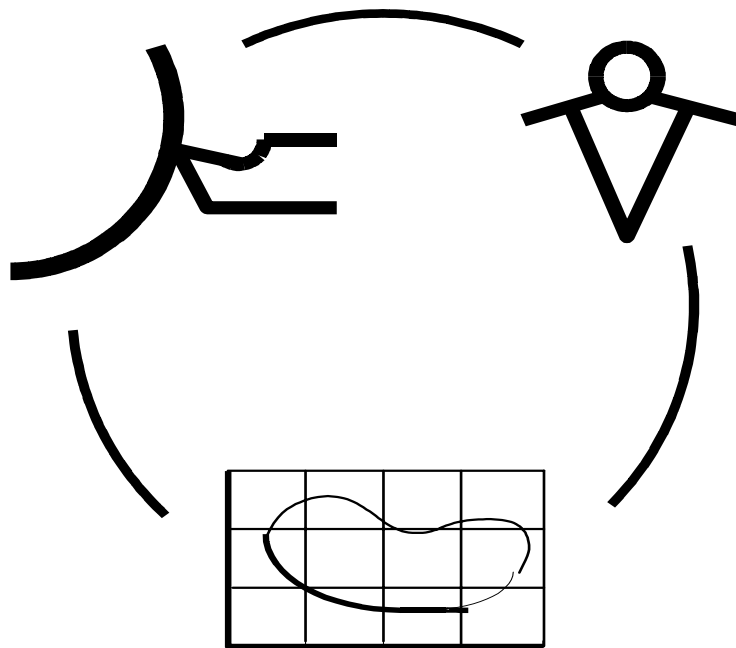


Міністерство освіти і науки України
Донбаська державна машинобудівна академія

**НАДІЙНІСТЬ ІНСТРУМЕНТУ
ТА
ОПТИМІЗАЦІЯ ТЕХНОЛОГІЧНИХ СИСТЕМ**

Збірник наукових праць
Випуск 14



КРАМАТОРСЬК - 2003

УДК 621.9: 658.3: 658.5: 519.8

**Рекомендовано до видання Вченою радою
Донбаської державної машинобудівної академії**

Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Збірник наукових праць. - Краматорськ: ДДМА, вип. №14, 2003. - -204 с.

Надежность инструмента и оптимизация технологических систем. Сборник научных трудов. - Краматорск: ДГМА, вып. №14, 2003. - 204 с.

ISBN 966-7851-19-2

Редакційна рада:

Равська Н.С.	д.т.н., професор НТУ “КП”, відповідальний редактор
Гузенко В.С.	к.т.н., доцент ДДМА, заступник відповідального редактора
Верещака А.С.	д.т.н., професор МДТУ “Станкін”
Габузов Г.Г.	д.т.н., професор ДДМА
Грабченко А.І.	д.т.н., професор НТУ “ХП”
Клименко Г.П.	д.т.н., професор ДДМА
Ковалевський С.В.	д.т.н., професор ДДМА
Ковальов В.Д.	д.т.н., професор ДДМА
Кузнєцов Ю.М.	д.т.н., професор НТУ “КП”
Матюха П.Г.	д.т.н., професор ДНТУ
Мироненко Є.В.	к.т.н., доцент ДДМА
Михайлов О.М.	д.т.н., професор ДНТУ
Струтинський В.Б.	д.т.н., професор НТУ “КП”
Рогов В.О.	д.т.н., професор РУДН
Тарасов О.Ф.	д.т.н., професор ДДМА
Федорінов В.А.	к.т.н., професор ДДМА

Адреса редакційної ради: 84313, Україна, м. Краматорськ, вул. Шкадінова 72,
Донбаська державна машинобудівна академія, науково-технічний центр "Інструмент"
тел.(0626) 41-69-42, 41-47-54, 41-47-82

ISBN 966 – 7851 – 19 – 2 © Донбаська державна машинобудівна академія 2003

РАЗДЕЛ 1

Процессы и инструменты механообработки

УДК 621.91.02

Равская Н.С., Николаенко Т.П., Мельничук Л.С.

НТУУ «КПИ» г.Киев, Украина

ОБЩАЯ ТЕОРИЯ ОПРЕДЕЛЕНИЯ ГЕОМЕТРИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ ИНСТРУМЕНТА

The common approach and techniques of the decision of problems by definition of elements of an edge of the cutting tool irrespective of his kind and a design is offered.

Введение

Геометрические параметры в рассматриваемой точке режущей кромки инструмента характеризуются величинами передних, задних углов, углами в плане и углами наклона режущей кромки.

В настоящее время теория определения геометрических параметров разработана для каждого из видов инструмента. Однако, несмотря на общность определения элементов лезвия любого из инструментов согласно ГОСТ 25762-83 методики их количественного определения в исследуемых точках режущей кромки и определение их значений в различных координатных системах не учитывают стандартных определений. Это вносит определенную неточность в расчеты значений геометрических параметров, что объясняется отсутствием общей теории определения геометрических параметров инструментов.

Общие положения

В теории резания и проектирования режущих инструментов определение их геометрических параметров ориентировано относительно поверхности резания [1, 2], которая представляет собой поверхность, образующую режущей кромкой в результирующем движении резания [3]. В тоже время стандартом регламентируются инструментальная, статическая и кинематическая системы координат, в которых определяются инструментальные, статические и кинематические элементы лезвия инструмента независимо от вида и конструкции его. Вместе с тем анализ и определение геометрии режущей части инструмента в современной теории его проектирования осуществляется без учета их ориентации в соответствующих координатных системах. Это привело к разнообразию методик определения геометрических параметров в зависимости от вида инструмента. Стандартные определения геометрических параметров в координатных системах ориентированы относительно плоскостей, определяемых направлением главного или результирующего движения.

К этим плоскостям относятся рабочая плоскость P_s , основная плос-

кость P_v , плоскость резания P_n , главная секущая плоскость P_t , нормальная секущая плоскость P_H и секущая плоскость схода стружки P_c .

Рабочая плоскость P_s это плоскость, в которой расположены направления главного движения и движения подачи.

Основная плоскость в рассматриваемой точке режущей кромки P_v перпендикулярна скорости главного движения V или результирующего движения V_e . Различают инструментальную основную плоскость P_{vn} , статическую P_{vc} и кинематическую – P_{vk} , соответственно в инструментальной, статической и кинематической системах координат.

Координатная плоскость, касательная к режущей кромке K , в рассматриваемой точке и перпендикулярная к P_v является плоскостью резания P_n соответственно $P_{ni} \perp P_{vi}$, $P_{nc} \perp P_{vc}$ и $P_{nk} \perp P_{vk}$.

Координатная плоскость, перпендикулярная линии пересечения P_v и P_n представляет собой главную секущую плоскость резания P_t . По аналогии с P_v и P_n рассматривают секущие плоскости, ориентированные относительно инструментальной, статической и кинематической систем координат - P_{ti} , P_{tc} и P_{tk} .

Нормальная секущая плоскость P_H перпендикулярна к режущей кромке в рассматриваемой точке режущей кромки.

Секущая плоскость схода стружки P_c , определяется как плоскость, проходящая через направления схода стружки и скорости резания в рассматриваемой точке режущей кромки.

Расположение и ориентация этих плоскостей служит основой определения геометрических параметров режущего инструмента.

Положение передней поверхности режущего лезвия A_γ , по которой сходит стружка в той или иной координатной системе определяется передним углом γ . Угол γ это угол в секущей плоскости между передней поверхностью лезвия и плоскостью P_v . В зависимости от секущей плоскости P_{ni} , P_{tc} P_{tk} или нормальной P_H рассматривают нормальный передний угол - γ_n , а углы γ_i , γ_c , γ_k , которые называют инструментальным, статическим и кинематическим, передними углами. Угол в секущей плоскости схода стружки P_c между передней поверхностью лезвия и плоскостью P_v называют рабочим передним углом γ_p .

По аналогии с передними углами рассматривают задние углы α_n , α_i , α_c , α_k и α_p . Задний угол находится в соответствующей секущей плоскости между задней поверхностью и соответствующей плоскостью резания.

Угол в плоскости резания между режущей кромкой и основной плоскостью является углом наклона режущей кромки λ и аналогично γ и α рассматриваются λ_i , λ_c и λ_k .

Угол в плане – это угол в основной плоскости между плоскостью ре-

зання и рабочей плоскостью, соответственно $\varphi_{и}$, $\varphi_{с}$ и $\varphi_{к}$ являются инструментальным, статическим и кинематическим углами в плане.

Угол между режущей кромкой и рабочей плоскостью является рабочим кинематическим углом в плане – $\varphi_{р}$.

Известно, что на чертеже с целью изготовления и контроля проставляются значения геометрических параметров в инструментальной системе координат.

Вместе с тем для расчетов углов лезвия инструмента в процессе резания и для учета их изменения после установки инструмента на станке, а также при анализе их изменения вдоль режущей кромки и других задачах используются статические, кинематические, нормальные и рабочие углы, что и решается в теории определения геометрических параметров инструмента.

Анализ приведенных стандартных определений геометрических параметров инструмента показывает, что все плоскости, в которых они рассматриваются и относительно которых ориентированы, определяются направлением скорости главного или результирующего движения.

Инструментальные геометрические параметры ориентированы относительно инструментальной системы координат. Инструментальная система координат представляет собой прямоугольную систему координат с началом в вершине лезвия ориентированную относительно геометрических элементов режущего инструмента, принятых за базу [3].

В инструментальной системе координат направление скорости главного движения резания принимается у токарных и строгальных резцов прямоугольного поперечного сечения перпендикулярно конструкторской установочной базе резца, у долбяжных резцов параллельно базе, у дисковых токарных резцов, осевых инструментов – по касательной к траектории вращательного движения инструмента или заготовки, у протяжек – параллельно конструкторской установочной базе или оси протяжки, у долбяков параллельно оси хвостовика или оси посадочного отверстия долбяка.

Анализ основных положений определения элементов лезвия режущего инструмента показывает, что взаимосвязи между геометрическими параметрами, в различных координатных системах, определяются направлением скорости движения резания главного или результирующего.

Методика определения геометрических параметров режущей части инструмента

Согласно стандарту для определения переднего γ и заднего α углов в рассматриваемой точке режущей кромки необходимо определить положение основной плоскости P_v в рассматриваемой системе координат, перпендикулярной направлению скорости движения резания (главного или ре-

зультирующего), положение плоскости резания, касательной к режущей кромке в рассматриваемой точке и перпендикулярной P_v и секущей плоскости P_τ , перпендикулярной линии пересечения основной плоскости резания. Так как углы γ и α определяются в одной из секущих плоскостей (P_τ , $P_{\tau n}$, $P_{\tau c}$, $P_{\tau k}$, P_n , P_c), то они заключены между линиями пересечения секущей плоскости с основной и передней поверхностью (γ), и секущей с плоскостью резания, и задней поверхностью (α).

Учитывая, что плоскости P_n и P_τ в рассматриваемой точке режущей кромки ориентированы относительно основной P_v , а она относительно направления скорости движения резания в этой точке, то при определении углов γ и α , прежде всего, возникает задача определения этого направления скорости.

Эта задача решается для каждого из видов инструмента с учетом формообразующих движений, осуществляемых при резании (главного или результирующего), расположением режущей кромки относительно главного или результирующего движения резания, формой кромки и расположением исследуемой точки на ней.

Главное движение резания представляет собой прямолинейное поступательное или вращательное движение заготовки или режущего инструмента, происходящее с наибольшей скоростью в процессе резания. Результирующим движением резания является суммарное движение режущего инструмента относительно заготовки, включающее главное движение резания, движение подачи и касательное движение [3].

Следующим этапом при определении углов γ и α является определение положения касательных плоскостей к передней или задней поверхности в рассматриваемой точке режущей кромки. Их положение соответственно зависит от формы передней и задней поверхностей, расположения режущей кромки относительно направления скорости движения резания, формы режущей кромки и расположения на ней рассматриваемой точки.

Таким образом общая методика определения углов γ и α в той или иной системе координат независимо от вида и конструкции инструмента заключается в следующем:

- определение направления скорости движения резания (главного или результирующего);
- определение положения касательной плоскости к передней или задней поверхностям в рассматриваемой системе координат (соответственно при определении γ и α);
- определение положений плоскостей P_v , P_n , P_τ в рассматриваемой системе координат;
- определение линий пересечения секущей плоскости с плоскостями P_v и P_n в соответствующей системе координат;

- определении линий пересечения P_t с касательными плоскостями к передней поверхности для определения γ и соответственно к задней для α ;
- определение значений углов γ и α в секущей плоскости в рассматриваемой системе координат.

Эта методика является общей для графических и аналитических способов определения передних и задних углов в той или иной координатной плоскости.

Определения и положения стандарта "Обработка резанием" [3] являются основой методики определения и других параметров рабочей части инструментов.

Так угол в плане φ определен как угол между плоскостью резания P_n и рабочей плоскостью P_s в основной плоскости P_v . Изменение положения указанных плоскостей приводит к изменению определения угла φ . Таким образом методика определения угла в плане в рассматриваемой точке режущей кромки в соответствующей системе координат состоит в:

- определении плоскости резания P_n в рассматриваемой точке режущей кромки;
- определение в рассматриваемой точке режущей кромки рабочей плоскости P_s как плоскости, в которой расположены скорость главного движения и скорость движения подачи;
- определение в соответствующей системе координат линий пересечения основной плоскости P_v с плоскостями P_n и P_s ;
- определение угла в плане в основной плоскости P_v .

По аналогии можно представить методики определения и других параметров режущей части инструмента.

Рассмотренные методики позволяют решать задачи определения геометрических параметров в любой точке режущей кромки того или иного инструмента в различных системах координат.

Эти методики представляют собой основу общей теории определения геометрических параметров любого инструмента и служат алгоритмами для разработки в теории проектирования инструмента на ЭВМ подсистемы "Определение геометрических параметров инструмента".

Рассмотрим пример использования данных методик при рассмотрении геометрии передней поверхности спирального сверла.

Геометрия передней поверхности сверла

Передняя поверхность сверла является винтовой поверхностью, угол наклона которой на наружном диаметре сверла равный ω , выбирается при конструировании инструмента. В произвольном цилиндрическом сечении, концентричном оси сверла, угол наклона ω_x , соответствующий винтовой

линии, расположенной на винтовой поверхности равен

$$\operatorname{tg} \omega_x = \frac{R_x}{R} \operatorname{tg} \omega$$

где R_x – радиус рассматриваемой точки режущей кромки; R – радиус сверла.

При анализе геометрии режущей части сверла наиболее часто рассматривается статическая система координат.

Определим статический передний угол γ_c в статической системе координат в исследуемой точке А режущей кромки (рис. 1).

Согласно предложенной методике рассмотрим направление скорости главного движения в точке А, которое определяется вектором \bar{V} .

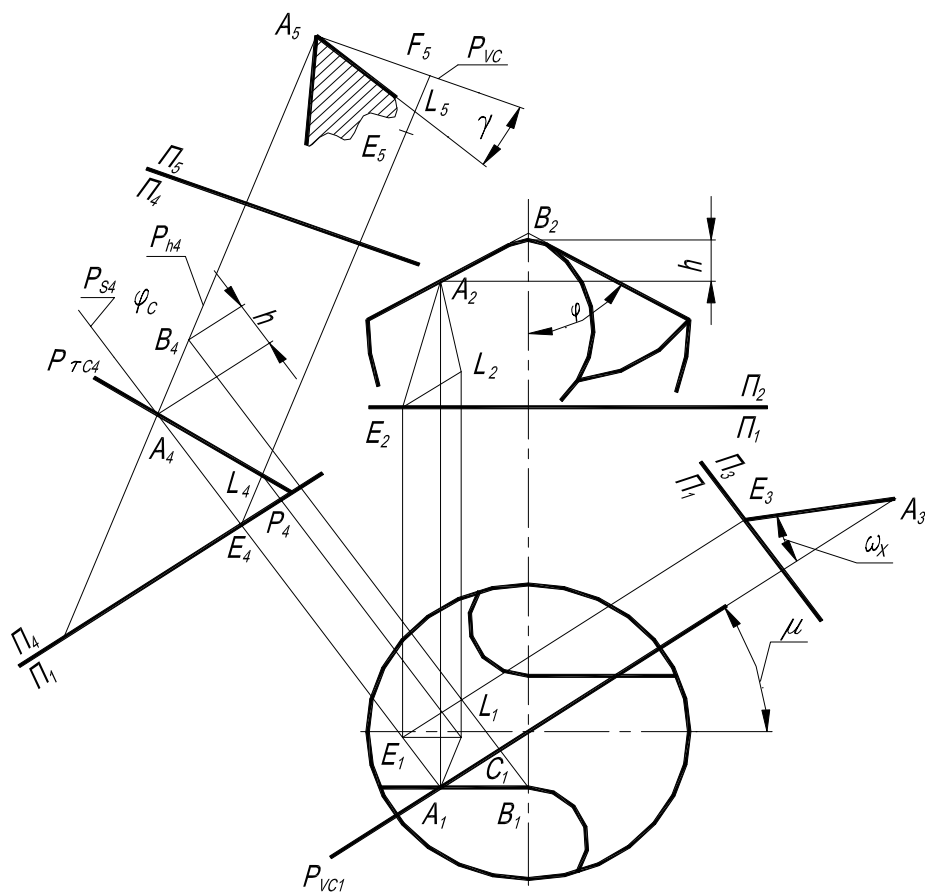


Рисунок 1 – Определение статических переднего угла и угла в плане

Плоскость, касательная в точке А режущей кромки к передней поверхности, определяется двумя прямыми: режущей кромкой АВ и прямой АЕ, касательной к винтовой поверхности в точке А. Прямая АЕ лежит в плоскости, касательной к цилиндрическому сечению, концентричному оси сверла, в котором угол наклона соответствующей винтовой линии равен ω_x . В истинную величину угол ω_x проецируется на плоскость Π_3 . Зная проекции точки А в системе плоскостей проекции Π_1/Π_2 , по правилу перемены

плоскостей проекцій, знаходиться проекція A_3 точки A на площину Π_3 . При відомому куті ω_x зобразив положення прямої AE в системі Π_1/Π_2 , знаходяться проекції A_1E_1 і A_2E_2 прямої AE в системі Π_1/Π_2 .

Визначаємо положення основної площини P_{vc} в точці A , як площину перпендикулярну напрямленню швидкості \bar{V} головного руху в точці A . Вводиться система площин проекцій Π_1/Π_4 . Площина Π_4 проводиться паралельно основній площині P_{vc} . Визначається проекція A_4B_4 режущої кромки AB на площину Π_4 , яка характеризує величину кута в плані φ_c . Проводиться через точку A статична головна секуща площина P_{tc} . Знаходиться лінія AL перетину передньої площини і головної статичної секущої площини P_{tc} . Передня площина в цьому випадку задається двома паралельними прямими AB і EL . Прямая AB перетинається з площиною P_{tc} в точці A , а пряма EL перетинається з площиною P_{tc} в точці L . Прямая AL визначає величину статичного переднього кута γ , який вимірюється в площині P_{tc} . Вводиться система площин проекцій Π_4/Π_5 . Площина Π_5 проводиться паралельно площині P_{tc} . На площину Π_5 в істинну величину проєцирується передній кут γ , закритий між проекцією A_5L_5 і основною площиною P_{vc} .

Аналізуючи графічне рішення будемо мати

$$\operatorname{tg} \gamma = \frac{F_5L_5}{A_5F_5}$$

$$A_4L_4 = A_5F_5 = A_4E_4 \cdot \sin \varphi_c$$

$$F_5E_5 = A_1E_1 = A_4E_4 \cdot \operatorname{tg} \omega_x$$

$$E_4L_4 = A_4E_4 \cdot \cos \varphi_c$$

$$E_4P_4 = E_4L_4 \cdot \sin \varphi_c = A_4E_4 \cdot \cos \varphi_c \cdot \sin \varphi_c$$

$$L_5E_5 = E_4P_4 \cdot \operatorname{tg} \mu = A_4E_4 \cdot \cos \varphi_c \cdot \sin \varphi_c \cdot \operatorname{tg} \mu$$

$$F_5L_5 = F_5E_5 - L_5E_5 = A_4E_4 \cdot \operatorname{tg} \omega_x - A_4E_4 \cdot \operatorname{tg} \mu \cdot \cos \varphi_c \cdot \sin \varphi_c$$

Таким чином:

$$\operatorname{tg} \gamma_c = \frac{A_4E_4 \operatorname{tg} \omega_x - A_4E_4 \cdot \operatorname{tg} \mu \cdot \cos \varphi_c \cdot \sin \varphi_c}{A_4E_4 \cdot \sin \varphi_c}$$

Отсюда

$$\operatorname{tg} \gamma_c = \frac{\operatorname{tg} \omega_x}{\sin \varphi_c} - \operatorname{tg} \mu \cdot \cos \varphi_c \quad (1)$$

Для визначення значень статичного переднього кута γ в будь-якій з точок режущої кромки необхідно знати значення кута μ і величину головного кута в плані φ_c в досліджуваній точці режущої кромки.

Значення кута μ визначається співвідношенням

$$\sin \mu = \frac{r}{R_x}$$

где r – радиус сердцевины сверла.

Анализ зависимости (1) показывает, что при малых значениях угла наклона винтовой канавки ω_x в рассматриваемой точке режущей кромки статические передние углы γ_c у спиральных сверл отрицательны.

Определим величину угла в плане φ_c в точке A в соответствии с принятой методикой. в системе Π_1/Π_4 проводим рабочую плоскость P_s угол между следом P_{s4} и проекцией A_4B_4 режущей кромки будет углом φ_c , который в истинную величину проецируется на плоскость Π_4 .

Рассматривая графическое решение будем иметь

$$\operatorname{tg} \varphi_c = \frac{A_1C_1}{h}$$

$$A_1B_1 = h \cdot \operatorname{tg} \varphi$$

$$A_1C_1 = A_1B_1 \cdot \cos \mu = h \cdot \operatorname{tg} \varphi \cdot \cos \mu$$

Отсюда

$$\operatorname{tg} \varphi_c = \operatorname{tg} \varphi \cdot \cos \mu \quad (2)$$

Определим статический угол наклона режущей кромки λ_c (рис. 2).

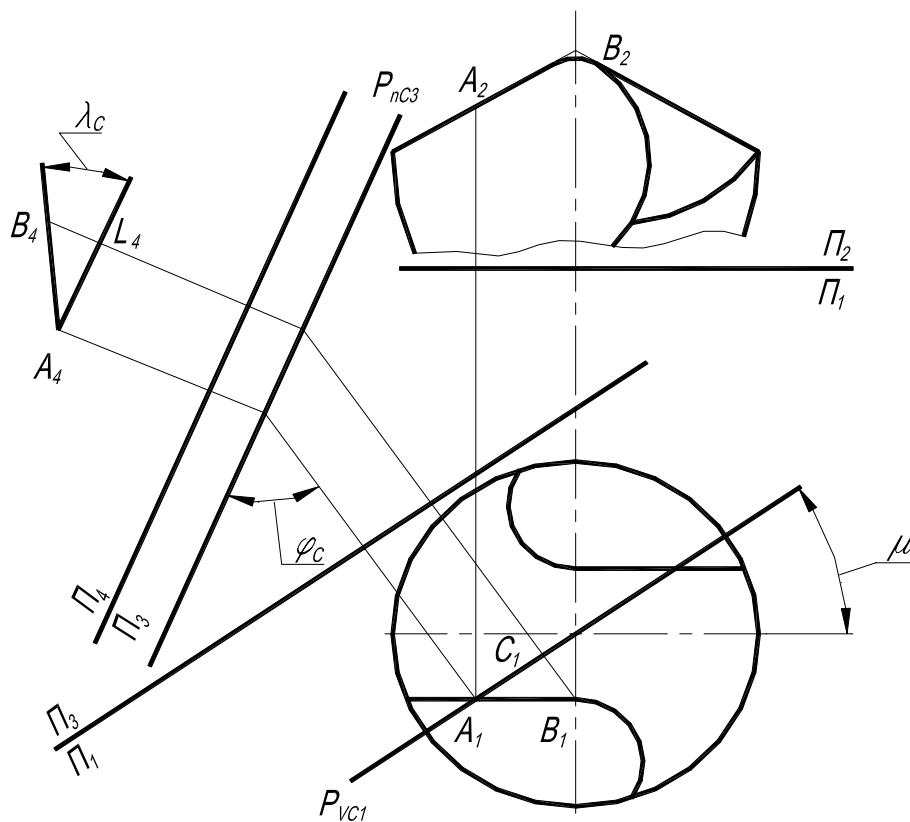


Рисунок 2 – Определение статического угла наклона режущей кромки

Для этого в плоскости Π_3 , параллельной основной плоскости P_{vc} , найдем проекцию A_3B_3 режущей кромки АВ. Через A_3B_3 проведем плоскость резания P_{nc} , перпендикулярную основной плоскости P_{vc} . Параллельно плоскости резания проведем плоскость Π_4 . По правилу перемены плоскостей проекции, определяем проекцию A_4B_4 режущей кромки и линию A_4L_4 пересечения плоскости резания с основной. Угол между A_4B_4 и A_4L_4 будет искомым углом наклона режущей кромки в точке А режущей кромки.

Рассматривая графическое решение, будем иметь

$$\begin{aligned} \operatorname{tg} \lambda_c &= \frac{B_4L_4}{A_4L_4} \\ B_4L_4 &= B_1C_1 \\ C_1B_1 &= A_1C_1 \cdot \operatorname{tg} \mu \\ A_3B_3 &= A_4L_4 = \frac{A_1C_1}{\sin \varphi_c} \end{aligned}$$

Таким образом

$$\operatorname{tg} \lambda_c = \frac{B_1C_1}{A_4L_4} = \frac{A_1C_1 \cdot \operatorname{tg} \mu}{A_1C_1 / \sin \varphi_c}$$

Следовательно

$$\operatorname{tg} \lambda_c = \operatorname{tg} \mu \cdot \sin \varphi_c$$

Аналогичным образом определяются геометрические параметры в других координатных системах.

Выводы

Предложен общий подход и методики решения задач по определению элементов лезвия режущего инструмента независимо от его вида и конструкции.

Показано, что на основе общих положений и определений существующего стандарта "Обработка резанием" можно получить более простые уточненные зависимости определения геометрических параметров инструмента. Единый подход при определении параметров инструмента может служить базой для создания подсистемы "Определение геометрических параметров" при компьютерном проектировании инструментов.

Литература

- 1 Бобров В.Ф. Основы теории резания металлов.- М.: Машиностроение, 1975. – 344 с.
- 2 Родин П.Р. Основы проектирования режущих инструментов. – К. Вища школа, 1989. – 423 с.
- 3 ГОСТ 25762-83 Обработка резанием // Термины, определения и обозначения общих понятий. – М.: ГК СССР по стандартам, 1983. – 41 с.

Гузенко В.С.

ДГМА, г. Краматорск, Украина

ПОДХОД К ФОРМИРОВАНИЮ МЕТОДОЛОГИИ СОЗДАНИЯ СИСТЕМЫ СБОРНЫХ РЕЖУЩИХ ИНСТРУМЕНТОВ

In clause(article) elements of methodology on designing and system engineering of the modular tool based on process of transformation of the information down to realization of system in metal and its(her) operation in manufacture are considered.

Введение

Необходимость постоянного совершенствования сборных режущих инструментов является причиной поиска путей дальнейшего совершенствования и методологии создания этих инструментов в плане более полного соответствия их современным требованиям [1].

Разработка методологии системного подхода к проектированию новых конструкций сборного режущего инструмента обуславливает расширение возможности объективного решения необходимого круга проектных задач, изменяет ранее сложившиеся представления об оптимальных решениях многих традиционных проектных задач; усложняет организацию процесса проектирования и требует широкого внедрения в практику методов вычислительной математики, программирования и электронно-вычислительных машин. При этом разработка каждой новой конструкции должна рассматриваться не только как сложное техническое, но и как важное промышленно-экономическое явление.

Целью работы по разработке системы сборного инструмента является создание структуры процесса преобразования информации от анализа среды функционирования и проектирования до реализации системы в металле и эксплуатации ее в производстве.

Структура построения методологии создания системы сборного режущего инструмента

Под системами сборных режущих инструментов понимаются совместимые и в известной степени обособленные комплексы, увязанные в единое целое устойчивыми внутренними взаимосвязями и внешними отношениями, обусловленными непосредственным функциональным взаимодействием этих технических средств при выполнении возлагаемых на них общих внешних целевых функций. Каждая система сборных режущих инструментов, предназначенная для выполнения конкретной целевой функции, характеризуется соответствующей структурой, определяемой

этой функцией и ее распределением на внутренние технологические функции.

Методологию создания новых конструкций режущих инструментов необходимо рассматривать с позиции системного подхода как сумму методов для решения сложных проблем представленных в виде единого целого.

При системном подходе рассматриваются сборные конструкции инструмента как системы, состоящие из взаимосвязанных составных частей, объединенных общей конечной целевой функцией, имеющие структуры построения, системообразующие внутренние связи между своими подсистемами и элементами и внешние связи с другими объектами, образующими их надсистемы, и средой функционирования.

Системный подход предполагает:

- системный охват объектов исследования;
- системное представление в виде единой модели;
- системную организацию принятия решений с учетом всех влияющих на объект факторов.

