛБ}}{v}$ і $\tau = \frac{x-x_1}{v}$ у (2) маємо температуру лінійного з швидкістю v ШРД

$$\Theta_{ЛШ} = \frac{q_{ЛШ}\sqrt{a}}{\lambda\sqrt{\pi v(x-x_1)}}.$$

Другий інтегральний перехід приводить до температурного поля смугового ШРД

$$\Theta_{СШ} = \frac{q_{СШ}\sqrt{a}}{\lambda\sqrt{\pi v}} \int_0^x \frac{f(x_1)}{\sqrt{x-x_1}} dx_1$$

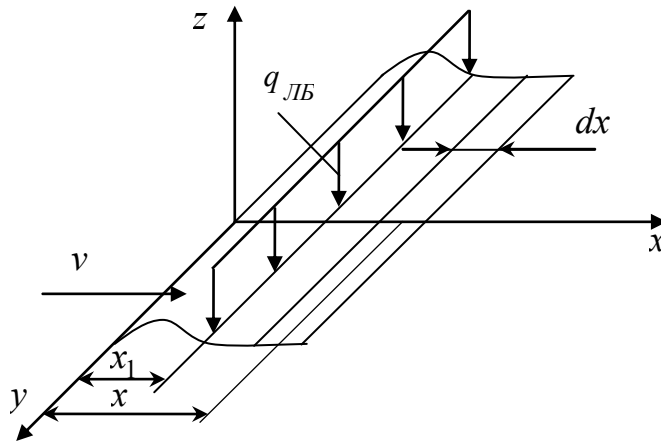


Рис. 1 – Розрахункова схема температури лінійного ШРД

або після введення безрозмірного параметра $\psi = x/l$

$$\Theta_{СШ} = \frac{q_{СШ} \sqrt{al}}{\lambda \sqrt{\pi v}} \int_0^{\psi} \frac{f(\psi_1)}{\sqrt{\psi - \psi_1}} d\psi_1. \quad (3)$$

2. Коефіцієнт форми ШРД. Функція розподілу температурного поля (3) залежить від характеру розподілу напружень $f(\psi_1)$ у зоні контакту стружки або заготовки з лезом

$$F_{\Theta} = \int_0^{\psi} \frac{f(\psi_1)}{\sqrt{\psi - \psi_1}} d\psi_1. \quad (4)$$

Рівень середньої температури поля визначається коефіцієнтом форми джерела

$$\kappa_{\Phi} = F_{СР} = \int_0^1 F_{\Theta} d\psi. \quad (5)$$

Наприклад, якщо густина джерела розподілена рівномірно $f(\psi_1) = const$

(рис.2), то $F_{\Theta} = \int_0^{\psi} \frac{d\psi_1}{\sqrt{\psi - \psi_1}} d\psi_1 = \int_0^{\psi} \frac{du}{\sqrt{u}} = 2\sqrt{\psi}$, а $\kappa_{\Phi} = 2 \int_0^1 \sqrt{\psi} d\psi = \frac{4}{3}$.

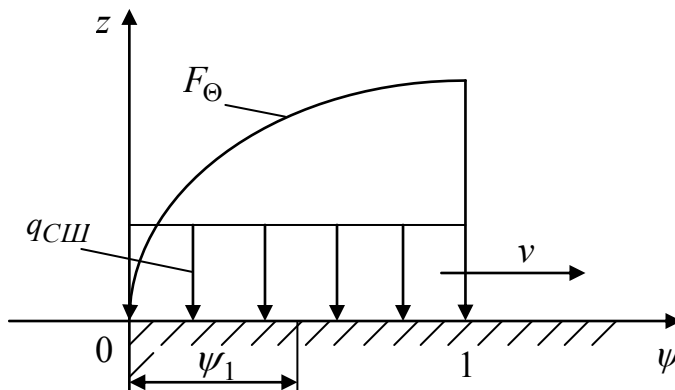


Рис. 2 – Температурне поле F_{Θ} при рівномірній густині $q_{СШ}$

Якщо відомі загальна густина тепловиділення

$$q_0 = F_\mu \cdot v / S_k = \mu(\sigma_0 \int_0^1 f(\psi_1) d\psi_1) \cdot v \quad (6)$$

(тут $F_\mu = \mu \cdot N$ - сила тертя на контактній поверхні леза, μ - коефіцієнт тертя,

$N = \sigma_0 \int_0^1 f(\psi_1) d\psi_1$ - питома сила, v - швидкість ШРД, $S_k = l \cdot b$ - площа контак-

ту з довжиною l та шириною b джерела, σ_0 - максимальне значення нормальних напружень при функції $f(\psi_1)$ їх розподілу) та частка поглинання теплоти лезом ε^* , то густина теплового потоку в тіло ШРД складе

$$q_{СШ} = (1 - \varepsilon^*) \cdot q_0. \quad (7)$$

У результаті з виразу (3) з обліком (5), (6) і (7) отримуємо розрахункову формулу середньої контактної температури з коефіцієнтом форми ШРД

$$\Theta_{СШ} = \kappa_\Phi \frac{(1 - \varepsilon^*) \cdot q_0}{\lambda_3} \sqrt{\frac{a_3 \cdot l}{\pi \cdot v}}, \quad (8)$$

де коефіцієнти λ_3 і a_3 належать матеріалу заготовки.

3. Результати розрахунків. Стосовно до різання значення функції розподілу F_Θ (4) та коефіцієнта форми κ_Φ (5) для основного типажу форм ШРД теплоти приведені в табл. 1.

Епюри напружень увігнутих форм поз. 2-5 і комбінованих поз. 11-16 призначені відповідно для розрахунку сил тиску і тертя на передній поверхні леза при різанні пластичних матеріалів, коли має місце зміцнення стружки.

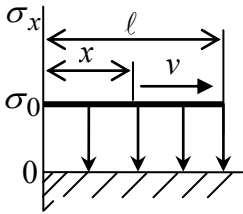
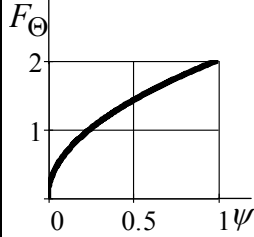
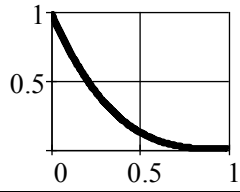
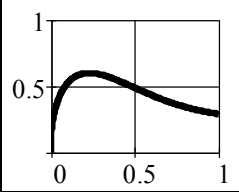
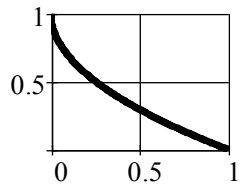
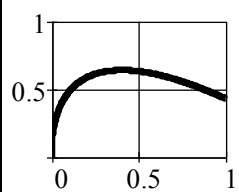
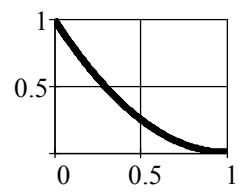
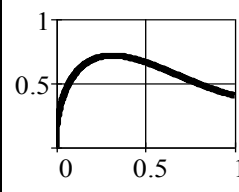
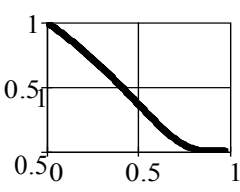
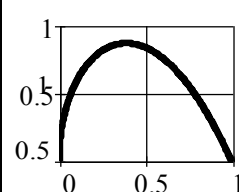
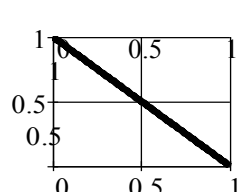
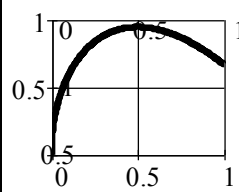
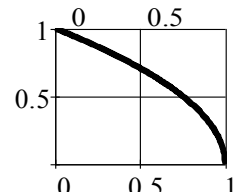
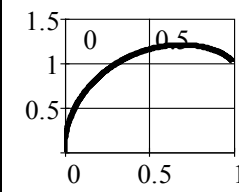
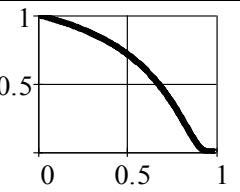
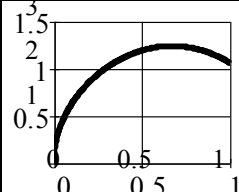
Поз. 7-10 з опуклою формою епюр прийнятніше для опису розподілу напружень на задній поверхні леза, а також на передній поверхні при обробці твердих матеріалів зі знеміцненням стружки та без наростоутворення.

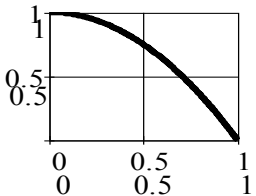
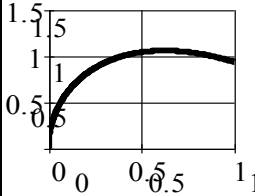
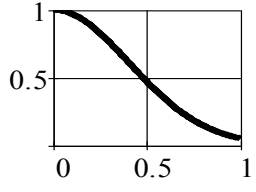
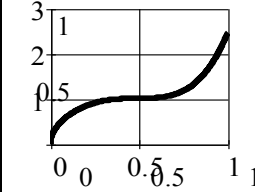
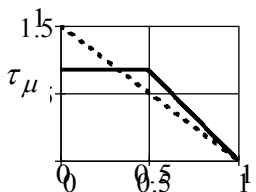
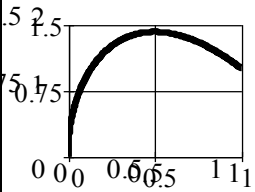
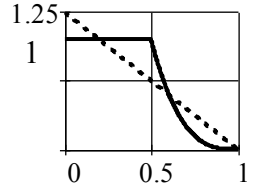
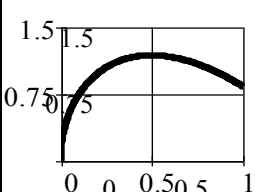
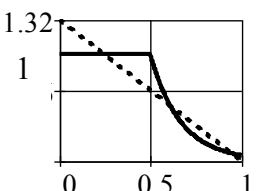
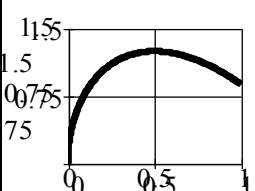
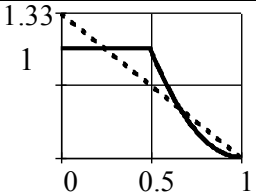
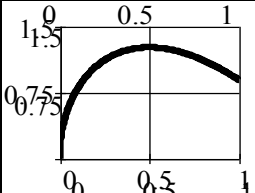
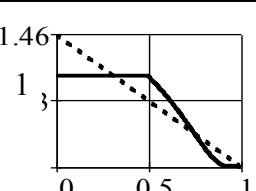
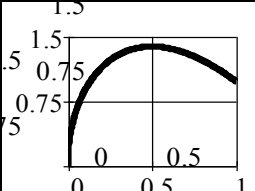
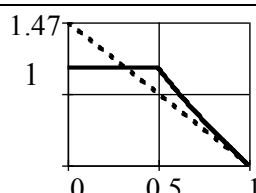
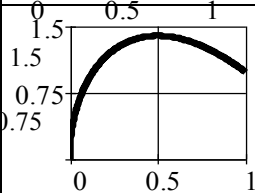
Обчислення інтеграла F_Θ (4) виконувалося із застосуванням підстановки $\psi - \psi_1 = u$, а для поз. 5, 8, 10, 13, 15 додатково застосовувалося розкладання експоненціальної функції в ряд.

Таблиця 1

Залежність функції F_Θ і коефіцієнта форми κ_Φ від характеру розподілу контактних напружень $\sigma_x = \sigma_0 f(\psi)$ і $\tau_x = \tau_\mu f(\psi)$ з $\psi = x/l$

| № | Розподіл напруги | | Температурне поле ШРД | | |
|---|-------------------|-------|------------------------|--------|----------------------------|
| | функція $f(\psi)$ | епюра | формула F_Θ (4) | графік | значення κ_Φ (5) |
| 1 | 2 | 3 | 4 | 5 | 6 |

| 1 | 2 | 3 | 4 | 5 | 6 |
|---|-------------------------------|---|---|---|-------|
| 1 | 1 $\sigma_x = const$ |  | $2\sqrt{\psi}$ [2] |  | 1.333 |
| 2 | $(1-\psi)^3$ |  | $2\sqrt{\psi}(1-2\psi+\frac{8}{5}\psi^2-\frac{16}{35}\psi^3)$ |  | 0.444 |
| 3 | $1-\psi^{0.5}$ |  | $2\sqrt{\psi}(1-\frac{\pi}{4}\sqrt{\psi})$ |  | 0.548 |
| 4 | $(1-\psi)^2$ |  | $2\sqrt{\psi}(1-\frac{4}{3}\psi+\frac{8}{15}\psi^2)$ |  | 0.571 |
| 5 | $e^{-\frac{\psi}{1-\psi}}$ |  | $2\sqrt{\psi}(1-\frac{2}{3}\psi-\frac{4}{15}\psi^2-\frac{8}{105}\psi^3)$ |  | 0.614 |
| 6 | $1-\psi$ |  | $2\sqrt{\psi}(1-\frac{2}{3}\psi)$ [2] |  | 0.8 |
| 7 | $(1-\psi)^{0.5}$ |  | $\sqrt{\psi} + (1-\psi)\ln\frac{1+\sqrt{\psi}}{\sqrt{1-\psi}}$ |  | 1.0 |
| 8 | $e^{-\frac{\psi}{3(1-\psi)}}$ |  | $2\sqrt{\psi}(1-\frac{2}{9}\psi-\frac{4}{27}\psi^2-\frac{296}{2835}\psi^3)$ |  | 1.024 |

| 1 | 2 | 3 | 4 | 5 | 6 |
|----|---|---|---|---|-------|
| 9 | $1-\psi^2$ |  | $2\sqrt{\psi}(1-\frac{8}{15}\psi^2)$ |  | 1.029 |
| 10 | $e^{-3\psi^2}$ |  | $2\sqrt{\psi}(1-\frac{8}{5}\psi^2+\frac{64}{35}\psi^4)$ |  | 1.084 |
| 11 | $1(\tau_\mu = const)$ $0 < \psi < 0.5,$ $2(1-\psi)$ $0.5 < \psi < 1$ |  | $3\sqrt{\psi}(1-\frac{2}{3}\psi)$ |  | 1.2 |
| 12 | 1 $0 < \psi < 0.5,$ $8(1-\psi)^3$ $0.5 < \psi < 1$ |  | $2.5\sqrt{\psi}(1-\frac{2}{3}\psi)$ |  | 1.0 |
| 13 | 1 $0 < \psi < 0.5,$ $e^{-6(\psi-0.5)}$ $0.5 < \psi < 1$ |  | $2.636\sqrt{\psi}(1-\frac{2}{3}\psi)$ |  | 1.054 |
| 14 | 1 $0 < \psi < 0.5,$ $4(1-\psi)^2$ $0.5 < \psi < 1$ |  | $2.667\sqrt{\psi}(1-\frac{2}{3}\psi)$ |  | 1.066 |
| 15 | 1 $0 < \psi < 0.5,$ $e^{-\frac{\psi-0.5}{1-\psi}}$ $0.5 < \psi < 1$ |  | $2.924\sqrt{\psi}(1-\frac{2}{3}\psi)$ |  | 1.17 |
| 16 | 1 $0 < \psi < 0.5,$ $3.414(1-\psi^{0.5})$ $0.5 < \psi < 1$ |  | $2.94\sqrt{\psi}(1-\frac{2}{3}\psi)$ |  | 1.176 |

Для комбінованих форм джерела тепловиділення застосовувалися спеціальні засоби рішення. Епюри напружень на ділянках вторинної деформації $0 < x < l_\tau$ і зовнішнього тертя $l_\tau < x < l$ представлені на рис.3.

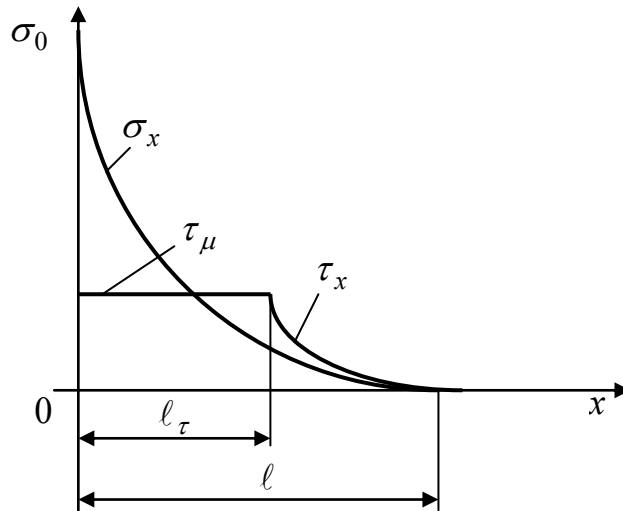


Рис. 3 – Розподіл контактних нормальних σ і дотичних τ напружень на передній поверхні леза по [4]

Згідно [4] із зміниним початком координат [5] $\sigma_x = \sigma_0(1 - x/\ell)^n$. При $\tau_x = \mu \cdot \sigma_x$, $\ell_\tau/\ell = 0.5$, $\tau_\mu = \mu \cdot \sigma_0 \cdot 0.5^n$, $\sigma_0 = \tau_\mu / \mu \cdot 0.5^n$ та $x/\ell = \psi$ маємо

$$\tau_x = \tau_\mu \cdot 2^n (1 - \psi)^n. \quad (10)$$

Дослідження адекватності формули F_Θ (4) показали, що вона не сприймає кусочно-безперервні функції і функції з негативними значеннями поточної змінної. З цієї причини пряме інтегрування функції

$$F_\Theta = \int_0^{0.5\psi} \frac{d\psi_1}{\sqrt{\psi - \psi_1}} + \int_{0.5\psi}^{\psi} \frac{f(\psi_1)}{\sqrt{\psi - \psi_1}} d\psi_1$$

приводить до отримання нереальної форми

температурних полів і завищення коефіцієнтів форми κ_Φ .