Системный подход для построения общей методологии создания конструкций сборных режущих инструментов должен отражать эволюционную природу их происхождения и организационную, лежащую в основе всего процесса их совершенствования, направленную на постоянное повышение качества режущего инструмента. Выделением эволюционного подхода в качестве составной части подчеркивается его важность, соизмеримая с концепцией целостности, отражаемой системным подходом. Организационный подход придает целенаправленный характер проектированию и предполагает выбор целей и средств, реализуемых в определенной временной последовательности, обеспечивающей планомерное достижение этих целей за счет программного управления адекватными средствами.

В ряде работ по исследованию механообработки [2,3,4,5] в основу ставится комплекс требований, которые предъявляет производство и среда функционирования металлорежущему инструменту и технологической системе в целом. Большая часть этих требований в значительной мере выражается в стоимостном виде и таким образом задача проектирования принимает более или менее выраженный формальный характер:

$$\begin{aligned} f^i(x, q) &\rightarrow \min, i = 1, \dots, m; \\ g^i(x, q) &\leq 0, i = 1, \dots, p; \\ K^i(x, q) &\rightarrow \min, i = 1, \dots, r; \\ G^i(x^*, q^*) &\leq 0, i = 1, \dots, s. \end{aligned}$$

где $f^i(\bullet)$, $g^i(\bullet)$ - критерии и ограничения в виде аналитических формул; $x = (x^1, \dots, x^n)$ - вектор непрерывных оптимизируемых параметров обработки, конструкции инструмента и др.; $q = (q^1, \dots, q^l)$ - набор “дискретных” параметров, которые условно обозначают дискретный набор альтернатив: конструкций инструмента, качественных условий функционирования, методов инструментального обеспечения, обслуживания станка и т.д.; $K^i(\bullet)$ - неформализуемые качественные критерии, иногда оцениваемые в баллах или словесных формулировках; $G^i(\bullet)$ - отражает комплекс “пост-условий”, которые накладываются и проверяются уже для готового решения (x^*, q^*) , они могут быть неформализуемыми условиями, которые невозможно включить в процесс оптимизации.

Важным принципом системного подхода следует считать и определенный алгоритм его реализации в любой области практического применения, который можно представить следующими типовыми операциями.

1. Установление актуальных, программных целей, формирование и постановка задач по их достижению.

2. Выбор для достижения этих целей объектов и средств в форме систем соответствующей им сложности.

3. Определение характерной для этих систем среды функционирования в течение всего периода их существования.

4. Установление параметров конструктивных элементов инструмента, определяющих его качество и качество системы сборного инструмента в целом, учитывающих как степень достижения поставленных целей с их эксплуатацией, так и связанных с этим затрат их изготовления.

Основные этапы создания новых конструкций сборного инструмента.

1 Анализ среды функционирования.

2 Определение границ технологической ниши для функционирования разрабатываемых инструментов.

3 Определение критериев качества инструментов для обслуживания технологической ниши.

4 Исследование основных эксплуатационных характеристик проектируемых инструментов.

5 Морфологический анализ и синтез конструкций сборного инструмента.

6 Оптимизация конструктивных параметров сборного инструмента, его типоразмерных рядов и номенклатуры.

7 Разработка системы конструкций инструмента, подготовка всей технологической документации и освоение производства, создание рекомендаций по эффективной эксплуатации.

Методология построения систем сборного инструмента базируется на следующих основных теориях, представленных на рисунке.

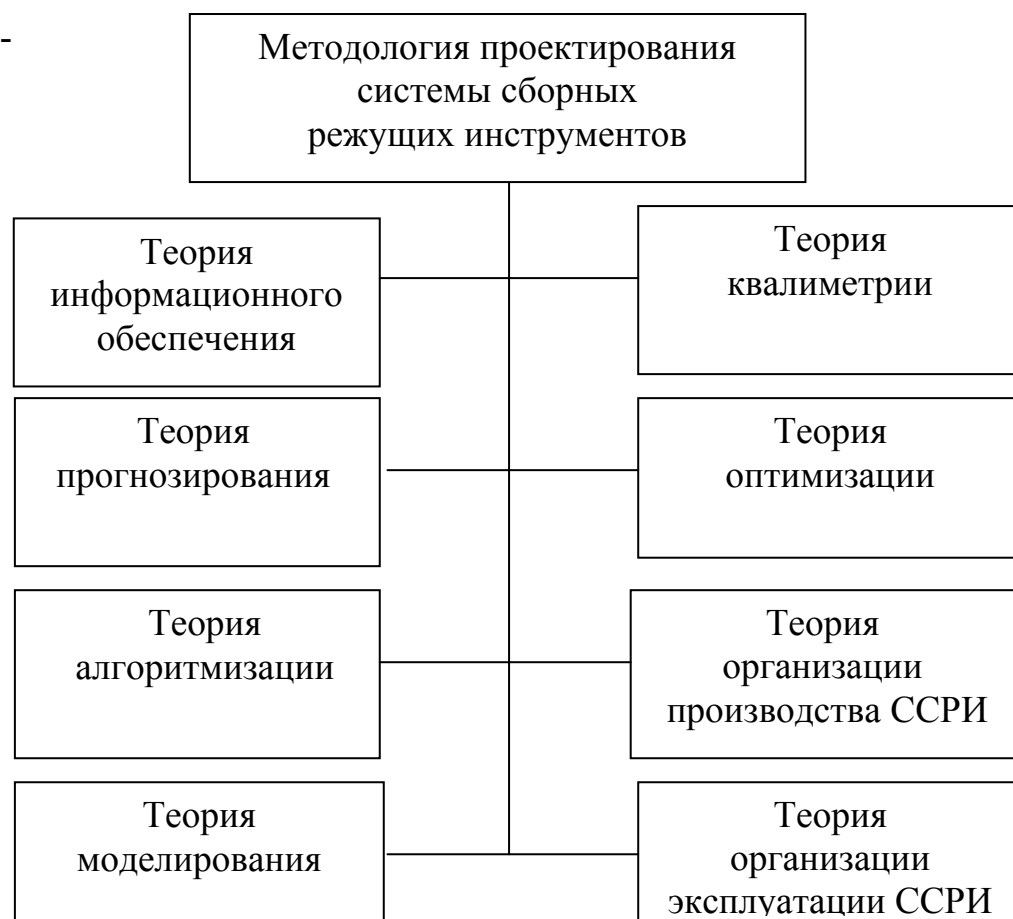


Рисунок – Структура построения методологии создания системы сборного режущего инструмента

Особое место в структуре методологии занимает теория информационного обеспечения, охватывающая вопросы; организации сбора и обработки, хранения и поиска, кодирования и распространения информации, необходимой для оперативного использования при выработке инженерных решений в ходе создания и применения разрабатываемых конструкций инструмента. Базой информационного обеспечения является системный банк данных по механообработке. В структуру банка входят следующие подсистемы [2]:

- управления информацией банка;
- обработки информации;
- справочно-нормативной информации.

Теория прогнозирования, которая направлена на исследование и обобщение методологических положений по анализу возможных направлений, тенденций и результатов развития различных факторов и процессов, которые должны учитываться в ходе принятия инженерных решений при создании новых конструкций сборного режущего инструмента. В работах [2, 6] рассмотрены основные инженерные аспекты методологии маркетинговых исследований. Основой этой методологии являются теории потребительских ниш и жизненного цикла.

Значительное внимание отводится теории алгоритмизации [7,8], методами которой строятся оперативные, математические и комбинированные алгоритмы решения инженерных задач, представляемые в форме логических правил, программ, обеспечивающих формализацию и автоматизацию на основе вычислительных машин процессов решения этих задач при разработке, производстве, эксплуатации современных систем сборного инструмента.

Особой составной частью методологии проектирования, обеспечивающей разработку ее основного рабочего инструмента, следует считать теорию моделирования. В ней исследуются, обобщаются и разрабатываются различные методы и средства инженерного априорного воспроизведения в процессе создания конструкций инструмента всех имеющих к нему отношение факторов и процессов в виде соответствующих моделей.

Одним из базовых разделов является теория квалиметрии, с помощью которой разрабатываются методы определения номенклатуры показателей, характеризующих отдельные свойства и качество сборного инструмента в целом [2].

Теория оптимизации [9,10] разрабатывает конкретные инженерные принципы, методы и приемы оптимизации совокупности большого числа проектных параметров сборных инструментов, связанных с их созданием и применением при самой произвольной математической форме выражения для критериев показателей их качества, наличии ограничений на область изменения значений этих параметров.

Важными составными частями методологии являются теории организации производства, выбора и эксплуатации элементов системы сборных режущих инструментов [11].

Выводы

Современное производство, особенности рыночной экономики вызывают необходимость поиска не просто хороших, а в определенном смысле оптимальных конструкций сборного инструмента и системы в целом.

Используя основные положения системного подхода при создании методологии проектирования определенной системы конструкций сборного инструмента должна быть разработана конкретная ее структура. При этом

объединение в составе этой структуры перечисленных выше теорий реализуется путем соответствующего учета каждой из них в единую методологическую систему.

Применение этой методологии при создании систем режущего инструмента позволило разработать и освоить производство гаммы конструкций резцов и токовых фрез с механическим крепление режущих пластин повышенной надежности [12].

Литература

1 Создание современной техники: Основы теории и практики/ В.Н.Автономов. – М.: Машиностроение, 1991. – 304 с.

2 Теория проектирования инструмента и его информационное обеспечени: маркетинг, квалиметрия, надежность и оптимизация /Хаец Г.Л., Гузенко В.С., Хаец Л.Г. и др. – Краматорск: ДГМА, 1994 – 370с.

3 Гузенко В.С., Соловьев А.А., Хаец Г.Л. Маркетинг и оптимальное проектирование систем инструмента повышенной надежности // Надежность режущего инструмента - Краматорск: КИИ, Вып 5, 1994.- С. 6-26

4 Гузенко В.С. Вопросы методологии проектирования инструментальных систем // Прогрессивные технологии машиностроения и современность Донецк: ДонГТУ.- 1997.- С.75-77.

5 Гузенко В.С. Предпроектный анализ при разработке конструкций сборного режущего инструмента / Современные технологии, экономика и экология в промышленности, на транспорте и в сельском хозяйстве: Сборник научных статей. - Киев: ИСМО, Алушта,1997.С. 165-169.

6 Гузенко В.С. Функциональный маркетинг при проектировании сборного инструмента / Вестник Харьковского государственного политехнического университета - Харьков: Выпуск 60, 1999. С. 178-181.

7 Гузенко В.С. Метод критериального морфологического анализа и оптимизационного синтеза сборного инструмента. //Резание и инструмент в технологических системах - Харьков, ХГПУ. 1997, вып. 51, С. 77-79.

8 Коткин Г.Г., Гузенко В.С., Аносов В.Л. Применение линейной резолюции при автоматизированном синтезе узла крепления режущих элементов сборного инструмента // Надежность режущего инструмента и оптимизация технологических систем - Краматорск: ДГМА. - 1997. - Вып. 7.- Т.1 - С. 22-40.

9 Вопросы оптимизации в механообработке и исчисление вероятностей /Г.Г.Коткин, В.С.Гузенко, А.Е.Еськов и др.; Под общ. ред. В.С.Гузенко – Краматорск: ДГМА, 1999. – 223с.

10 Гузенко В.С., Черномаз В.Н. Построение типоразмерных рядов режущего инструмента на основе вероятностно-статистических модели среды функционирования инструмента // Надежность режущего инструмента - Краматорск: КИИ, Вып 5, 1994.- С. 34-46.

11 Выбор, эксплуатация и организация внедрения резцов со сменными механически закрепляемыми пластинами./ Локтев А.Д., Хаец Г.Л., Гузенко В.С. и др - М.: ВНИИТЭМР, 1987.- 60 с.

12 Сборные твердосплавные резцы для тяжелых станков токарной группы. Конструкции и помодельные комплекты. Каталог./ Локтев А.Д., Хаец Г.Л., Гузенко В.С. и др. - М.: ВНИИТЭМР, 1989.- 60 с.

УДК 621.941.025

Мироненко Е. В., Марчук Е.В., Амалицкий С.А.
ДГМА, АО «НКМЗ» г. Краматорск Украина,

ГИБКАЯ МОДУЛЬНАЯ ОСНАСТКА ДЛЯ СПЕЦИАЛЬНЫХ ФРЕЗЕРНО-РАСТОЧНЫХ СТАНКОВ

Using progressive technologies we have obtained the ways of solution of task on automatic modeling of instrumental block from different systems. Such an approach allows effective usage of existing lot of unique machine tools for fabrication of complicated competitive products.

Введение

Повышение требований к качеству и конкурентоспособности продукции металлургических предприятий вынуждает к принятию нетрадиционных решений. В настоящее время металлургические предприятия вышли на современный рынок металлопроката. В связи с этим появилась необходимость совершенствования и закупки нового оборудования. В условиях развивающейся экономики металлургические предприятия не могут себе позволить полностью обновить имеющееся оборудования и это не всегда целесообразно в связи с высокими затратами. В этом случае выходом из данной ситуации может послужить путь усовершенствования уже имеющегося оборудования.

В настоящее время в мире только в таких странах как Англия, Китай, Германия и Украина существуют фирмы занимающиеся коренной модернизацией прокатных станков на месте эксплуатации. На Украине эти задачи успешно решает ЗАО «НКМЗ». Здесь был спроектирован и изготовлен комплекс по обработке станин клетей прокатных станков состоящий из специальных фрезерно-расточных станков, которые могут подвергать обработке станины широкого диапазона станков холодной и горячей прокатки.

При проектировании станков появилась необходимость их использования, как для фрезерных, так и для расточных операций. Существующие системы инструмента [1, 2] в основном предназначены для тяжелых станков токарной группы. Соответственно необходимо было проектировать систему режущего инструмента состоящего из сверл и фрез разного назначения. Поставленную задачу можно было решить двумя путями:

- спроектировать совершенно новый режущий инструмент, который бы имел единое посадочное место для сверл, метчиков и фрез;
- спроектировать систему переходников, позволяющую использовать уже имеющийся режущий инструмент с различными посадочными местами (принцип модульности).

Преимуществом первого пути является более жесткая технологическая система, однако за счет какого-то одного типоразмера невозможно в

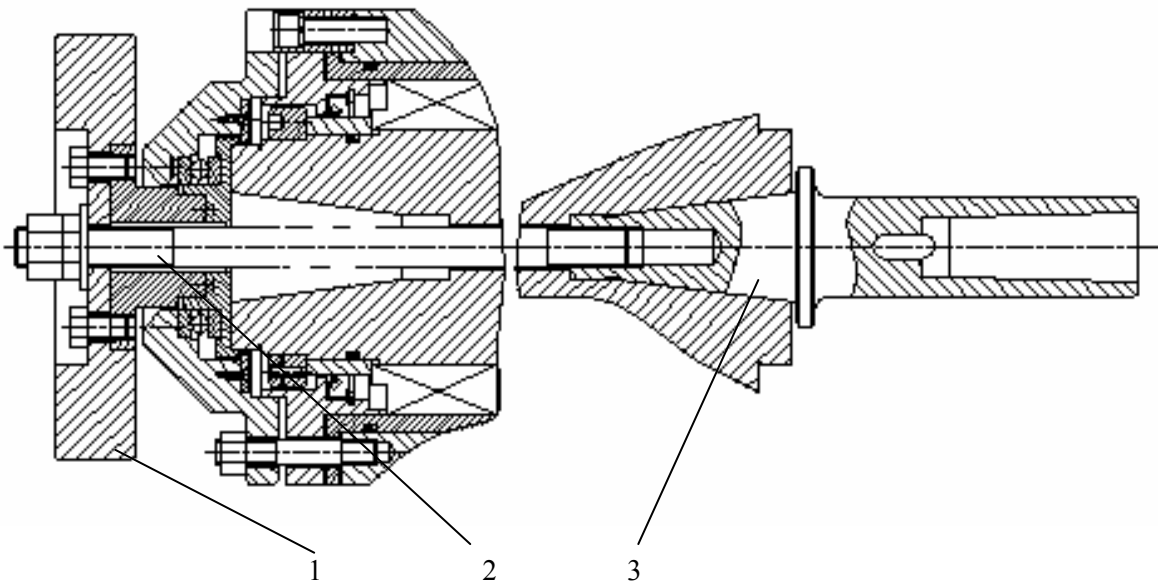
должной мере использовать систему инструмента. К недостаткам этого пути следует отнести довольно дорогое изготовление специального инструмента.

Именно высокая стоимость и отсутствие широкой номенклатуры режущего инструмента повлияло на выбор второго пути получения широкой номенклатуры режущего инструмента. В целях универсальности был спроектирован универсальный суппорт подходящий для обоих станков.

Общие положения

Рассматривая инструментальный блок как систему, состоящую из вспомогательного, нормализованного или специального режущего инструмента и разрабатывая алгоритм последовательности их сборки в зависимости от вида обработки и модели выбранного станка получаем возможность компоновки специальных функциональных единиц (комбинаций указанного инструмента), каждая из которых служит для выполнения конкретного технологического перехода. При этом обеспечивается универсальность их применения для типовых обрабатываемых поверхностей различных деталей на разных моделях станков, быстросменность при переналадке на другую обрабатываемую поверхность или замене вышедшего из строя инструмента. Проведенный анализ и систематизация мест крепления инструмента в шпинделях станков и хвостовиков оправок отечественного и импортного инструмента – позволили определить основные типы конструкций переходников, обеспечивающие решение данной проблемы.

На рис. 1 представлен шпиндель который позволяет применять различный инструмент, а на рис. 2 показана одна из переходных втулок.



1 - маховое колесо; 2 - винт крепления; 3 - оправка под инструмент, с конусом Морзе

Рисунок 1 – Опора шпинделя

В процессе обработки за счет неметаллических включений в поверхностном слое детали возникают резкие перепады сил резания, а оба станка используют гидромоторы для главного движения и движений подачи. Поэтому для гашения пиковых нагрузок было принято решение добавить в конструкцию шпинделя маховое колесо, которое за счет своей инерционности уменьшает амплитуду колебаний сил резания.

На рисунке 1 позиция 3 и рисунках 2 и 3 представлены две различные оправки под различные посадочные места режущего инструмента. Именно за счет них на станках удастся применять различные универсальные инструменты.

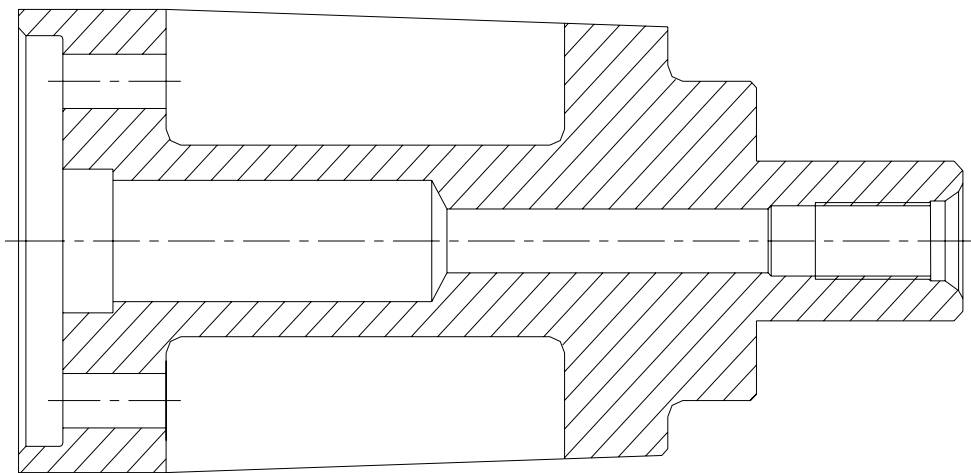


Рисунок 2 – Оправка под торцевую фрезу

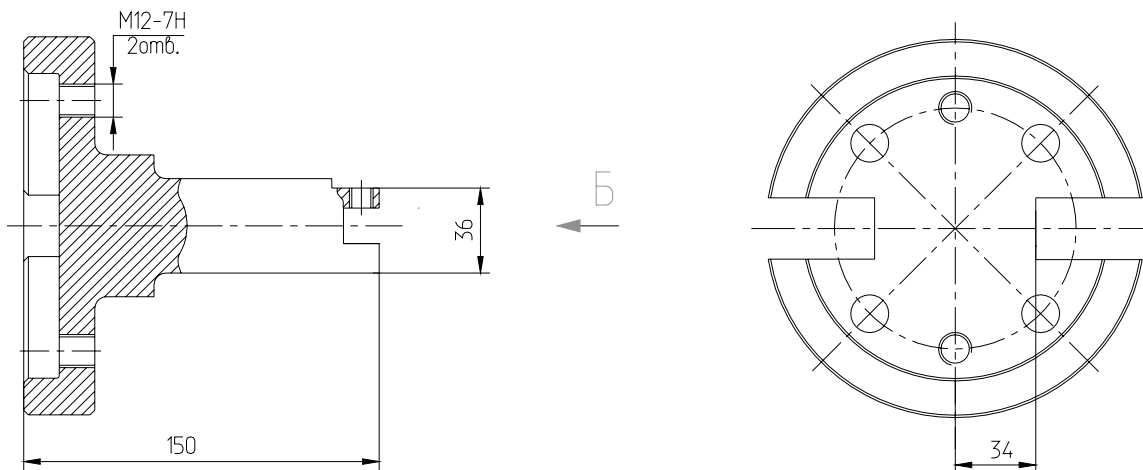


Рисунок 3 – Оправка под дисковую фрезу

Так как станины клетей получены литьем, то при их обработке часто встречаются неметаллические включения (в основном песок) и поэтому обычный инструмент на черновых проходах дает низкую стойкость.

Для черновой обработки рекомендованы специальные торцевые фрезы с тангенциальным расположением квадратных пластин с стружкоделительными канавками позволившие увеличить работоспособность инструмента при повышенных ударных нагрузках и большом содержании кремниевых включений в обрабатываемой станине. Так как остановка прокатного стана дорого обходится предприятию, то режущий инструмент должен быть прочным и износостойким и при его поломке должен быть быстро заменен на новый.

Проанализировав все выше сказанное можно сделать вывод, что режущий инструмент должен обладать достаточной гибкостью.

Гибкость инструментальной системы заключается в способности перестраиваться в соответствии с изменением производственной ситуации; возможности её обработки различного рода поверхностей. Переходной процесс определяется периодом времени T_l в течение которого инструментальная система не выполняет своего служебного назначения.

Методика исследования

Для оценки гибкости режущего инструмента был введен показатель технологическая гибкость, которая определяется способностью инструментальной системы переналаживаться при изменении обрабатываемой поверхности:

$$T_0 = \sum_{i=1}^m Tu_i \cdot k \quad (1)$$

где Tu_i – время обработки i -ой поверхности; m – число переналадок системы; k – число обрабатываемых поверхностей.

Время простоя системы состоит из времени расходуемого на переналадки:

$$t_{e.n} = T_c + \sum_{i=1}^m T\partial_i \cdot P\partial_i$$

где T_c - время смены инструмента; $T\partial_i$ - дополнительное время расходуемое на i -ую операцию восстановления работоспособности; $P\partial_i$ – вероятность осуществления дополнительной операции.

Коэффициент технологической гибкости

$$K_1 = \frac{\sum_{i=1}^m Tu \cdot k}{\sum_{i=1}^m Tu \cdot k + (T_c + \sum_{i=1}^m T\partial_i \cdot P\partial_i)} \quad (2)$$

Структурная гибкость характеризуется способностью системы выполнять своё функциональное назначение при отказе одной из составляю-

щих систем в целом (станка, инструментальной системы) или инструментальной наладки в частности.

Рассмотрим различные производственные ситуации. Например, при отсутствии возможности передавать функции отказавшего элемента другому, полное время работы системы составляет

$$T_i = \sum t_i + \sum t_{ep}, \quad (3)$$

где t_i - время наработки инструмента на отказ; t_{ep} - время восстановления работоспособности инструмента.

Если в системе предусмотрена структурная гибкость, то при передаче функции отказавшего инструмента другому, при этом происходит частичная потеря производительности.

Полное время системы составляет:

$$T_n = \sum t_i' + \sum t_i'', \quad (4)$$

где $\sum t_i'$ – время выполнения операции без потери производительности; $\sum t_i''$ – время выполнения операции с частичной потерей производительности.

Время сокращения простоев t_{np} за счет повышения структурной гибкости определяют по формуле:

$$t_{np} = (\sum t_i' + \sum t_{ep}) - (\sum t_i' + \sum t_i'') \quad (5)$$

Коэффициент структурной гибкости

$$K_c = \frac{t_{np}}{\sum t_{ep}} = 1 - \frac{\sum t_i' + \sum t_i'' + \sum t_i}{\sum t_{ep}} \quad (6)$$

Выводы

Гибкость инструментальной системы обеспечивается применением универсально–сборных конструкций инструмента, основанных на модульном принципе. Применение инструментальной системы – позволяет достигнуть экономически целесообразное минимальное число инструмента, с помощью которого может быть обработана заданная группа деталей.

Литература

- 1 Хае Г.П., Мироненко Е.В., Еськов А.П. Выбор и эксплуатация инструмента при использовании гибких инструментальных систем. М. НИИмаш. 1991.–72 стр.
- 2 Зиновьев Н.И., Мироненко Е.В., Марчук Е.В., Мироненко О.Е. Модульные резцы для тяжёлых токарных станковматериалы Всеукраинской студенческой конференции. Донецк. ДонГТУ; 2000г. – с.39-42.
- 3 Коткин Г.Г. Гузенко В.С. Мироненко Е.В. и др. Системный анализ: оптимизация и принятие решений в механообработке.– Краматорск. ДГМА; 1998. – 234 с.

УДК 621. 913.02

Лупкин Б.В., Мамлюк О.В., Родин Р.П.

НАУ «ХАИ», г.Харьков, КиАТ, г.Киев, НТУУ «КПІ» г.Киев, Україна

ФОРМООБРАЗОВАНИЕ СЕКТОРОВ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС ВНУТРЕННЕГО ЗАЦЕПЛЕНИЯ

Circuits the form of formation are considered and initial tool surfaces on the basis of which corresponding tools are projected are defined.

Введение

В разнообразных машинах, в частности в самолетах, используются сектора зубчатых колес внутреннего зацепления. Поэтому, возникает задача проектирования инструментов для их изготовления. Эта задача, применительно к обработке колес внутреннего зацепления, была решена, и была разработана теория проектирования зуборезных долбяков, предназначенных для их обработки [1]. Однако, в ряде случаев зубчатые колеса целесообразно обрабатывать строгальными резцами и фрезами. Вопросы же проектирования таких разнообразных инструментов не решены. Поэтому, в статье решаются задачи проектирования инструментов, работающих методом копирования, предназначенных для обработки зубчатых колес внутреннего зацепления.

Формообразование секторов зубчатых колес внутреннего зацепления

Секторы зубчатых колес, как и других деталей, можно обрабатывать разнообразными режущими инструментами. При разработке возможных инструментов для обработки заданной поверхности детали рассматриваются различные схемы формообразования и определяются исходные инструментальные поверхности, на основе которых проектируются соответствующие инструменты.

Наиболее простая схема формообразования характеризуется тем, что относительное движение поверхности детали и инструмента является прямолинейно-поступательным.

При обработке прямозубых зубчатых колес внутреннего зацепления, для того, чтобы выполнялось первое условие формообразования и существовала исходная инструментальная поверхность, скорость \vec{V} прямолинейно-поступательного движения должна быть параллельна оси обрабатываемого зубчатого колеса. В результате рассматриваемого движения поверхность детали скользит сама по себе. Поэтому, при обработке впадин зубьев колеса внутреннего зацепления исходная инструментальная поверхность совпадает с поверхностью детали. Это будет цилиндрическая поверхность с эвольвентным профилем в сечении, перпендикулярном оси колеса.

Расчеты показывают, что при $m = 3,5$ мм, числе зубьев обрабатываемого колеса $Z = 200$, погрешность замены Δ колеблется от 0 до 0,06...0,08 мм.