Рішення знайдене на основі розрахунку F_Θ для базової форми джерела поз. 11 при $n=1$ (10) по наступній схемі:

| | | | |
|---|-----------|-------|-----------------------------|
| обчислення | площі | епюри | напружень |
| $S = \int_0^{0.5\psi} d\psi_1 + 2 \int_{0.5\psi}^{\psi} (1 - \psi_1) d\psi_1 = 0.75\psi(2 - \psi^2);$ | | | |
| визначення | первісної | цілої | функції розподілу напружень |
| $f(\psi) = (S)' = 1.5(1 - \psi);$ | | | |

обчислення температурного поля $F_\Theta = 1.5 \int_0^{\psi} \frac{1 - \psi_1}{\sqrt{\psi - \psi_1}} d\psi_1 = 3\sqrt{\psi} (1 - \frac{2}{3}\psi)$.

Для увігнутих форм епюр напружень на ділянці зовнішнього тертя визначення функції $f(\psi)$ по цій схемі розрахунку виявилось неприйнятним. Чим більше угнутість епюри, а поз. 12, 13, 15 навіть мають негативні значен-

ня похідної $(S)'$, тим більша відмінність обчислюваних значень F_{Θ} і κ_{Φ} від реальності. Тому по аналогії з розрахунком поз. 11 для решти епюр увігнутої форми застосовувався підбір функції $f(\psi)$ з лінійним розподілом по трикутнику через відповідні площі епюр.

Аналіз отриманих результатів

По суті температурне поле ШРД є результатом одночасної дії питомого тиску (напруження) на елементарну точку довжини джерела і часу контакту (шляху) тертя. Звідси при рівномірному розподілі напружень (густини тепловиділення) поз. 1 табл.1 слідує максимальне значення накопиченої температури (F_{Θ}) в кінці контактної довжини леза (на початку довжини ШРД) і її середнього значення (коефіцієнта форми κ_{Φ}) в цілому.

Максимальні температури полів поз. 2-5 знаходяться в другій чверті контактної довжини, що оберігає (захищає) лезо у різальній кромки від знеміцнення інструментального матеріалу та інтенсивного зношування. Для поз. 7-10 характерне сприятливіше розташування максимальних температур в другій половині контактної довжини. Але при цьому увігнуті епюри напружень поз. 2-5 мають значно менші значення коефіцієнта форми джерела κ_{Φ} , чим опуклих поз. 7-10.

У всіх комбінованих джерел поз. 11-16 спостерігається сприятливе розташування високих температур в другій половині контактної довжини (на ділянці зовнішнього тертя), а найбільші значення функції F_{Θ} і коефіцієнта κ_{Φ} має лінійна кусочно-безперервна функція поз. 11 (на другому місці після поз.1).

Найбільшу складність розрахунків представляють експоненціальні функції поз. 5, 8, 10, 13, 15. Зважаючи на залишкове значення 0.05 при $\psi = 1$ функції розподілу напружень поз. 10 і 13 дають нереальне завищення температур, особливо поз. 13.

Висновки

1. Для найбільш застосованих функцій розподілу (епюр) напружень на контактних поверхнях леза отримані розрахункові логічні дані по температурних полях швидкорухомих джерел і їх середніх значень. По адекватності температурних полів функції розподілу $\exp(-3\psi^2)$ поз. 10 і $\exp(-6(\psi - 0.5))$ поз. 13 непридатні для застосування.

2. Безперервні (цілі) функції розподілу напружень увігнутої форми мають розподіл максимальної температури поля в другій чверті довжини контакту ле-

за з швидкорухомим джерелом теплоти, а опуклої форми – в другій половині довжини контакту. Максимальні температури комбінованих джерел тепловиділення (кусочно–безперервних функцій розподілу напружень) знаходяться в другій половині контактної довжини леза.

3. Математичний опис температурних полів швидкорухомих джерел для функцій розподілу напружень $f(\psi) = 1 - \psi^m$ більш простіший, ніж для функцій вигляду $f(\psi) = (1 - \psi)^n$, а найскладніший – для експоненціальних функцій. Для розрахунку температурних полів від комбінованих джерел теплоти потрібна заміна кусочно–безперервних функцій на цілі безперервні.

Література: 1. Рыкалин Н.Н. Расчеты тепловых процессов при сварке. – М.: Машгиз, 1951. – 296 с. 2. Резников А.Н. Теплофизика процессов механической обработки материалов. – М.: Машиностроение, 1981. – 279 с. 3. Карслоу Г.С. Егер Д.К. Теплопроводность твёрдых тел. – М.: Наука, 1964. – 487 с. 4. Зорев Н.Н. О взаимозависимости процессов в зоне стружкообразования и в зоне контакта передней поверхности инструмента. – //Вестник машиностроения, 1963. – № 12. – С. 42-50. 5. Резников А.Н. Теплофизика резания. – М.: Машиностроение, 1969.–288с.

ВИЗНАЧЕННЯ КОЕФІЦІЄНТІВ ФОРМИ ШВИДКОРУХОМИХ ДЖЕРЕЛ ТЕПЛОТИ ПРИ РІЗАННІ

Кравченко Ю.Г., Савченко Ю.В.

Приведені розрахунок температурного поля і значення коефіцієнтів основних форм швидкорухомих джерел теплоти (епюр контактної напруги).

ОПРЕДЕЛЕНИЕ КОЭФФИЦИЕНТОВ ФОРМЫ БЫСТРОДВИЖУЩИХСЯ ИСТОЧНИКОВ ТЕПЛОТЫ ПРИ РЕЗАНИИ

Кравченко Ю.Г., Савченко Ю.В.

Приведены расчет температурного поля и значения коэффициентов основных форм быстро движущихся источников теплоты (эпюр контактных напряжений).

DETERMINATION OF COEFFICIENTS OF FORM OF HIGH-SPEED SOURCES OF WARMTH AT CUTTING

Kravchenko U.G., Savchenko U.V.

The calculation of the temperature field is resulted and the value coefficients of basic forms are certain quickly locomotive sources of warmth (epure of contact tensions).

УДК 621.92

Маджид А.Х.

ДонНТУ, г. Донецк, Украина

ВЛИЯНИЕ НАНЕСЕНИЯ ВАКУУМНЫХ ИОННО-ПЛАЗМЕННЫХ ПОКРЫТИЙ НА ШЕРОХОВАТОСТЬ И ФРАКТАЛЬНУЮ РАЗМЕРНОСТЬ ПОВЕРХНОСТЕЙ СПИРАЛЬНЫХ СВЕРЛ

Введение

Для изготовления различных изделий и выполнения сложных операций технологического процесса в современном машиностроении все большее применение находит инструмент с вакуумными ионно-плазменными покрытиями. В настоящее время разработано множество технологических процессов изготовления лезвийных инструментов с вакуумными ионно-плазменными покрытиями [1, 2, 3].

Современные проблемы машиностроения ставят задачи не только поиска новых технологий обработки материалов, но и новых методов оценки их свойств, к числу которых относится и микрорельеф поверхностей. Особо актуален этот вопрос в области нанесения вакуумных ионно-плазменных покрытий.

На сегодняшний день традиционной характеристикой шероховатости поверхности являются геометрические параметры - среднеарифметическое отклонение, максимальная высота неровностей, средний шаг неровностей профиля и т.п. [4]. Но, как отмечают некоторые исследователи [5], несмотря на успешное использование этих показателей, все-таки требуются новые подходы в оценке свойств микрорельефа поверхностей, которые отображали бы не только ее амплитудные характеристики, но и ее структуру.

Одним из путей решения этих проблем является использование основных положений теории фракталов, которые освещены в ряде работ [6, 7]. В качестве дополнительной характеристики микрорельефа поверхности предлагается использовать т.н. фрактальную размерность, которая оценивает степень «дробности», изломанность, самоподобие рельефа.

Целью работы является определение влияния нанесения вакуумных ионно-плазменных покрытий на шероховатость и фрактальную размерность поверхности.

Для достижения поставленной цели необходимо решить следующую задачу: на основании схемы технологического процесса дополнительной отделочной обработки спиральных сверл определить шероховатость и параметры фрактальной размерности поверхностей на каждой стадии обработки.

Основное содержание работы

Рассматриваемый процесс дополнительной отделочной обработки спиральных сверл с вакуумными ионно-плазменными покрытиями состоит из следующих операций: шлифования, пескоструйной обработки, полировки, ультразвуковой обработки, нанесения вакуумных ионно-плазменных покрытий TiN, глянецование поверхностей с покрытиями.

Экспериментальные исследования по оценке параметров шероховатости, микротвердости и фрактальной размерности поверхностей, по предлагаемым операциям технологического процесса проводили на образцах, вырезных из режущей части спиральных сверл диаметром 14 мм из стали Р6М5 (ГОСТ 10902-77).

Шлифование проводили на шлифовальном станке. В качестве инструмента применяли круг шлифовальный типа ПП (ГОСТ 2424-83) из белого электрокорунда 24А, зернистостью 16-П, степени твердости С2, со структурой №7, на керамической связке К5.

Для проведения пескоструйной обработки было использовано устройство для пескоструйной обработки осевого лезвийного инструмента. В качестве абразивного материала использован песок кварцевый размером частиц 400 мкм, насыпной плотностью 2,868 г/см². Давление воздуха в пескоструйном аппарате не менее 0,4 МПа. Длительность обработки 20 с.

Процесс полировки и глянецования выполняли с использованием станка для полировки осевых лезвийных инструментов. Обработку вели при скорости вращения 3000 об/мин. В качестве инструмента при полировке применяли круг войлочный. Обработку вели с использованием пасты ГОИ. При глянецовании использовали круги из органических волокон с применением алмазной пасты.

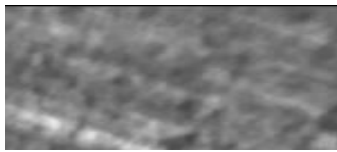
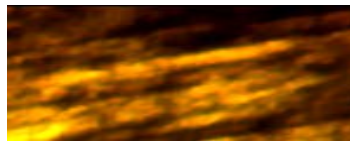
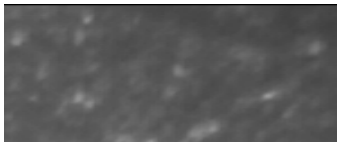
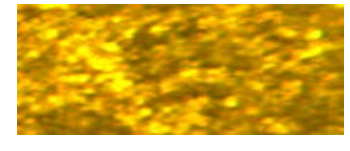
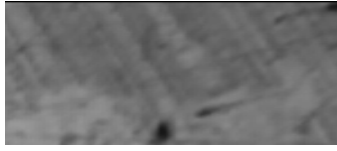
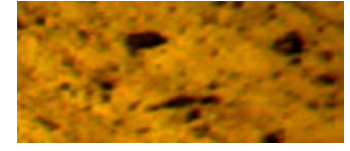
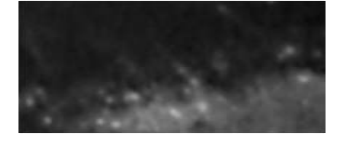

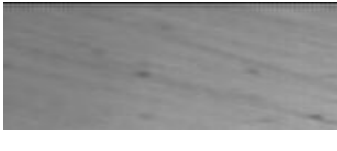

Обезжиривание и очистку проводили на установке для комплексной ультразвуковой обработки осевых лезвийных инструментов. В качестве очистного раствора в ванне применяли раствор следующего состава: тринатрийфосфат технический – 30-40 г/л; сода кальцинированная техническая 20-30 г/л; поверхностно активное вещество ОП-7 или ОП-10 – 3,5 г/л. Температура раствора 50-60 °С.

Для нанесения вакуумного ионно-плазменного покрытий TiN применяли установку ННВ 6.6-И1. Суммарная толщина покрытия из 12 слоев – 6 мкм.

Измерение шероховатости производили при помощи профилографа-профилометра 252. Для получения фотографий и изучения состояния поверхности использовали металлографический микроскоп Neophot 2. Проведение фрактального анализа поверхностей образцов проводили при помощи программного продукта Fractal 3.4.7.2009 (Япония), который производит фрактальную оценку поверхности по ее изображению.

Таблиця 1

Вид поверхностей ($\times 100$), фрактальна розмірність D і шероховатість Ra поверхностей сверл на різних стадіях отделочной обработки до и после нанесення покриттів

| Подготовка поверхности | Без нанесения покрытий | С нанесенными покрытиями |
|---|---|---|
| Шлифование |  |  |
| | $Ra = 0,45 \text{ мкм}, D = 2,365$ | $Ra = 0,55 \text{ мкм}, D = 2,372$ |
| Шлифование, пескоструйная обработка |  |  |
| | $Ra = 0,94 \text{ мкм}, D = 2,487$ | $Ra = 0,68 \text{ мкм}, D = 2,438$ |
| Шлифование, пескоструйная обработка, полировка |  |  |
| | $Ra = 0,08 \text{ мкм}, D = 2,294$ | $Ra = 0,07 \text{ мкм}, D = 2,231$ |
| Шлифование, пескоструйная обработка, полировка, ультразвуковая обработка |  |  |
| | $Ra = 0,07 \text{ мкм}, D = 2,294$ | $Ra = 0,08 \text{ мкм}, D = 2,234$ |
| Шлифование, пескоструйная обработка, полировка, ультразвуковая обработка, глянецвание |  |  |
| | $Ra = 0,039 \text{ мкм}, D = 2,23$ | $Ra = 0,028 \text{ мкм}, D = 2,18$ |

Для количественной оценки состояния обработанных поверхностей провели измерение их шероховатости и определение фрактальной размерности поверхности без покрытий и с нанесенными покрытиями. В табл. 1 приведены изображения поверхностей при увеличении $\times 100$ перед нанесением и после нанесения покрытий, а также соответствующие им значения фрактальной размерности и шероховатости. По данным шероховатости и фрактальной размерности, представленных в табл. 1, построены графики распределения шероховатости и фрактальной размерности по операциям отделочной обработки спиральных сверл (рис. 1 и рис. 2).

Как видно из рис. 1, нанесение покрытий неоднозначно влияет на шероховатость поверхностей. Нанесение покрытий увеличивает шероховатость после шлифования, полировки и ультразвуковой обработки и уменьшает после пескоструйной обработки. Изменение шероховатости после полировки и ультразвуковой обработки не значительное.

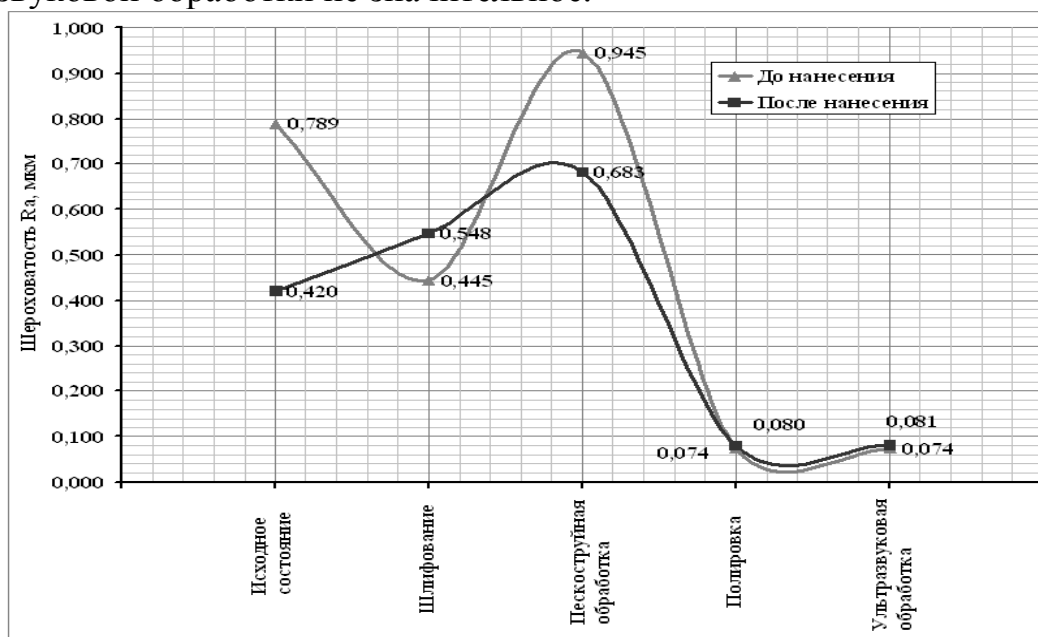


Рис. 1 - Влияние состояния поверхности и нанесения покрытий на шероховатость поверхности образцов по операциям отделочной обработки

Как видно из рис. 2 нанесение покрытий приводит к уменьшению фрактальной размерности не зависимо от исходного состояния поверхности, а соответственно и снижению развитости поверхности. Тенденция изменения фрактальной размерности по операциям исследуемого технологического процесса комбинированной отделочной обработки аналогичная и до и после нанесения покрытий.



Рис. 2 - Влияние состояния поверхности и нанесения покрытий на фрактальную размерность микрорельефа поверхностей по операциям комбинированной отделочной обработки осевых лезвийных инструментов

Так пескоструйная обработка приводит к повышению фрактальной размерности, а соответственно и развитости поверхности. Последующая полировка значительно снижает фрактальную размерность, а соответственно снижается и развитость поверхности. Изменения после ультразвуковой обработки не значительные, а глянецвание приводит к еще большему снижению развитости поверхности.

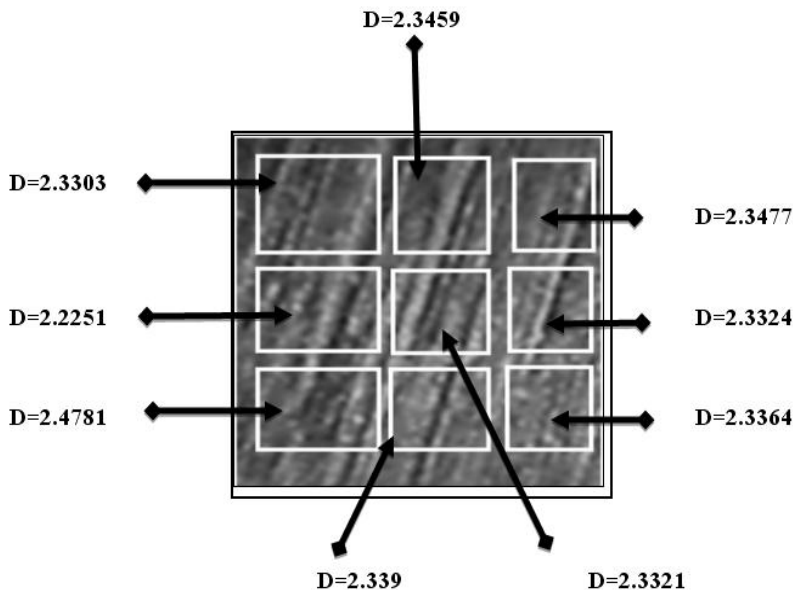


Рис. 3 - Фрактальная размерность участков поверхности микрорельефа с заводской заточкой (увеличение $\times 100$)

На рис. 3 показаны результаты расчета фрактальной размерности участков задней поверхности сверла после заводской заточки.

Так каждое изображение поверхности разделяют на девять участков. Для каждого участка определяется значение фрактальной размерности, после чего определяют среднее значение для всего изображения. Как видно из рисунка микрорельеф с точки зрения фрактальной размерности является неоднородным.

Выводы

Таким образом, полученные результаты позволяют оценить влияние разных видов обработки на формирование микрорельефа поверхности используя в качестве характеристик оценки шероховатость и фрактальную размерность. Как видно нанесение вакуумных ионно-плазменных покрытий TiN общей толщиной 6 мкм приводит к уменьшению фрактальной размерности D до значений близких к 2 и уменьшения значения шероховатости поверхности и фрактальной размерности.

Такая характеристика представляется важной с точки зрения анализа регулярности и структурированности микрорельефа поверхности. Учитывая тот факт, что фрактальная размерность поверхности очень тесно связана с физическими свойствами поверхности, как это показано в работе [5], то открываются хорошие перспективы использования представленной методики для оценки качества поверхностного слоя деталей машин на основе фрактальной размерности поверхности.

Литература: 1. Внуков Ю.Н. Нанесение износостойких покрытий на быстрорежущий инструмент. – Киев, Техника, 1992. – 143 с. 2. Верещака А.С. Работоспособность режущего инструмента с износостойкими покрытиями. М.: Машиностроение: 1993, 336 с. 3. Панфилов Ю.В., Беликов А.И., Иванчиков И.В. Тонкопленочные покрытия на инструменте: анализ современного состояния и тенденции развития. Электронные, ионные и плазменные технологии. Приложение. Справочник. Инженерный журнал № 1, 2000, 12-16. 4. Качество машин: Справочник. В 2 т. Т.1 / А.Г. Суслов, Э.Д. Браун, Н.А. Виткевич и др. – М.: Машиностроение, 1995. – 256 с. 5. А.А. Потапов, В.В. Булавкин, В.А. Герман и др. Исследование микрорельефа обработанных поверхностей с помощью методов фрактальных сигнатур. // Журнал технической физики, 2005, том 75, вып. 5. – С. 28-45. 3. Федер Е. Фракталы. Пер. с англ. – М.: Мир, 1991. – 254 с. 6. Божокин С.В., Паршин Д.А. Фракталы и мультифракталы. – Ижевск: НИЦ «Регулярная и хаотическая динамика», 2001. – 128 с. 7. П.А. Шилиев, Д.А. Павлов, А.Ф. Хохлов, В.Г. Шенгуров. Связь фрактальной размерности и свойств поверхности поликристаллического кремния // Нано- и микросистемная техника, №6, 2003. – С. 30 – 35.

ВПЛИВ НАНЕСЕННЯ ВАКУУМНИХ ІОННО-ПЛАЗМОВИХ ПОКРИТТІВ НА ШОРСТКІСТЬ І ФРАКТАЛЬНУ РОЗМІРНІСТЬ ПОВЕРХОНЬ СПІРАЛЬНИХ СВЕРДЕЛ

Маджид А.Х.

Розглянута оцінка впливу різних видів обробки на формування микрорельєфу поверхні спіральних свердел на завершальних стадіях їх виготовлення. Як характеристики оцінки якості проведеної обробки узяті шорсткість і фрактальну розмірність функціональних поверхонь свердел.

ВЛИЯНИЕ НАНЕСЕНИЯ ВАКУУМНЫХ ИОННО-ПЛАЗМЕННЫХ ПОКРЫТИЙ НА ШЕРОХОВАТОСТЬ И ФРАКТАЛЬНУЮ РАЗМЕРНОСТЬ ПОВЕРХНОСТЕЙ СПИРАЛЬНЫХ СВЕРЛ

Маджид А.Х.

Рассмотрена оценка влияния различных видов обработки на формирование микрорельефа поверхности спиральных сверл на заключительных стадиях их изготовления. В качестве характеристик оценки качества проведенной обработки взяты шероховатость и фрактальную размерность функциональных поверхностей сверл.

INFLUENCE OF CAUSING OF VACUUM ION-PLASMA COVERAGES ON ROUGHNESS AND FRACTAL DIMENSION OF SURFACES OF SPIRAL DRILLS

Madzhid A.H.

The estimation of influence of different types of treatment on forming of mikrorel'efa of surface of spiral drills is Considered on the final stages of their making. As descriptions of estimation of quality of the conducted treatment taken roughness and fractal dimension of functional surfaces of drills.

УДК 621.87

А. Палюх

ТНТУ ім. І. Пулюя, м. Тернопіль, Україна

ДОСЛІДЖЕННЯ ШОРСТКОСТІ ГВИНТОВИХ ПОВЕРХОНЬ ПРИ ОБРОБЛЕННІ РІЗЦЕВИМИ ГОЛОВКАМИ

Вступ

Соленоїди широко використовуються в теплообмінниках, радіаторах, конденсаторах, електрокалориферах, а також в установках для індукційного нагріву при гартуванні деталей. Тому проектування сучасних високопродуктивних технологічних процесів і технологічного оснащення для їх виготовлення є важливою і актуальною проблемою. Одним з параметрів якості виготовлення теплообмінників з базуючими гвинтовими канавками є шорсткість оброблюваних поверхонь корпусу з розсіювачем тепла. Від неї залежать експлуатаційні характеристики деталі при їх виготовленні і відновленні.

Аналіз останніх результатів досліджень. Питанням дослідження впливу режимів обробки на шорсткість оброблюваних поверхонь присвячені роботи авторів Анурьєва В.І., Аршинова В.А., Алексєєва Г.А., Гевка Б.М., Філоненка С.Н. [1, 2, 3, 4] та інших. Авторами розроблено ряд математичних моделей технологічного процесу проточування різних поверхонь на токарних верстатах, однак дані роботи не враховують ряду технологічних факторів і мають ряд припущень, що робить їх несумісними з реальними технологічними процесами на виробництві.

Робота виконується в рамках постанови Кабінету Міністрів України “Про розвиток сільськогосподарського машинобудування і забезпечення агропромислового комплексу конкурентноздатною технікою” на 2005...2010р.

Мета роботи. Метою даної роботи є дослідження впливу режимів різання гвинтових канавок багатолезовими головками під елементи теплообмінників з виведенням емпіричної математичної залежності і встановленням величини впливу елементів технологічного процесу на шорсткість поверхні

Основна частина

Дослідження проводились на спеціальному пристрої для нарізання зовнішніх гвинтових канавок.

Типи гвинтових канавок і їх застосування представлено на рисунку 1.

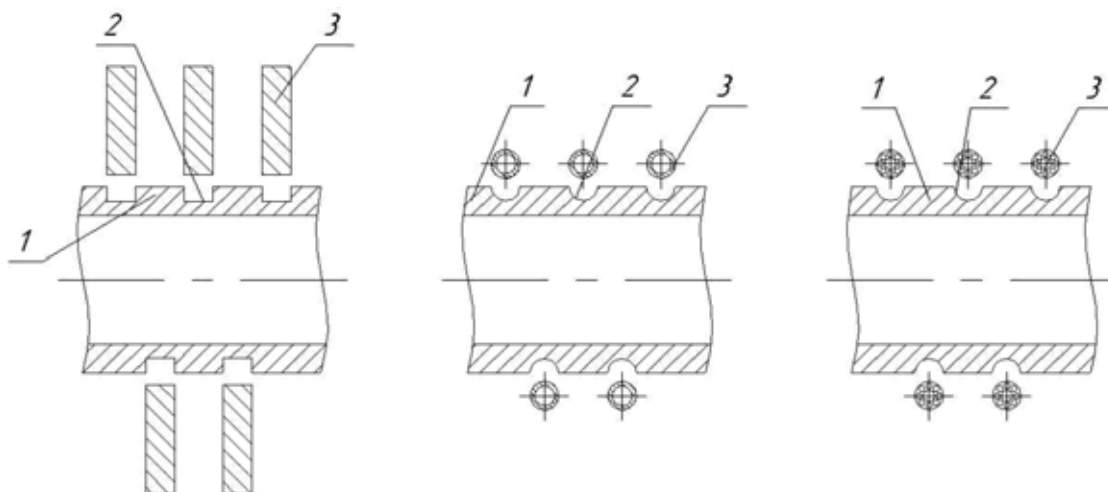


Рис. 1 – Технологічні схеми виготовлення гвинтових канавок на зовнішніх поверхнях циліндричних деталей для їх взаємодії з енергонесучими елементами:

- 1 – циліндрична базова деталь; 2 – канавка відповідної форми;
 3 – енергонесучі елементи: а – гвинтових конвеєрів, теплообмінників;
 б – теплообмінники з трубчастими соленоїдами; в – канато-намотні барабани піднімально-транспортних машин

По аналогії з дослідженнями проточування циліндричних поверхонь [1], зміну шорсткості можна представити емпіричною математичною залежністю:

$$Ra = C \cdot S^p \cdot \rho^q \cdot V^l \cdot (90^\circ + \gamma)^k, \quad (1)$$

де C – константа;

S – подача, мм/об;

ρ – радіус при вершині різця, мм;

V – швидкість різання, м/хв;

γ – передній кут різця, град;

p, q, l, k – показники степені при відповідних параметрах;

Як зазначалось вище, математична модель (1) не описує систему в цілому, а лише окремі фактори, які нас цікавлять.

Рівняння (1) можна представити в логарифмічній формі наступним чином:

$$\ln Ra = \ln C + p \ln S + q \ln \rho + l \ln V + k \ln(90 + \gamma), \quad (2)$$

або, враховуючи похибку експерименту ε :

$$y = b_0 + b_1 x_1 + b_2 x_2 + b_3 x_3 + b_4 x_4 + \varepsilon. \quad (3)$$

Експеримент сплановано на основі багатофакторного аналізу, тобто одночасно варіюванням усіх змінних факторів, $x_1(S)$, $x_2(\rho)$, $x_3(V)$, $x_4(90^\circ + \gamma)$. Щоб знайти залежність $Ra = f(S, \rho, V, 90^\circ + \gamma)$ використовували повний факторний експеримент типу 2^k , де k – кількість змінних незалежних факторів ($k=4$), що потребує реалізації 16 основних дослідів. Враховуючи те, що дисперсії в кожній точці факторного простору однорідні, було вирішено скористатись схемою реалізації експерименту з дублюванням в одній точці (у центрі плану) чотири рази.

Експериментальні дослідження показали, що ефекти взаємодії між досліджуваними факторами ($S, \rho, V, 90^\circ + \gamma$) є незначущими, що підтверджує

достовірність шуканої моделі регресії (1). Вибір режимів оброблення проводився таким чином, щоб спростити кодування із врахуванням можливостей обладнання і граничних режимів, як це показано в табл. 1.

Таблиця 1

Результати кодування факторів та рівні їх варіювання

| Рівні варіювання | Досліджувані фактори | | | | | | | |
|------------------|--------------------------|-------|----------------|-------|-------------------|-------|-----------------------------|-------|
| | радіус при вершині різця | | подача | | швидкість різання | | сумарний передній кут | |
| | ρ мм | x_1 | S , мм/об | x_2 | V , м/хв | x_3 | $90^\circ + \gamma$ град | x_4 |
| Верхній | 8 | +1 | 0,2 | +1 | 130 | +1 | 85 | +1 |
| Нульовий | 6 | 0 | 0,15 | 0 | 100 | 0 | 80 | 0 |
| Нижній | 4 | -1 | 0,1 | -1 | 70 | -1 | 75 | -1 |

Зв'язок між кодованими x_i і натуральними факторами встановили за залежностями:

$$\left. \begin{aligned} x_1 &= \frac{2(\ln \rho - \ln 8)}{(\ln 8 - \ln 4)} + 1; \\ x_2 &= \frac{2(\ln S - \ln 0,2)}{(\ln 0,2 - \ln 0,1)} + 1; \\ x_3 &= \frac{2(\ln V - \ln 130)}{(\ln 130 - \ln 70)} + 1; \\ x_4 &= \frac{2(\ln(90 + \gamma) - \ln 85)}{(\ln 85 - \ln 75)} + 1. \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

В таблиці 2 наведено матрицю повного факторного експерименту та результати досліджень.

Тут, в плані експерименту, наприклад, за одиницю радіуса при вершині різця прийнято величину $\frac{\ln 8 - \ln 4}{2}$. Таким чином, радіус при вершині різця перетворювався шляхом ділення його на прийняту одиницю. Аналогічно аналізували подачу S , швидкість різання V_i , передній кут різця γ .

Дисперсія помилок спостереження визначена за результатами паралельних дослідів в центрі плану:

$$S_{n_0}^2 = \frac{\sum_{l=1}^{n_0} (y_{0l} - \bar{y}_0)^2}{n_0 - 1}, \quad (5)$$

де \bar{y}_0 - середнє значення експериментальних даних у центрі плану;

y_{0l} - значення експериментальних даних у центрі плану;

n_0 - кількість паралельних дослідів у центрі плану.

Таблиця 2

План-матриця експерименту і результати досліджень

| № досліджу | Кодові позначення | | | | Ra, мкм | y=lnRa |
|------------|-------------------|----------------|----------------|----------------|---------|--------|
| | x ₁ | x ₂ | x ₃ | x ₄ | | |
| 1 | -1 | -1 | -1 | -1 | 1,38 | 0,32 |
| 2 | 1 | -1 | -1 | -1 | 1,12 | 0,11 |
| 3 | -1 | 1 | -1 | -1 | 2,16 | 0,77 |
| 4 | 1 | 1 | -1 | -1 | 1,76 | 0,57 |
| 5 | -1 | -1 | 1 | -1 | 0,89 | -0,12 |
| 6 | 1 | -1 | 1 | -1 | 0,73 | -0,32 |
| 7 | -1 | 1 | 1 | -1 | 1,4 | 0,34 |
| 8 | 1 | 1 | 1 | -1 | 1,14 | 0,13 |
| 9 | -1 | -1 | -1 | 1 | 1,75 | 0,56 |
| 10 | 1 | -1 | -1 | 1 | 1,42 | 0,35 |
| 11 | -1 | 1 | -1 | 1 | 2,74 | 1,01 |
| 12 | 1 | 1 | -1 | 1 | 2,23 | 0,80 |
| 13 | -1 | -1 | 1 | 1 | 1,13 | 0,12 |
| 14 | 1 | -1 | 1 | 1 | 0,92 | -0,08 |
| 15 | -1 | 1 | 1 | 1 | 1,78 | 0,58 |
| 16 | 1 | 1 | 1 | 1 | 1,45 | 0,37 |
| 17 | 0 | 0 | 0 | 0 | 1,40 | 0,34 |
| 18 | 0 | 0 | 0 | 0 | 1,38 | 0,32 |
| 19 | 0 | 0 | 0 | 0 | 1,42 | 0,35 |
| 20 | 0 | 0 | 0 | 0 | 1,41 | 0,34 |

Вільний член b_0 і коефіцієнти b_i i -го фактору шуканої моделі обчислювали за формулами:

$$b_0 = \frac{\sum_{u=1}^N \bar{y}_u}{N}; \quad (6)$$

$$b_i = \frac{\sum_{u=1}^N x_{iu} \bar{y}_u}{N}, \quad (7)$$

де x_{iu} - значення кодової змінної у відповідному стовпці плану експерименту;

\bar{y}_u - середній результат u -го досліджу;

u - порядковий номер досліджу;

i - номер фактору;

N - кількість проведених основних дослідів;

Також визначили надійний інтервал коефіцієнтів за залежністю:

$$\Delta b = \frac{t_T \cdot S_{n0}}{\sqrt{n_0}}, \quad (8)$$

де t_T - значення t - критерію Стьюдента, вибране при заданому рівні значущості α і числі ступенів волі f_n ;

S_H^2 - дисперсія неадекватності.