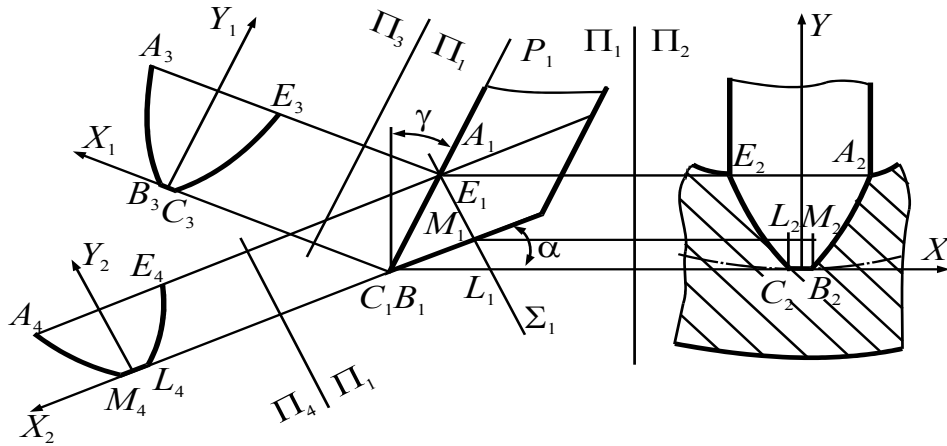


Рисунок 1 – Профилирование резцов

Координаты точек профиля исходной инструментальной поверхности определяются по зависимостям (рис. 2):

$$X = R_x \sin\left(\frac{\pi}{2Z} - \text{inv}\alpha_x + \text{inv}\alpha_0\right);$$

$$Y = R_x \cos\left(\frac{\pi}{2Z} - \text{inv}\alpha_x + \text{inv}\alpha_0\right),$$

где радиус делительной окружности $R = \frac{mZ}{2}$; радиус основной окружности $R_B = R \cos\alpha_0$; α_0 – угол давления эвольвенты на делительной окружности

$$\cos\alpha_x = \frac{R_B}{R_x}.$$

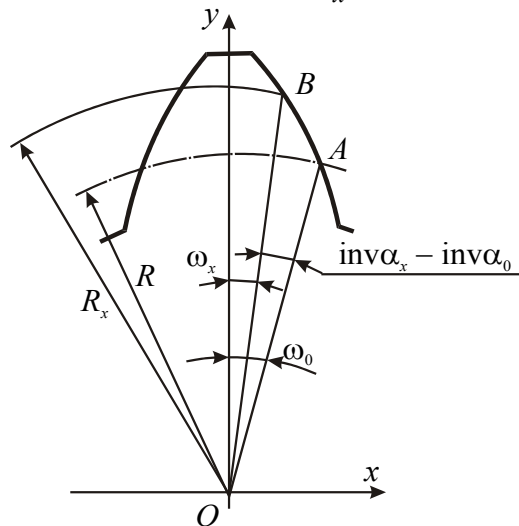


Рисунок 2 – Аналитическое профилирование резцов

Координаты точек режущей кромки рассчитываются по зависимостям:

$$X_1 = X; Y_1 = \frac{Y}{\cos\gamma}.$$

Задняя поверхность резца создается в форме цилиндрической поверхности, образующие которой идут под углом α (см. рис. 1), а направляющей служит режущая кромка. Профиль задней поверхности находится в плоскости, перпендикулярной образующим задней поверхности.

Координаты точек профиля задней поверхности равны:

$$X_2 = X; \quad Y_2 = \frac{Y \cos(\gamma + \alpha)}{\cos \gamma}.$$

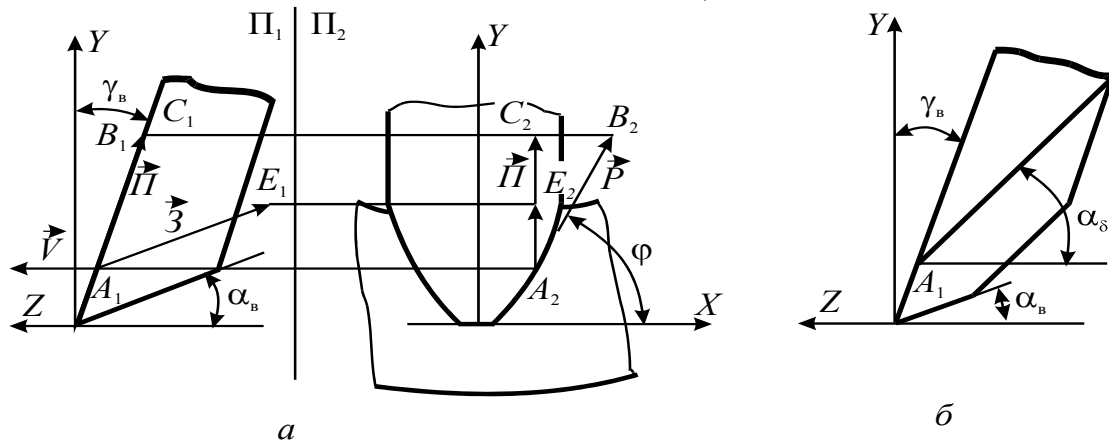


Рисунок 3 – Определение геометрических параметров режущей части

Работоспособность режущих инструментов в значительной степени зависит от величин и характера изменения на режущих кромках геометрических параметров режущей части. В системе координат XYZ (рис. 3) вектор, идущий по режущей кромке будет

$$\vec{P} = \vec{i} \cos \varphi + \vec{j} \sin \varphi - \vec{k} \sin \varphi \cdot \operatorname{tg} \gamma.$$

Вектор $\vec{\Pi}$, расположенный в передней плоскости, $\vec{\Pi} = \vec{j} \cos \gamma - \vec{k} \sin \gamma$.

Вектор \vec{Z} , идущий по образующей задней поверхности, $\vec{Z} = \vec{j} \operatorname{tg} \alpha - \vec{k}$.

Вектор \vec{V} скорости резания будет: $\vec{V} = \vec{K}$.

Вектор нормали к поверхности резания будет: $\vec{N}_p = [\vec{P} \cdot \vec{V}]$;

Вектор нормали к передней поверхности $\vec{N}_n = [\vec{P} \cdot \vec{\Pi}]$;

Вектор нормали к задней поверхности $\vec{N}_z = [\vec{P} \cdot \vec{Z}]$.

Статический передний угол, в нормальном к режущей кромке сечении, будет равен

$$\sin \gamma_N = \frac{(\vec{N}_n \cdot \vec{N}_p)}{|\vec{N}_n| \cdot |\vec{N}_p|} = \cos \varphi \cdot \sin \gamma.$$

Задний угол в нормальном к режущей кромке сечении будет

$$\cos \alpha_N = \frac{(\vec{N}_p \cdot \vec{N}_z)}{|\vec{N}_p| \cdot |\vec{N}_z|} = \frac{\sin^2 \varphi \cos(\alpha_B + \gamma) + \cos^2 \varphi \cos \gamma \cos \alpha_B}{\sqrt{\sin^2 \varphi \cos^2(\alpha_B + \gamma) + \cos^2 \varphi \cos^2 \gamma}}.$$

Угол наклона режущей кромки λ

$$\sin \lambda = \frac{(\vec{P} \cdot \vec{V})}{|\vec{V}| \cdot |\vec{P}|} = \frac{\operatorname{tg} \gamma \sin \varphi}{\sqrt{1 + \operatorname{tg}^2 \gamma \cdot \sin^2 \varphi}}.$$

Анализ показывает, что при целесообразных величинах задних углов α_b на вершинной кромке задние углы α_N на боковых режущих кромках создаются малой величины. Для того, чтобы увеличить задние углы α_N на боковых режущих кромках, независимо от величин задних углов α_b на вершинных кромках, образующие задней поверхности идут под большим углом α_δ , а требуемый задний угол α_b на вершинной кромке создается путем соответствующей заточки задней поверхности вершинной кромки (рис. 3,б). Большое влияние на интенсивность износа инструмента оказывает форма сечения среза. У рассматриваемого резца форма сечения среза является неблагоприятной, так как одновременно срезают материал вершинная и обе боковые режущие кромки, образуя П-образное сечение среза. Поэтому, целесообразно на резце создать дополнительную вершинную режущую кромку (рис. 4), которая является линией пересечения сечения $I-I$, параллельного передней плоскости, и задней поверхности. Таким путем обеспечиваются более благоприятная схема срезания припуска.

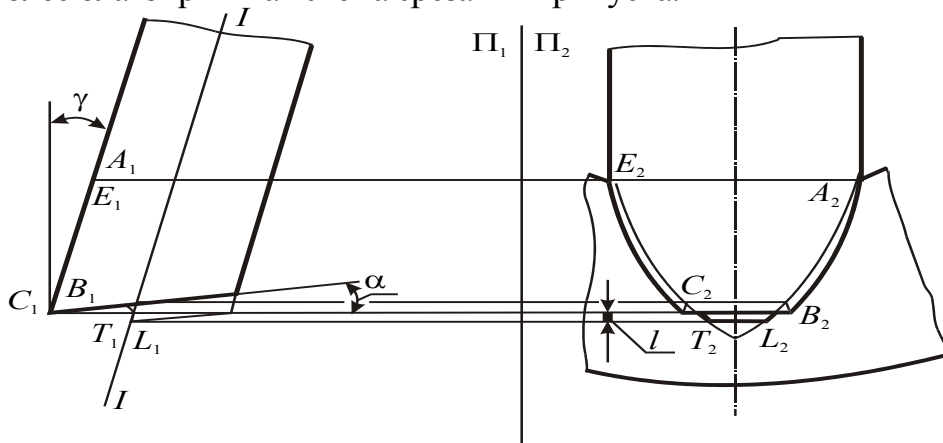


Рисунок 4 - Резец с дополнительной вершинной кромкой

Вторая схема формообразования сводится к вращению поверхности детали относительно инструмента. Она соответствует процессу фрезерования, при котором, наряду с вращением инструмента, происходит медленное движение подачи. Но в результате движения подачи поверхность детали скользит сама по себе. Поэтому, при определении исходной инструментальной поверхности движение подачи не учитывается.

Исходная инструментальная поверхность определяется как огибающая поверхности детали при ее вращении вокруг оси фрезы. Ось фрезы, как правило, располагается в плоскости, перпендикулярной образующим фасонной цилиндрической поверхности детали. В этом случае, в соответствии со свойством общих нормалей, исходная инструментальная поверхность будет поверхностью враще-

ния, профиль которой совпадает с профилем обработанной поверхности детали. На базе такой исходной инструментальной поверхности проектируются фасонные модульные фрезы для обработки зубчатых колес внутреннего зацепления.

С целью упрощения конструкции инструмента, предложено, при обработке колес с большим числом зубьев, профили зубьев очерчивать прямыми линиями, касательными к теоретическому эвольвентному профилю в точках на делительной окружности.

Величина Δ отклонения эвольвентного профиля зубчатого колеса внутреннего зацепления от прямой линии (рис. 5) будет равна

$$\Delta = [(R_x \cos \delta - R) \operatorname{tg} \alpha_0 + R_x \sin \delta] \cos \alpha_0,$$

где α_0 – угол давления эвольвенты на делительной окружности; R – радиус делительной окружности, $R = \frac{mZ}{2}$; R_x – выбранный радиус, соответствующий рассматриваемой точке на профиле колеса; R_b – радиус основной окружности $R_b = R \cdot \cos \alpha_0$.

Угол α_x давления эвольвенты на радиусе R_x

$$\cos \alpha_x = \frac{R_b}{R_x}.$$

Угол δ равен: $\delta = \operatorname{inv} \alpha_x - \operatorname{inv} \alpha_0$.

Расчеты показывают, что при $m = 3,5$ мм, числе зубьев обрабатываемого колеса $Z = 200$, погрешность замены Δ колеблется от 0 до 0,06...0,08 мм.

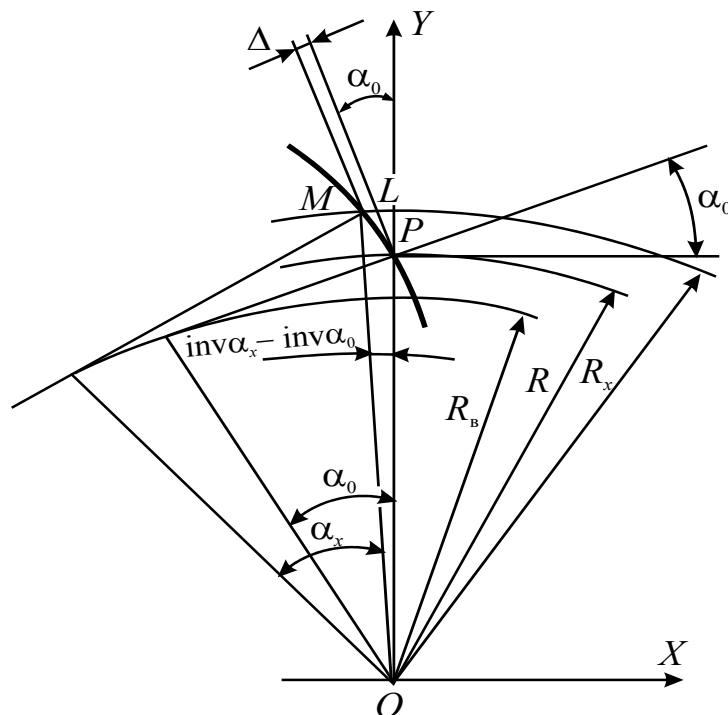


Рисунок 5 – Определение величины Δ отклонений эвольвентного профиля зубчатого колеса внутреннего зацепления от прямой линии PL

Одним из возможных путей повышения производительности обработки является увеличение активной длины режущих кромок инструмента. При обработке сектора зубчатого колеса внутреннего зацепления этого можно достигнуть путем применения набора фрез (рис. 6).

Набор состоит из ряда фрез, каждая из которых обрабатывает соответствующую впадину сектора зубчатого колеса.

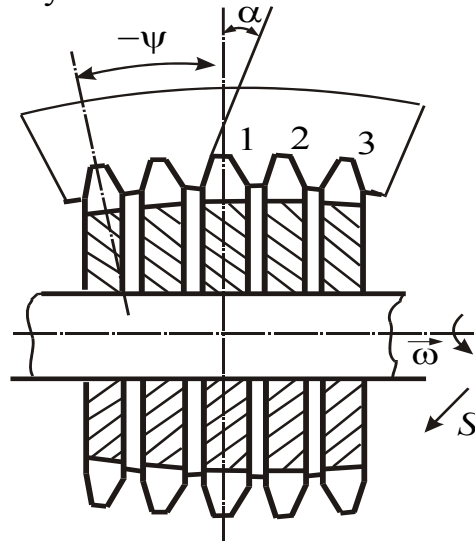


Рисунок 6 – Схема обработки сектора колеса внутреннего зацепления набором дисковых фрез

Для того, чтобы обеспечить плавность в работе набора, фрезы на оправке располагаются так, чтобы вершинные кромки их зубьев работали последовательно, а не одновременно входили в соприкосновение с заготовкой и начинали резание.

Выводы

Решена задача профилирования резцов для обработки секторов зубчатых колес внутреннего зацепления.

На основе анализа геометрических параметров режущей части разработана новая конструкция резца с улучшенным характером изменения геометрических параметров режущей части.

Рассмотрена схема срезания припуска и предложена конструкция инструмента с дополнительной вершинной режущей кромкой.

Рассмотрена конструкция фрез для обработки секторов зубчатых колес внутреннего зацепления. Показано, что при большом числе зубьев обрабатываемого колеса профиль его зубьев может быть прямолинейным, что упрощает конструкции инструментов для их обработки и позволяет создавать прогрессивные конструкции инструментов.

Литература

Семенченко И.И. Режущий инструмент, том 3. – М.: Машгиз, 1944.

УДК 621.9

Клименко Г.П., Васильченко Я.В., Ткаченко Н.А.

ДГМА, г. Краматорск, Украина

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ОГРАНИЧЕНИЙ НА РЕЖИМЫ РЕЗАНИЯ ПРИ ОПТИМИЗАЦИИ РЕГЛАМЕНТОВ ЭКСПЛУАТАЦИИ ИНСТРУМЕНТА НА ТЯЖЕЛЫХ СТАНКАХ

Restrictions of technological system on modes of cutting are investigated at processing details on heavy machine tools. The statistical data of information bank on work of tools on heavy machine tools were used. Modes of cutting are optimized.

Введение

Актуальность проблемы обусловлена тенденциями повышения производительности и конкурентоспособности машиностроения, решениями правительства Украины о создании нормативной базы. Анализ последних исследований публикаций по данной проблеме показал, что для тяжелых станков необходим дополнительный комплекс исследований, связанных с особенностями их эксплуатации.

Цель настоящей работы – повышение эффективности использования тяжелых токарных станков за счет оптимизации регламентов эксплуатации режущего инструмента.

Методика исследований

Регламенты эксплуатации режущих инструментов включают элементы режимов резания, нормы расхода и стратегии замены режущего инструмента. Оптимизация этих параметров осуществляется на основе сформированных целевых функций с учетом существующих ограничений. В качестве целевых функций традиционно применяются математические выражения себестоимости, производительности, расхода инструмента, в которых регламенты эксплуатации инструмента входят как переменные. Рациональными считают такие параметры, которые соответствуют экстремумам целевых функций с учетом действующих ограничений. Производственные испытания режущих инструментов на тяжелых станках показали, что традиционный набор ограничений, применяемых при оптимизации режимов резания на станках средних типоразмеров, нуждается в уточнении и дополнительных исследованиях.

Исследование ограничений на регламенты эксплуатации инструмента на тяжелых станках производилось на основе статистических данных информационного банка, организованного на базе ПК и включающего около 3000 случаев обработки деталей на тяжелых станках [1].

Основная часть

Определялся закон распределения величин, параметры законов, средние и максимальные значения, степень их рассеивания для станков разных типоразмеров. Характеристикой типоразмера станка принят максимальный диаметр D_C заготовки, устанавливаемой над станиной токарного станка, который является косвенным показателем виброустойчивости технологической системы.

Исследование условий эксплуатации режущего инструмента на тяжелых станках [1] позволило установить, что не все традиционные ограничения при установлении рациональных режимов резания необходимо учитывать на тяжелых станках. Статистические исследования показали, что при обработке на тяжелых станках ни сила резания, допускаемая механизмами станка, ни крутящий момент, не являются ограничениями на режимы резания. Мощность резания превышает эффективную мощность только для станков с $D_C < 1250$ мм (рис.1). Существенным ограничением на режимы резания при обработке на тяжелых станках существующих конструкций является масса детали, не позволяющая в ряде случаев увеличивать частоту вращения.

Снижение средней скорости резания на тяжелых станках по сравнению со средними и мелкими станками, кроме увеличенного сечения среза, может быть объяснено тем, что указанные скорости требуют в некоторых случаях применение частоты вращения шпинделя станка, находящегося на пределе возможностей вращения тяжеловесных деталей на станках существующих конструкций, а также на пределе психофизиологических возможностей станочника.

На рис. 1 изображено распределение применяемой частоты вращения n шпинделя тяжелых токарных станков. Заштрихованная область распределения показывают ограничение станка (модели ОАО КЗТС) на частоту вращения деталей с максимальной, с точки зрения прочности конструкции станка, массой и деталей, масса которых равна $1/2$ максимальной массы, допускаемой конструкцией станка.

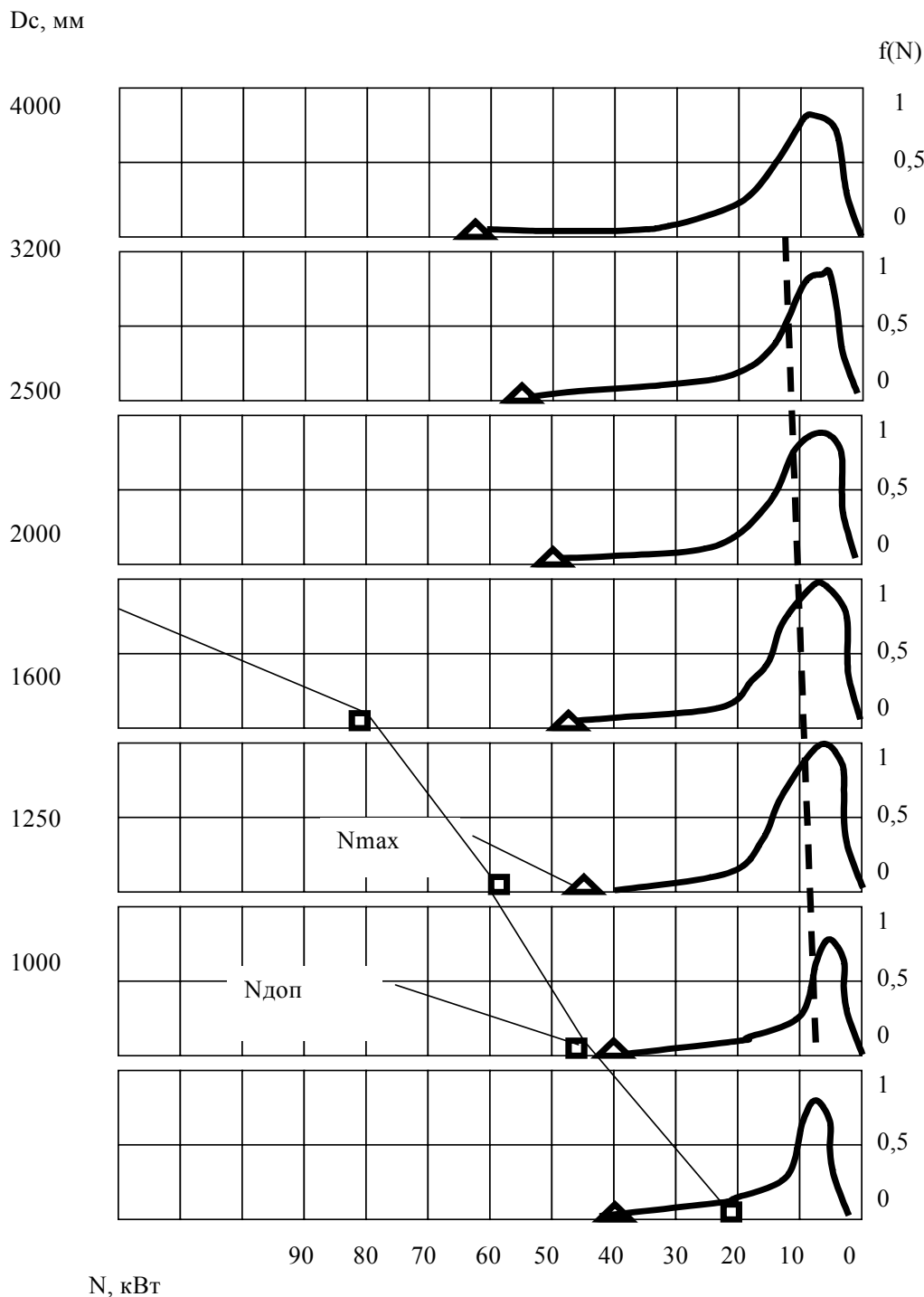


Рисунок 1 – Распределения мощности резания $f(N)$ на один суппорт тяжелого токарного станка

Область ограничений перекрывает различную часть поля рассеивания частот вращения шпинделя для станков с различным значением D_c , что связано с конструктивными особенностями станков и еще раз подтверждает необходимость учета типоразмера станка при определении рациональных регламентов эксплуатации.

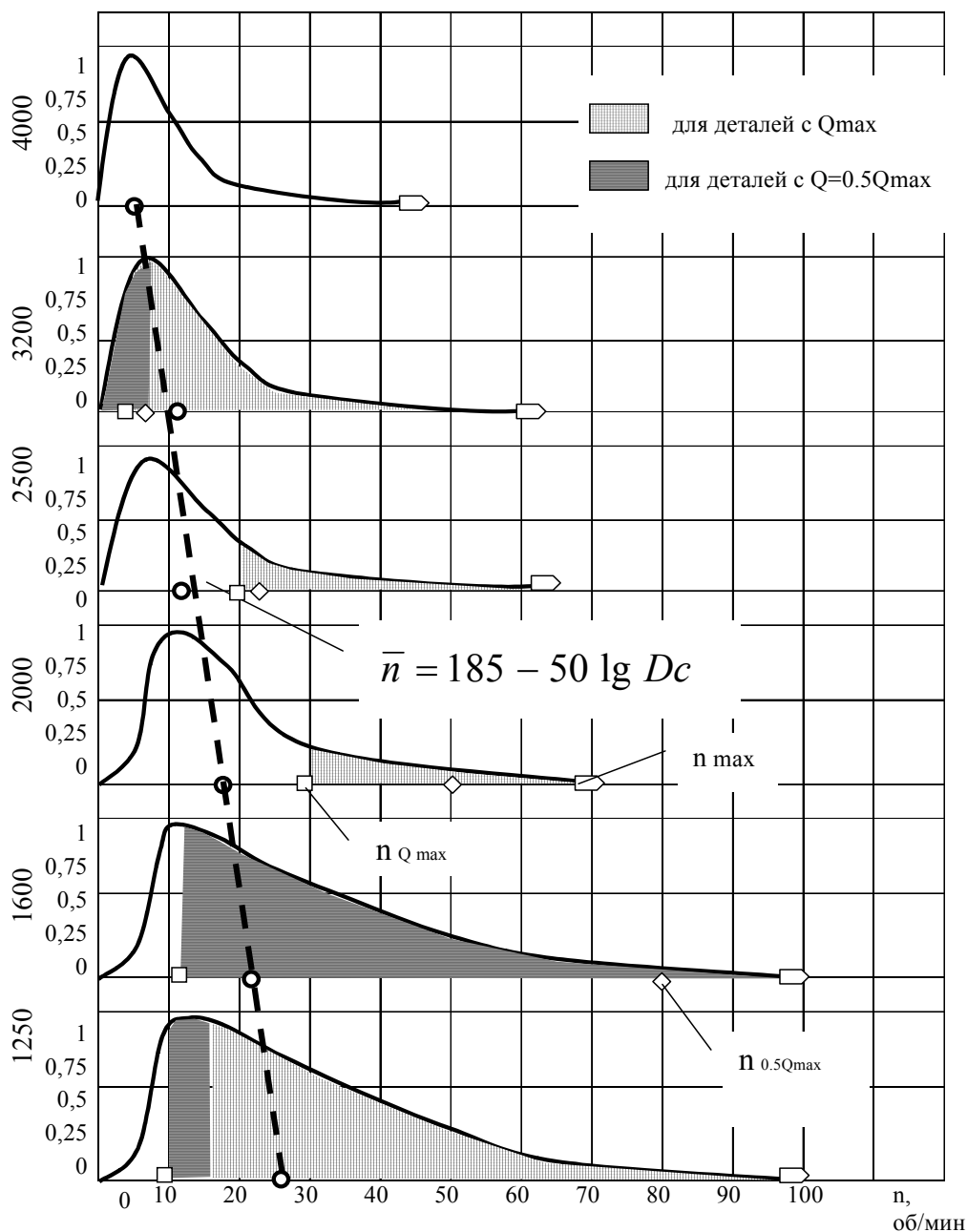


Рисунок 2 – Распределения частоты вращения шпинделя $f(n)$, применяемой на тяжелых токарных станках

Для учета данного ограничения были использованы рекомендации по определению предельной частоты вращения в зависимости от массы детали, (рис.2), разработанные в АОА «Краматорский завод тяжелого станкостроения».

При исследовании периода стойкости режущего инструмента тяжелых токарных станков был отмечен рост фактической стойкости режущего инструмента при переходе от станков с $D_c \leq 1600$ мм к более крупным

станкам. Это можно объяснить следующими причинами: а) замена инструмента производится с суппортной площадки, а не с пола (рис.7.9); б) увеличивается размер резца ($H=80$ мм вместо $H=60$ мм) и его масса (10 кг вместо 6 кг); в) растут габариты деталей и ухудшается наблюдаемость зоны резания; г) растет масса деталей, их стоимость.

Однако роль человека можно оценить так же, как элемент аппаратуры, т.е. путем использования входных и выходных параметров. Это дает возможность для описания характеристик человека и машины пользоваться общим языком и применять один и тот же математический аппарат.

С точки зрения надежности, как было показано ранее (глава 4), система "станок-инструмент-деталь-человек" при механической обработке деталей на тяжелых токарных станках является последовательной системой с восстановлением, так как отказ любого элемента этой системы приводит к прекращению ее функционирования. Главным элементом системы, обеспечивающим восстановление ее работоспособности является человек. Отказы системы, т.е. события, нарушающие ее функционирование образуют поток требований к станочнику, характеризуемый интенсивностью отказов λ . Восстановление работоспособности системы может характеризоваться интенсивностью восстановлений μ . Обе эти величины являются составляющими коэффициента готовности технологической системы.

Предположим, что наработки на отказ и восстановление технологической системы, обслуживаемой станочником, распределена согласно экспоненциальному закону. В этом случае потоки требований к станочнику являются простейшими потоками Пуассона. Интенсивность отказов суммарного потока требований λ равна сумме интенсивностей λ_i каждого вида

$$\lambda = \sum_{i=1}^n \lambda_i,$$

отказов

где n - число требований потока. Интенсивность суммарного потока восстановления μ определяется в зависимости от интенсивностей отказов λ_i и восстановлений μ_i каждого вида

$$\mu = \frac{\sum_{i=1}^n \lambda_i}{\sum_{i=1}^n \frac{\lambda_i}{\mu_i}}.$$

Для рассматриваемой системы "станок-инструмент-деталь-человек" элементами являются события, требующие вмешательства в процесс обра-

ботки детали одного или нескольких станочников: смены резца, настройки или поднастройки на размер, уборки стружки из зоны резания и т.д.

Величина коэффициента готовности системы "станок-инструмент-деталь-человек косвенно свидетельствует об уровне психофизиологическом напряженности станочника. Предположим, что условия нагружения технической части системы остаются постоянными, т.е. картина ее отказов неизменна ($\lambda = \text{const}$), а интенсивность восстановления увеличивается. Это значит, что повысилась интенсивность физической работы станочника: быстрее производится замена резца, переключение рукояток и т.п. Интенсивность суммарного потока восстановления определяемая коэффициент готовности системы в этом случае повышается. При неизменной интенсивности восстановления μ_i повышение интенсивности отказов элементов технической части системы λ_i приводит также к повышению психофизиологической нагрузки на рабочего, так как увеличивается общее число вмешательств рабочего в процесс обработки, приводящих к увеличению интенсивности суммарного потока восстановлений.