Якщо виконується умова $|b_i| \geq \Delta b$, то коефіцієнти регресії вважаються значущими, тобто їх вплив на функцію відгуку перевищує похибки вимірювання.

Гіпотезу про адекватність отриманої математичної моделі перевіряли за допомогою F - критерію Фішера:

$$F = \frac{S_H^2}{S_{n0}^2}. \quad (9)$$

Дисперсію неадекватності визначали за формулою:

$$S_H^2 = \frac{\sum_{u=1}^N n \cdot (\bar{y}_u - \hat{y}_u)^2}{N - k'}, \quad (10)$$

де \hat{y}_u - значення функції в u - му рядку, обчислене за знайденою математичною моделлю;

k' - кількість значущих коефіцієнтів рівняння регресії;

n - кількість дублювань дослідів в одному рядку.

Якщо $F \leq F_T$, вибраного при знайденому значенні надійної ймовірності α і числа ступенів волі f_H, f_n , то отримана модель вважається адекватною, її можна використовувати для опису досліджуваного процесу. Результати розрахунків представлені в таблиці 3.

Таблиця 3

Результати розрахунків коефіцієнтів моделі та її адекватності

| b_0 | b_1 | b_2 | b_3 | b_4 | S_{n0}^2 | t_T | Δb | S_H^2 | F | F_T |
|-------|--------|-------|--------|-------|------------|-------|------------|---------|-----|-------|
| 0,345 | -0,103 | 0,225 | -0,217 | 0,119 | 0,015 | 2,18 | 0,057 | 0,076 | 2,4 | 9,45 |

Шукана математична модель досліджуваного процесу набере вигляду:

$$\ln Ra = 0,345 - 0,103x_1 + 0,225x_2 - 0,217x_3 + 0,119x_4. \quad (11)$$

Підставляючи значення формул (4) у рівняння (11), отримали формулу для визначення логарифму шорсткості розточування зовнішніх гвинтових поверхонь:

$$\ln Ra = -3,02 - 0,3 \ln r + 0,65 \ln S - 0,70 \ln V + 1,90 \ln(90 + \gamma). \quad (12)$$

Отже, кінцева формула для визначення шорсткості поверхні в процесі проточування канавок різцевими головками набуде вигляду:

$$Ra = \frac{0,05 \cdot S^{0,65} \cdot (90 + \gamma)^{1,9}}{r^{0,3} \cdot V^{0,7}}. \quad (13)$$

За даними формули (13) побудовано графічні залежності шорсткості поверхні канавки під час проточування від різних факторів технологічного

процесу. Слід зауважити, що дана емпірична залежність адекватно відображає процес на проміжках змінних параметрів, вказаних в таблиці 1.

На рис. 2 зображено залежність шорсткості поверхні канавки після проточування від величини подачі для трьох значень радіусів різців при їх вершинах.

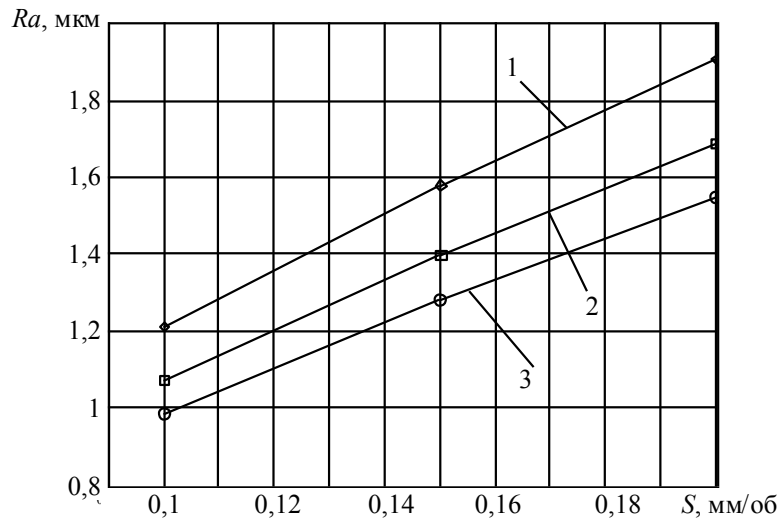


Рис. 2 – Графік залежності шорсткості поверхні канавки після розточування від величини подачі ($V=100$ м/хв):
1 – $\rho=4$ мм; 2 – $\rho=6$ мм; 3 – $\rho=8$ мм

З побудованого графіка на рис. 2 видно, що із збільшенням подачі від 0,1 мм/об до 0,2 мм/об шорсткість оброблюваної поверхні збільшується від $Ra0,98$ до $Ra1,9$ залежно від радіуса різця при вершині.

На рис. 3 зображено залежність шорсткості поверхні гвинтової канавки після проточування від радіуса різця при вершині для подачі $S=0,1$ мм/об.

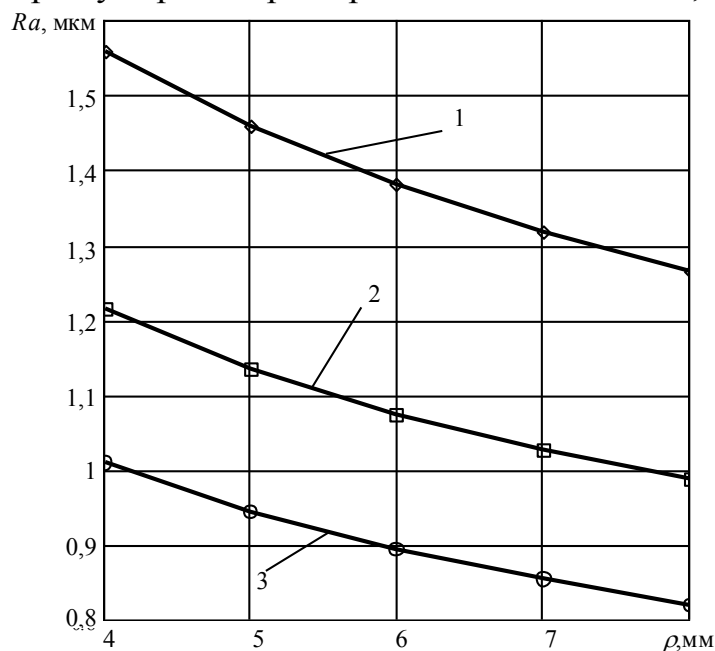


Рис. 3 – Графік залежності шорсткості поверхні канавки після проточування від радіуса при вершині різця ($S=0,1$ мм/об):
1 – $V=70$ м/хв; 2 – $V=100$ м/хв; 3 – $V=130$ м/хв

Як видно із наведеного графіка на рис. 3, шорсткість поверхні зменшується від $Ra_{1,55}$ до $Ra_{1,28}$ при збільшенні радіуса різця при вершині від 4 мм до 8 мм і при швидкості різання $V=70$ м/хв.

На рис. 4 показано залежність шорсткості поверхні канавки після проточування від швидкості різання. При збільшенні швидкості різання від 70 до 130 м/хв шорсткість поверхні зменшується від $Ra_{1,58}$ до $Ra_{1,02}$, якщо подача різання 0,1 мм/об.

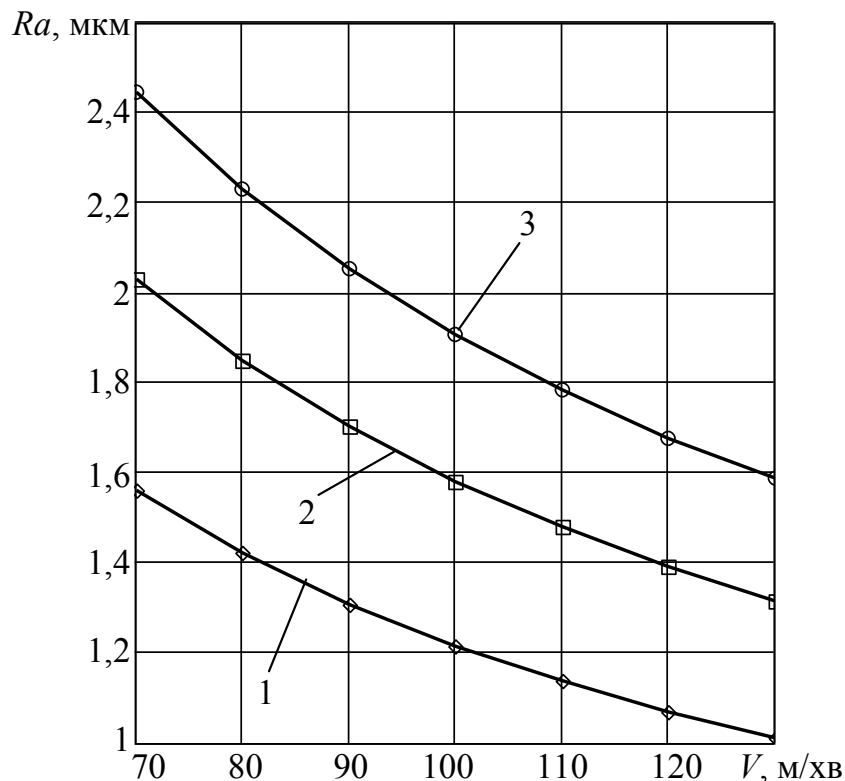


Рис. 4 – Графік залежності шорсткості поверхні канавки після проточування від швидкості різання ($\rho=5$ мм):

1 – $S=0,1$ мм/об; 2 – $S=0,15$ мм/об; 3 – $S=0,2$ мм/об

В загальному можна зробити висновок, що шорсткість проточеної поверхні в найбільшій мірі залежить від величини подачі різця та швидкості різання і в меншій степені від радіуса заокруглення різця при вершині та переднього кута. При цьому для підвищення якості обробленої поверхні потрібно зменшувати подачу різця та збільшувати швидкість різання.

На основі проведених досліджень можна зробити наступні висновки:

1. Розроблено методику розрахунку шорсткості зовнішніх півкруглих гвинтових канавок при їх проточуванні різцевими головками запропонованої конструкції, яка захищена патентами України.

2. Виведено аналітичні залежності для визначення шорсткості поверхні з уточненими коефіцієнтами при параметрах, що на неї впливають. Представлені графічні залежності шорсткості гвинтових канавок від величини подачі, швидкості різання і параметрів ріжучих інструментів.

Література: 1. Анурьев В.И. Справочник конструктора-машиностроителя. В 3-х т. – М.: Машиностроение, 1979 – 1982. – Т.1 – 728 с.; Т.2 – 559.; Т3 – 557 с. 2. Аршинов В.А., Алексеев Г.А. Резание метал лов и режущий инструмент. – М.: Машиностроение, 1986, 440с. 3. Гевко Б.М. та інші. Технологія сільськогосподарського машинобудування. – К.: Кондор, 2006, 496с. 4. Филоненко С.Н. Резание метал лов. – К.: Техника, 1985, 220с. 5. Патент на корисну модель №40197 Україна. Пристрій для нарізання зовнішніх гвинтових профільних канавок. Палюх А.Я та інші. Бюл. №4, 2004р.

ДОСЛІДЖЕННЯ ШОРСТКОСТІ ГВИНТОВИХ ПОВЕРХОНЬ ПРИ ОБРОБЛЕННІ РІЗЦЕВИМИ ГОЛОВКАМИ

А. Палюх

Наведено методику розрахунку шорсткості поверхні зовнішніх півкруглих гвинтових поверхонь при проточування різцевою головкою запропонованої конструкції. Виведено аналітичні залежності для визначення шорсткості поверхні з уточненими коефіцієнтами в залежності від параметрів, що на неї впливають і побудовані графічні залежності шорсткості гвинтових канавок від величини подачі, швидкості різання, параметрів ріжучих елементів. Дані практичні рекомендації виробництву при виготовленні відповідних деталей.

ИССЛЕДОВАНИЕ ШЕРОХОВАТОСТИ ВИНТОВЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ ПРИ ОБРАБАТЫВАНИИ РЕЗЦОВЫМИ ГОЛОВКАМИ

А. Палюх

Приведено методику расчета шероховатости поверхности внешних полукруглых винтовых поверхностей при протачивание резцовой головкой предложенной конструкции. Выведены аналитические зависимости для определения шероховатости поверхности с уточненными коэффициентами в зависимости от параметров, что на нее влияют и построенные графические зависимости шероховатости винтовых канавок от величины подачи, скорости резания, параметров режущих элементов. Даны практические рекомендации производству при изготовлении соответствующих деталей.

RESEARCH OF ROUGHNESS OF HELICOIDS AT TREATMENT CHISEL HEADS

A. Palyukh

A method of calculation roughness surface external half-round helicoids is resulted at gnawing through of the offered construction a chisel head. An analytical dependences are shown out for determination of roughness of surface with the specified coefficients depending on parameters, that on it graphic dependences of roughness of spiral ditches influence and built on the size of serve, speed of cutting, parameters of cuttings elements. A practical recommendations to the production are given at making of the proper details.

УДК 621.97

Роганов Л.Л., Чоста Н.В., Карнаух Д.С.
ДГМА, г. Краматорск, Украина

ИССЛЕДОВАНИЕ КИНЕМАТИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИК КЛИНОШАРНИРНОГО МЕХАНИЗМА С ВОГНУТЫМ КЛИНОМ НА РАЗДЕЛИТЕЛЬНЫХ ОПЕРАЦИЯХ

Для получения мерных заготовок в современном заготовительном производстве используются более десяти различных способов, неравноценных по своим технико-экономическим показателям: резка на фрезерно-отрезных, токарных станках; резка абразивными, фрикционными инструментами и т.д. Наиболее перспективными, с точки зрения производительности, энергоемкости и малоотходности, являются безотходные способы разделения сортового проката, такие как отрезка сдвигом и холодная ломка изгибом. Анализ состояния вопросов технологии и оборудования для их реализации показывает, что существующие исполнительные механизмы универсальных и специализированных машин являются, как правило, многозвенными и имеющими невысокую жесткость, что, в сочетании с мгновенной разгрузкой в момент разделения проката, приводит к ненадежной работе оборудования, разрушению элементов конструкции, станины и фундамента машины [1]. Кроме того, известные исполнительные механизмы не обеспечивают максимальную технологическую силу в начале рабочего хода, что характерно для процессов разделения. Всё это приводит к необходимости поиска новых, нетрадиционных исполнительных механизмов машин для разделительных операций.

И таким, наиболее соответствующим рассматриваемым процессам, является разработанный в ДГМА клиношарнирный механизм с вогнутым клином (КШМ с ВК) (рис. 1), который состоит из клина 1, шарнира 2 и ползуна 3 [2]. Клин 1 имеет две рабочие поверхности, одна из которых выполнена плоской и опирается на упорную деталь (например, верхнюю поперечину прессы), а вторая – выполнена цилиндрической вогнутой и сопрягается с выпуклой цилиндрической поверхностью шарнира 2. Вторая выпуклая рабочая поверхность шарнира 2 сопрягается с цилиндрической поверхностью ползуна 3. Установление функциональной связи между заданным перемещением ведущего звена (клина 1) и перемещением, скоростью и ускорением рабочего звена (ползуна 3) входит в задачу кинематического анализа предложенного механизма.

Кинематический анализ является одним из важных этапов исследования КШМ с ВК, так как скорость деформирования (а под ней понимают скорость движения отрезного ножа, т. е. ползуна 3) существенно влияет на процесс отрезки. Как показали результаты исследования, при скоростном нагружении: длительность протекания процесса отрезки сокращается во много раз; вследствие теплового эффекта повышается температура металла в локальной

зоне, примыкающей к поверхности раздела; сила инерции противодействует изгибу отрезаемой части прутка; изменяется механизм пластической деформации. В результате совместного действия перечисленных факторов при скоростной отрезке изменяются: поведение металла, характер пластической деформации и разрушения, напряженно-деформированное состояние металла, соотношение пластического этапа отрезки и этапа разрушения, форма и размеры очага деформации [3].

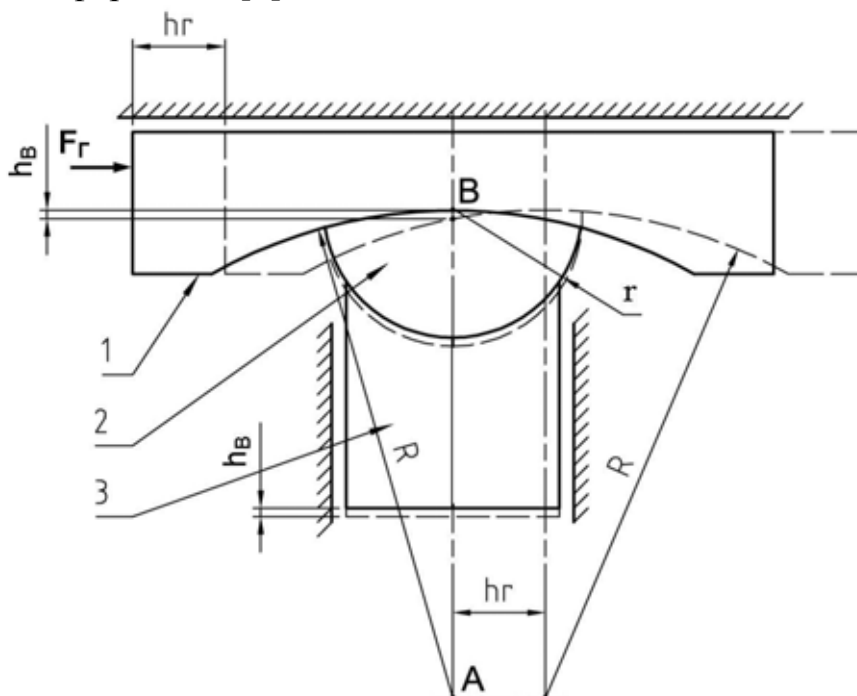


Рис. 1 - Принципиальная схема КШМ с ВК [2]

Кинематическое исследование можно производить как с применением графоаналитических методов, так и аналитическим путем. Графоаналитические методы обладают достаточной для обычных практических расчетов точностью и применимы к механизмам любой сложности. Принципиально любая задача, решенная графически, может быть решена и аналитически, но в большинстве случаев аналитические уравнения получаются столь сложными, что практическое применение их весьма затруднительно. Однако для исследования механизмов с небольшим числом звеньев, к которым относится КШМ с ВК, аналитический путь вполне пригоден. К тому же аналитические формулы позволяют выяснить влияние различных параметров на характер движения звеньев, установить вид кривых, описываемых отдельными точками и подобрать размеры механизма по заданным условиям. С целью подтверждения достоверности полученных результатов, все кинематические расчеты КШМ с ВК выполнены с использованием аналитического и графоаналитического методов.

Получены основные соотношения между геометрическими параметрами клиношарнирного механизма с вогнутым клином:

$$h_B = R - \sqrt{R^2 - h_r^2} = R(1 - \cos \varphi); \quad (1)$$

$$\varphi = \arcsin(h_r/R), \quad (2)$$

где h_B, h_r – вертикальный ход ползуна и горизонтальный ход клина, соответственно;

R – радиус клина;

φ – угол поворота шарнира.

Выполним кинематический анализ клиношарнирного механизма с использованием аналитического метода. Определим зависимость между скоростями и ускорениями входного (клина 1) и выходного (ползуна 3) звеньев. Для этого, продифференцировав по времени формулу (1), находим скорость ползуна 3:

$$V_B = \frac{dh_B}{dt} = R \sin \varphi \frac{d\varphi}{dt} = R \sin \varphi \cdot \omega_2. \quad (3)$$

Для определения угловой скорости шарнира 2 продифференцируем формулу (2), приведя ее к виду $\sin \varphi = h_r/R$, и тогда получим:

$$\cos \varphi \frac{d\varphi}{dt} = \frac{V_A}{R}, \text{ откуда}$$

$$\omega_2 = \frac{d\varphi}{dt} = \frac{V_A}{R \cos \varphi}. \quad (4)$$

Подставляя это значение в формулу (3), получаем:

$$V_B = R \sin \varphi \frac{V_A}{R \cos \varphi} = V_A \operatorname{tg} \varphi. \quad (5)$$

Дифференцируя формулу (5) по времени, находим ускорение ползуна:

$$a_B = \frac{dV_B}{dt} = a_A \operatorname{tg} \varphi + V_A \frac{1}{\cos^2 \varphi} \frac{d\varphi}{dt} = a_A \operatorname{tg} \varphi + \frac{V_A^2}{\cos^3 \varphi \cdot R}. \quad (6)$$

Произведем кинематическое исследование КШМ с ВК графоаналитическим методом, сверяя при этом результаты с зависимостями, полученными при использовании аналитического метода. Построим план скоростей механизма в рассматриваемом положении (рис. 2,а). Скорость клина, а следовательно, и точки А, направлена горизонтально и определяется применяемым приводом клина. Для определения скорости точки В, а следовательно, и скорости ползуна, решим графически векторное уравнение:

$$\underline{\underline{V_B}} = \underline{\underline{V_A}} + \underline{\underline{V_{BA}}}. \quad (7)$$

Из плана скоростей находим, что

$$V_B = V_A \operatorname{tg} \varphi. \quad (8)$$

Полученная формула полностью совпадает с ранее полученным результатом (см. формулу 5).

Относительная скорость $V_{BA} = \frac{V_A}{\cos \varphi}$. Тогда угловая скорость шарнира 2:

$$\omega_2 = \frac{V_{BA}}{R} = \frac{V_A}{R \cos \varphi}. \quad (9)$$

Формулы (4) и (9) совпадают.

Построим план ускорений КШМ с ВК (рис. 2,б), считая, что ускорение клина, а следовательно и точки А, известно и по величине, и по направлению. Запишем и решим графически векторное уравнение для определения ускорения ползуна

$$\underline{a_B} = \underline{a_A} + \underline{a_{BA}^n} + \underline{a_{BA}^\tau}, \quad (10)$$

где $a_{BA}^n = \omega_2^2 R = \frac{V_A^2}{R \cos^2 \varphi}$.

Проведя через точку n_2 вспомогательную горизонталь n_2k , получим:

$$a_B = \pi b = \pi k + kb, \quad (11)$$

где $\pi k = a_{BA}^n \cos \varphi = \frac{V_A^2}{R \cos \varphi}$,

$$kb = kn_2 \cdot \operatorname{tg} \varphi = (a_A + a_{BA}^n \sin \varphi) \operatorname{tg} \varphi = (a_A + \frac{V_A^2}{R \cos^2 \varphi} \sin \varphi) \operatorname{tg} \varphi = (a_A + \frac{V_A^2}{R \cos \varphi} \operatorname{tg} \varphi) \operatorname{tg} \varphi. \quad (12)$$

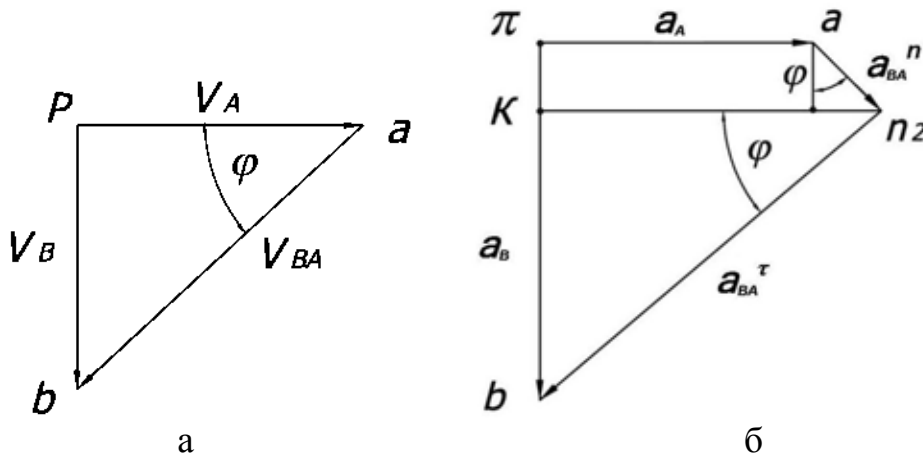


Рис. 2 - Кинематический анализ КШМ с ВК графоаналитическим методом: а – план скоростей; б – план ускорений

Следовательно, ускорение ползуна 3

$$a_B = \frac{V_A^2}{R \cos \varphi} + a_A \operatorname{tg} \varphi + \frac{V_A^2}{R \cos \varphi} \operatorname{tg}^2 \varphi = \frac{V_A^2}{R \cos \varphi} (1 + \operatorname{tg}^2 \varphi) + a_A \operatorname{tg} \varphi = \frac{V_A^2}{R \cos^3 \varphi} + a_A \operatorname{tg} \varphi. \quad (13)$$

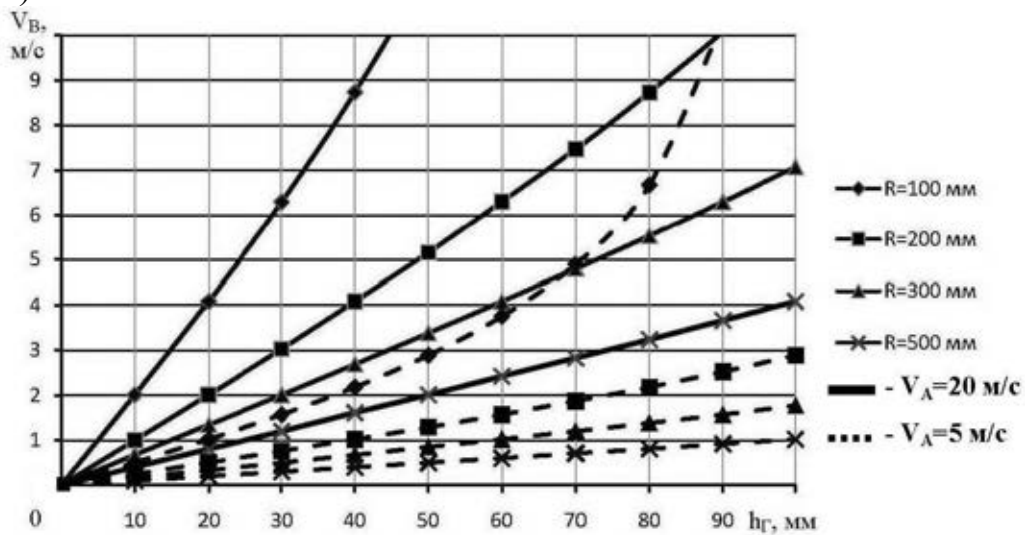
Формулы (6) и (13) совпадают и, следовательно, кинематические расчеты клиношарнирного механизма выполнены верно.

Рассмотрим характер изменения кривых скорости и ускорения ползуна в зависимости от перемещения клина для различных значений радиуса клина R (рис. 3).

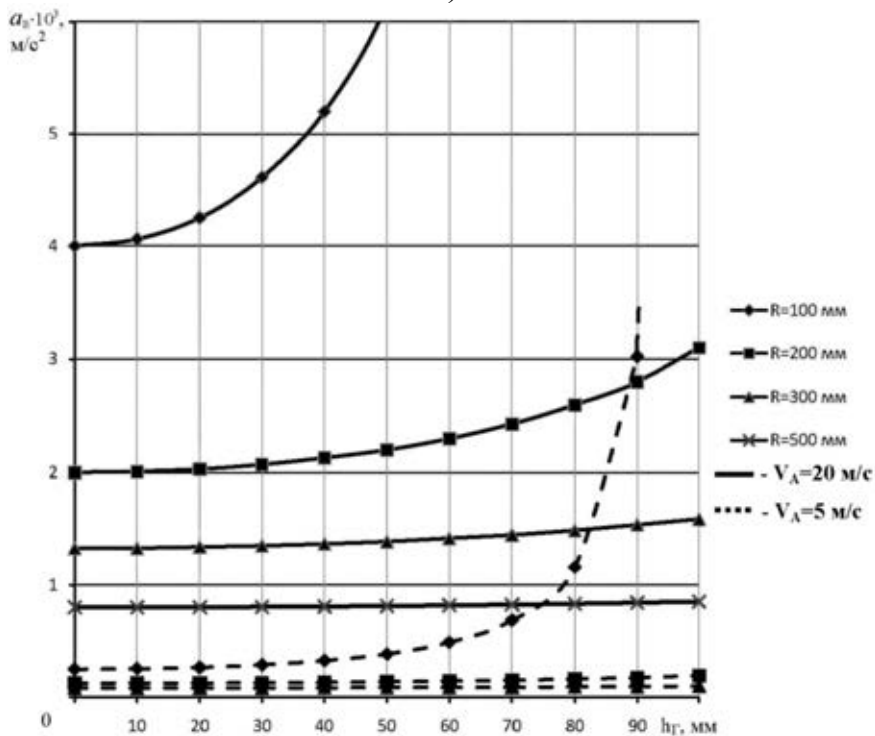
При построении кинематических кривых было принято допущение, что

скорость перемещения клина является величиной постоянной на всем его пути и движение клина осуществляется от гидроупругого привода, обеспечивающего скорость клина до 20 м/с. Однако для гидроупругого привода, в реальных машинах, трудно обеспечить постоянство скорости привода, а, следовательно, и характер реальных кинематических кривых будет несколько иным. Поэтому для обеспечения постоянства скорости перемещения клина можно использовать электровинтовой привод, гидравлический регулируемый привод и т.п.

Однако при этом уровень значений скоростей клина будет значительно ниже 20 м/с (примерно 1...5 м/с). Для примера на графиках показаны значения скоростей и ускорений ползуна при постоянных скоростях клина 20 м/с; 5 м/с (см. рис. 3).



а)



б)

Рис. 3 - Кинематические диаграммы КШМ с ВК:

а – диаграмма скоростей ползуна; б – диаграмма ускорений ползуна

Применение гидроупругого привода, как показывает анализ графика скорости, позволит ползуну достичь значений скоростей, наиболее приемлемых для осуществления разделительных операций (до 10 м/с). Анализ полученных кривых показывает, что при увеличении хода клина, скорость ползуна возрастает практически линейно, причем с уменьшением радиуса клина этот рост происходит более интенсивно. Также более интенсивно происходит и рост ускорений, а, следовательно, и динамических нагрузок на ползун. Так, если для КШМ с радиусом клина $R = 500 \text{ мм}$, ускорение ползуна в процессе движения практически остается неизменным, то для КШМ с $R = 100 \text{ мм}$ изменение ускорения на том же перемещении клина – более существенно (см. рис. 3). Таким образом, для разделительных операций в качестве привода КШМ с ВК целесообразнее применять гидроупругий привод, а радиус клина принимать минимально возможным.

Выводы

Выполнен кинематический анализ клиношарнирного механизма с вогнутым клином, как механизма наиболее приемлемого для осуществления разделительных операций. В результате, с использованием графоаналитического и аналитического методов, получены функциональные зависимости между кинематическими параметрами ведущего, приводного вогнутого клина и выходного, рабочего ползуна; выявлены параметры, влияющие на скоростные характеристики последнего; построены кинематические диаграммы клиношарнирного механизма с вогнутым клином; даны рекомендации по выбору конструктивных параметров механизма и типа привода клина, с целью обеспечения скоростного режима, наиболее благоприятного для разделительных процессов.

Литература: 1. Кривошипные кузнечно-прессовые машины / В. И. Власов, А. Я. Борзыкин, И. К. Букин-Батырев и др. ; под ред. В. И. Власова. – М. : Машиностроение, 1982. – 424 с. 2. Роганов Л. Л. Теоретический анализ возможностей клиношарнирного механизма с вогнутым клином / Л. Л. Роганов, Е. А. Корнева, Н. В. Чоста // Сб. научн. статей. – Краматорск : ДГМА, 1996. – Вып. 3. – С. 122–131. 3. Соловцов С. С. Безотходная разрезка сортового проката в штампах / С. С. Соловцов. – М. : Машиностроение, 1985. – 176 с.

ДОСЛІДЖЕННЯ КІНЕМАТИЧНИХ ХАРАКТЕРИСТИК
КЛІНОШАРНІРНОГО МЕХАНІЗМУ З УВІГНУТИМ КЛИНОМ НА
РОЗДІЛОВИХ ОПЕРАЦІЯХ

Роганов Л.Л., Чоста Н.В., Карнаух Д.С.

З використанням графоаналітичного і аналітичного методів побудовані кінематичні діаграми кліношарнірного механізму з увігнутим клином, дані рекомендації по вибору конструктивних параметрів механізму і типа приводу клину з метою забезпечення швидкісного режиму найбільш сприятливого для розділових процесів.

ИССЛЕДОВАНИЕ КИНЕМАТИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИК
КЛИНОШАРНИРНОГО МЕХАНИЗМА С ВОГНУТЫМ КЛИНОМ НА
РАЗДЕЛИТЕЛЬНЫХ ОПЕРАЦИЯХ

Роганов Л.Л., Чоста Н.В., Карнаух Д.С.

С использованием графоаналитического и аналитического методов построены кинематические диаграммы клиношарнирного механизма с вогнутым клином, даны рекомендации по выбору конструктивных параметров механизма и типа привода клина с целью обеспечения скоростного режима наиболее благоприятного для разделительных процессов.

RESEARCH OF KINEMATICS DESCRIPTIONS OF
KLINOSHARNIRNOGO OF MECHANISM WITH CONCAVE WEDGE ON
DIVIDING OPERATIONS

Roganov L.L., Chosta N.V., Karnaukh D.S.

With the use of grafoanaliticheskogo and analytical methods the kinematics diagrams of klinosharnirnogo mechanism are built with a concave wedge, dany of recommendation on the choice of structural parameters of mechanism and type of drive of wedge with the purpose of providing of the speed mode most favorable for dividing processes.