Все ручные приемы станочника по управлению станком разбиты на группы: поднастройка на размер, настройка на новый переход, смена резца, изменение режимов резания, уборка стружки, активное наблюдение - время, когда рабочий наблюдает за зоной резания визуально, в остальное время, не заполненное ручными приемами, он следит за процессом по звуку. Статистическими исследованиями подтверждено, что время наработки на различные требования к рабочему, в перечисленных выше группах, подчиняется экспоненциальному закону распределений. Интенсивность отказов суммарных потоков имеет колебание по исследованным операциям от 0,015 до 0,307. Из этого следует, что среднее время наработки на любое требование к рабочему в суммарном потоке равно от 14,3 до 3,3мин.

Установлено, что коэффициент готовности для различных обрабатываемых деталей, условий производства и операций на станках с $D_c > 1600$ мм обладает относительным постоянством (колеблется от 0,8 до 0,86). в среднем равен 0,83 при обслуживании технологической системы одним станочником.

Статистические исследования показали, что фактические режимы резания на станках с $D_c > 1600$ мм - ниже режимов минимальных приведенных затрат.

С другой стороны, необходимо учесть, что режимы резания устанавливаются станочником, соотносясь с его психофизиологическими возможностями. Поэтому фактический коэффициент готовности системы,

равный 0,83, можно считать ограничением на режим резания (период стойкости), обусловленным психофизическими возможностями станочника. При наличии второго станочника (подручного) этот коэффициент может быть повышен до 0,94 [3].

Разработка рациональных регламентов эксплуатации для инструментов сборной конструкции производится с учетом того, что среднее время восстановления снижается. Определяем интенсивность суммарного потока требований к рабочему при условии сохранения коэффициента готовности системы равным 0,83 и $\tau_3=5$ мин. В этом случае интенсивность восстановления согласно таблице 7.1 - $\lambda_{сб}=0,1714$. Условно предположив, что даже если потоки требований по настройке инструмента на размер, уборке стружки, настройки на переход, изменения режимов резания и наблюдения за зоной обработки останутся неизменными, период стойкости инструмента не должен быть ниже 60 мин.

Выводы

Разработана система математических моделей и целевых функций, которая позволяет произвести многокритериальную оптимизацию режимов резания и расхода инструмента для базовых условий качества эксплуатации и включает новые, ранее не применяемые ограничения: по надежности инструмента и технологической системы, по массе обрабатываемых деталей, по психо-физической нагрузке на станочника -, применение которых позволяет получить оптимальные элементы режимов резания в области, свободной от ограничений.

Приведенные данные показывают целесообразность более широкого внедрения станков с программным управлением и устройствами для автоматической замены инструмента.

Литература

- 1 Клименко Г.П. Анализ условий обработки деталей на тяжелых станках на основе информационного банка данных //Резание и инструмент в технологических системах. Межд. научн.-техн. сборник. - Харьков: ХГПУ, 1997. - Вып.51.- С.122-127.
- 2 Клименко Г.П. Создание общемашиностроительных нормативов режимов резания с учетом требования тяжелого машиностроения// Надійність різального інструменту та оптимізація технологічних систем. збірник статей. - Краматорськ: ДДМА, 1999.- Вип. 8.- С.12-24.
- 3 Клименко Г.П. Обеспечение оптимального уровня надежности твердосплавных резцов для тяжелых станков// Высокие технологии в машиностроении.- Харьков: ХГПУ, 1999.- С.48-49.

УДК 621.941.1.025:001.8

Казакова Т.В., Мироненко Е.В., Марчук Е.В.

ДГМА, г.Краматорск, Украина

ПРОГНОЗИРОВАНИЯ СТРУКТУРЫ ОТКАЗОВ СБОРНЫХ МОДУЛЬНЫХ РЕЗЦОВ ДЛЯ СТАНКОВ С ЧПУ

The technique for prediction of the compound cutters failures during operation was developed. This prediction is fulfilled using indirect features, which characterize the condition of the cutters. The models for calculation of the states probabilities under different combinations of their features were offered. And the results of the proposed technique experimental check were set out.

Введение

Получение требуемой надежности и своевременная замена режущего инструмента (РИ), обеспечивающая полное использование его ресурса, а также замена по случаю непрогнозируемых видов отказов, возможны только при своевременном обнаружении дефектов и неисправностей. Это может быть достигнуто при постоянном контроле состояния инструмента в процессе резания. Контроль состояния РИ может быть периодическим, осуществленным после завершения технологического перехода или операции, и непрерывным в течении всего процесса резания. Периодический контроль не решает полностью задачи своевременной замены РИ, так как процессы, приводящие к отказу, часто развиваются за время меньшее, чем машинное время обработки, поэтому предпочтительным является непрерывный контроль.

Анализ исследований и публикаций по проблеме

Непрерывный контроль состояния РИ невозможно осуществить прямыми методами измерения из-за того, что режущая часть недоступна для непосредственного наблюдения. Здесь применимы только косвенные методы измерения. Косвенное определение состояния РИ возможно на основе выявления признаков, характеризующих его состояние [1, 2, 3].

Отказы РИ проявляются в виде износа его рабочих поверхностей, выкрашиваний сколов и поломок режущей части, деформаций и поломок элементов крепления. В этих случаях изменяется геометрия РИ, а вместе с ней основные параметры состояния стружки и поверхностного слоя детали. Помимо взаимосвязи между параметрами состояния стружки, детали и инструмента процесс резания характеризуется так называемыми функциональными параметрами процесса резания [1]. Среди функциональных параметров особое место занимают: сила резания, параметры стружки, сигналы высокочастотных колебаний (вибрации), явления, отображающие контактные процессы на рабочих поверхностях, и т.п.

В основе диагностирования процесса резания и состояния РИ лежит предположение о наличии зависимости между признаками и параметрами их состояния:

$$P_i = f(K_1, K_2, \dots, K_n), \quad (1)$$

где P_i - состояние (вид отказа) РИ; K - признаки, характеризующие i -е состояние РИ.

Достоверность диагностирования определяется информативностью диагностических признаков. Под информативностью понимается отношение величины изменения признака к величине изменения параметра состояния

$$I_i = \frac{\Delta K_i}{\Delta P_i}. \quad (2)$$

Анализ проведенных исследований и публикаций по данной проблеме показал, что не существует методики прогнозирования состояния модульного инструмента по комплексу косвенных признаков.

Целью настоящей работы является прогнозирование структуры отказов модульных резцов для тяжелых токарных станков в эксплуатации по косвенным признакам, характеризующим их состояние; разработать модели расчета вероятностей состояний при различном сочетании признаков и определить наиболее информативные признаки с наибольшей вероятностью прогнозирующие определенный вид отказа.

Методика работы

Для прогнозирования состояния сборных резцов для тяжелых токарных станков (в том числе с ЧПУ) в эксплуатации по косвенным признакам предлагается подход, основанный на формуле Байеса, позволяющий учесть как априорную информацию, так и данные опытов.

Анализ причин возникновения отказов РИ показал, что их можно разделить на две группы: независимые или физические (износ, деформация, разрушения) и зависимые или технологические (выход размера детали за пределы поля допуска, увеличение шероховатости обработанной поверхности и т.п.).

Целесообразно прогнозировать только независимые отказы, так как они являются первичными и при черновой обработке определяют надежность РИ. Наличие независимых отказов инструмента дает возможность одновременного учета признаков различной физической природы вероятностей их появления, что делает правомочным использование формулы Байеса (2, 3).

Для вероятности диагноза D_i при наличии признака k_j

$$P(D_i / k_j) = P(D_i) \frac{P(k_j / D_i)}{P(k_j)}, \quad (3)$$

где $P(D_i)$ - вероятность диагноза D_i , определяемая по статистическим данным (априорная вероятность диагноза); $P(k_j / D_i)$ - вероятность появления признака k_j у инструментов с состоянием D_i ; $P(k_j)$ - вероятность появления признака k_j во всех инструментах, независимо от состояния (диагноза) инструмента.

Решение задачи диагностики

Задачу диагностики решали следующим образом. В качестве системы, которая может находиться в одном из n случайных состояний D_i , принимали

партию модульных резцов с механическим закреплением твердосплавной пластины с уступом (рисунок 1).

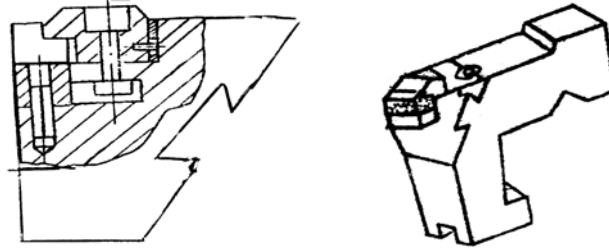
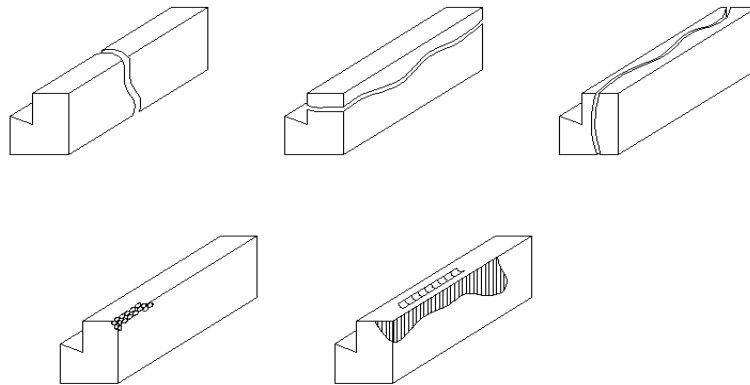


Рисунок 1- Модульные резцы с механическим креплением твердосплавных пластин

В производственных условиях для таких инструментов наиболее часто встречающимися видами отказов являются: D_1 - поломка (неисправное состояние); D_2 - выкрашивание режущих кромок (исправное состояние); D_3 - износ (исправное состояние) (Рисунок 2) / 4 /.



а - поломки; б - выкрашивания; в - износ

Рисунок 2 – Виды отказов сборных резцов для тяжелых токарных станков

Состояние системы (партии резцов) можно описать множеством определяющих его признаков

$$K = (k_{j1}, k_{j2}, \dots, k_{jmj}), \quad (4)$$

где k_j - признак, имеющий m_j разрядов.

Для комплексов признаков K вероятность диагноза D_i

$$P(D_i / K_j) = \frac{P(D_i)P(K / D_i)}{P(K)}, \quad i=1,2,\dots,n. \quad (5)$$

Эта формула относится к любому из возможных состояний (диагнозов) партии резцов. Предполагали, что каждый блочный резец может находиться

только в одном из указанных выше состояний и поэтому $\sum_{i=1}^n P(D_i) = 1$.

Вероятность появления комплекса признаков

$$P(K) = \sum_{i=1}^n P(D_i)P(K / D_i), \quad (6)$$

при этом формула Байеса принимает вид

$$P(D_i / K) = P(D_i)P(K / D_i) / \sum_{i=1}^n P(D_i)P(K / D_i), \quad (7)$$

где $P(K / D_i) = P(k_1 / D_i)P(k_2 / D_i) * \dots * P(k_n / D_i)$ (знаменатель формулы Байеса для всех диагнозов одинаков).

При испытании блочных резцов (ускоренных и эксплуатационных) имеют место следующие признаки, характеризующие состояние резцов: k_1 - изменение формы стружки, k_2 -вторая стружка; k_3 - вибрации; k_4 - искрение (свечение).

Для определения вероятности диагнозов по методу Байеса в производственных условиях была составлена диагностическая матрица, элементами которой являются вероятности $P(k_j / D_i)$ (таблица 1).

Таблица 1 –Диагностическая матрица

Диагноз D_i	Вероятность $P(k_j / D_i)$				Априорная вероятность диагноза $P(D_i)$
	k_1	k_2	k_3	k_4	
D_1	0,4	0,3	0,2	0	0,13
D_2	0,15	0,5	0,05	0	0,17
D_3	0,17	0	0,3	0,6	0,7

На основе статистических данных, полученных в результате эксплуатационных испытаний блочных резцов при обработке стали на тяжелых токарных станках в условиях ЗАО «НКМЗ» ($t=20...40$ мм, $S=1,2...2,0$ мм/об, $V=30...50$ м/мин) установлено, что 13% резцов отказывают в результате поломки, 17% - в результате выкрашивания режущих кромок и 70%- в результате износа (априорная вероятность диагноза $P(D_i)$).

Вероятность состояния D_1 блочных резцов, когда обнаружены все четыре признака отказа определяют по формуле

$$P(D_1 / k_1 k_2 k_3 k_4) = \frac{P(D_1)P(k_1 / D_1)P(k_2 / D_1)P(k_3 / D_1)P(k_4 / D_1)}{\sum_{i=1}^n P(D_i)P(K / D_i)}, \quad (8)$$

где $\sum_{i=1}^n P(D_i)P(K / D_i) = P(D_1)P(k_1 / D_1)P(k_2 / D_1)P(k_3 / D_1)P(k_4 / D_1) +$
 $+ P(D_2)P(k_1 / D_2)P(k_2 / D_2)P(k_3 / D_2)P(k_4 / D_2) +$
 $+ P(D_3)P(k_1 / D_3)P(k_2 / D_3)P(k_3 / D_3)P(k_4 / D_3).$

Аналогично определяют $P(D_2 / K)$ и $P(D_3 / K)$.

Вероятность состояний резцов, когда какой либо из признаков или все признаки отсутствуют.

$$P(\bar{k}_j / D_i) = 1 - P(k_j / D_i), \quad (9)$$

$$P(D_i / \bar{K}) = P(D_i)[1 - P(K / D_i)] / \sum_{i=1}^n P(D_i)[1 - P(K / D_i)], \quad (10)$$

После расчета вероятностей состояний принимают решение о диагнозу. В методе Байеса объект с комплексом признаков K относится к диагнозу D_i с наибольшей вероятностью, т.е. $K \in D_i$, если

$$P(D_i / K) > P(D_j / K), j=1, \dots, n, \quad i \neq j. \quad (11)$$

Расчетные значения вероятностей диагнозов при различных сочетаниях признаков приведены в таблице 2, из которой видно, что наиболее информативными для прогнозирования поломки являются сочетания признаков k_1, k_2, k_3 , а также признаки k_1 .

Наиболее информативным для прогнозирования выкрашиваний является признак k_2 и для прогнозирования износа – признаки k_3, k_4 .

Таблица 2 – Расчетные значения вероятностей диагнозов при различных сочетаниях диагностических признаков

Сочетание признаков	Вероятность $P(D_i / K)$		
	D_1	D_2	D_3
1 2 3 $\bar{4}$	0,83	0,17	0
1 $\bar{2}$ $\bar{3}$ $\bar{4}$	0,39	0,16	0,45
$\bar{1}$ 2 $\bar{3}$ $\bar{4}$	0,21	0,79	0
$\bar{1}$ $\bar{2}$ 3 $\bar{4}$	0,13	0,04	0,83

Выводы

1 Предложена методика прогнозирования структуры отказов сборных твердосплавных резцов для тяжелых токарных станков в эксплуатации по косвенным признакам, характеризующим их состояние. Методика учитывает как результаты испытаний (ускоренных или эксплуатационных), так и априорную вероятность диагноза, полученную по предшествующей статистике.

2 Предложены модели расчета вероятностей состояний при различном сочетании признаков.

3 Определены наиболее информативные признаки с наибольшей вероятностью прогнозирующие определенный вид отказа и экспериментально проверено, что относительная ошибка прогнозирования не превышает 10%.

Литература

1 Синопальников В.А., Еременко И.В. Диагностика процесса резания и инструмента: Учеб. Пособие.- М.: Мосстанкин, 1991.-130с.

2 Биргер И.А. Техническая диагностика.- М.: Машиностроение, 1978.-240с.

3 Казакова Т.В., Хаеа Л.Г. Прогнозирование отказов токарных сборных резцов по результатам их форсированных испытаний // Надежность и контроль качества, 1985, №2.- С. 52-57.

4 Мироненко Е.В. Исследование надежности блочных резцов для уникальных станков// Надежность режущего инструмента. Вопросы надежности, оптимального проектирования и эксплуатации инструмента. Сб. Статей. Вып. 5 / Под общ. редакцией В.С. Гузенко и Г.Л. Хаеа / Краматорск: ДГМА, 1994.-С.196-209.

УДК 621.9

Верещака А.С.

МГТУ «СТАНКИН», г.Москва, Россия

ИЗНОСОСТОЙКИЕ ПОКРЫТИЯ ДЛЯ ИНСТРУМЕНТА, ПРЕДНАЗНАЧЕННОГО ДЛЯ ПРЕРЫВИСТОГО РЕЗАНИЯ

Increase of efficiency of various types of the cutting tool for faltering cutting due to application of multilayeredly composite coverings and methods of the combined superficial hardening that is appreciable in comparison with efficiency of the tool with a standard wear-proof covering.

Введение

Направленное управление процессами структурной трансформации приповерхностных слоев инструментального материала методами дополнительного энергетического воздействия является важным резервом повышения ресурса инструментальных материалов, повышения работоспособности инструмента и эффективности обработки резанием.

Инструментальный материал с модифицирующей поверхностной обработкой можно рассматривать как композиционный материал, у которого оптимально сочетаются поверхностные (твердость, теплостойкость, износостойкость и т.д.) и «объемные» (вязкость, прочность при изгибе, сжатии и т.д.) свойства. Такой материал обладает сбалансированным сочетанием обычно противоположных по своим эффектам свойств и может приблизиться к свойствам гипотетического «идеального» инструментального материала.

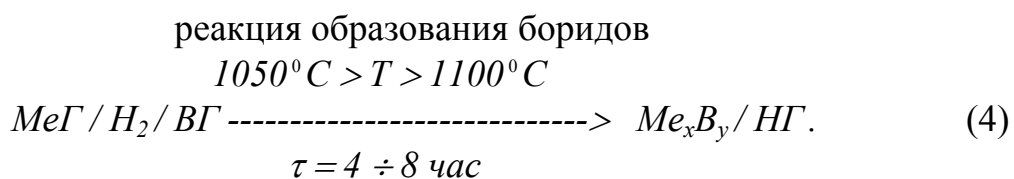
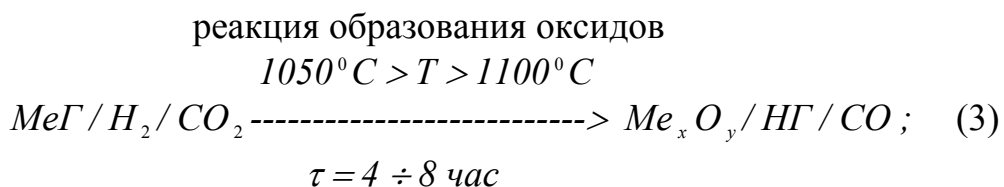
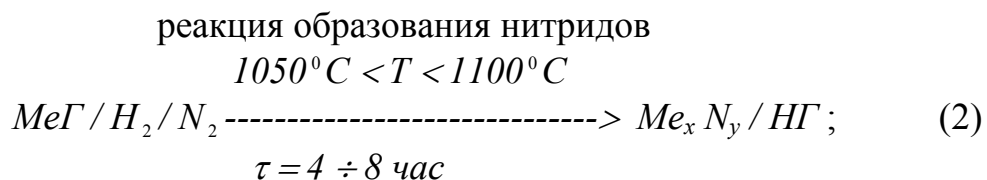
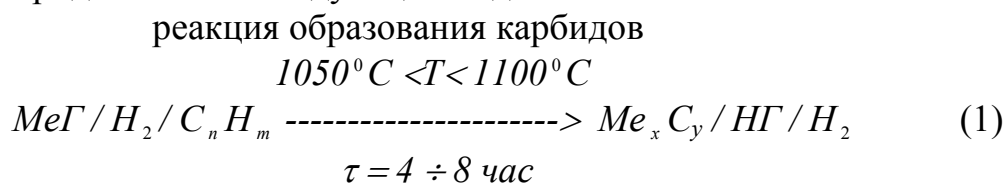
Анализ тенденций совершенствования технологий получения износостойких покрытий.

В настоящее время в мировой практике производства инструмента преимущественное применение получили технологии ХОП (CVD) и ФОП (PVD).

Процессы химического осаждения покрытий ХОП (CVD).

Процессы ХОП (CVD) основаны на гетерогенных термохимических реакциях, приводящих к адсорбции и хемосорбции с последующим формированием соединений, образующих покрытие как в парогазовой среде окружающей инструмент, так и непосредственно на его рабочих поверхностях. Исходными продуктами служат газообразные галогениды металлов MeГ (MeG), при взаимодействии которых с другими компонентами газовых смесей (H_2 , N_2 , CH_3 , Ar и др.) синтезируется покрытие. Для осаждения тугоплавких соединений методом водородного восстановления используют реакционные паро-газовые смеси галогенидов металлов, соединений, являющихся поставщиком второго компонента и водорода, кото-

рий служит одновременно газом-транспортером и восстановителем. Уравнение химических реакций процессов ХОП (CVD) образования карбидов, нитридов и боридов имеют следующий вид:

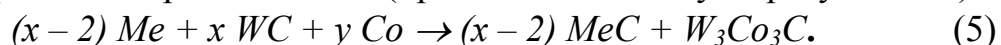


Свойства, структура и качество покрытий, зависят от технологических параметров процессов ХОП (CVD), среди которых основными являются температура, время осаждения, состав и концентрация реагентов парогазовой среды, ее давление и скорость подачи. От указанных параметров зависят структура, фазовый состав, дефектность покрытия, прочность его адгезии с субстратом, а, следовательно, и основные свойства покрытий. Прочность адгезии, кроме того, сильно зависит от кристаллохимического подобия материалов осаждаемого покрытия и субстрата. В результате на рабочих поверхностях инструмента формируется покрытие, имеющее:

- высокую плотность и гомогенность;
- высокую прочность адгезии с субстратом;
- высокую равномерность толщины покрытия даже на поверхностях, имеющих сложную форму.

Вместе с тем, процессы ХОП (CVD) часто не соответствуют стандартам экологической безопасности, осуществляются при высоких температурах ($800 \div 1500^{\circ}\text{C}$) и большой длительности (см. формулы 1 – 4). Последнее является причиной формирования на границах разделов «покрытие-субстрат», «зерно-связка» хрупкой η -фазы ($\text{W}_3\text{Co}_3\text{C}$) (для твердого

сплава), снижающей прочность инструментального материала на 20-30 %, вследствие протекания реакций типа (применительно к субстрату $WC-Co$) :

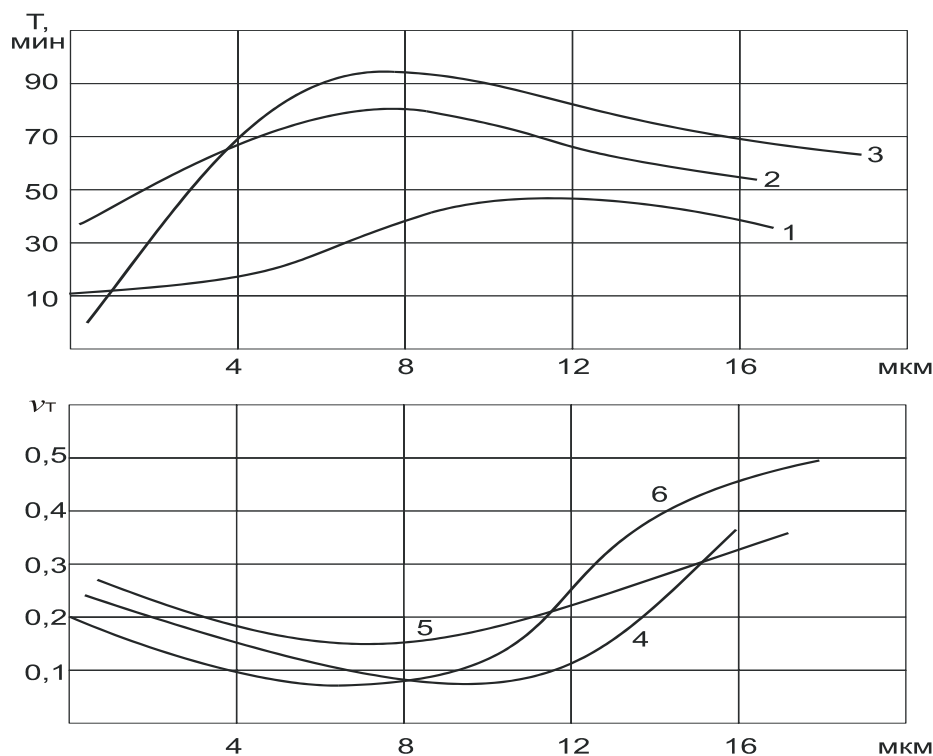


Для процессов ХОП (CVD) характерна сильная зависимость качества формируемых покрытий от субструктуры субстрата (твердого сплава), так как зарождение центров конденсации и рост покрытий имеют выраженную эпитаксию. В частности, при формировании покрытий типа TiC на твердосплавных субстратах (например, WC-Co) зарождение центров конденсации покрытия происходит только на кобальтовых зернах, имеющих максимальное подобие кристаллохимических структур (TiC и Co имеют кубические решетки с почти полным совпадением длин диагоналей). Вследствие этого при полной коалесценции покрытия непосредственно над карбидными зернами WC возможно образование пор, являющихся опасным дефектом твердого сплава с покрытием снижающим его качество. Поэтому при производстве твердых сплавов с покрытием большое внимание уделяют качеству и зерновой структуре сплава, в частности, используют мелкозернистые и особомелкозернистые структуры, что снижает вероятность образования пор, а непосредственно перед нанесением покрытия производят насыщение поверхности избыточным углеродом, для уменьшения вероятности формирования охрупчивающей η - фазы на границах раздела «субстрат-покрытие».

Рассмотренные особенности покрытий, формируемых при использовании стандартных технологий ХОП (CVD), а также анализ данных исследований, представленных в работах позволяет сделать выводы о тенденциях их совершенствования и предпочтительных областях применения инструментов с покрытиями CVD.

Наиболее важные направления совершенствования технологий CVD связаны с созданием комбинированных процессов интегрирующих преимущества химических и физических методов синтеза покрытий. Такие методы позволяют значительно снизить температуру процессов синтеза покрытий до $200 \div 600$ °C и повысить их производительность (уменьшить время осаждения). Это позволяет не только расширить технологические возможности процессов CVD для более универсального применения, например, при формировании покрытий на инструменте из быстрорежущей стали, но и снижает «эффекты» охрупчивания твердосплавного инструмента, связанные с формированием η - фазы особенно на границах раздела «покрытие - субстрат». Указанным тенденциям соответствуют разработанные процессы CVD, ассистируемые плазмой (PA CVD), а также технологии комбинированные процессы ХОП (CVD) и лазерное воздействие (LA CVD).

Толщина покриття. Толщина покриття являється важливим параметром, оказывающим двойственное влияние на работоспособность и надежность режущего инструмента. С одной стороны, рост толщины покрытия благоприятно сказывается на повышении износостойкости контактных площадок режущего инструмента, с другой – приводит к заметному увеличению количества дефектов в покрытии, снижению прочности сцепления покрытия и инструментального материала, ухудшает способность покрытия сопротивляться хрупкому разрушению при деформациях. Кроме того, с ростом толщины покрытия растут остаточные (термические) напряжения в покрытии, увеличивается градиент напряжений на границе раздела «покрытие – инструментальный материал». Последнее увеличивает тенденцию к хрупкому разрушению покрытия и его полному отслаиванию от инструмента, особенно на криволинейных участках его рабочих поверхностей. Таким образом, при выборе толщины покрытия необходимо учитывать множество противоречиво действующих факторов, что требует оптимизации толщины покрытия в зависимости от условий обработки и свойства инструментального материала.



1, 4 – точение стали 45 НВ 180 пластинами Т5К10 с $t=1$ мм; $S=0,15$ мм/об; $v = 150$ м/мин; 2, 5 – точение серого чугуна СЧ32 НВ 200 пластинами ВК6 с $t = 2$ мм; $S = 0,15$ мм/об; $v = 130$ м/мин; 3, 6 – точение стали 45 НВ 180 пластинами ВК6 с $t=1$ мм; $S = 0,15$ мм/об; $v= 150$ м/мин

Рисунок 1 – Влияние толщины покрытий TiC на стойкость T и ее вариационные разбросы ΔT при точении

Влияние толщины покрытия на показатели работоспособности инструмента в зависимости от условий обработки рассмотрим на примере данных, представленных на рис.1. Толщина покрытия h_n оказывает сильное влияние не только на среднее значение стойкости инструмента T , но и на ее вариационные разбросы v_T .

Наиболее показательным является тот факт, что функции $T=f(h_n)$, $v_T=f(h_n)$ имеют выраженный экстремум, причем оптимальное значение толщины покрытия h_n достаточно заметно изменяется в зависимости от условий обработки, состава и архитектуры покрытия, марки инструментального материала. Установлена выраженная тенденция снижения оптимальной толщины покрытия с ростом толщины среза (подачи), для операций прерывистого резания, а также для инструмента из быстрорежущей стали. С учетом несовпадения экстремумов функций $T=f(h_n)$, и $v_T=f(h_n)$ при выборе толщины покрытия следует придерживаться стратегии «компромиссного решения», согласно которому оптимальную толщину покрытия следует производить в области между $h_n - T_{max}$ и $h_n - v_{Tmin}$ (рис.2).