УДК 621.865.8

О.Фендьо, В.Савків, к.т.н.
ТНТУ ім. І. Пулюя, м. Тернопіль, Україна

ОПТИМІЗАЦІЯ КОНСТРУКЦІЇ СТРУМЕНЕВИХ ЗАХОПЛЮВАЛЬНИХ ПРИБОРІВ ДЛЯ АВТОМАТИЗАЦІЇ ЗАВАНТАЖЕННЯ ЦИЛІНДРИЧНИХ ОБ'ЄКТІВ

Постановка проблеми

Однією з важливих проблем автоматизації технологічних процесів сучасних машинобудівних підприємств являється завантаження (розвантаження) технологічного обладнання з допомогою промислових роботів і автоматичних маніпуляторів [1]. У ряді випадків в якості робочих органів роботів і маніпуляторів доцільно використовувати струменеві захоплювальні пристрої, що відрізняються високою надійністю, довговічністю роботи та низькою собівартістю виготовлення. Можливість безконтактного захоплення та утримування об'єктів маніпулювання незалежно від їх матеріалу, механічних характеристик, структури поверхневого шару та температури підтверджує доцільність використання струменевих захоплювачів.

Аналіз результатів досліджень. Аналіз закордонних наукових публікацій та патентів, присвячених розробці струменевих захоплювачів, показує, що конструктивні схеми даних захоплювачів призначені лише для роботи з плоскими об'єктами. Проте розробці та дослідженню струменевих захоплювачів для об'єктів типу «тіла обертання» присвячені ряд робіт [2-3], в яких приведений опис конструкції захоплювачів різного типу та дослідження їх технічних характеристик. Однак в цих наукових публікаціях автори не приділяли уваги питанням удосконалення запропонованих конструкцій струменевих захоплювачів з метою підвищення їх піднімальної здатності.

Мета роботи. Завдання даної роботи полягає в аналізі динаміки та умов протікання газових потоків в соплових елементах і в проміжку між взаємодіючими поверхнями струменевого захоплювача та об'єкта маніпулювання, що дозволить виявити методи підвищення піднімальної здатності струменевих захоплювачів для об'єктів типу «тіла обертання». Також у даній роботі необхідно запропонувати математичні моделі та дослідити силові характеристики струменевих захоплювачів.

Основна частина

При захопленні циліндричних деталей, доцільно застосовувати струменеві захоплювальні пристрої, що представлені на рис. 1-3. Вони відрізняються підвищеною точністю центрування об'єктів маніпулювання, надійністю в роботі, відсутністю механічних контактів з циліндричною поверхнею об'єктів. Зокрема на рис. 1 зображений захоплювач призначений для маніпулювання об'єктами типу «диски» та «зрізаний конус» з кутом конусності меншим 15° , на рис. 2 захоплювач для об'єктів з глухими циліндричними отворами (стакани, кришки та ін.), на рис. 3 захоплювач для об'єктів з наскрізними отворами (фланці, кільця та ін.).

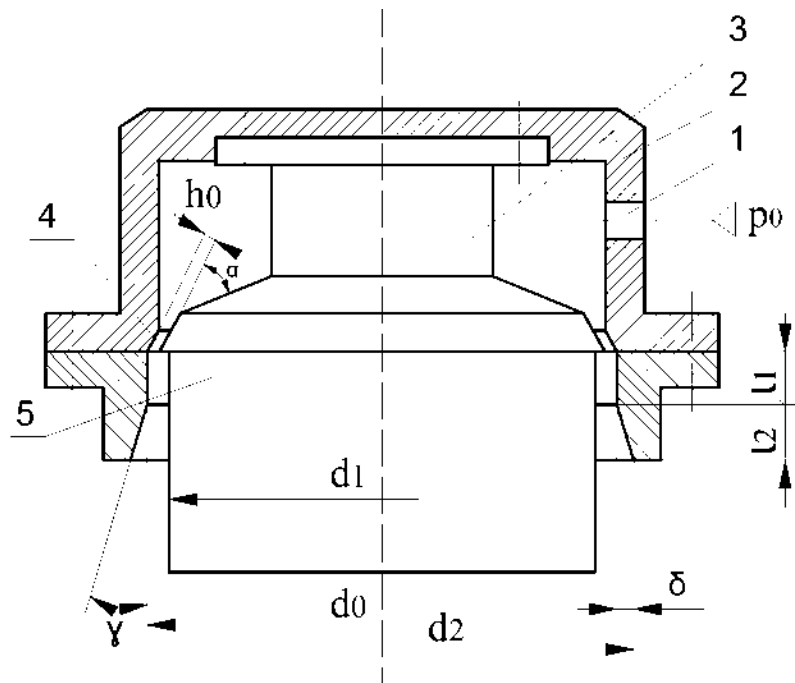


Рис.1. - Конструктивна схема струменевого захоплювача для об'єктів типу «диски»

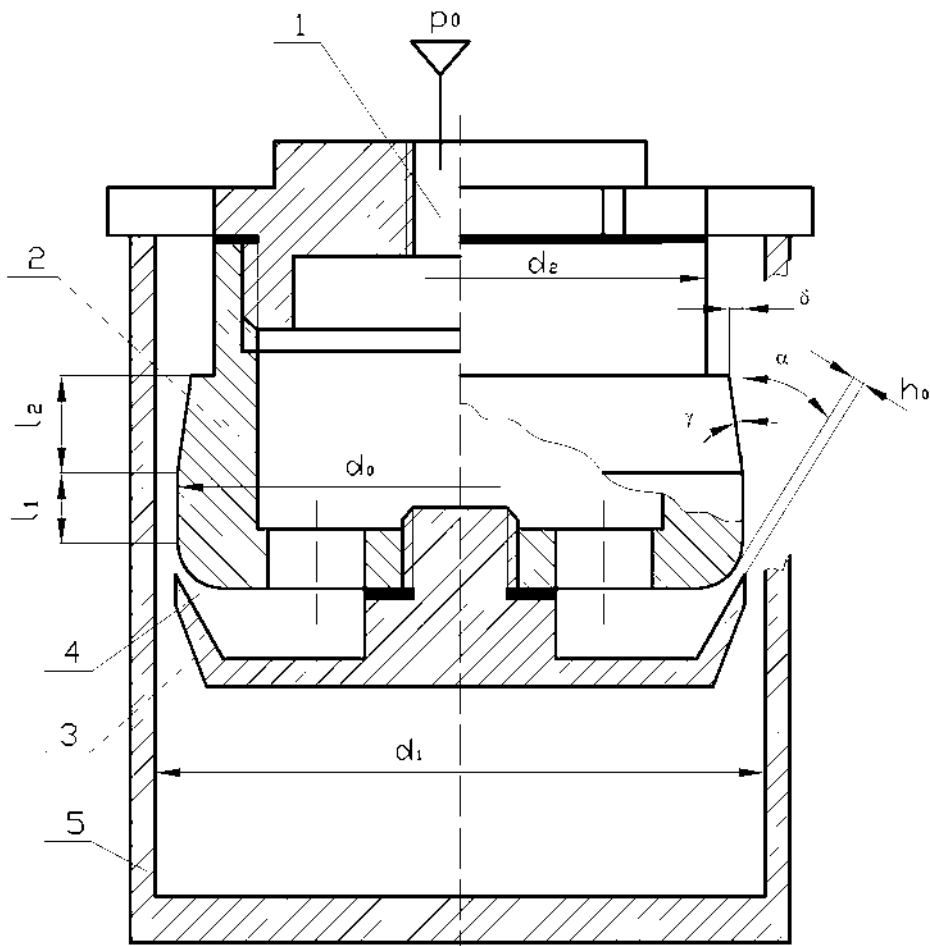


Рис.2. - Конструктивна схема струменевого захоплювача для об'єктів з глухими циліндричними отворами.

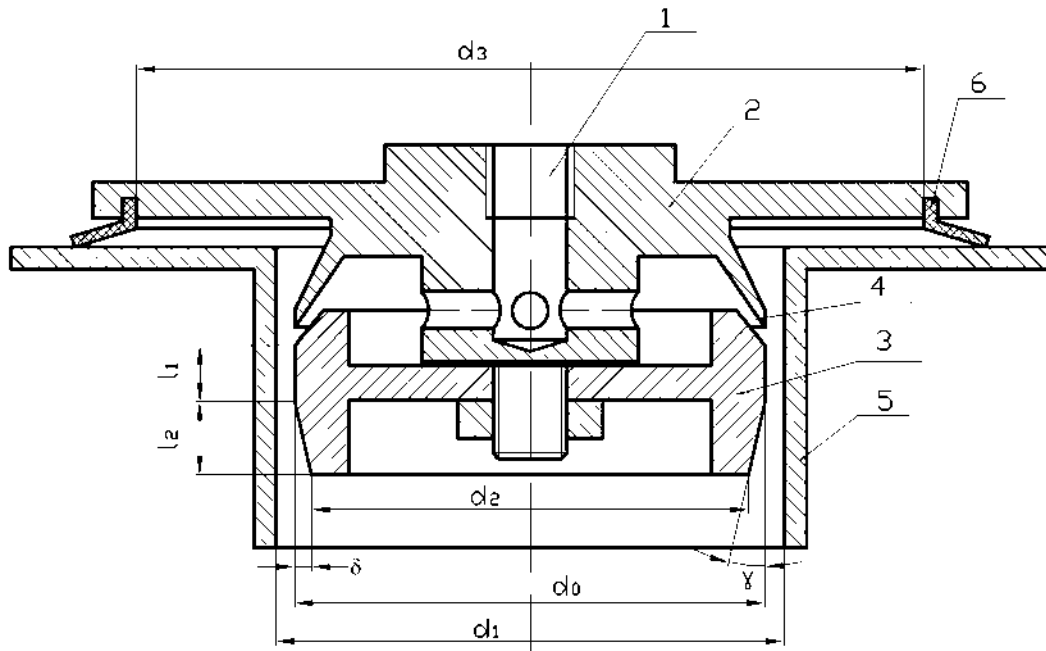


Рис. 3. - Конструктивна схема струменевого захоплювача для об'єктів з наскрізними циліндричними отворами

Конструктивно дані захоплювачі являють собою порожнинний корпус 2 з отвором 1 для підведення стиснутого повітря. У центральній порожнині корпуса закріплена спеціальна вставка 3, причому таким чином, що між фаскою порожнини і конічною периферією вставки 2 утворюється кільцеве сопло 4.

Відмінним елементом даних захоплювачів, у порівнянні з захоплювачами приведеними в [2-3], являється форма їх активної поверхні (взаємодіючої з циліндричною поверхнею об'єкта маніпулювання). Вона являє собою послідовну комбінацію циліндричної та конічної поверхонь з відповідними довжинами l_1 і l_2 . Таке конструктивне виконання форми активної поверхні захоплювачів забезпечить підвищення їх силових характеристик, полегшить процес захоплення об'єктів у випадку не точного позиціонування промислового робота.

Будь-який із представлених захоплювачів працює наступним чином. У камеру захоплювача через отвір 1 поступає стиснуте повітря, що згодом витікає через сопло 4 в атмосферу. Витікання суцільного кільцевого потоку повітря у вигляді газового циліндра відбувається паралельно до осі захоплювача та циліндричного об'єкта. При підведенні захоплювача до об'єкта, витікаючий із сопла 4 кільцевий струмінь повітря розширюється і протікає в проміжку утвореному циліндричною поверхнею об'єкта 5 та поверхнею захоплювача (зовнішньою або внутрішньою). Це призводить, за рахунок явища ежекції, до пониження абсолютного тиску на торцевій поверхні (у внутрішній порожнині) об'єкта 5 до величини меншої за атмосферний. Під дією створеного розрідження об'єкт рухається в напрямку захоплювача, центрується кільцевим потоком відносно осьової лінії і притискується до конічної вставки 3 (рис. 1), або спеціальних упорів (рис. 2), або ущільнюючої гумової манжети 6 (рис. 3).

Сила F притягування захоплювачем об'єкта маніпулювання залежатиме від величини вакууму $p_{1\epsilon}$ на торцевій поверхні (в порожнині) об'єкта і визначатиметься співвідношенням

$$\begin{aligned} F &= p_{1\epsilon} \frac{\pi d_1^2}{4} - F_m \text{ (для захоплювача рис. 1),} \\ F &= p_{1\epsilon} \frac{\pi d_1^2}{4} + F_m \text{ (для захоплювача рис. 2),} \\ F &= p_{1\epsilon} \frac{\pi (d_3^2 - d_1^2)}{4} - F_m \text{ (для захоплювача рис. 3),} \end{aligned} \quad (1)$$

де $p_{1\epsilon} = p_{am} - p_1$; p_1 – значення абсолютного тиску на торцевій поверхні (в порожнині) об'єкта; F_m – сила в'язкого тертя потоку повітря до циліндричної поверхні об'єкта маніпулювання; d_1 – зовнішній або внутрішній діаметр об'єкта маніпулювання; d_3 – внутрішній діаметр ущільнюючої гумової манжети (рис. 3).

Методика розрахунку параметрів газового потоку в проміжку між взаємодіючими поверхнями захоплювача та об'єкта маніпулювання – однакова для цих конструкцій струменевих захоплювачів. Це пояснюється тим, що вони містять однакові за призначенням та подібні за формою конструктивні елементи, які формують ідентичні потоки повітря.

Для визначення величини розрідження $p_{1\epsilon}$ на поверхні об'єкта, складемо рівняння кількості руху для вихідного перерізу 1-1 кільцевого сопла 4 і перерізу 2-2 кільцевого концентричного проміжку (рис. 4), допускаючи, що розподіл швидкостей в цих перерізах – рівномірний, а рівняння відповідає інтервалу часу рівному 1с:

$$G(V_0 - V_1) = S_1(p_{11} - p_1) + F_{m\Sigma}, \quad (2)$$

тут G – масові витрати повітря через кільцеве сопло; V_0, V_1 – швидкості потоку повітря у вихідному перерізі кільцевого сопла 5 і кільцевому концентричному проміжку відповідно; ρ_0 – густина повітря у вихідному перерізі кільцевого сопла 5; $S_0 = \pi d_0 h_0$ – площа поперечного перерізу потоку на виході з кільцевого сопла 5; $S_1 = \frac{\pi}{4} |d_1^2 - d_0^2|$ – площа поперечного перерізу потоку в кільцевому концентричному проміжку утвореному циліндричними поверхнями захоплювача та об'єкта; d_0 – діаметр захоплювача; $F_{m\Sigma}$ – сумарна сила в'язкого тертя потоку повітря до кільцевого концентричного проміжку.

Сумарна сила в'язкого тертя потоку повітря до циліндричних поверхонь кільцевого концентричного проміжку

$$F_{m\Sigma} = \tau_1 S_{kn}, \quad (3)$$

тут $\tau_1 = \lambda_1 \frac{\rho_{am} V_1^2}{8}$ – напруження в'язкого тертя; λ_1 – коефіцієнт в'язкого тертя; $S_{kn} = \pi l_1 (d_0 + d_1)$ – площі активних циліндричних поверхонь, що утворюють кільцевий концентричний проміжок; l_1 – довжина активної циліндричної поверхні захоплювача; $\rho_{am} = 1,23 \text{ кг/м}^3$ – густина потоку повітря в кільцевому

концентричному проміжку, яку приймають рівною густині атмосферного повітря.

З рівняння нерозривності потоку

$$G = V_0 S_0 \rho_0 = V_1 S_1 \rho_{am}, \quad (4)$$

виразимо швидкість

$$V_1 = V_0 \frac{S_0 \rho_0}{S_1 \rho_{am}}, \quad (5)$$

тоді формула для сили тертя набуде такого вигляду:

$$F_{m\Sigma} = \frac{\pi \lambda_1 V_0^2 \rho_0^2 S_0^2 l_1 (d_0 + d_1)}{8 \rho_{am} S_1^2}. \quad (6)$$

Підставивши (5) і (6) в (2), після групування членів отримаємо рівняння:

$$V_0^2 \rho_0 \left[1 - \frac{\rho_0 S_0}{\rho_{am} S_1} \left(1 + \frac{\pi \lambda_1 l_1 (d_0 + d_1)}{8 S_1} \right) \right] = (p_{11} - p_1) \frac{S_1}{S_0}. \quad (7)$$

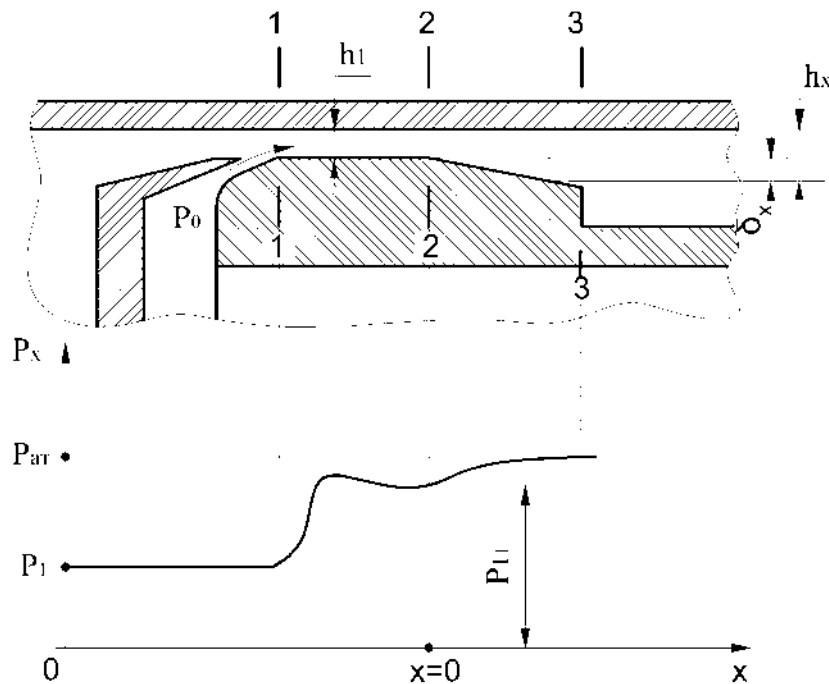


Рис.4. - Схема для визначення параметрів газового потоку

Для визначення величини абсолютного тиску P_{11} в перерізі 2-2 (рис. 4), необхідно скористатись рівнянням Бернуллі для перерізів 2-2 і 3-3. Враховуючи, що величина розрідження в даній зоні потоку та зміна абсолютного тиску – незначні, можна знехтувати стискуваністю повітряного потоку. Тоді рівняння Бернуллі матиме вигляд:

$$\frac{p_{11}}{\rho_{am}} + \frac{V_1^2}{2} = \frac{p_{am}}{\rho_{am}} + \frac{V_2^2}{2} + E_{2-3}, \quad (8)$$

де V_2 – швидкість потоку повітря на виході з кільцевого проміжку в атмосферу; E_{2-3} – втрати питомої енергії потоку на ділянці між перерізами 2-2 і 3-3.