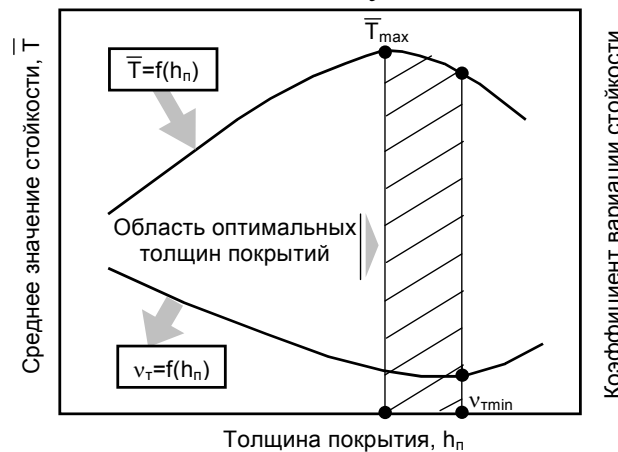


Рисунок 2 – Схема к определению оптимальной толщины покрытия

Обобщенные данные по выбору оптимальных толщин покрытий для твердосплавных пластин и некоторых инструментов из быстрорежущей стали представлены в табл.1.

Таблица 1 – Оптимальные значения толщин покрытий, наносимых на режущий инструмент методом КИБ

Покрытие	Толщина покрытия h_n , мкм				
	BK6, T5K10 TT10K8–Б		BK6, TT10K8–Б TT7K12	Сверла P6M5	Концевые фрезы P6M5
	точение		фрезерование	сталь	
	чугун	сталь	сталь		
TiN, (Ti,Cr)N, (Ti,Zr)N	6–8	8–10	6–8	6–8	4–6
ZrN,NbN,TiC, (Ti,Al)N, (Nb,Zr)N, (Ti,Cr,Al)N	4–6	6–8	2–4	4–6	2–4

Физико-механические свойства. Особенности структуры, фазового состава и переходной зоны покрытий, получаемых методами CVD и PVD, предопределяет трансформацию основных физико-механических свойств композиции «покрытие – инструментальный материал» в сравнении со свойствами исходного инструментального материала.

В частности, покрытия, получаемые методами CVD и PVD, заметно повышают поверхностную твердость инструментального материала (с $HV_{30} = 9,4-9,8$ ГПа до $HV_{30} = 18,0-22,0$ ГПа для инструмента из быстрорежущей стали и с $HV_{30} = 14,0-17,0$ ГПа до $HV_{30} = 22,0-30,0$ ГПа для инструмента из твердого сплава).

Сильно изменяется прочность при изгибе σ_u и коэффициент ее вариации v_σ , причем эти изменения зависят от метода нанесения покрытия.

Известно, что рассеивание прочности при изгибе σ_u , консольном изгибе $\sigma_{ск}$ ударно-циклическом приложении нагрузки $\sigma_{ск}^{уд}$ достаточно хорошо аппроксимируется интегральным распределением Вейбулла. Изменения прочности сплава ВК6 и зависимости от варианта покрытий, получаемых методами CVD и PVD, представлены на рис.3.

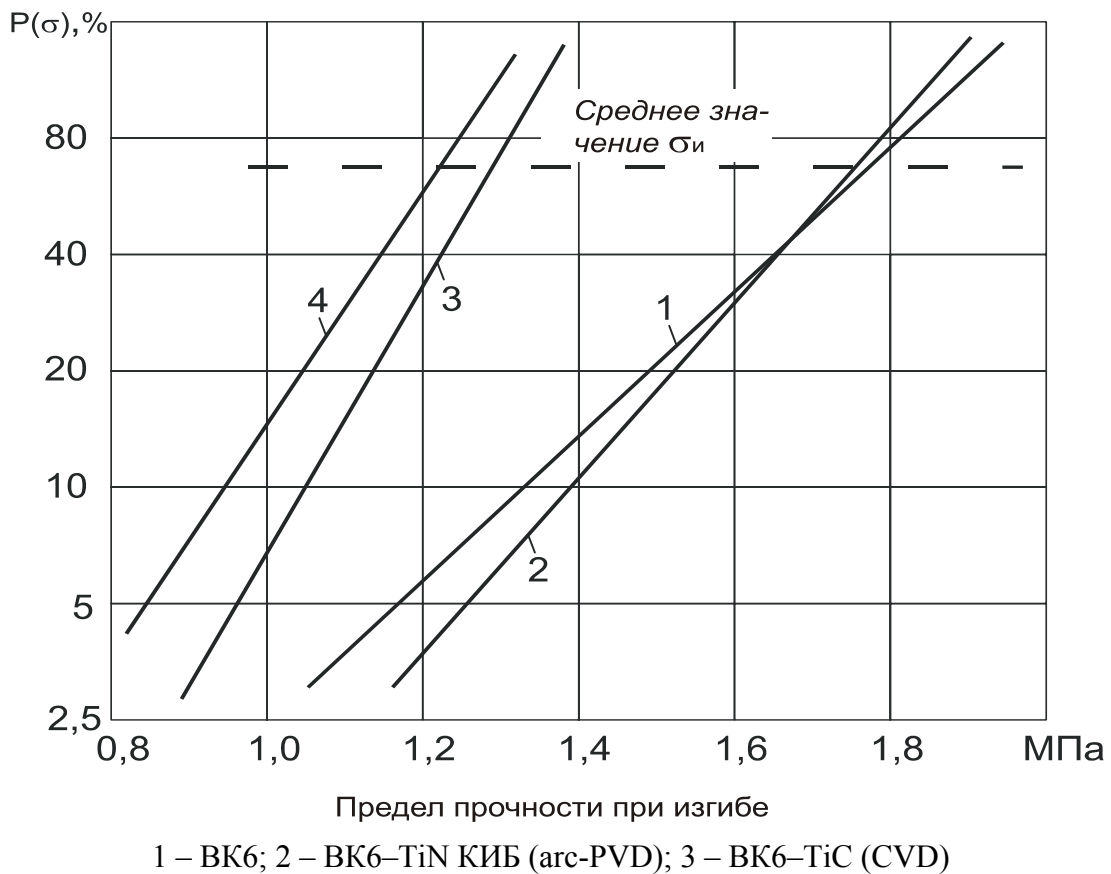


Рисунок 3 – Результаты прочностных испытаний твердосплавных образцов (5 × 5 × 35 мм) из сплава ВК6

Проведенный анализ данных прочностных исследований позволяет отметить, что покрытия, полученные вакуумно-дуговым методом КИБ (arc-PVD), способствуют снижению рассеивания прочностных свойств твердого сплава, не снижая среднего значения его прочности (σ_u), в то время как покрытия, получаемые высокотемпературным способом CVD снижают среднее значение прочности (σ_u) на 20–40%, несколько уменьшая ее рассеивание.

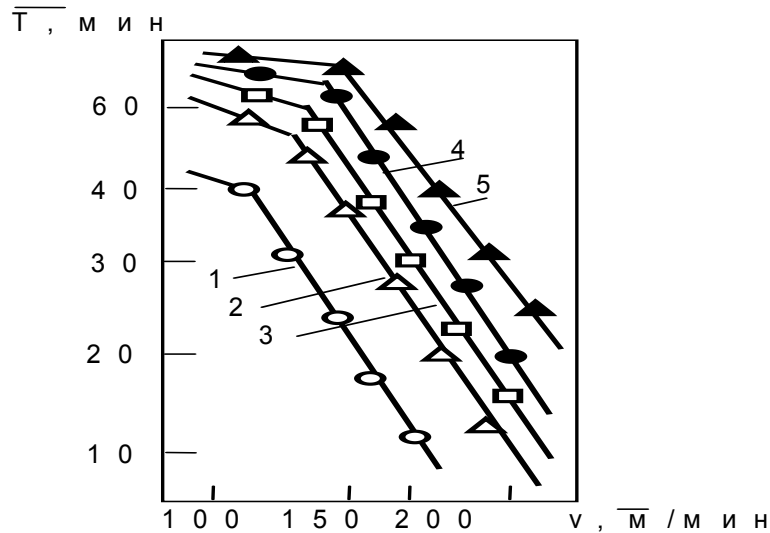
Данные по влиянию покрытий на прочностные характеристики инструментального материала можно интерпретировать применительно к поведению инструмента под воздействием термомеханических нагрузок при резании. В частности, на основании полученных данных можно утверждать, что режущий инструмент с покрытием PVD в меньшей степени будет реагировать на увеличение эксплуатационных нагрузок с ростом толщины среза (подачи) и при прерывистом резании (ударно-циклическое приложение нагрузок), в то время как непрерывного резания (точения, сверления, зенкерования, протягивание и др.) при малых и средних сечениях среза (подачах) преимущество могут иметь инструменты с покрытием CVD, имеющих более прочную адгезию покрытия с инструментальным материалом и отсутствие в нем дефектов (в виде капельной, металлической фазы и др.).

Работоспособность инструмента с износостойким покрытием для операции фрезерования

Возможность широкого изменения поверхностных свойств многослойно–композиционного покрытия позволяет рассматривать такое покрытие как уникальную промежуточную среду, способную не только положительно влиять на свойства инструментального материала, но и управлять процессом резания за счет трансформации его основных характеристик. К таким характеристикам можно отнести длины полного S и пластического S_1 контакта, коэффициенты трения (средние) по передней μ_γ и задней μ_α поверхностям, параметры, характеризующие уровень пластических деформаций в зоне обработки (углы сдвига φ_γ и действия ω , коэффициент продольной деформации стружки ζ), силы резания P_z , P_x и P_y , высоту контактной зоны h_k , напряжения в плоскости сдвига τ_Φ , σ_Φ , передней q_F , q_N и задней q_{N1} поверхностях, температурные поля в режущей части инструмента и зоне резания.

Возможность управления параметрами процесса резания с помощью покрытия позволяет рассматривать его как фактор сильного влияния на интенсивность изнашивания, работоспособность и эффективность режущего инструмента.

Выявление особенности изнашивания инструмента из твердого сплава с различными вариантами покрытий предопределяют области их эффективного использования при металлообработке. Фрагменты широких стойкостных исследований различных инструментов с покрытием при фрезеровании представлены на рис.4.



1 – ТТ10К8Б; 2 – ТТ8К10Б–TiC ГТ (CVD); 3 – MC2210 (TiC CVD);
4 – MC2215 (TiC–TiCN–TiN CVD); 5 – ТТ10К8–В - (Ti,Al)N КИБ (arc-PVD)

Рисунок 4 – Влияние скорости резания на стойкость твердосплавного инструмента ($h_z=0,5$ мм) при симметричном фрезеровании стали 40X (HB 200) с $S=0,32$ мм/зуб; $t=2,0$ мм; $B=140$ мм

Особенно эффективны твердосплавные инструменты с композиционным супермногослойным покрытием (Ti,Al)N КИБ при фрезеровании стали (см. рис.4., кривая 5).

С ростом толщины среза (подачи) (области К30–К40, Р30–Р50) эффективность твердосплавных пластин с любыми вариантами покрытий снижается, однако в меньшей мере это относится к пластинам с ионно-плазменными покрытиями КИБ. Это положение хорошо согласуется с приведенными выше данными по прочности твердых сплавов с покрытием.

Полученные данные полностью соответствуют изложенным выше особенностям термомеханического нагружения контактных площадок инструмента с покрытием. Действительно, возможность использования высоких скоростей резания для инструмента с покрытием связана со снижением уровня термомеханического нагружения контактных площадок (уменьшение температур, трения, контактных напряжений, снижение интенсивности физико–химических процессов). Вместе с тем неудовлетворительные результаты использования инструмента с покрытием для операций тяжелого, прерывистого резания объясняются плохой сопротивляе-

мостью сравнительно хрупких покрытий разрушению в условиях циклических нагрузок, склонности режущей части инструмента к упругим прогибам и пластическим деформациям.

Эффективность режущего инструмента с покрытием в значительной степени определяется оптимальностью состава покрытия для заданного обрабатываемого материала. В табл.2 представлены составы покрытий, а также скорости резания, рекомендуемые для широкой гаммы технологической операций и обрабатываемых материалов.

Таблица 2 – Выбор составы покрытий при обработке различных обрабатываемых материалов

Обрабатываемый материал	Операция	Инструментальный материал основы	Рекомендуемые составы покрытий	v , м/мин	$K_{ст}$
Конструкционные стали (ст.45,40Х, 38ХС, 35ХГА, ШХ15 и др.)	Точение	T5K10, TT10K8–Б, MC221	TiC–TiCN–TiN, TiC–TiN, (Ti, Cr)N, TiC–Al ₂ O ₃ –TiN	150 - 200 200 - 280	3–5
		P6M5	TiN, (Ti,Al)N, (Ti,Cr)N	40 - 70 60 - 100	2–4
	Фрезерование	TT7K12 MC 146	TiC–TiCN–TiN (Ti,Cr)N, (Ti,Mo)N	100 - 150 140 - 200	2,5–3
		P6M5	TiN, (Ti,Al)N, (Ti,Al,Cr)N	20 - 60 50 - 80	2–3
Чугуны	Точение	BK6, BK10–ХОМ, MC 321	TiC–TiCN–TiN, (Ti,Cr)N, TiC–Al ₂ O ₃ –TiN	120 - 180 160 - 250	3–5
	Фрезерование	P6M5	TiCN, (Ti,Al)N (Ti,Cr,Al)N	20 - 60 40 - 80	2 – 2,5
Аустенитные стали (X18H10T, X18H12T, X23H18, X15H5 и др.)	Точение, фрезерование	BK6–М, BK6, BK10–ХОМ	TiC–TiCN–TiN, (Ti,Zr)N	120 – 150 150–180	2,0 – 2,8
		P6M5K5, P12Ф4K5	(Ti,Mo)N, (Ti,Cr)N, (Hf,Zr,Cr)N, TiCN, (Ti,Al)N	10 – 20	1,5 – 2,2
				15–30	

Выводы

В мировой практике производства режущего инструмента все большее применение находят многослойно-композиционные покрытия и методы комбинированного поверхностного упрочнения, что заметно повышает

эффективность различных типов режущего инструмента в сравнении с эффективностью инструмента со стандартным износостойким покрытием.

Это достигается повышением долговечности износостойких покрытий на контактных площадках инструмента за счет роста прочности адгезии между покрытием и субстратом и роста сопротивляемости пластическому разрушению режущего клина инструмента. Различные типы инструмента из быстрорежущей стали и твердого сплава имеют время наработки на отказ в 1,5 - 8 раз выше соответствующего времени наработки инструмента со стандартным покрытием и позволяет увеличить производительность обработки за счет роста скорости резания на 20-60 %.

Литература

1 Верещака А.С. Работоспособность режущего инструмента с износостойкими покрытиями – М.: Машиностроение, 1993. 336 с.

2 J.D Haen, C.Quaeyhagens, L.M.Stals, M.Van Stappen. Interface study of physical deposition TiN coatings on plasma-nitrided steels. Surface and coatings Technology. 61 (1993). 194-200.

3 E.Moll, E.Bergmann. Hard coatings by plasma-assisted PVD technologies: industrial practice. Surface and Coating Technology, 37 (1989) 483- 509.

4 W.-D.Munz, D.Schulze, F.M. Hauzer. A new method for hard coatings: ABS (arc bond spattering). Surface and Coating Technology. 50 (1992)169 - 178.

5 M.L. Capp, J.M. Rigsbee. Laser Processing of plasma-sprayed Coating. Material Science and Engineering. T.2, 1 (1994). 49 - 56 .

6 Stok H.L., Mayr P. : Hartstoffbeschichtund mit dem Plasma-CVD-Verfahren. HTM 41 (1986) 3. 145 – 151.

7 Верещака А.С., Волин Э.М., Вахид Х. Режущие инструменты с композиционными покрытиями для обработки различных конструкционным материалов //Вестник машиностроения. 18 .1984. с. 32 -35.

8 L.P. Sableb et al. Apparatur fur evaporation coatings. US Patent 3/793.179(1971).

9 Электродуговой испаритель с магнитным ограничением катодного пятна / Л.П.Саблев, Ю.И.Долотов, Р.И.Ступак и др.// Приборы и техника экспериментов 4, 1976. с. 12- 16.

10 Верещака А.С., Григорьев С.Н. Методы повышения работоспособности инструмента путем комплексной поверхностной обработки. В кн.: Прогрессивные режущие инструменты, Инженерно- технологический центр Академии наук Латвии. Рига . 1990. с.137 - 149.

11 Верещака А.С., Табаков В.П. Физические основы процесса резания и изнашивания режущего инструмента с износостойкими покрытиями. Учебное пособие. Ульяновск: УлГТУ, 1998. 144 с.

12 Додонов А.И., Салаев В.А. Эксплуатационные свойства ультрадисперстных покрытий.: М. ИТО. № 1, 2000. с.38-39.

УДК 621.002:536.2

Гах В.М.

ДГМА, г. Краматорск, Украина

ВЫБОР РАЦИОНАЛЬНОЙ МАРКИ ТВЕРДЫХ СПЛАВОВ ДЛЯ ОБРАБОТКИ КОРРОЗИОННО-СТОЙКИХ СТАЛЕЙ

In article results of comparative tests of plates of a firm alloy, the recommendation are resulted at the choice of the stamp of a firm alloy, correction factors on submission and speed of cutting at processing stainless steel.

Введение

Черновое и получистовое точение деталей из коррозионно-стойких сталей традиционно осуществляют напайными и сборными резцами, оснащенными твердосплавными пластинами группы ВК. Такой инструмент отличается недостаточной надежностью (при заданном уровне производительности), что обуславливает большой расход твердых сплавов и низкую эффективность использования дорогостоящего металлорежущего оборудования.

В настоящее время для обработки коррозионно-стойких материалов твердосплавная промышленность предлагает большое разнообразие новых марок твердых сплавов: сплавы группы ВК с мелкозернистой и особомелкозернистой структурой; сплавы группы МС, изготовленные по технологии шведской фирмы Sandvik Coromant; сплавы с однослойными и многослойными износостойкими покрытиями [1]. Однако до настоящего времени имеется ограниченный опыт применения новых марок.

Цель настоящей работы - систематизировать последние достижения в области создания новых марок твердых сплавов, а также обобщить рекомендации и передовой производственный опыт по их рациональному применению для обработки коррозионно-стойких сталей.

Экспериментальная часть исследований

Для решения поставленных задач был проведен целый комплекс сравнительных производственных испытаний сборных резцов с механическим креплением сменных многогранных твердосплавных пластин. Сравнивали два варианта пластин – без износостойкого покрытия (неупрочненные пластины) и с покрытием (упрочненные). Условия проведения испытаний отличались большим разнообразием операций, марок обрабатываемых материалов и твердых сплавов, режимов резания, а также большим количеством выкрашиваний лезвия при работе неупрочненными пластинами. Испытания проводились с чередующимся запуском пластин сравниваемых вариантов.

При испытаниях фиксировали время работы каждой режущей кромки до отказа и вид отказа (критерий отказа - технологический). По резуль-

татам испытаний определяли количественные характеристики безотказности и долговечности резцов: долю каждого вида отказов; средний период стойкости \bar{T} , коэффициент вариаций стойкости $V\tau$, среднее число периодов стойкости K , средний полный период стойкости ΣT .

Результаты испытаний, приведенные в таблице 1, показывают существенные преимущества упрочненных пластин: средний и средний полный периоды стойкости соответственно в 1,4 ... 2,4 и 1,5 ... 3,9 раза выше, чем у аналогичных неупрочненных пластин, коэффициент вариации стойкости при этом уменьшился в 1,7 ... 2,6 раза.

Таблица 1 – Результаты производственных испытаний сборных резцов

Обрабатываемый материал; операция; режимы резания.	Режущая пластина		Виды отказов, %		Характеристики надежности			
	обозначение	Марка сплава	изнашивание	выкрашивание	\bar{T} , мин	$V\tau$	K	ΣT , мин
Сталь 07X16 МТ; получистовое точение; $t=0,7$ мм, $S=0,5$ мм/об, $v=55$ м/мин	05114-190612 ГОСТ 24249-80	MC221	25	75	62	0,42	2	124
		MC2215	75	25	91	0,22	2	182
Сталь 40ХН2МА; получистовое точение; $t=4,5$ мм, $S=0,62$ мм/об, $v=68$ м/мин	02114-190612 ГОСТ 16048-80	T5K10	25	75	69	0,45	1,6	110
		ВП1255	87	13	140	0,17	2,8	391
Сталь 20X13; получистовое точение; $t=2,5$ мм, $S=0,25$ мм/об, $v=75$ м/мин	08116-170406 - 130 ГОСТ 19062-80	ТТ9К7	50	50	68	0,33	2	136
		ВП1325	100	-	112	0,17	2	224
Сталь 40ХН2МА; получистовое точение; $t=3$ мм, $S=0,58$ мм/об, $v=90$ м/мин	08116-170406- -130 ГОСТ 19062-80	MC146	50	50	12	0,32	2	24
		MC1465	100	-	24	0,17	2	48
Сталь 08X18Н10Т; черновое точение; $t=8...15$ мм, $S=0,7$ мм/об, $v=80$ м/мин	03114- 250708-2 ГОСТ 19052-80	MC321	-	100	17	0,3	3	51
		MC3215	100	-	32	0,16	4	128
Сталь 38ХН3МФА; черновое точение; $t=5...9$ мм, $S=0,4$ мм/об, $v=66$ м/мин	05114-190616 ГОСТ 19059-80	ТТ9К7	-	100	40	0,3	2,5	100
		ВП1325	50	50	97	0,18	4	388

От 50 до 100% отказов неупрочненных пластин были связаны с выкрашиваниями лезвия, а основным видом отказов упрочненных пластин стал износ (на некоторых операциях выкрашивания были ликвидированы

полностью). Последнее очевидно связано с более высокими показателями прочности лезвия упрочненных пластин.

Здесь следует отметить, что перед осаждением покрытий твердосплавные пластины подвергали виброабразивной обработке. Последняя представляет собой комплексную поверхностную обработку, в результате которой одновременно обеспечивается округление режущих кромок, уменьшение их шероховатости и шероховатости плоских поверхностей лезвия, образование в поверхностном слое твердого сплава сжимающих остаточных макронапряжений. Перечисленные изменения благоприятно влияют на прочность лезвия, степень адгезии износостойкого покрытия с твердосплавной подложкой, а через них – на количественные характеристики надежности инструмента [2]. Виброабразивная обработка в настоящее время является обязательной операцией в технологии подготовки пластин под осаждение износостойких покрытий.

Следует отметить также, что износостойкое покрытие без предварительной виброабразивной обработки может обеспечить повышение эксплуатационных показателей инструмента только на чистовых операциях с подачами до 0,3 мм/об. Попытки применения такого инструмента на получистовых и черновых операциях во многих случаях не давали положительных результатов, особенно, если на этих операциях имели место такие виды отказов, как выкрашивание и поломки лезвия. Применение износостойких покрытий в сочетании с виброабразивной обработкой обеспечивает существенное улучшение количественных характеристик надежности и в указанных условиях, что значительно расширяет область рационального применения инструмента с износостойкими покрытиями.

Анализ результатов испытаний показал, что наибольший эффект от применения упрочненных пластин наблюдается для тех выборок, которые характеризуются значительным количеством выкрашиваний при обработке неупрочненными пластинами. Следует отметить, что при чистовом точении, когда основным видом отказов неупрочненных пластин является изнашивание, применение упрочненных пластин также существенно улучшает количественные характеристики надежности инструмента.

Износостойкое покрытие, нанесенное на твердые сплавы, прежде всего, снижает адгезионное взаимодействие с обрабатываемым материалом, что приводит к уменьшению коэффициента трения и интенсивности адгезионного изнашивания, а также уменьшает силовую нагрузку на лезвие инструмента, в результате чего уменьшается вероятность его хрупкого разрушения. Кроме того, износостойкое покрытие является эффективным барьером

для диффузионного взаимодействия обрабатываемого и инструментального материалов.

Применение твердосплавных пластин с износостойким покрытием позволяет решать целый комплекс важнейших задач, наиболее важными из которых являются: увеличение производительности процессов обработки деталей резанием, значительное повышение стойкости и надежности режущего инструмента, расширение эффективной области использования твердых сплавов и сокращение номенклатуры применяемых сплавов стандартных марок [3].

Рекомендации по применению марок твердого сплава

На основе изучения передового производственного опыта и анализа результатов экспериментальных работ были разработаны рекомендации по применению марок твердых сплавов при обтачивании и подрезании коррозионно-стойких сталей с $\sigma_B=600\dots 1000$ МПа (таблицы 2 и 3).

Таблица 2 – Рекомендации по выбору твердых сплавов для средних и мелких станков

Условия эксплуатации			Марка твердого сплава		
Характер обработки	Характер припуска	Глубина резания, мм	Рекомендованная для усредненных условий	Повышенной износостойкости	Повышенной прочности
Черновая и чистовая	Непрерывный	До 3	ВК6-ОМ, Т15К6	ВК3-М	ВК6-М, МС211, МС2215, ВП1255
		Св. 3... до 7	МС2215, ВП1325, ВК6-М, МС211	ВП1255, ВК6-ОМ, Т15К6, МС2215, ВП1325, ВП1255	ВК10-ОМ, ТТ10К8-Б, МС2215, ВП1325, ВП1255
		Св. 7	ВП1455, ВК10-ОМ, ВК10-ХОМ, ТТ10К8-Б	МС2215, ВП1325, ВП1255, ВК6-М, МС211	ВК15-ХОМ, ВК8, ВП1455
	Прерывистый	До 3	МС2215, ВП1325, ВП1255, ВК6-М	ВК6-ОМ, МС2215, ВП1325, ВП1255	ВК10-ОМ, ВК10-ХОМ, ТТ10К8-Б
Св. 3... до 7		ВП1455, ВК10-ОМ, ВК10-ХОМ, МС2215, ВП1325, ВП1255	МС2215, ВП1325, ВП1255, ВК6-М	ВК15-ХОМ, ВК8, ВП1455	

Таблица 3 – Рекомендации по выбору твердых сплавов для крупных и тяжелых станков

Условия эксплуатации		Марка твердого сплава			
Характер обработки	Характер припуска	Глубина резания, мм	Рекомендованная для усредненных условий	Повышенной износостойкости	Повышенной прочности
Черновая и чистовая	Непрерывный	До 5	MC2215, ВП1325, ВП1255, BK6-M	BK6-OM, MC2215, ВП1325, T15K6	BK10-OM, BK10-XOM, ВП1455
		Св. 5до 15	BK10-OM, BK10-XOM, ВП1455,	MC2215, ВП1325, BK6-M	BK15-XOM, MC1465, BK8
		Св. 15	MC1465, BK15-XOM, BK8	BK10-OM, BK10-XOM, ВП1455	
	Прерывистый	До 5	MC2215, ВП1325, ВП1255, BK6-M	BK6-OM, MC2215, ВП1325, ВП1255, T15K6	BK10-OM, BK10-XOM, ВП1455
		Св. 5до 15	BK10-OM, BK10-XOM, ВП1455	MC2215, ВП1325, ВП1255, BK6-M	MC1465, BK15-XOM, BK8
		Св. 15	MC1465, BK15-XOM, BK8	BK10-OM, BK10-XOM, ВП1455	

Рекомендации учитывают такие условия эксплуатации, как тип применяемого оборудования, операцию, состояние поверхности заготовки, глубину резания. Для каждой области применения, как правило, рекомендуется несколько близких по свойствам марок твердых сплавов, расположенных по степени предпочтительности.

Первый столбец каждой таблицы соответствует предпочтительным маркам твердых сплавов для усредненных условий эксплуатации. При высокой жесткости технологической системы или при необходимости уменьшения подачи и, соответственно, увеличения скорости резания, целесообразно выбирать твердые сплавы по второму столбцу. При пониженной жесткости технологической системы, необходимости повышения подачи или надежности инструмента целесообразно выбирать твердые сплавы по третьему столбцу.

Для расчета режима резания при токарной обработке коррозионно-стойких сталей была разработана система поправочных коэффициентов на подачу и скорость резания в зависимости от основных условий эксплуатации режущего инструмента (таблицы 4...7). Основным принципом построения системы является то, что положительное влияние прочности твердого сплава на подачу возрастает в более тяжелых условиях эксплуатации (например, черновая операция, неравномерный припуск, большая

глубина резания), а положительное влияние твердости твердого сплава на скорость резания возрастает в более легких условиях эксплуатации (например, числовая операция, непрерывный припуск, малая глубина резания).