Диференціал від втрат питомої енергії потоку dE на елементарному відрізку dx знайдемо по відомій залежності [6]

$$dE = \lambda_{2cp} \frac{V_x^2}{2} \frac{dx}{D_{2x}}, \quad (9)$$

де λ_{2cp} – середнє значення коефіцієнта в'язкого тертя повітря, що відповідає координаті $x = l_2/2$; $V_x = V_0 \frac{S_0 \rho_0}{S_x \rho_{am}}$, $D_{2x} = 2h_x$ – відповідно швидкість потоку повітря та гідравлічний діаметр потоку в перерізі з координатою x .

Площа кільцевого повітряного потоку та його товщина в перерізі з координатою x

$$S_x \approx \pi d_1 h_x, \\ h_x = h_1 + \delta_x, \quad h_1 = \frac{|d_1 - d_0|}{2}.$$

Враховуючи, що $\delta_x = \frac{\delta}{l_2} x$, текучі значення площі та гідравлічного діаметра виразимо формулами

$$S_x \approx \pi d_1 \left(h_1 + \frac{\delta}{l_2} x \right), \quad (10) \\ D_{2x} = 2 \left(h_1 + \frac{\delta}{l_2} x \right).$$

Підставляючи отримані залежності в (9), отримаємо

$$E_{2-3} = \frac{\lambda_{2cp}}{4\pi^2} \frac{V_0^2 \rho_0^2 S_0^2}{\rho_{am}^2 d_1^2} \int_0^{l_2} \frac{1}{\left(h_1 + \frac{\delta}{l_2} x \right)^3} dx.$$

Після інтегрування та перетворень знайдемо:

$$E_{2-3} = \frac{\lambda_{2cp}}{8\pi^2} \frac{V_0^2 \rho_0^2 S_0^2}{\rho_{am}^2 d_1^2} \frac{l_2}{\delta} \left(\frac{1}{h_1^2} - \frac{1}{(h_1 + \delta)^2} \right). \quad (11)$$

Враховуючи рівняння нерозривності потоку (4), формули (10) і (11), з рівняння (8) визначимо величину абсолютного тиску в перерізі 2-2

$$p_{11} = p_{am} - \frac{V_0^2 \rho_0^2 S_0^2}{2\rho_{am} S_1^2} \left(1 - \frac{h_1^2}{(h_1 + \delta)^2} - \frac{\lambda_{2cp}}{4} \frac{l_2}{\delta} \left(1 - \frac{h_1^2}{(h_1 + \delta)^2} \right) \right). \quad (12)$$

Підставляючи (12) в (7) після перетворень отримаємо:

$$V_0^2 \rho_0 \left[1 - \frac{\rho_0 S_0}{\rho_{am} S_1} \left(1 + \frac{\pi \lambda_1}{8} \frac{l_1 (d_0 + d_1)}{S_1} - 0,5 \left(1 - \frac{h_1^2}{(h_1 + \delta)^2} - \frac{\lambda_{2cp}}{4} \frac{l_2}{\delta} \left(1 - \frac{h_1^2}{(h_1 + \delta)^2} \right) \right) \right) \right] = (p_{am} - p_1) \frac{S_1}{S_0}. \quad (13)$$

Швидкість потоку V_0 у вихідному перерізі кільцевого сопла визначимо по формулі Сен-Венана [5]

$$V_0 = \varphi \sqrt{2 \frac{k}{k-1} \left(\frac{p_0}{\rho_k} - \frac{p_1}{\rho_0} \right)}.$$

де $k=1.4$ – показник адіабати для повітря; ρ_k – густина повітря в камері захоплювача; φ – коефіцієнт швидкості, який для кільцевого сопла з плавним входом приблизно рівний 0,95 [6].

Враховуючи, що для адіабатного процесу $\frac{\rho_0}{\rho_k} = \left(\frac{p_1}{p_0}\right)^{\frac{1}{k}}$ і

приймаючи $\frac{\rho_0}{\rho_{am}} \approx 1$, рівняння для визначення p_1 матиме наступний вигляд:

$$\left[\left(\frac{(p_{am} - p_1)(k-1)S_1}{2k\phi^2 S_0 \left[1 - \frac{\rho_0 S_0}{\rho_{am} S_1} \left(1 + \frac{\pi \lambda_1 l_1 (d_0 + d_1)}{8 S_1} - 0,5 \left(1 - \frac{h_1^2}{(h_1 + \delta)^2} - \frac{\lambda_{2cp} l_2}{4 \delta} \left(1 - \frac{h_1^2}{(h_1 + \delta)^2} \right) \right) \right] \right) + p_1 \right)^{\frac{1}{k}} - p_0 = 0. \right. \quad (14)$$

У даній формулі коефіцієнт в'язкого тертя λ_1 для турбулентного режиму руху повітря можна обчислити по емпіричній формулі [6]:

$$\lambda_1 = 0,11 K_n \left(\frac{\Delta}{D_z} + \frac{68}{\text{Re}} \right)^{0,25}, \quad (15)$$

де K_n – коефіцієнт, що враховує некруглість поперечного перерізу потоку (для кільцевого перерізу $K_n=1,1$) [11]; Δ – еквівалентна абсолютна шорсткість поверхонь формуючих потік повітря, яку можна прийняти рівною шорсткості по Ra циліндричної поверхні об'єкта маніпулювання; $D_z = \frac{4S_1}{\Pi_1}$ – гідравлічний діаметр кільцевого циліндричного проміжку; $\Pi_1 = \pi(d_1 + d_0)$ – «мокрый» периметр кільцевого циліндричного проміжку; Re – число Рейнольдса.

Число Рейнольдса для даного випадку [11]

$$\text{Re} = \frac{\rho_{am} V_1 D_z}{\mu_0} = \frac{\rho_{am} V_1 |d_1 - d_0|}{\mu_0}, \quad (16)$$

де $\mu_0 = 1,71 \cdot 10^{-5} + 4,94 \cdot 10^{-8} t$ – коефіцієнт динамічної в'язкості повітря, кг/(с·м) [5]; t – температура оточуючого середовища, °С.

Враховуючи рівняння (4) і підставляючи (16) в (15), отримаємо:

$$\text{Re} = \frac{4G}{\pi \mu_0 (d_1 + d_0)} \quad \text{і} \quad \lambda_1 = 0,121 \left(\frac{\Delta}{|d_1 - d_0|} + \frac{17\pi \mu_0 (d_1 + d_0)}{G} \right)^{0,25}.$$

Аналогічно можна отримати λ_{2cp} , що відповідає координаті $x = l_2/2$

$$\lambda_{2cp} = 0,121 \left(\frac{\Delta}{|d_1 - d_0| + \delta} + \frac{17\pi \mu_0 (d_1 + d_0 - \delta)}{G} \right)^{0,25}.$$

Для аналізу величини сили F_m в'язкого тертя потоку до циліндричної поверхні об'єкта маніпулювання, скористаємось формулою (6) замінивши в ній добуток $V_0^2 \rho_0^2 S_0^2$ на G^2 і приймаючи максимальну площу поверхні об'єкта, з якою контактує повітряний потік, рівною $S_k = \pi d_1 (l_1 + l_2)$. Тоді

$$F_m = \frac{2\lambda_1 G^2 d_1 (l_1 + l_2)}{\pi \rho_{am} (d_1^2 - d_0^2)^2}. \quad (17)$$

При розрахунках λ_1 , λ_{2cp} і F_m , масові витрати витікаючого із сопла повітря можна обчислювати за формулою для надкритичного режиму [5]

$$G = \mu S_0 p_0 \sqrt{\frac{2}{RT_0} \frac{k}{k+1} \left(\frac{2}{k+1} \right)^{\frac{2}{k-1}}},$$

де $\mu = \varphi \varepsilon$ – коефіцієнт витрати повітря; ε – коефіцієнт стиснення потоку в соплі [6]; $R = 287,14$ Дж/(кг·°К) – газова стала для повітря; T_0 – абсолютна температура повітря.

В результаті розрахунків, по представленій вище методиці, отримані силові характеристики захоплювачів з циліндричною та циліндрично-конічною активними поверхнями (рис. 5, 6). Теоретичні розрахунки виконувались для захоплювача зображеного на рис. 2 з наступними конструктивними параметрами: $h_0 = 0,08$ мм; $d_0 = 45$ мм; $l_1 = 5$ мм; $l_2 = 7$ мм; $\delta = 1$ мм. При цьому, в розрахунках силових характеристик захоплювача з циліндричною активною поверхнею було прийнято $l_2 = 0$ і $\delta = 0$.

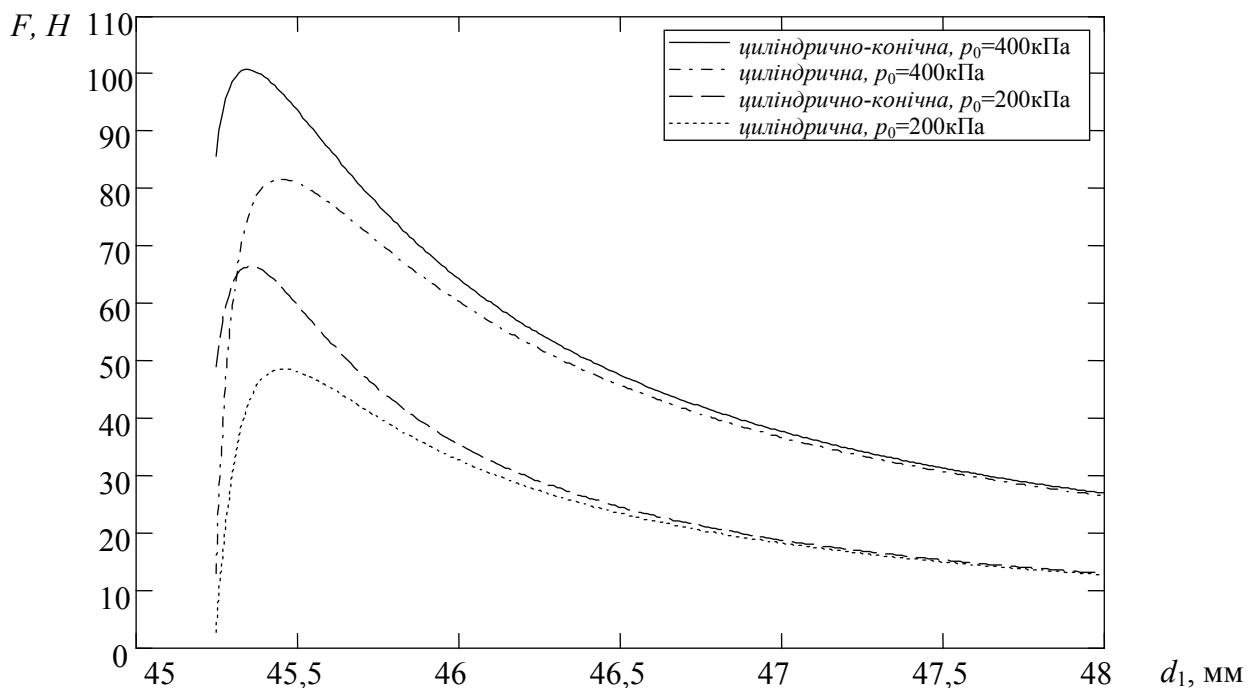


Рис. 5. Графіки залежності сили притягування F від діаметра об'єкта маніпулювання для захоплювачів (рис. 2) з циліндричною та циліндрично-конічною активними поверхнями

Для аналізу величини сили F_m в'язкого тертя потоку до циліндричної поверхні об'єкта маніпулювання, скористаємось формулою (17). Результати розрахунку сили тертя, для захоплювача з приведеними вище конструктивними параметрами, представлені на рис. 7.

Як видно з графіків, сила в'язкого тертя потоку до циліндричної поверхні об'єкта маніпулювання – незначна, тому в практичних розрахунках цією складовою можна знехтувати.

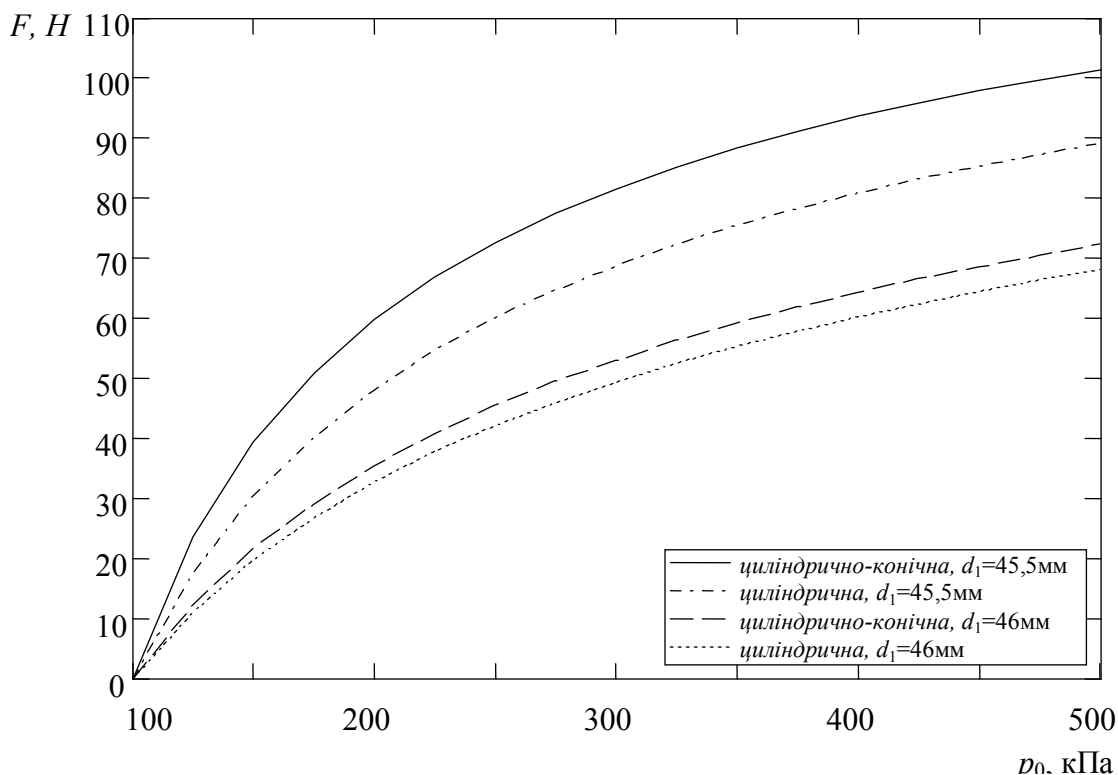


Рис. 6. Графіки залежності сили притягування F від тиску живлення для захоплювачів (рис. 2) з циліндричною та циліндрично-конічною активними поверхнями

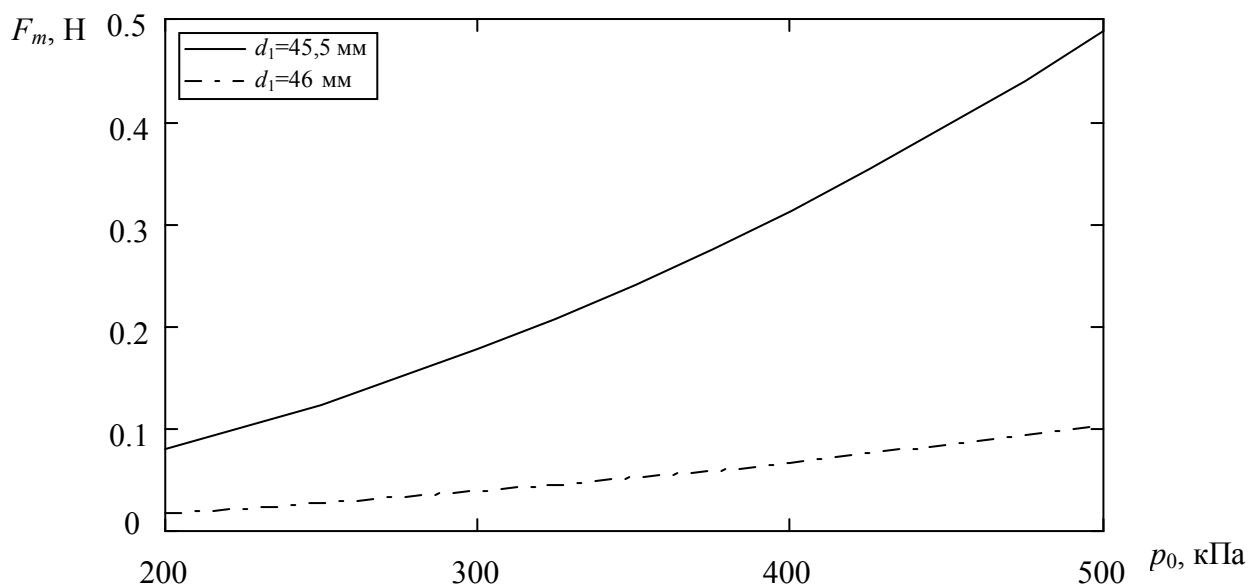


Рис. 7. Графіки залежності сили в'язкого тертя F_m від тиску живлення

В результаті експериментальних досліджень можна запропонувати конкретні межі співвідношень розмірів запропонованих захоплювачів. Ефективність його забезпечується тоді, коли висота конічного сопла $h_0=0,08...0,12$ мм, а співвідношення h_1/h_0 , знаходиться в межах 2,4...2,8. Для забезпечення безвідривного режиму руху повітря кут γ слід вибрати в межах

$8...10^\circ$, величину δ в межах $(3,5...4) h_1$, і $l_2 = \delta \cdot \text{ctg} \gamma$. Розмір l_1 повинен забезпечувати повне розширення повітря в проміжку між захоплювачем і об'єктом, а також вирівнювання профілю швидкостей у вихідному перетині цього проміжку. З деяким наближенням l_1 визначається по формулі [7]

$$l_1 \geq 6h_0 + \frac{|d_1 - d_0| - 2,74h_0}{2 \text{tg } \Theta/2} + 3,5|d_1 - d_0|,$$

де $\Theta \approx 20^\circ$ – кут розкриття струменя повітря.

Висновки

Проведені дослідження підтверджують необхідність удосконалення конструкції струменевих ежекційних захоплювачів для об'єктів типу «тіла обертання». Теоретичні та експериментальні дослідження даних захоплювачів показують, що оптимізація форми їх активної поверхні забезпечить підвищення силових характеристик на 15...20%.

Література: 1. Козырев Ю.Г. Промышленные роботы: Справочник / Козырев Ю.Г. - М.: Машиностроение, 1983.- 375с. 2. Савків В. Розрахунок параметрів струменевих захоплювачів деталей за їх внутрішню циліндричну поверхню / В.Б.Савків, Я.І.Проць // Вісник Тернопільського державного технічного університету імені Івана Пулюя. – 1998. – Т. 3, число 1. – С. 48-54. 3. Савків В. Струменеві захоплювальні пристрої об'єктів типу “фланці” / В.Б.Савків, Я.І.Проць // Вісник Тернопільського державного технічного університету імені Івана Пулюя. – 1998. – Т. 3, число 4. – С. 120-124. 4. Савків В.Б. Струйные захваты цилиндрических деталей / В.Б.Савків // Оптимизация производственных процессов. Вып. 1. – Севастополь: Издательство СевГТУ. – 1999. – С. 74-79. 5. Абрамович Г.Н. Прикладная газовая динамика / Абрамович Г.Н. – М.: Наука, 1976.- 888с. 6. Идельчик И.Е. Справочник по гидравлическим сопротивлениям / Идельчик И.Е. – М.: Машиностроение, 1975. – 560с. 7. Соколов Е.Я. Струйные аппараты / Соколов Е.Я., Зингер Н.М. – М.: Энергия, 1970. – 287с.

ОПТИМИЗАЦИЯ КОНСТРУКЦИИ СТРУЙНЫХ УСТРОЙСТВ ЗАХВАТА
ДЛЯ АВТОМАТИЗАЦИИ ЗАГРУЗКИ ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ ОБЪЕКТОВ
О.Фендьо, В.Савкив

Приведено описание конструкций и принципа работы струйных устройств захвата для удерживания цилиндрических деталей при манипулировании. Рассмотрен способ повышения грузоподъемности данных захватчиков. Предложена методика расчета необходимого давления питания захватов, в зависимости от их конструктивных параметров и необходимой грузоподъемности. Проведены теоретические исследования силовых характеристик захватов и определены оптимальные значения конструктивных параметров.

Ключевые слова: автоматизация, струйный захват устройство, объект манипулирования, струя воздуха, кольцевое сопло.

ОПТИМІЗАЦІЯ КОНСТРУКЦІЇ СТРУМЕНЕВИХ ЗАХОПЛЮВАЛЬНИХ
ПРИСТРОЇВ ДЛЯ АВТОМАТИЗАЦІЇ ЗАВАНТАЖЕННЯ
ЦИЛІНДРИЧНИХ ОБ'ЄКТІВ
О.Фендьо, В.Савків

Наведено опис конструкцій і принципу роботи струменевих захоплювальних пристроїв для утримання циліндричних деталей при маніпулюванні. Розглянуто спосіб підвищення вантажопідіймальності даних захоплювачів. Запропоновано методику розрахунку необхідного тиску живлення захоплювачів, залежно від їх конструктивних параметрів і необхідної вантажопідіймальності. Проведено теоретичні дослідження силових характеристик захоплювачів і визначено оптимальні значення конструктивних параметрів.

Ключові слова: автоматизація, струменевий захоплювальний пристрій, об'єкт маніпулювання, струмінь повітря, кільцеве сопло.

OPTIMIZATION OF CONSTRUCTION OF DEVICES OF CAPTURES OF
STREAMS FOR AUTOMATION OF LOAD OF CYLINDRICAL OBJECTS
O. Fendyo, V. Savkiv

Description of constructions and principle of work of devices of captures of streams is resulted for retaining of cylindrical details at manipulation. The method of increase of carrying capacity of these captures is considered. The method of calculation of necessary pressure of feed of captures is offered, depending on their structural parameters and necessary carrying capacity. Theoretical researches of power descriptions of captures are conducted and the optimum values of structural parameters are certain.

Keywords: automation, stream gripper device, object of manipulation, stream of air, circular nozzle.

ЗМІСТ

РОЗДІЛ 1

Процеси та інструменти механообробки

| | |
|---|----|
| <i>Равская Н.С., Ковалева Л.И., Родин Р.П.</i> Определение толщины среза при фрезеровании поверхностей вращения | 3 |
| <i>Клименко С.А., Мельничук Ю.А., Копейкина М.Ю., Ткач В.Н.</i> Механика и физико-химия контактного взаимодействия при точении закаленной стали керамическими резцами | 8 |
| <i>Климов О.М., Дюбнер Л.Г., Майборода В.С.</i> Вплив магнітно-абразивного оброблення на якість змінних твердосплавних пластин | 19 |
| <i>Мановицкий А.С.</i> Определение угла сдвига при резании малопластичных углеродистых сплавов | 27 |
| <i>Клименко Г.П., Андронов А.Ю.</i> Визначення товщини пластини збірного різця в залежності від його раціонального рівня надійності | 39 |
| <i>Витренко В.А., Кашура А.Л., Кириченко И.А., Кузнецова М.Н.</i> Производящая поверхность и ее элементы при формообразовании многозаходного зубчатого колеса | 46 |
| <i>Бочарова И.А., Витренко А.В., Воронцов Б.С.</i> Особенности формообразования зубчатых колес для гиперболоидных передач | 50 |
| <i>Герасимчук О.М.</i> Профілювання фасонних торцевих фрез, затілених під кутом | 55 |
| <i>Клименко Г.П., Хоменко А.В., Чабан К.С.</i> Определение надежности концевых фрез сборной конструкции | 63 |
| <i>Новиков П.А.</i> Особенности работы метчика при нарезании резьбы малого диаметра | 68 |
| <i>Медведев А.Л.</i> Износ поверхности притира и шлифовального круга при правке способом свободного абразива | 75 |
| <i>Ковалёв Д.Г.</i> Создание новых конструкций сборных резцов для тяжелых станков токарно-карусельной группы | 82 |

РОЗДІЛ 2

Якість та надійність металорізального обладнання

| | |
|--|-----|
| <i>Струтинський В.Б., Ципоренко В.О., Юрчишин О.Я.</i> Визначення параметрів вібраційного поля при обробці деталі на токарному автоматизованому комплексі | 86 |
| <i>Данильченко Ю.М., Верба І.І., Петришин А.І.</i> Аналіз конструкції пристосування для контурної обробки зубчастих коліс | 95 |
| <i>Ковалев В.Д., Пономаренко А.В., Гаков С.А., Шевцов А.А.</i> Разработка гидростатических направляющих для тяжелого токарного станка повышенной грузоподъемности и исследование их эксплуатационных характеристик | 102 |
| <i>Васильченко Я.В.</i> Повышение эффективности обработки на тяжелых станках за счет эксплуатационных свойств элементов технологической системы | 108 |
| <i>Кроль О.С., Кроль А.А.</i> Моделирование шпиндельного узла многоцелевого токарного станка в среде «APM WinMachine» | 112 |

- Ковалев В.Д., Гаков С.А., Пономаренко А.В., Белов Н.А.** Исследование новой конструкции сварной станины тяжелого токарного станка повышенной точности с возможностью обработки деталей массой свыше 100 тонн 119

РОЗДІЛ 3

Технологія машинобудування

- Михайлов А.Н., Михайлова Е.А., Михайлов Д.А.** Особенности синтеза функционально-ориентированных технологий и перспективы их развития 127

- Петраков Ю.В., Галайда Р.В.** Технологічна підготовка шліфування оправок стану холодної прокатки труб 134

- Майборода В.С., Джулий Д.Ю., Клишта Е.С.** Магнитно-абразивная обработка многогранных неперетачиваемых твердосплавных пластин в условиях больших рабочих зазоров 141

- Гусев В.В., Молчанов А.Д.** Повышение эффективности обработки керамических деталей 148

- Ковалевский С.В., Полийчук Л.В.** Исследование возможностей управления твердостью рабочих поверхностей изделий с помощью резонансных колебаний и ПАВ 155

- Калафатова Л.П., Поезд С.А.** Влияние режимов алмазного шлифования ситалла на себестоимость обработки 163

- Антонюк В.С., Возненко В.В., Потапенко В.С.** Підвищення працездатності робочих поверхонь деталей у фрикційному контакті 169

- Лашина Ю.В., Пасічник В.А.** Формалізація обмежень на інтеграцію деталей в складальному виробі 177

- Тимофеев Ю.В., Мироненко Е.В., Клочко А.А., Шаповалов В.Ф.** Технологические аспекты обработки крупномодульных закаленных зубчатых колес 183

- Сидорко В.И., Пегловский В.В., Ляхов В.Н., Поталько Е.М.** Особенности обработки природного камня на фрезерных станках 191

- Красовский С.С., Хорошайло В.В.** Совершенствование технологии ремонта изложниц для разливки стали 198

- Кинденко Н. И.** О физической сущности процесса магнитной обработки осевого инструмента из быстрорежущей стали 203

- Мартынов А.П., Московцев Н.Н.** Геометрическая взаимозаменяемость изделий с зависимыми допусками 209

- Пономарев Л.Д.** Размерная электрохимическая обработка (РЭХО) движение жидкостно-газовой смеси в межэлектродном зазоре 217

РОЗДІЛ 4

Моделювання та оптимізація елементів технологічних систем

- Братан С. М., Рощупкин С.И.** Моделирование сил резания, возникающих при алмазном сверлении 233

- Залоза В.А., Зинченко Р.Н.** Библиотека автоматизации построений и создания САПР в системе POWERSHAPE с использованием объектно-ориентированного языка программирования DELPHI 239

| | |
|---|-----|
| <i>Ивченко Т.Г.</i> Расчет тепловых потоков и температур резания при точении с использованием смазочно-охлаждающих жидкостей | 247 |
| <i>Ковалевский С.В., Тендюк Т.А.</i> Кластерный подход к определению областей рационального использования новых технологических инструментов для обработки материалов резанием | 255 |
| <i>Доброскок В.Л., Семко А.В., Гаращенко Я.Н.</i> Статистическая параметризация законов распределения размеров абразивных зерен | 258 |
| <i>Мироненко Е.В., Ковалёв Д.Г.</i> Специфика нормативов режимов резания для тяжелых карусельных станков | 266 |
| <i>Залого В.А., Дынник О.Д., Ивченко А.В., Хярм В.Н.</i> Разработка системы управления качеством заготовительного производства машиностроительного предприятия | 271 |
| <i>Филатов Ю.Д., Маслов В.П.</i> Глубина нарушенного слоя хрупких неметаллических материалов при финишной алмазно-абразивной обработке | 280 |
| <i>Швец С.В.</i> Математическая модель процесса резания при точении | 286 |
| <i>Степанов О.В., Гейчук В.М., Майборода В.С.</i> Оптимізація умов магнітно-абразивного оброблення консольно закріплених деталей | 293 |
| <i>Покинтелица Н.И.</i> Исследование влияния параметров режима резания на температуру в зоне контактного взаимодействия инструмента и заготовки при термофрикционной обработке сталей | 299 |
| <i>Полтавец В.В.</i> Управление режущей способностью шлифовальных кругов на основе кубического нитрида бора | 306 |
| <i>Фролов В.В.</i> Формирование эффективных систем механической обработки с использованием генетических алгоритмов | 312 |
| <i>Ковалевская Е. С., Борисенко Ю. Б.</i> Современные системы автоматизированного проектирования в механообработке деталей | 318 |
| <i>Левченко Е.А.</i> Кинематический анализ условий процесса абразивной резки труб | 324 |
| <i>Кравченко Ю.Г., Адоніна І.А.</i> Температурне поле контактної поверхні леза | 331 |
| <i>MA Dašić S. Boban</i> Regulation of foreign direct investments under the wing of world trade organization | 339 |
| <i>Фролов В.В.</i> Математическая модель для дискретной оптимизации параметров технологической системы | 347 |
| <i>Мишура Е.В.</i> Влияние стохастических факторов на оптимизацию технологических процессов | 354 |
| <i>Кіяновський М.В., Цивінда Н.І.</i> Виробничі дослідження стійкості інструментальних матеріалів при обробці деталей гірничо-металургійного обладнання | 360 |
| <i>Гевко Б., Ляшук О., Стойко І., Драган А.</i> Технологічні передумови формування гвинтових гофрованих заготовок | 366 |
| <i>Гевко І.Б.</i> До питання моделювання гофрованих гвинтових робочих органів машин | 373 |

| | |
|---|-----|
| <i>Ляшук О.Л., Данильченко Л.М., Білик С.Г., Гевко І.Б., Фльонц О.В.</i> Технологія формування бокових профілів нарізних плоских пасів | 378 |
| <i>Рогатинський Р.М., Гевко І.Б., Ляшук О.Л.</i> Проектування розточних головок для оброблення кільцевих канавок в отворах корпусних деталей | 383 |
| <i>Гевко Б.М., Ляшук О.А., Бабарика С.Ф., Заїкін М.М.</i> Стендове обладнання для дослідження характеристик гвинтових робочих органів машин для розкидання твердих добрив | 390 |
| <i>Роганов Л.Л., Абрамова Л.Н., Роганов М.Л.</i> Повышение точности станочного оборудования с гидроприводом | 397 |
| <i>Бережная Е.В., Иванов А.А.</i> Влияние микрорельефа поверхности на качество электроконтактной наплавки режущей части инструмента | 404 |
| <i>Кравченко Ю.Г., Савченко Ю.В.</i> Визначення коефіцієнтів форми швидкорухомих джерел теплоти при різанні | 409 |
| <i>Маджид А.Х.</i> Влияние нанесения вакуумных ионно-плазменных покрытий на шероховатость и фрактальную размерность поверхностей спиральных сверл | 418 |
| <i>Палюх А.</i> Дослідження шорсткості гвинтових поверхонь при обробленні різцевими головками | 424 |
| <i>Роганов Л.Л., Чоста Н.В., Карнаух Д.С.</i> Исследование кинематических характеристик клиношарнирного механизма с вогнутым клином на разделительных операциях | 432 |
| <i>Фендьо О., Савків В.</i> Оптимізація конструкції струменевих захоплювальних пристроїв для автоматизації завантаження циліндричних об'єктів | 439 |

ДЛЯ ПОДАТОК

ДЛЯ ПОДАТОК

Наукове видання

НАДІЙНІСТЬ ІНСТРУМЕНТУ ТА ОПТИМІЗАЦІЯ ТЕХНОЛОГІЧНИХ СИСТЕМ

Збірник наукових праць
Випуск №26

Постанова президії ВАК України
від 9 червня 1999 р., №1-05/7
Рішення вченою ради ДДМА,
протокол №11 от 28.05.2009

Підп. до друку 27.05.2010
Ум. друк. арк. 28,5.
Тираж 100 прим.

Формат 60×84¹/₁₆.
Обл.-вид. арк. 20,72.
Зам. № 55

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