Таблица 4 – Выбор поправочных коэффициентов на подачу K_s при обтачивании и подрезании на мелких и средних станках

Условия эксплуатации			K_s в зависимости от марки твердого сплава				
Характер обработки	Характер припуска	Глубина резания, мм	ВК3-М	ВК6-ОМ, Т15К6	МС2215, ВП1325, ВП1255, ВК6-М	ВП1455, ВК10-ОМ, ВК10-ХОМ	ВК15-ХОМ, ВК8
Черновая и чистовая	Непрерывный	До 3	0,95	1,0	1,05		
		Св. 3... до 7		0,9	1,0	1,1	
		Св. 7		0,8	0,85	1,0	
	Прерывистый	До 3		0,85	1,0	1,15	
		Св. 3... до 7			0,8	1,0	1,2

Таблица 5 – Выбор поправочных коэффициентов на скорость резания K_v при обтачивании и подрезании на мелких и средних станках

Условия эксплуатации			K_v в зависимости от марки твердого сплава				
Характер обработки	Характер припуска	Глубина резания, мм	ВК3-М	ВК6-ОМ, Т15К6	МС2215, ВП1325, ВП1255, ВК6-М	ВП1455, ВК10-ОМ, ВК10-ХОМ	ВК15-ХОМ, ВК8
Черновая и чистовая	Непрерывный	До 3	1,2	1,0	0,8		
		Св. 3... до 7		1,15	1,0	0,85	
		Св. 7			1,1	1,0	0,9
	Прерывистый	До 3		1,15	1,0	0,85	
		Св. 3... до 7			1,1	1,0	0,95

Таблица 6 – выбор поправочных коэффициентов на подачу K_s при обтачивании и подрезании на крупных и тяжелых станках

Условия эксплуатации			K_s в зависимости от марки твердого сплава			
Характер обработки	Характер припуска	Глубина резания, мм	ВК6-ОМ, Т15К6	МС2215, ВП1325, ВП1255, ВК6-М	ВП1455, ВК10-ОМ, ВК10-ХОМ	МС1465, ВК15-ХОМ, ВК8
Черновая и чистовая	Непрерывный	До 5	0,9	1,0	1,1	
		Св. 5 ... до 15		0,85	1,0	1,15
		Св. 15			0,8	1,0
	Прерывистый	До 5 мм	0,85	1,0	1,15	
		Св. 5 ... до 15		0,8	1,0	1,2
		Св. 15			0,75	1,0

Таблица 7 – выбор поправочных коэффициентов на скорость резания K_v при обтачивании и подрезании на крупных и тяжелых станках

Условия эксплуатации			K_v в зависимости от марки твердого сплава			
Характер обработки	Характер припуска	Глубина резания	ВК6-ОМ, Т15К6	МС2215, ВП1325, ВП1255, ВК6-М	ВП1455, ВК10-ОМ, ВК10-ХОМ	МС1465 ВК15-ХОМ ВК8
Черновая и чистовая	Непрерывный	До 5 мм	1,2	1,0	0,8	
		Св. 5 до 15		1,15	1,0	
		Св. 15			1,1	1,0
	Прерывистый	До 5 мм	1,15	1,0	0,85	
		Св. 5 до 15		1,1	1,0	0,9
		Св. 15			1,05	1,0

Такая система поправочных коэффициентов дает возможность, в зависимости от характера решаемых задач, производить выбор режимов резания по критериям минимума приведенных затрат, максимума производительности и минимума затрат при заданном расходе инструмента.

Коэффициент $K_s=1$ соответствует предпочтительным для данных условий твердым сплавам (см. таблица 4 и 6). При высокой жесткости технологической системы или необходимости уменьшения подачи и, соответственно, увеличения скорости резания целесообразно выбирать твердые сплавы повышенной износостойкости по столбцу слева от коэффициента $K_s=1$. При пониженной жесткости технологической системы, необходимости повышения подачи или надежности инструмента предпочтительнее использовать твердые сплавы повышенной прочности по столбцу справа от коэффициента $K_s=1$. Так, например, в автоматизированном производстве при высоких требованиях к надежности инструмента для черновой обработки рекомендуется не сплав ВК10-ХОМ, а более прочный сплав ВК15-ХОМ (таблица 4, припуск - прерывистый, глубина резания - свыше 3 до 7 мм).

Несмотря на более высокую стоимость пластин из новых марок твердых сплавов или пластин с износостойкими покрытиями, затраты потребителя на обработку единицы продукции по сравнению с традиционно применяемыми марками ниже благодаря либо улучшению количественных характеристик надежности инструмента, либо повышению подачи или скорости резания.

Литература

- 1 Металлообрабатывающий твердосплавный инструмент: Справочник / В.С.Самойлов, Э.Ф. Эйхманс, В.А. Фальковский и др.–М.: Машиностроение, 1988. – 368 с.
- 2 Сборный твердосплавный инструмент / Г.Л Хае, В.М. Гах, К.Г. Громаков и др. – М.: Машиностроения, 1989. –256с.
- 3 Верещака А.С. Работоспособность инструмента с износостойким покрытием. – М.: Машиностроение, 1993. – 336 с.

УДК 539.5:621.922.34

Таращанский М. Т.

ВУНУ им. В. Даля, г. Луганск, Украина

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ВЕЛИЧИНЫ ИСКАЖЕНИЯ РЕЖУЩЕЙ КРОМКИ АНИЗОТРОПНОГО ОТРЕЗНОГО КРУГА

The work contains approach decision to the problem of a degree definition of non-uniformity of a form of Diamond ID Saw Blade under action of in regular intervals uniformly distributed loading.

Введение

Одним из способов резки слитков монокристаллов полупроводниковых материалов на пластины является резка алмазными отрезными кругами с внутренней режущей кромкой (АКВР). Формообразование ленты, из которой изготавливают корпус АКВР, производят способом холодной прокатки, что приводит к возникновению у ленты анизотропии механических свойств, в направлении прокатки и в направлении, перпендикулярном ей, препятствует равномерному натяжению корпуса круга и приводит к неравномерности распределения напряжений на режущей кромке и искажению ее формы после натяжения. Последнее приводит к возрастанию динамических составляющих сил резания, ухудшению качества отрезаемых пластин и стойкости инструмента.

Уменьшить анизотропию можно совершенствованием исходной структуры стали до прокатки и применением термообработки. Однако полностью избавиться от анизотропии этими средствами не удастся. В связи с этим возникает задача оценки величины искажений режущей кромки, возникающих в анизотропном корпусе АКВР под действием равномерно распределенных по окружности растягивающих усилий q .

В различных постановках аналогичная задача рассматривалась в работах [1,2]. Применяемый в этих работах математический аппарат комплексных потенциалов Лехницкого приводит авторов к необходимости применения численных методов, что не дает возможности оценить степень искажения режущей кромки для сколько-нибудь широкого диапазона изменения параметров задачи.

Здесь предлагается математическая модель, позволяющая получить приближенные аналитические выражения для величины искажения режущей кромки ортотропных отрезных кругов в предположении слабой анизотропии его механических свойств.

Построение модели

Рассмотрим расчетную схему, представленную на рисунке, и будем полагать, что оси координат направлены по главным осям упругой сим-

метрии. Для модулей упругости и коэффициентов Пуассона примем следующие обозначения: $E_x = E_1$, $E_y = E_2$, $G_{xy} = G$, $\mu_x = \mu_1$ и $\mu_y = \mu_2$, причем $\frac{E_1}{\mu_1} = \frac{E_2}{\mu_2}$. Будем также полагать для определенности, что $E_1 > E_2$.

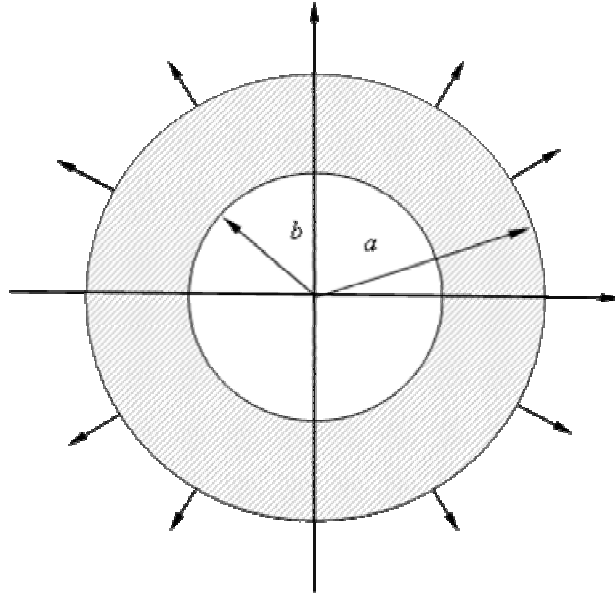


Рисунок – Расчетная схема напряженного состояния АКВР

Тогда уравнение напряженного состояния для функции напряжения φ в отсутствии объемных сил для ортотропного отрезного круга в декартовой системе координат имеет вид

$$\frac{\partial^4 \varphi}{\partial x^4} + \left(\frac{E_1}{G} - 2\mu_1 \right) \frac{\partial^4 \varphi}{\partial x^2 \partial y^2} + \frac{E_1}{E_2} \frac{\partial^4 \varphi}{\partial y^4} = 0. \quad (1)$$

Решив это уравнение, можно будет определить распределение напряжений для ортотропного отрезного круга.

Дифференциальный оператор

$$D = \frac{\partial^4}{\partial x^4} + \left(\frac{E_1}{G} - 2\mu_1 \right) \frac{\partial^4}{\partial x^2 \partial y^2} + \frac{E_1}{E_2} \frac{\partial^4}{\partial y^4}$$

в левой части этого уравнения не является бигармоническим и запись его в полярной системе координат приводит к трудно анализируемым громоздким выражениям. Заметим сначала, что заменой переменных $y' = \sqrt{\frac{E_2}{E_1}} y$

оператор D можно привести к симметричному виду

$$D' = \frac{\partial^4}{\partial x^4} + \left(\frac{\sqrt{E_1 E_2}}{G} - 2\mu_1 \right) \frac{\partial^4}{\partial x^2 \partial y'^2} + \frac{\partial^4}{\partial y'^4}.$$

Допустим теперь, что отрезной круг обладает слабой анизотропией механических свойств, т. е. допустим, что $E_1 \approx E_2$ и введем обозначение

$k = \sqrt[4]{\frac{E_2}{E_1}}$. Согласно принятому допущению, справедливо неравенство $k < 1$.

Тогда можно считать, что $G \approx \frac{E_1}{2(1 + \mu_1)}$ и потому

$$2 - \frac{\sqrt{E_1 E_2}}{G} + 2\mu_1 \approx 2(1 - k^2)(1 + \mu)$$

Следовательно, уравнение (1) относительно переменных x, y' можно записать в виде

$$\frac{\partial^4 \varphi}{\partial x^4} + 2 \frac{\partial^4 \varphi}{\partial x^2 \partial y'^2} + \frac{\partial^4 \varphi}{\partial y'^4} = 0$$

или, при переходе к полярной системе координат (ρ, θ) , связанной с переменными x, y' , получаем

$$\left(\frac{\partial^2}{\partial \rho^2} + \frac{1}{\rho} \frac{\partial}{\partial \rho} + \frac{1}{\rho^2} \frac{\partial^2}{\partial \theta^2} \right) \left(\frac{\partial^2 \varphi}{\partial \rho^2} + \frac{1}{\rho} \frac{\partial \varphi}{\partial \rho} + \frac{1}{\rho^2} \frac{\partial^2 \varphi}{\partial \theta^2} \right) = 0.$$

Решение этого уравнения, удовлетворяющее граничным условиям $\sigma_\rho|_{\rho=a} = q$, $\tau_{\rho\theta}|_{\rho=a} = 0$ и $\sigma_\rho|_{\rho=b} = 0$ дается известными формулами Ламе

$$\sigma_r = \frac{qa^2}{a^2 - b^2} \left(1 - \frac{b^2}{r^2} \right), \quad \sigma_\vartheta = \frac{qa^2}{a^2 - b^2} \left(1 + \frac{b^2}{r^2} \right).$$

Здесь следует оговорить, что указанные граничные условия выполняются именно на деформированных под действием натяжения контурах $\rho = a$ и $\rho = b$. Возвращаясь к полярной системе координат (r, ϑ) , связанной с исходными переменными x, y , получим

$$\sigma_r = \frac{qa^2}{a^2 - b^2} \left(1 - \frac{b^2}{r^2(1 - (1 - k^2)\cos^2 \vartheta)} \right),$$

$$\sigma_\vartheta = \frac{qa^2}{a^2 - b^2} \left(1 + \frac{b^2}{r^2(1 - (1 - k^2)\cos^2 \vartheta)} \right).$$

Учитывая, что в принятом допущении $E_1 \geq E_2$ справедливо неравенство $0 \leq (1 - k^2)\cos^2 \vartheta < 1$ и, следовательно,

$$(1 - (1 - k^2)\cos^2 \vartheta)^{-1} \approx 1 + (1 - k^2)\cos^2 \vartheta,$$

то выражения для напряжений можно записать следующим образом

$$\sigma_r = \frac{qa^2}{a^2 - b^2} \left(1 - \frac{b^2}{r^2} \right) + \frac{q_0 a^2 b^2}{r^2 (a^2 - b^2)} \cos^2 \vartheta, \quad (2)$$

$$\sigma_\vartheta = \frac{qa^2}{a^2 - b^2} \left(1 + \frac{b^2}{r^2} \right) + \frac{q_0 a^2 b^2}{r^2 (a^2 - b^2)} \cos^2 \vartheta,$$

где $q_0 = q(1 - k^2)$ и второе слагаемое в каждом из выражений представляет собой вклад, вносимый анизотропией. Заметим, что полученные выражения аналогичны выражениям для напряжений в случае неравномерно натянутого изотропного круга [3].

Отсюда можно получить относительную неравномерность окружного напряжения на режущей кромке, обусловленную анизотропией как отношение амплитуды второго слагаемого к величине первого слагаемого, т.

е. как $\frac{q_0}{2q} = \frac{1 - k^2}{2}$. Если, например, $\frac{E_1}{E_2} = 1,3$, то $\frac{q_0}{2q} = 0,0615$. При этом

внутреннее отверстие отрезного круга представляет собой эллипс с отношением полуосей, равным k , что вытекает из записи уравнения $\rho = b$ в полярной системе координат (r, ϑ) .

Выводы

Для холоднокатаной стальной ленты можно принять (см. [1]) $E_1 = 2,16$ МПа и $E_2 = 1,96$ МПа, тогда $k = 0,976$. Это означает, что для круга АКВР 860×305×0,35 разность полуосей внутренней окружности не менее 3,7 мм, а для круга АКВР 1180×410×0,38 эта величина составляет уже около 5 мм. при допуске ≤ 40 мкм. Таким образом, даже достаточно малая анизотропия влечет чувствительное искажение формы режущей кромки отрезного круга. Методы измерения и устранения указанных искажений изложены в работах [3,4] и здесь не рассматриваются.

Литература

- 1 Петасюк Г. А. К вопросу о сохранении круглой формы режущей кромки кругов АКВР при натяжении // Сверхтвердые материалы. – 1989. – №4. – С.37-40.
- 2 Петасюк Г. А., Таланцев Л. Л. О влиянии анизотропии материала полотна кругов АКВР на его напряженно-деформированное состояние // Сверхтвердые материалы. – 1981. – №3. – С.43-47.
- 3 Тарашанский М.Т. Неравномерность натяжения отрезного круга // Вісник Східноукраїнського національного університету. – 2003. – вип. 7(65). – С. 53-58.
- 4 Ерошин С. С., Тарашанский М. Т. Определение степени неравномерности натяжения отрезного круга по частоте собственных колебаний // Ресурсозберегаючи технології виробництва та обробка тиском матеріалів в машинобудуванні: сб. наук. пр. – Ч.1. – Луганськ: вид-во Східноукр. нац. ун-ту ім. В. Даля, 2003 р. – С. 121-126.

РАЗДЕЛ 2

Качество и надежность металлообрабатывающего оборудования

УДК 621.9.014

Бабин О.Ф., Ковалев В.Д.
ДГМА, Краматорск, Украина

ДИНАМИЧЕСКАЯ УСТОЙЧИВОСТЬ НАПРАВЛЯЮЩИХ ТЯЖЕЛЫХ СТАНКОВ

The problems of activity and calculation of guides of blended friction are reviewed. The mathematical models are adduced that permitting to evaluate response curves of friction processes and to increase positioning accuracy.

Введение

Направляющие металлорежущих станков обеспечивают правильность траектории движения рабочих органов и воспринимают нагрузки от сил резания и привода перемещений. Поскольку точность формообразующих движений для тяжелых станков на 60 и более процентов зависит от направляющих, к ним предъявляются высокие требования по качеству рабочих поверхностей, контактной жесткости, величине и постоянству сил трения, демпфированию, долговечности и другим характеристикам.

В тяжелых станках еще широко используются направляющие смешанного трения – это вызвано следующими достоинствами: высокой контактной жесткостью, хорошими демпфирующими свойствами, простотой и малой стоимостью изготовления. Кроме того, новые материалы и, в особенности, новые смазки позволили значительно улучшить характеристики трения и повысить износостойкость направляющих смешанного трения.

Постановка задач исследования

Вопросы работы и расчета направляющих смешанного трения рассмотрены рядом авторов, которые оценивали динамические характеристики процессов трения и повышения точности позиционирования. Это Кудин В.А., Равва Ж.С., Орликов М.Л., Пуш В.Э., Г.Опитц, Вейц В.Л. и другие.

В этих работах даются такие рекомендации по управлению режимом работы приводом и приводятся конструкции приводов малых перемещений обеспечивающих равномерность и точность этих перемещений.

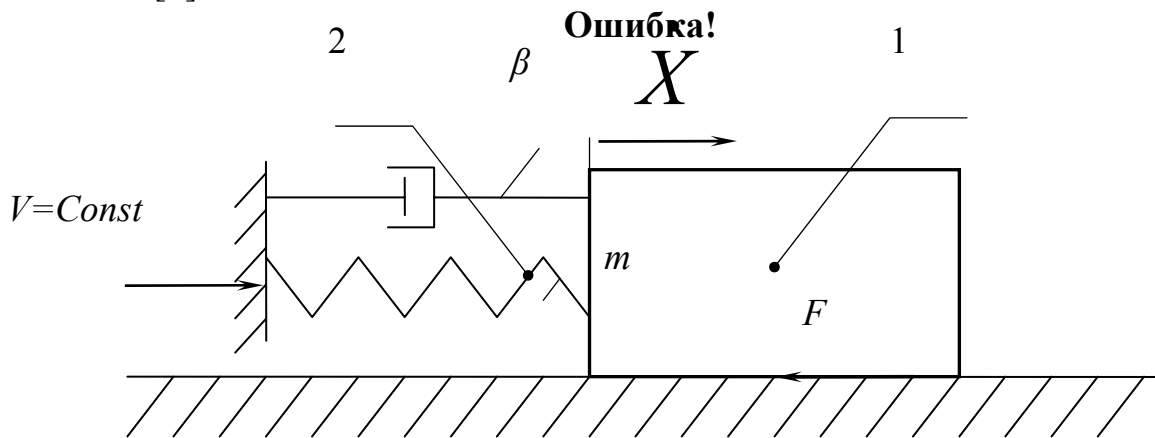
Результаты исследований

Авторы исследовали устойчивость процесса трения в направляющих тяжелых токарных и глубокорасточных станках, которая в значительной степени влияет на производительность и точность обработки, особенно для станков с ЧПУ, привода которых при линейной и круговой интерполяции работают в режиме «разгон – торможение».

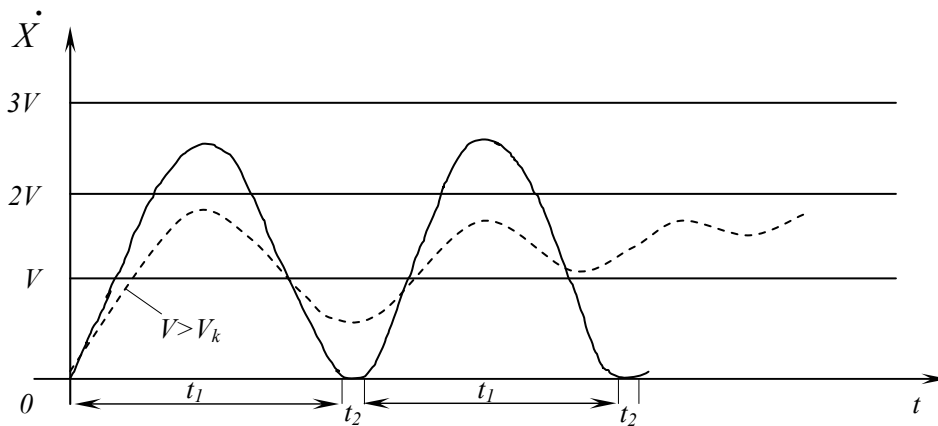
Существует критическая скорость, характерная для данной упругой системы привода, ниже которой имеет место фрикционные автоколебания подвижных узлов. Если рассмотреть простейший случай привода с постоянной жесткостью (рис 1), то уравнение движения с учетом затухания, пропорционального скорости имеет вид:

$$m \ddot{x} + \beta(\dot{x} - v) - k(x_0 + vt - x) + F = 0, \quad (1)$$

где m - масса подвижного узла; \dot{x} - скорость движения узла; v - скорость задающего устройства; β - коэффициент затухания в приводе и направляющих; x_0 - начальная деформация в момент трогания при силе трения покоя $x_0 = \frac{F_n}{k}$; k - приведенная жесткость привода; F - сила трения движения. [1]



а



б

а - расчётная схема: 1 - подвижный исполнительный узел; 2 - привод перемещений;

б - График зависимости \dot{x} от t

Рисунок 1 – Расчётная схема и график фрикционных автоколебаний исполнительного узла

Условием самовозбуждения автоколебаний является двузначность зависимости силы трения от скорости перемещения, т.е. одному значению скорости соответствуют два значения силы (рис 2). [2]

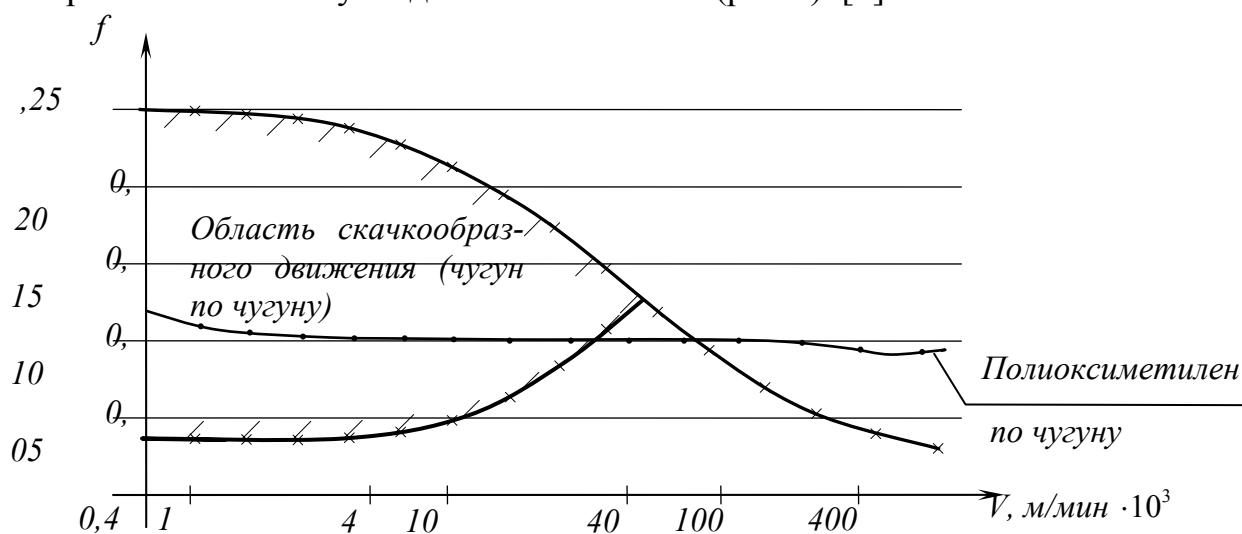


Рисунок 2 – Характеристика смешанного трения для различных материалов

Как видно из уравнения (1) повышение плавности медленных перемещений достигается стабилизацией силы трения, увеличением жесткости привода, а также демпфированием колебаний.

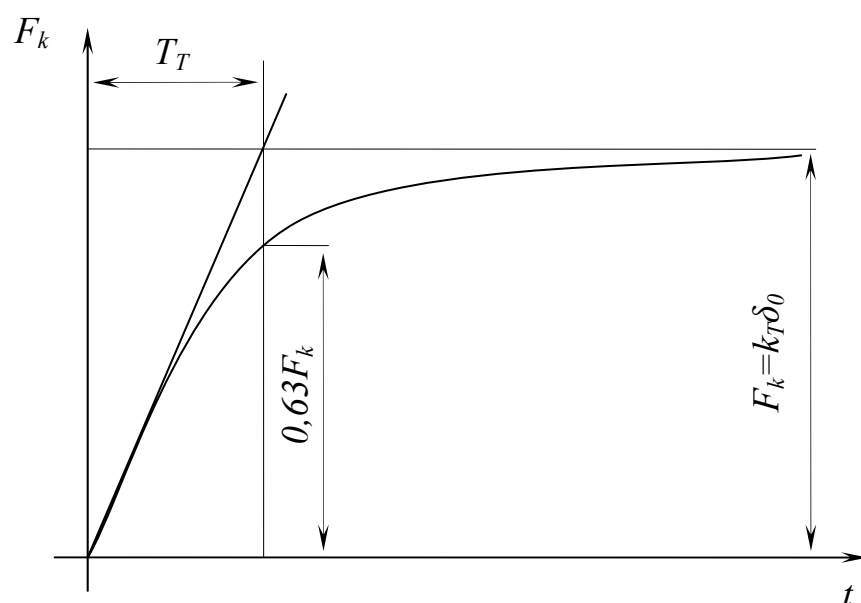
Стабилизацию сил трения обеспечивают выбором рациональной компоновки и схемы нагружения узла, материала направляющих, вида и режима смазки. Влияние материала направляющих в значительной мере характеризует разность Δf коэффициентов трения покоя и движения. Сила трения при переходе от покоя к движению мгновенно изменяет свое значение на величину $\Delta F = F_n - F_d$, т.е. двузначность силы трения соответствует значению скорости $v=0$. Для традиционных материалов направляющих и смазок Δf в среднем равно 0,08. [3]

Для резкого уменьшения Δf и обеспечения плавности медленных перемещений узлов применяют новые полимерные материалы на основе фторопласта, эпоксидного компаунда, а также антискачковые масла.

Автоматическим регулированием демпфирования можно, независимо от изменения величины возмущающей силы, обеспечить плавное медленное перемещение подвижного узла. Для этой цели авторами разработан проект суппорта, снабженного активным демпфером, осуществляющим осциллирующее движение в направлении перемещения подвижного узла. [4] В этом случае значительно уменьшается различие в силах статического и кинематического трения. Следует отметить, что особенно эффективно

применение вынужденных колебаний в режиме резонанса со свободными контактными колебаниями, что позволяет уменьшить мощность привода демпфера, а также упростить конструкцию суппорта и повысить осевую жесткость привода.

В работе [5] построена динамическая характеристика процесса трения по контактной деформации. Показано, что при скачкообразном изменении контактной деформации сила трения изменяется по экспоненте (рис 3).



T_T - постоянная времени трения;
 K_T - статическая характеристика трения;
 δ_0 - деформация в нормальном направлении

Рисунок 3 – Зависимость контактной силы трения F_k от t

В общем случае, если рассматривать станок, как систему с тремя степенями свободы, динамические свойства станка описываются совокупностью девяти амплитудно-фазовых частотных характеристик. Применительно к суппорту токарного станка (рис 4), нас интересуют передаточная функция упругой системы в виде $W_{yc} = R_{xx} W_{xx} + R_{xz} W_{xz} + R_{zx} W_{zx}$ являющейся в данном случае доминирующей.

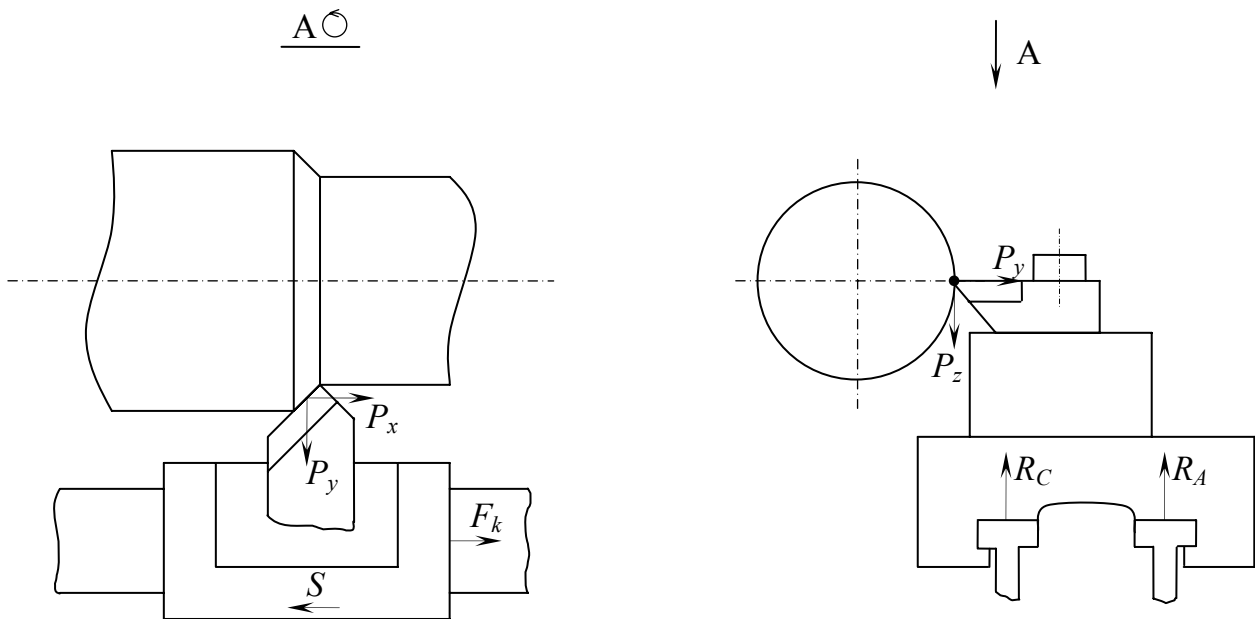


Рисунок 4 - Схема суппорта токарного станка

В.А.Кудинов [6] рассматривает динамическую модель системы с трением как систему с двумя степенями свободы, имеющую две статические характеристики: по контактной деформации $K_T = \frac{F_{k1}}{Z_H} = f \cdot j_H$ и по гидродинамической составляющей $K_v = \frac{F_{k2}}{\dot{X}}$.

Здесь j_H - жесткость направляющих в нормальном направлении; \dot{X} - скорость скольжения.

Динамическая модель с двумя степенями свободы и в линейной постановке может быть описана следующей системой уравнений:

$$m \ddot{x} + \beta_x (\dot{x} - v) - k_x (x_0 + vt - x) = -k_T z_H;$$

$$m \ddot{z} + \beta_z \dot{z} + k_z z = -k_v \dot{x}.$$

Таким образом, мы представляем силу трения как имеющую две составляющие $F_k = F_{k1} + F_{k2}$, одна из которых пропорциональна контактным деформациям F_{k1} , а вторая пропорциональна скорости скольжения (гидродинамическая составляющая) F_{k2} и они соответствуют передаточным функциям упругой системы $W_{yc} = R_{xz} W_{xz} + R_{zx} W_{zx}$.

При разработке суппорта с активным демпфером [4] передаточная функция упругой системы равна $W_{yc} = R_{xx} W_{xx}$ и этот случай можно рассматривать как плоскую задачу с одной степенью свободы.

Висновки

Экспериментально построенные амплитудно-фазовые частотные характеристики (АФЧХ) упругой системы станка в направлениях R_{xx} и R_{xz} (R_{zx}) показывают, что динамическая жесткость в направлении R_{zx} (R_{xz}) на 2-3 порядка выше, чем в направлении R_{xx} [2].

Учитывая, что динамическая жесткость упругой системы в направлении R_{xx} , то есть в направлении привода подач, влияет на скорость тангенциального нагружения, а следовательно и на автоколебательный режим было предложена конструкция суппорта с активным демпфером, создающим вибрации в направлении оси Z . В этом случае АФЧХ упругой системы решается с помощью уравнения $W_{yc} = R_{xz} W_{xz}$.

К тому же, кроме постоянства жесткости привода подач, упрощается конструкция самого суппорта, за счет исключения промежуточного звена (осциллирующего механизма) и имеется возможность создавать более высокие частоты вибраций.

Применение суппортов тяжелых станков с ЧПУ с более совершенными динамическими характеристиками направляющих позволяет обеспечить точное позиционирование (обход по контуру) за счет управления режимом работы привода при непрерывном автоматическом управлении процессом торможения, останова и разгона в соответствии с сигналами датчиков обратной связи.

Література

1. Пуш В.Э. Конструирование металлорежущих станков. – М.: Машиностроение, 1977. – 392 с.
2. Опитц Г. Современная техника производства. – М.: Машиностроение, 1975. – 280 с.
3. Орликов М.Л. Динамика станков. – Киев.: Выща школа, 1989, -270 с.
4. Бабин О.Ф., Ковалев В.Д. Повышение устойчивости процесса трения в направляющих тяжелых станков. Надежность режущего инструмента и оптимизация технологических систем.- Краматорск., 2002. - №12 – с 89-92.
5. Бабин О.Ф., Ковалев В.Д., Донченко А.И. Динамические характеристики процессов трения в направляющих. Надежность режущего инструмента и оптимизация технологических систем. Краматорск, - 1999, с 204 – 207.
6. Кудинов В.А. Динамическая характеристика процесса сухого трения. Сухое трение. Рига, - 1961, с 37 – 41.

УДК 621.9.014

Донченко Е.И., Сердюк А.А., Гузенко В.С.
ДГМА, г.Краматорск, Украина

ВИХРЕТОКОВЫЙ ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЬ ВИБРОПЕРЕМЕЩЕНИЙ С АВТОНАСТРОЙКОЙ ДЛЯ ДИАГНОСТИРОВАНИЯ СТАНКОВ

The question of development and research of the contactless device for research of dynamics of milling machine tools is considered.

Введение

Качество обработки при фрезеровании на станках фрезерно-расточной группы определяется динамическими характеристиками станочной системы при работе под нагрузкой. Однако находящиеся в эксплуатации станки в подавляющем большинстве изношены, характеризуются низкой точностью и виброустойчивостью.

Возникающие в связи с этим проблемы требуют проведения тщательных исследований работы механизмов станка, степени износа подвижных соединений, характера возмущающих воздействий, построения полной картины состояния станка.

С целью повышения эффективности эксплуатации станочного оборудования необходима оценка динамического состояния станочной системы, которая производится путем анализа вибраций и упругих смещений различных узлов и элементов. Для решения поставленной задачи требуется мобильный, легко настраиваемый измерительный преобразователь, позволяющий регистрировать вибрации и упругие смещения элементов эксплуатируемого станочного оборудования с амплитудой 0,005-1 мм в диапазоне частот от 0 до 10 кГц.

Анализ известных измерительных средств, применяемых для этих целей, позволил отдать предпочтение бесконтактным вихретоковым преобразователям (ВТП), которые в наибольшей степени удовлетворяют поставленной задаче.

Вихретоковый преобразователь представляет собой плоскую индуктивную катушку небольшого диаметра (3-10мм), с помощью которой бесконтактно с зазором до 4 мм в контролируемой поверхности возбуждаются вихревые токи. Интенсивность вихревых токов зависит от расстояния между катушкой и объектом, от состояния поверхностного слоя объекта (наличие трещин, стыков, края объекте), от электропроводности и магнитной проницаемости поверхностного слоя (глубина проникновения вихревых токов не более 1 мм). Интенсивность вихревых токов контролируется по силе их обратного воздействия на катушку, которое проявляется в изменении амплитуды и фазы напряжения, действующего на катушке.

Преимущества вихретокового преобразователя заключаются в том, что он является практически безинерционным, так как скорость распространения электромагнитных полей равна скорости получения информации; он одинаково воспринимает статические и динамические процессы, например, смещения и вибрации, что упрощает градуировку; позволяет одновременно регистрировать статические и вибрационные перемещения путем измерения постоянной и переменной составляющей выходного сигнала преобразователя; наконец, он позволяет контролировать нарушения целостности поверхностного слоя (образование микротрещин, раскрытие стыков между элементами режущего инструмента при нагружении и др.)

Разработка вихретокового преобразователя с автонастройкой по амплитуде и частоте

Одним из известных способов питания катушки ВТП является подача на нее высокочастотного напряжения по ключевой схеме [1,2]. Достоинство способа – отсутствие необходимости предварительной настройки, однако низкая чувствительность не позволяет рекомендовать его для измерения вибраций в узлах станочного оборудования.

Другим способом является использование измерительной катушки ВТП в составе колебательного контура, что при соответствующей настройке позволяет обеспечить высокую чувствительность измерений [3]. Однако известные схемотехнические решения не позволяют эффективно осуществлять автоматическую настройку контура на металл.

В связи с этим, был создан ВТП, имеющий не только высокую чувствительность, но и обладающий возможностью автонастройки.

Структурная схема автонастраиваемого вихретокового преобразователя виброперемещений приведена на рисунке 1. Для формирования напряжения возбуждения контура 1 ВТП используется пара ключей 2,3 управляемых от делителя частоты 4. На вход делителя частоты подается импульсное напряжение с генератора 5 управляемого напряжением. С контура 1 ВТП высокочастотное напряжение синусоидальной формы подается на входы синхронного детектора 6 и двухполупериодного амплитудного детектора 7. С выхода синхронного детектора через интегратор 8 на вход генератора управляемого напряжением (ГУН) 5 замыкается цепь отрицательной обратной связи по частоте. С выхода двухполупериодного амплитудного детектора 7 через пороговый интегратор 9 замыкается цепь обратной связи по амплитуде, для чего напряжение с выхода порогового интегратора подается на аналоговый вход ключа 2. Изменив знак на инверторе 10 это напряжение поступает и на ключ 3. Выходное напряжение

снимается с интеграторов через выходные усилители-формирователи 11,12.

Устройство работает следующим образом. При подаче напряжения питания начинает работать ГУН 5. За счет наличия порогового напряжения на входе порогового интегратора 9 с его выхода на ключи поступает возрастающее напряжение. Амплитуда колебаний в катушке ВТП начинает возрастать. Выпрямленное при помощи двухполупериодного амплитудного детектора 7 постоянное напряжение, пропорциональное амплитуде колебаний в катушке ВТП поступает на вход порогового интегратора 9. В зависимости от результата сравнения с пороговым напряжением сигнал управления на выходе интегратора начинает возрастать или уменьшаться, обеспечивая стабилизацию амплитуды колебаний в катушке ВТП. Наибольшая чувствительность ВТП достигается при незначительном рассогласовании частоты генератора и резонансной частоты колебательного контура. Для обеспечения настройки частоты коммутации ключей 2,3 на частоту, близкую к резонансной частоте контура 1 ВТП высокочастотный сигнал с контура 1 ВТП подается на вход синхронного детектора, управляемого с делителя частоты 4 таким образом, что среднее напряжение на выходе синхронного детектора 6 равно нулю при незначительном рассогласовании настройки контура и частоты коммутации ключей. Напряжение рассогласования накапливается на интеграторе 8, откуда подается на вход ГУН 5, обеспечивая точную подстройку частоты коммутации при изменении параметров колебательного контура 1 ВТП. Напряжения с выходов интегратора 8 и порогового интегратора 9 поступает на выходные усилители 11, 12, откуда поступает на выходные разъемы прибора.

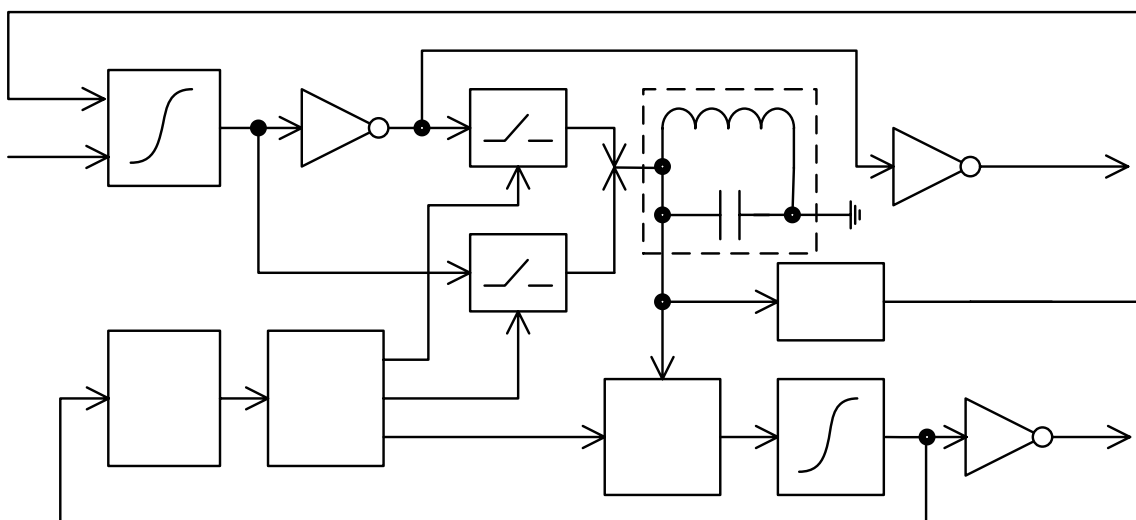


Рисунок 1 – Структурная схема автонастраиваемого ВТП

В зависимости от цели применения прибора разработано две конструкции измерительных преобразователей (катушек) ВТП. Первая предназначена для нахождения областей раскрытия стыков и представляет собой плоскую катушку, помещенную в защитный экран и перемещаемый над измеряемой поверхностью при помощи штанги или непосредственно рукой оператора.

Вторая конструкция, предназначенная для оперативного замера вибрационных параметров на произвольной поверхности станка, представлена на рисунке 2. Для крепления датчика используется кольцевой магнит 1, устанавливаемый на металл станка 2. Магнитопровод 3 защищает измерительную катушку 4 от магнитного поля магнита 1. Пористый материал 5 демпфирует передачу колебаний от поверхности 2 к измерительной катушке 4.

Благодаря такой конструкции датчика вопрос тарировки показаний ВТП упрощается.

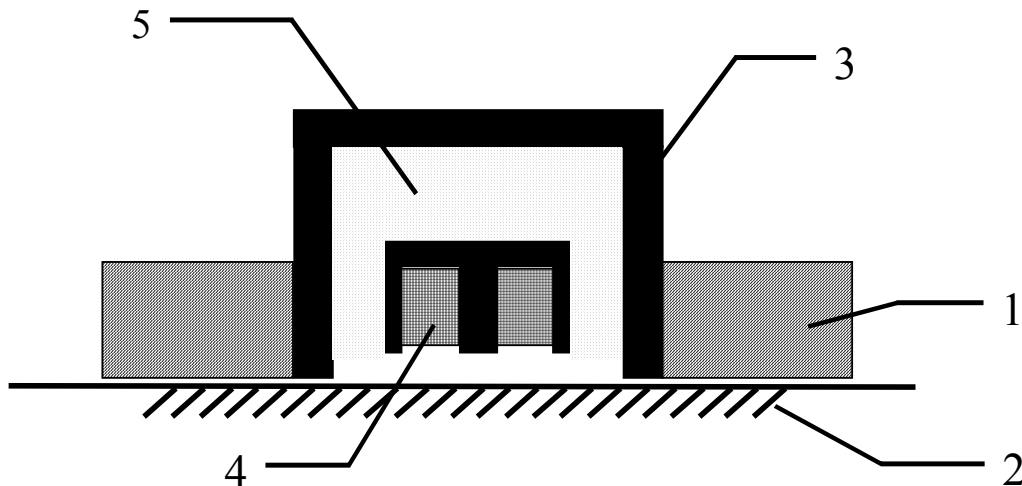


Рисунок 2 – Конструкция накладной катушки для замера уровня вибраций

Испытания прибора проводились в статическом и динамическом режимах. При статических испытаниях призматический объект устанавливался на столике измерительного микроскопа, а датчик жестко закреплялся относительно основания. Начальный зазор между датчиком и объектом устанавливался 0,5 мм. Для компенсации влияния системы автонастройки постоянные времени интеграторов каналов фазы и напряжения увеличивались в 10 раз.

График зависимости выходного напряжения прибора от величины перемещения приведен на рис. 3. Измерения выходного напряжения производились цифровым вольтметром.

Частотный диапазон ВТП определен при помощи динамической головки с закрепленной на диффузоре металлической пластиной. Дина-

мическая головка была подключена к перестраиваемому генератору звуковой частоты 5-16000 Гц.

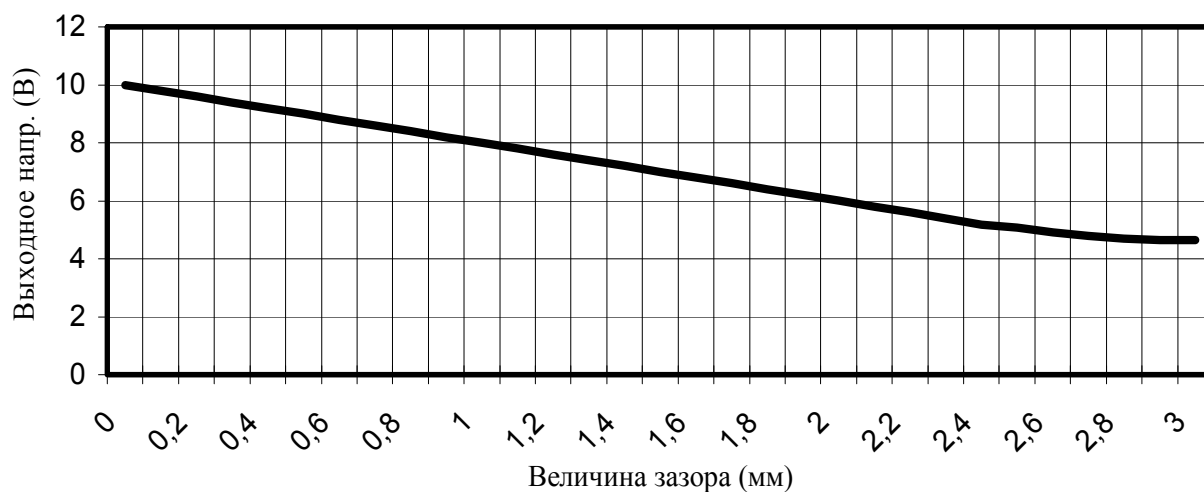


Рисунок 3 – График зависимости амплитуды выходного напряжения от величины зазора

Выводы

Использование двух контуров обратной связи, ГУН с широким диапазоном перестройки частоты, автоматическое поддержание расстройки синхронного детектора относительно резонансной частоты колебания в катушке ВТП позволили обеспечить эффективность измерений в условиях использования широкого спектра конструкций колебательных контуров ВТП без предварительной настройки и на различных регистрируемых поверхностях.

Полученные характеристики демонстрируют высокую линейность передаточной характеристики ВТП в диапазоне изменения зазора от 0,1 до 2,5 мм. Чувствительность прибора позволяет измерять вибрации амплитудой до 5 мкм в частотном диапазоне от 5 до 8000 Гц. Благодаря автонастройке обеспечивается стабильность параметров ВТП во времени.

Литература

1. Патент Ru. Номер публикации 92008164 от 1995.03.27 Рег.номер 92008164/28. Дмитриев Ю.С. Вихретоковое измерительное устройство.
2. Патент Ru. Номер публикации 2185617 от 2002.07.20. Рег.номер 2000102957/28. Ключев А.В. Способ вихретокового контроля и устройство для его осуществления.
3. Гузенко В.С., Сердюк А.А. Диагностический прибор для сборного режущего инструмента. Надежность режущего инструмента. Сб. статей. Вып. 5 /Краматорск: ДГМА, 1994., С.95-100.

Ю.М. Данильченко

Тернопільський державний технічний університет, м. Тернопіль, Україна

ВІБРОАКТИВНІСТЬ ШВИДКОХІДНИХ ПРЕЦИЗІЙНИХ ШПИНДЕЛЬНИХ ВУЗЛІВ НА ОПОРАХ КОЧЕННЯ

The mechanism of forming and transforming the own vibration activity of spindles with roller supports was examined. Basic laws of own vibration activity change due to the action of external load were discovered basing on the modeling motion trajectories, vibration specters and spindle rotation inaccuracies.

Вступ

Сучасний розвиток верстатобудування характеризується неухильним підвищенням вимог до точності та продуктивності металообробного обладнання. Визначальний вклад в забезпеченні високих показників точності та продуктивності металорізальних верстатів належить їх шпиндельним вузлам, 90 ÷ 95% яких виготовляються із підшипниками кочення в опорах. На даний час мінімальна похибка обертання шпинделів на опорах кочення Δ сягає 0,2 ÷ 0,5 мкм, а максимальна швидкохідність $d \cdot n - 2,4 \cdot 10^6$ мм · хв⁻¹ (де d - діаметр посадочної шийки шпинделя в передній опорі, мм; n - частота обертання шпинделя, хв⁻¹) [1].

Точність роботи шпиндельних вузлів на опорах кочення, а власне точність обертання їх шпинделів, визначається рівнем низькочастотних коливань [2], насамперед викликаних дисбалансом шпинделя. Коливання такого типу відбуваються на частоті обертання шпинделя f_0 , Гц. При обробці деталей на верстатах ці коливання викликають похибки розмірів та взаємного розміщення поверхонь.

Амплітуди частотних складових, обумовлених похибкою форми бігових доріжок кілець та різнорозмірністю і овальністю тіл кочення підшипників, набагато менші амплітуди коливань з частотою f_0 . Коливання на частотах, відмінних від частоти f_0 , є причиною виникнення “блукаючого” биття (похибки обертання Δ , [2]) шпинделя. При обробці деталей на верстатах ці коливання викликають похибки форми, хвилястість і шорсткість поверхонь.

Загальною особливістю формування спектру вібрацій підшипників кочення та встановлених на них шпинделів є те, що частоти коливань залежать тільки від кінематичних параметрів підшипників, а саме визначаються певними комбінаціями частот обертання сепаратора відносно зовнішнього (нерухомого) $f_{c/з}$ і внутрішнього (рухомого) $f_{c/в}$ кілець та частотою обертання тіла кочення навколо власної вісі f_m .

Так, згідно [3] з врахуванням того, що $f_0 = f_{c/3} + f_{c/6}$, частотний склад спектру вібраційних збурень підшипників, обумовленого дефектами кілець, визначається виразом:

$$f = |m \cdot f_0 - k \cdot z \cdot f_{c/6}|, \quad k, m = 0, 1, 2, \dots$$

де z – число тіл кочення в комплекті.

Але різні гармоніки похибок форми та хвилястості кілець по-різному впливають на інтенсивність вібраційних збурень. Так, хвилястість зовнішнього кільця (λ) порядку $k \cdot z \pm 1$ викликає інтенсивні радіальні, а хвилястість порядку $k \cdot z$ – осьові вібрації з частотою $f_{m/3} = z \cdot f_{c/3}$. Така ж хвилястість внутрішнього кільця (χ) викликає радіальні вібрації з частотами $\chi \cdot f_{c/6} \pm f_{c/3}$ і осьову вібрацію з частотою $f_{m/6} = z \cdot f_{c/6}$. Інші гармоніки похибок форми та хвилястості кілець викликають вібрації на порядок нижчого рівня.

На вібрацію підшипників певним чином впливають і дефекти комплекту тіл кочення. Так, всі парні порядки похибок форми та хвилястості (ξ) викликають радіальну вібрацію з частотами $\xi \cdot f_m \pm f_{c/3}$ і осьову – з частотами $\xi \cdot f_m$. Різномірність тіл кочення викликає тільки радіальні вібрації з частотою $f_{c/3}$.

Разом з тим, практично не дослідженими лишаються питання механізму змін початкових вібраційних характеристик шпиндельних вузлів на опорах кочення внаслідок дії факторів зовнішнього походження (сил різання, навантажень з боку приводу тощо).

Експериментальні дослідження віброактивності електродвигунів свідчать про певну детермінованість змін власної віброактивності при дії зовнішнього навантаження [4]. Але ці факти не мають належного теоретичного обґрунтування.

Завданням теоретичного дослідження є виявлення закономірностей змін початкових вібраційних характеристик шпиндельних вузлів на опорах кочення внаслідок дії факторів зовнішнього походження.

Дослідження здійснювалось на прикладі моделювання вихідних характеристик точності шліфувальної головки із використанням пружно-деформаційної моделі системи “шпиндельний вузол” [5, 6].

Шліфувальна головка стандартного виконання (рис. 1) має гільзовий корпус. Шпиндель встановлюється на прецизійні радіально-упорні кулькові підшипники типу 2-436106. Передня і задня опора шпинделя містять по два підшипника, зібраних за схемою “тандем”. Система натягу – “пружна”. Попереднє осьове навантаження опор – $Q_0 = 540 \text{ Н}$, що відповідає величині середнього натягу їх підшипників ($Q_0 = 270 \text{ Н}$). Конструктивно натяг підшипників

опор забезпечується розрізною пружиною. Шпиндель оснащено оправкою з циліндричним хвостовиком.

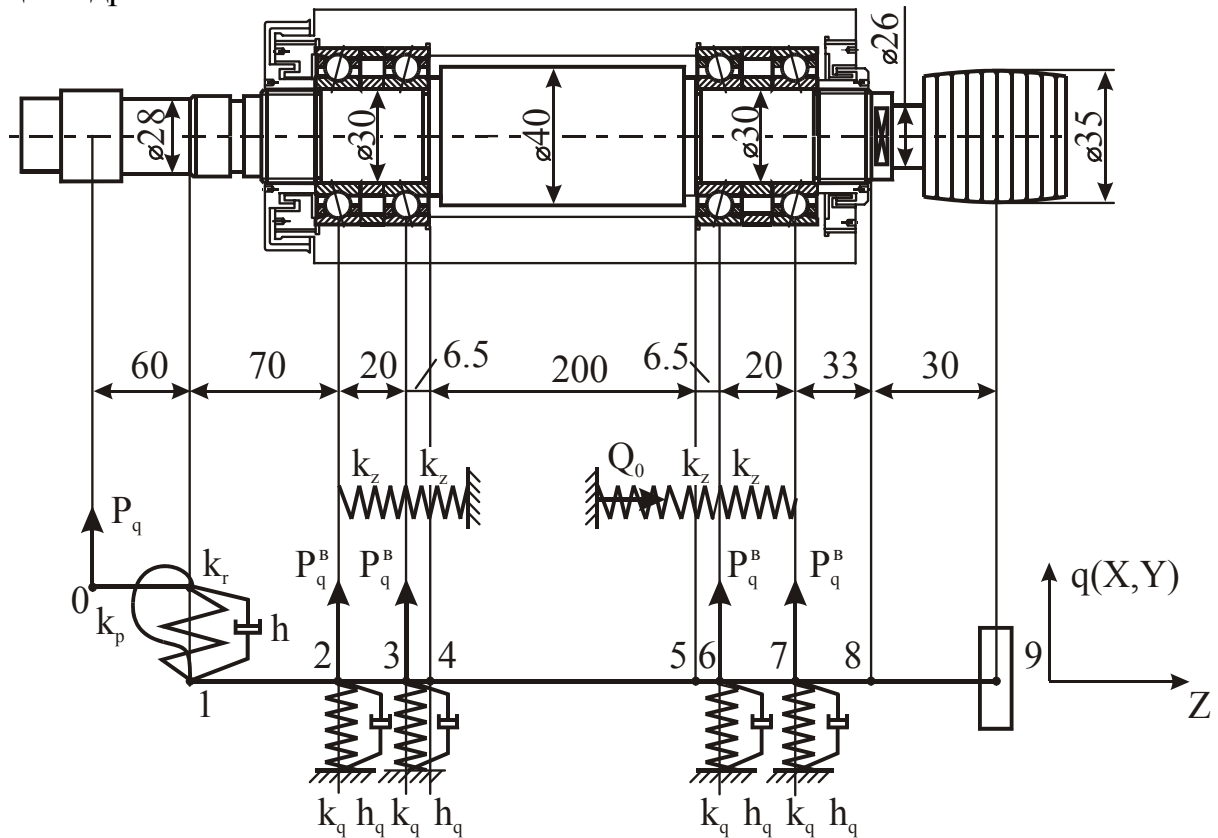


Рисунок 1 – Конструктивна і розрахункова схеми системи “шпиндель – оправка”

При моделюванні враховувались похибки виготовлення бігових доріжок кілець і тіл кочення підшипників, що входять в склад опор шпинделя. Загальні значення відхилень від круглості доріжок: $0,236 \div 0,655$ мкм (зовнішні кільця), $0,340 \div 0,658$ мкм (внутрішні кільця). Різномірність комплектів кульок $0,027 \div 0,030$ мкм.

Прийнято такі характеристики підшипників опор і стику оправки із шпинделем:

- коефіцієнт контактної податливості стику оправки із шпинделем $k = 1,7 \cdot 10^{-3}$, мм/МПа;
- постійна часу демпфування стику $T_{h,c} = 200 \cdot 10^{-6}$, с;
- постійна часу демпфування підшипників опор $T_{h,n} = 15 \cdot 10^{-6}$, с;

Зовнішнє зусилля (сила різання) прикладається в нульовому перетині оправки в напрямку вісі $0X$ (рис. 1).

Результати моделювання траєкторій руху переднього кінця оправки при повільному обертанні шпинделя та пружних ліній системи “шпиндель-оправка” подано на рис. 2 і 3.

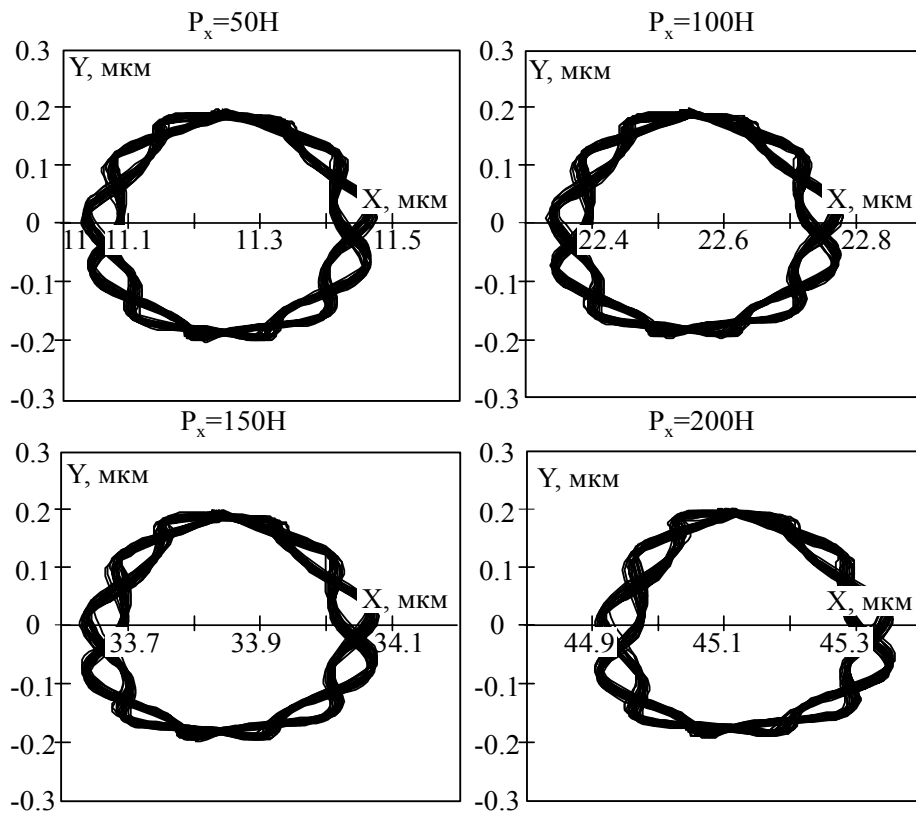


Рисунок 2 – Траєкторії руху переднього кінця оправки при зовнішньому навантаженні в напрямку вісі OX

Як видно, зростання величини зовнішнього навантаження P_x від $50 H$ до $200 H$ супроводжується поступовим спотворенням траєкторії руху (рис. 2) та зміщенням її центру (рис. 3).

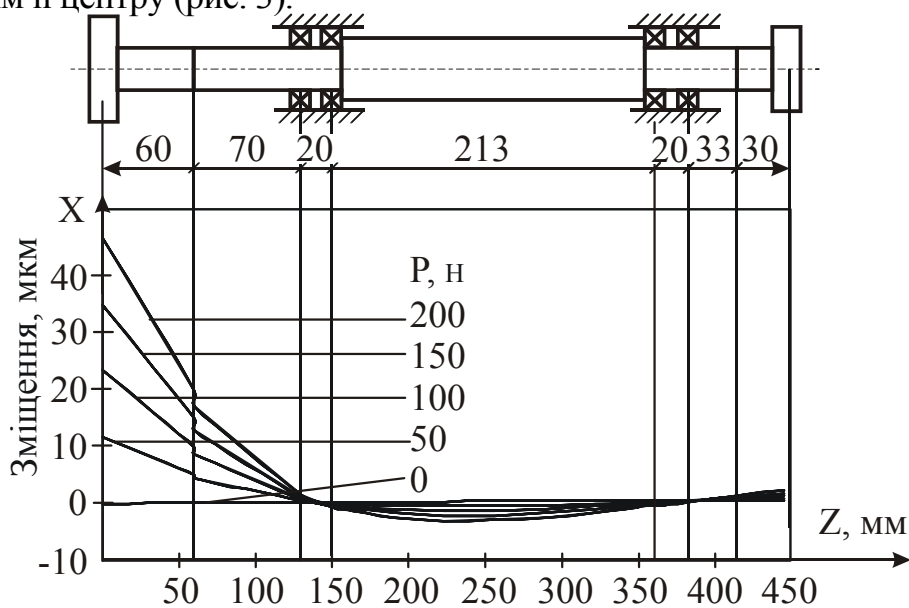


Рисунок 3 – Пружні лінії системи “шпиндель-оправка” при зовнішньому навантаженні в напрямку вісі OX

Порівняння амплітуд частотних складових коливань у напрямках OX і OY (рис. 4) свідчать, що в умовах зовнішнього навантаження, спотворення траєкторії руху переднього кінця оправки насамперед відбувається за рахунок зростання амплітуди 2-ї нормованої гармоніки ($N = f_i/f_0 = 2$, де f_i - частота вимушених коливань) в обидвох радіальних напрямках (OX і OY). Зростання амплітуд інших спектральних складових є незначним, або взагалі відсутнє.

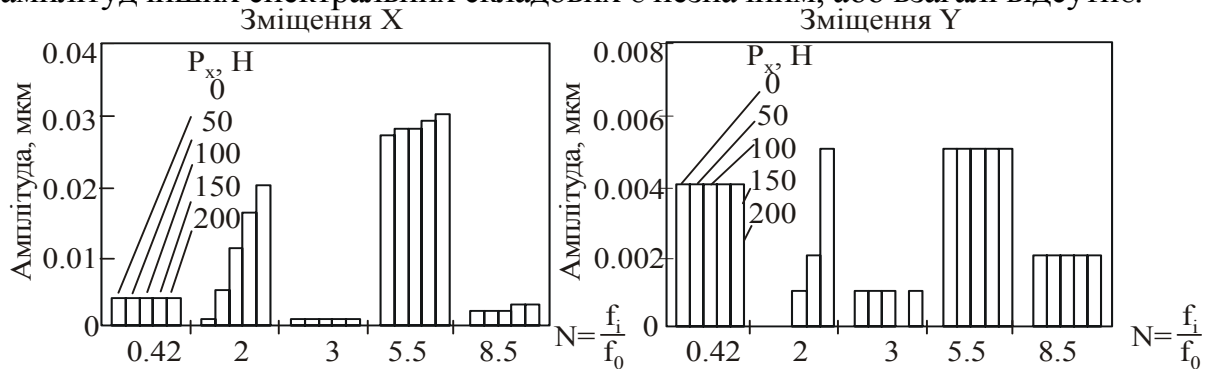


Рисунок 4 – Амплітуди нормованих гармонік N радіальних коливань при зовнішньому навантаженні в напрямку вісі OX

Моделювання похибок обертання шпинделя Δ в динаміці в діапазоні частот обертання $n = 0 \div 2400 \text{ хв}^{-1}$ (до $d \cdot n = 0,72 \cdot 10^6 \text{ мм} \cdot \text{хв}^{-1}$) свідчить про наявність декількох зон із підвищеною інтенсивністю коливань (рис.5).

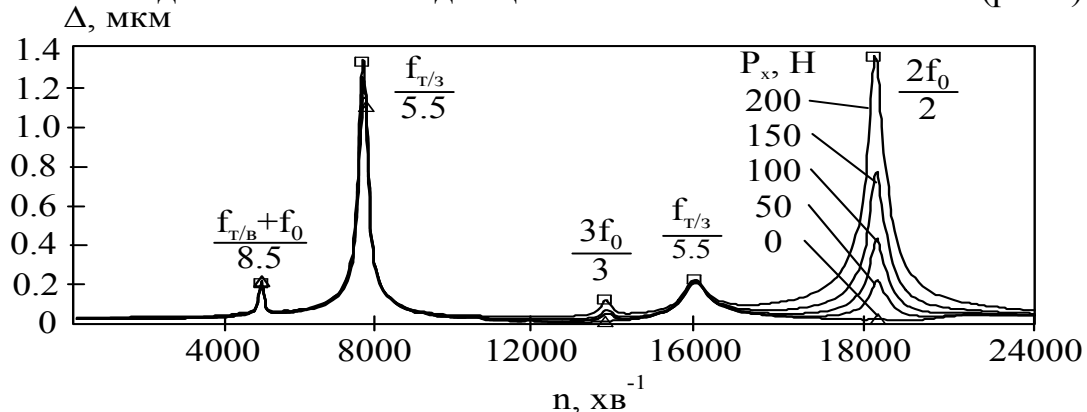


Рисунок 5 – Вплив зовнішнього силового навантаження P_x на формування похибки обертання шпинделя Δ

Причиною утворення цих зон є збіг частот вимушених коливань, викликаних похибками виготовлення підшипників опор шліфувальної головки, із нижніми частотами власних коливань системи “шпиндель-оправка”, а саме:

- $n = 4700 \text{ хв}^{-1}$ - збіг першої власної частоти із частотою $f_{m/e} + f_0 \approx 8,5 f_0$;
- $n = 7200 \text{ хв}^{-1}$ - збіг першої власної частоти із частотою $f_{m/3} \approx 5,5 f_0$;
- $n = 13300 \text{ хв}^{-1}$ - збіг першої власної частоти із частотою $3 f_0$;
- $n = 15500 \text{ хв}^{-1}$ - збіг другої власної частоти із частотою $f_{m/3} \approx 5,5 f_0$;
- $n = 20000 \text{ хв}^{-1}$ - збіг першої власної частоти із частотою $2 f_0$.

При цьому, амплітуди резонансних коливань на першій власній частоті значно більші амплітуд резонансних коливання на другій власній частоті (в 3,3 рази для частоти $f_{m/3} \approx 5,5f_0$).

Головним наслідком дії спрямованого навантаження постійної величини є різке зростання похибки обертання шпинделя при резонансі на подвійній частоті обертання ($2f_0$). Так, в цьому випадку при відсутності дії зовнішнього силового навантаження похибка обертання шпинделя дорівнює $0,025 \text{ мкм}$, а при зусиллі $P_x = 200 \text{ Н}$ - $1,344 \text{ мкм}$, тобто зростає у 53,8 рази. В той же час, похибка обертання при резонансі на частоті $3f_0$ зростає у 9,2 рази; на частоті $f_{m/3} \approx 5,5f_0$ - у 1,2 рази при резонансі на першій власній частоті і у 1,1 рази при резонансі на другій власній частоті.

Висновки

1. Власна віброактивність шпинделів на опорах кочення в низькочастотній області визначається похибками виготовлення бігових доріжок кілець та тіл кочення підшипників та характеризується чітко вираженим частотним складом.

2. Дія спрямованого навантаження постійної величини супроводжується збільшенням величини та щільності початкової віброактивності і головним чином проявляється у значному зростанні амплітуди вимушених коливань із частотою, що відповідає подвійній частоті обертання шпинделя ($f_i = 2f_0$).

3. Для швидкохідних шпиндельних вузлів найбільшу небезпеку являє збіг частоти вимушених коливань $f_i = 2f_0$ із першою власною частотою системи “шпиндель-оправка”, що необхідно враховувати як при проектуванні вузлів, так і в процесі їх експлуатації при виборі режимів роботи.

Література

1. Баласаньян В.С., Васильев А.В., Фигатнер А.М. Подшипники шпиндельных узлов металлорежущих станков // Станки и инструмент. – 1992. - № 2. – С. 28-30.
2. Машиностроение. Энциклопедия. Металлорежущие станки и деревообрабатывающее оборудование. – Т.IV-7 / Под ред. Б.И.Черпакова. - М.: Машиностроение. - 1999. – 863 с.
3. Журавлев В.Ф., Бальмонт В.Б. Механика шарикоподшипников гироскопов. – М.: Машиностроение, 1985. – 272 с.
4. Явленский К.Н., Явленский А.К. Вибродиагностика и прогнозирование качества механических систем. – Л.: Машиностроение, 1983. – 239 с.
5. Данильченко Ю.М. Узагальнена пружно-деформаційна модель шпиндельного вузла // Наукові нотатки. Міжвузівський збірник (за напрямком “Інженерна механіка”). – 2002. – Вип. 11. – С. 126-131.
6. Данильченко Ю.М., Петров С.В. Детермінована математична модель вихідної точності шпиндельного вузла на опорах кочення // Вісник Тернопільського державного технічного університету. Т.7, № 3, 2002. – С.53-60.

Дрыга А.И

ДГМА, г.Краматорск, Украина

КОНТРОЛЬ ПРОЦЕССА ВИБРОСТАБИЛИЗИРУЮЩЕЙ ОБРАБОТКИ ПО ЭНЕРГЕТИЧЕСКИМ ПАРАМЕТРАМ С ЦЕЛЮ ПОВЫШЕНИЯ КАЧЕСТВА ИЗГОТОВЛЕНИЯ КОРПУСНЫХ ДЕТАЛЕЙ ТЯЖЕЛЫХ ТОКАРНЫХ СТАНКОВ

Plastic deformations arising eventually from residual pressure available in cast pig-iron details, result in changes of the initial sizes, and it conducts to loss of accuracy of the machine tool.

Введение

Возникающие с течением времени пластические деформации от имевшихся в литых чугунных деталях остаточных напряжений (ОН), приводят к изменениям первоначальных размеров, а это ведет к утрате точности станка [1].

К чугунным корпусным и базовым деталям металлообрабатывающих станков предъявляются жесткие требования. Так, непрямолинейность направляющих поверхностей чугунной базовой детали точного станка, имеющего длину нескольких метров, не должна превышать 1-2 мкм [2]. Эти высокие требования ко всем параметрам, характеризующим точность формы и расположения ответственных поверхностей обусловлены служебным назначением деталей, на которых монтируются сборочные единицы, ориентирование с высокой точностью (в пределах 6-7 квалитетов). В производственных условиях достижение заданной точности формы этих деталей связано со значительными трудностями, вследствие большой предрасположенности их к короблению.

Однако основное требование к чугунным базовым деталям станков, это обеспечение высокой стабильности их размеров независимо от величины сохранившихся в них ОН, путем использования различных способов стабилизации.

Для этих целей предпочтительно используются термическая обработка (ТО) – низкотемпературный отжиг при 500-600°C или вибростабилизирующая обработка (ВСО).

ВСО – это современный, эффективный технологический процесс, основанный на мировых достижениях науки и техники имеет следующие преимущества в сравнении с ТО:

- энергетические затраты примерно в 500-1000 раз меньше, чем при ТО;
- малая продолжительность техпроцесса ВСО (20...30 мин) по сравнению с ТО (2...3 суток);
- многократное снижение затрат на техническое перевооружение, так как при ВСО, вместо ТО, уменьшаются припуски на механообработку примерно в 2 раза, а это снижает потребность предприятия в метал-

лообрабатывающих станках и отпадает необходимость в строительстве дорогостоящих термических печей.

Все это подтверждено мировой практикой, данными зарубежных машиностроительных фирм [3, 4].

Широкое внедрение ВСО стало возможным благодаря новым разработкам и созданию нового современного виброоборудования [5-8], обеспечивающего эффективное снижение ОН и стабилизацию геометрических размеров корпусных деталей станков после ВСО.

Основная часть

Для ВСО крупных деталей в ДГМА (г. Краматорск) разработаны, изготовлены и эксплуатируются на многих предприятиях (г.г. Санкт-Петербург, Краматорск, Новосибирск, Таганрог, Кривой Рог и др.) виброкомплексы разных моделей, которые по техническим параметрам превосходят известные отечественные и зарубежные установки [6, 8, 11]. Технические решения, заложенные в них, защищены патентами на изобретения ведущих промышленно развитых стран мира [9-10].

В механосборочном цехе Краматорского завода тяжелого станкостроения проведена ВСО литых чугунных корпусов передней бабки, тяжелого токарного станка (рис. 1).

Масса деталей по 1300 кг. Материал СЧ 21-40.

Был использован виброкомплекс ВК-79 с регулируемым вибровозбудителем, способным развивать виброусилия до 30 кН в диапазоне частот до 130 Гц.

Обрабатываемые детали устанавливались на резиновые виброизолирующие опоры. Вибровозбудитель крепился к обрабатываемой детали двумя винтовыми струбцинами. Вибродатчик – пьезоэлектрический преобразователь Д13 устанавливался на расстоянии 1,5 м от вибровозбудителя.

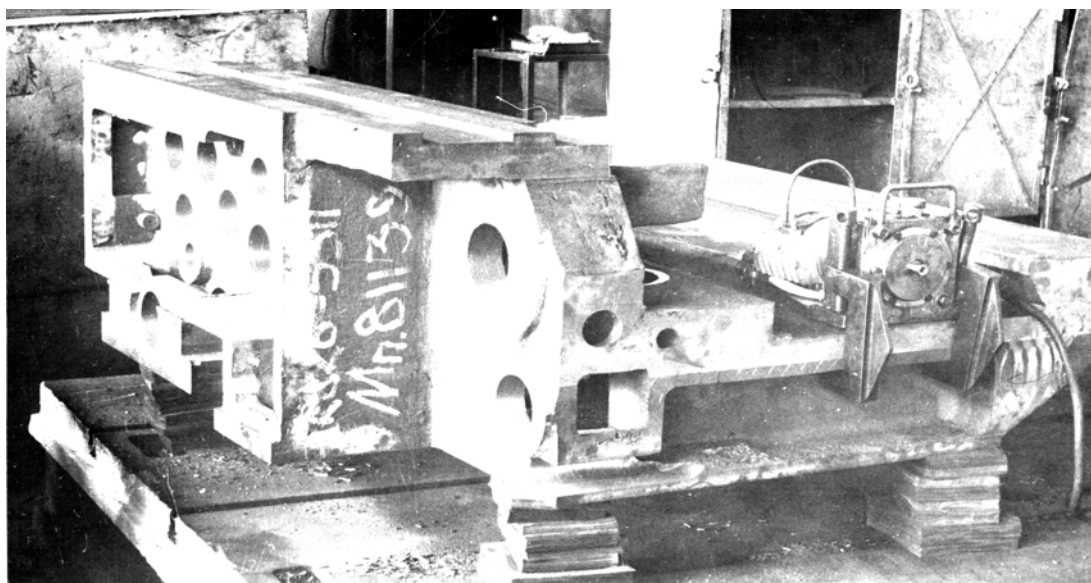
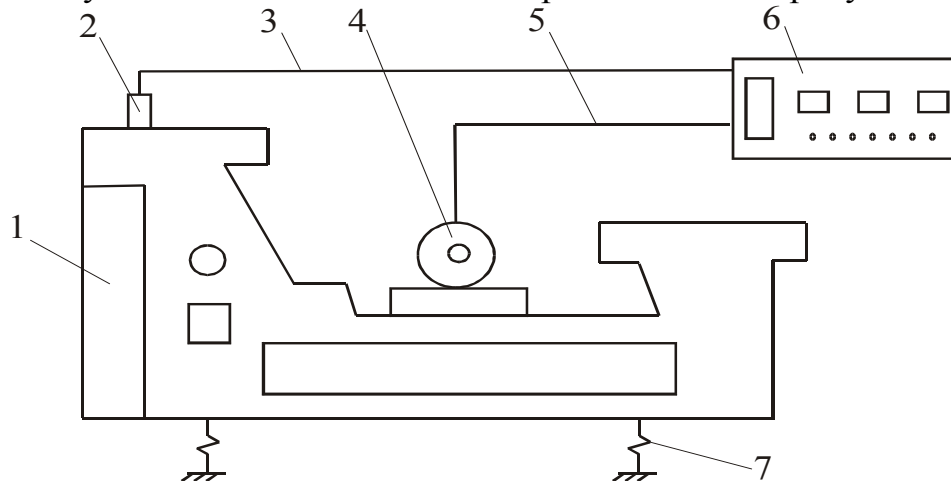


Рисунок 1 – ВСО литой чугунной корпусной детали тяжелого токарного станка

Схема установки для ВСО детали представлена на рисунке 2.



1 – обрабатываемая деталь; 2 – вибродатчик; 3, 5 – кабельные линии; 4 – вибровозбудитель; 6 – пульт управления

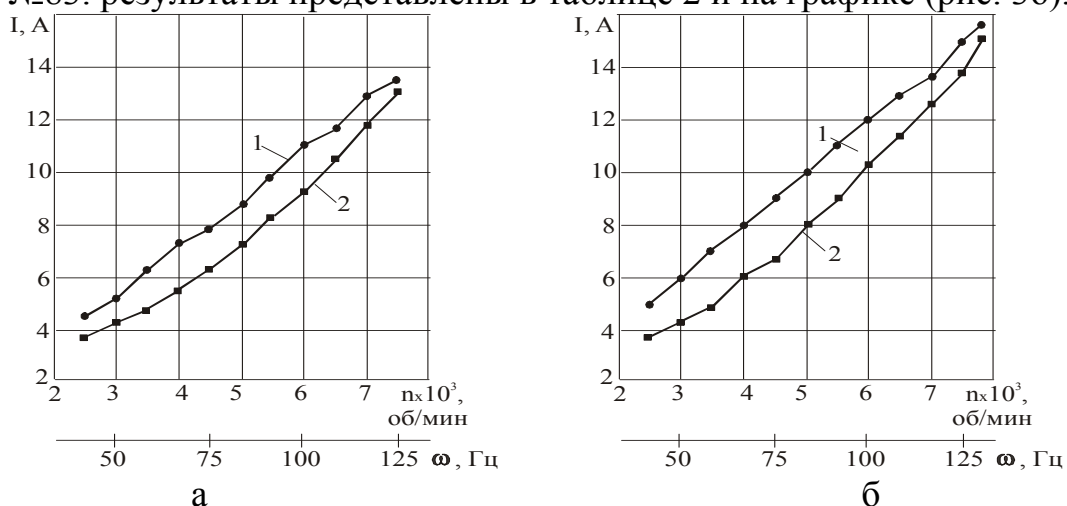
Рисунок 2 – Схема установки для ВСО детали

Перед ВСО по приборам электронного пульта были сняты нагрузочные характеристики вибровозбудителя по току и определены резонансные характеристики обрабатываемой детали.

Затем на резонансных частотах произведена ВСО детали. После ее завершения, заново были сняты нагрузочные характеристики вибровозбудителя по потребляемому току.

Полученные результаты представлены в таблице 1 и графиках зависимостей потребляемого тока вибровозбудителем от частоты возбуждаемых колебаний (рис. 3а), характеризующие эффективность процесса ВСО для детали №82.

По аналогичной методике была подвергнута ВСО чугунная литая деталь №83. результаты представлены в таблице 2 и на графике (рис. 3б).



а – деталь №82; б – деталь №83; 1 – до ВСО; 2 – после ВСО

Рисунок 3 – Графики зависимостей потребляемого тока вибровозбудителем от числа оборотов n (об/мин) и частоты возбуждаемых колебаний ω (Гц) для деталей

Таблица 1 – Результаты ВСО корпуса передней бабки, деталь №82

Снятие нагрузочных характеристик вибро-возбудителя			Показатель эффективности при ВСО	
Число оборотов n, об/мин	Потребляемый ток		Падение тока после ВСО	
	до ВСО I_n , А	после ВСО I_k , А	ΔI , А	ΔI , %
2500	4,4	3,8	1,2	27,3
3000	5,3	4,2	1,1	20,8
3500	6,3	4,8	1,5	23,8
4000	7,2	5,6	1,6	22,2
4500	8,0	6,4	1,6	20
5000	9,0	7,2	1,8	20
5500	10,0	8,2	1,8	18
6000	11,0	9,4	1,6	14,5
6500	11,6	10,4	1,2	10,3
7000	12,8	12	0,8	6,25
7500	13,6	13,3	0,3	2,2

ВСО детали проведена на резонансных частотах в Гц (об/мин): 92 (5500); 85 (5100); 107 (6450); 122 (7300) в течение 25 мин при дисбалансе $\Xi=70\%$.

Таблица 2 – Результаты ВСО корпуса передней бабки, деталь №83

Снятие нагрузочных характеристик вибро-возбудителя			Показатель эффективности при ВСО	
Число оборотов n, об/мин	Потребляемый ток		Падение тока после ВСО	
	до ВСО I_n , А	после ВСО I_k , А	ΔI , А	ΔI , %
2500	5	3,7	1,3	26
3000	6,1	4,3	1,8	29,5
3500	7	5,0	2,0	28,6
4000	8	6,0	2,0	25
4500	9	6,7	2,3	25,6
5000	10	7,9	2,1	21
5500	11	9,0	2,0	18,1
6000	12	10,2	1,8	16
6500	12,9	11,4	1,5	11,7
7000	13,8	12,6	1,2	8,9
7500	15	13,9	1,1	7,1
7800	15,6	15	0,6	4

ВСО детали проведена на резонансных частотах Гц (об/мин): 87 (5200); 94 (5650); 100 (6050); 107 (6400); 119 (7150); 128 (7700) в течение 40 мин при дисбалансе $\Xi=70\%$.

Выводы

Анализ результатов показал, что во всех экспериментах наблюдается снижение потребляемого тока вибровозбудителем после ВСО. Эта тенденция весьма характерна для всех обрабатываемых деталей и свидетельствует о том, что при ВСО происходит интенсивно процесс релаксации внутренних ОН.

При ВСО, вследствие релаксации ОН, обеспечивается стабильность геометрических размеров обрабатываемых деталей.

Литература

1. Адоян Г.А., Герчиков А.М., Гини Э.И. Коробление чугуновых станочных отливок от релаксации остаточных напряжений. //Станки и инструмент, М., 1973. №1. С. 28-30.
2. Коцюбинський О.Ю. Стабілізація розмірів чугуновых отливок., Машиностроение, М., 1974. 296 с.
3. Claxton R.A. and Saunders I.I. Vibratory stress relief. The Metallurgist and Materials Technologist, 1976. Vol. 8, №12. P. 651-656.
4. Vibrations-Stabilisieren gegen Verzug bei der mechanischen Bearbeitung //VSR, Martin Engineering GMBH. – Wiesbaden, 1988.
5. Дрыга А.И. Оборудование для вибростабилизирующей обработки корпусных деталей //Энергомашиностроение, М., 1987. - №7. – С. 41-44.
6. Дрыга А.И. Виброкомплексы для стабилизирующей обработки литых и сварных деталей //Станки и инструмент, М., 1990. - №6. – С. 28-29.
7. Дрыга А.И. Виброблок для уменьшения остаточных напряжений в крупных заготовках //Технология и организация производства, Киев, 1990. - №2. – С. 58-59.
8. Дрыга А.И. Виброкомплекс ВК-86.К3 для вибростабилизирующей обработки крупных сварных и литых деталей //Вестник машиностроения, М., - 1993. - №3. – С. 52-54.
9. Патент 4940336 США, МКИ В 01F 11/00; F 16 Н 33/0. Unbalance vibrator /А.И. Дрыга, А.Г. Eskov (СССР). - №357945; заявлено 30.05.89;опубл. 10.07.90. – 7с. 6 ил.
10. Заявка 2226866 Великобритании, МКИ В 06 В 1/16/ Vibration generator /А.И. Дрыга, V.M. Alekseev, S.A. Polovoi (СССР). - № Р 3900325.6; заявлено 07.01.89; опубл. 12.07.90. – 8с. 6 ил.
11. Дрыга А.И., Бондаренко И.Н., Борсенко В.Н. Анализ технических возможностей и надежности различных типов виброкомплексов для вибростабилизирующей обработки деталей //Машиностроение и техносфера XXI века, Сб. трудов IX МНТК, Севастополь-Донецк, ДонНГТУ, 2002. Т. 1, С. 191-195.

УДК 621.9: 519.256

Воронін С.М., Загудаєв В.В., Пономарьов Л.Д., Баулина Т.В.
ВАТ «КЗВВ», ДІТМ МНТУ, Краматорськ, Україна

ІНФОРМАЦІЙНО-ІНТЕГРОВАНА СИСТЕМА КЕРУВАННЯ ВЕРСТАТОБУДІВНИМ ПІДПРИЄМСТВОМ

Вступ

Успіх підприємства в сформованій в Україні економічній ситуації багато в чому залежить від своєчасності і правильності прийнятих управлінських рішень. Керування являє собою багаторівневий і багатомірний нетривіальний процес, що потребує інформаційної підтримки, але зовсім не вичерпується нею.

Зрозуміло, що інформаційна система не дасть керівнику чіткого рецепта рішення виниклої проблеми. Зрештою, він буде шукати його сам, використовуючи свій досвід, інтуїцію і т.д. Однак допомогти йому прийняти оптимальне рішення, інформаційна система може вже сьогодні.

Послідовне рішення управлінських проблем вимагає інтегрованих системних рішень, а не тільки автономних засобів автоматизації, що перекривають окремі області керування [1]. Автоматизація окремої функції підприємства дозволяє керівнику середньої ланки аналізувати результати своєї роботи. А на сучасному етапі керівнику важливо мати інформацію не тільки про досягнуті успіхи (давати оцінку вже здійсненим фактам), але і створювати на підприємстві комплексні інформаційні системи, що дозволяють йому здійснювати моніторинг усієї фінансово-господарської діяльності підприємства - відстеження процесів, що протікають на підприємстві, у режимі реального часу; складання оперативних звітів про результати роботи за короткі проміжки часу; порівняння цільових результатів з фактично досягнутими. Тоді модель моніторингу, здійснюваного в рамках системи контролінга (що дозволяє перевести керування підприємством на якісно новий рівень, інтегруючи, координуючи і направляючи діяльність різних служб і підрозділів підприємства для досягнення оперативних і стратегічних цілей) можна представити в такий спосіб: на підставі аналізу цільових результатів з фактичними роблять висновок про сильні і слабкі сторони підприємства, динаміці їхньої зміни, а також про сприятливі і несприятливі тенденції розвитку зовнішніх умов, у яких підприємству приходится працювати. Зміна умов зовнішнього і внутрішнього середовища підприємства спричиняє перегляд цільових параметрів: необхідно перевірити наскільки оптимальні поставлені цілі в нових умовах, чи зможе підприємство через зміни, що відбулися, домогтися поставлених цілей. На підставі зміни цільових параметрів, а також прогнозу змін сильних

і слабких сторін самого підприємства коректується план дій по досягненню цілей. І вже цей новий, переглянутий план втілюється в життя, тобто коло замикається.

Основна частина

Інформаційні системи підприємства можна розділити на два великих класи: фінансово-управлінські і виробничі системи. Фінансово-управлінські системи включають підкласи локальних і малих інтегрованих систем. Такі системи призначені для ведення обліку по одному чи декільком напрямкам (бухгалтерія, збут, склади, облік кадрів і т.д.).

Виробничі системи призначені для керування і планування виробничого процесу. Облікові функції, хоча і глибоко пророблені, виконують допоміжну роль і часом неможливо виділити, наприклад, модуль бухгалтерського обліку, тому що інформація в бухгалтерію надходить автоматично з інших модулів [2].

Виробничі системи по багатьом параметрам значно більш складні, чим фінансово-управлінські. На великому промислово-виробничому підприємстві повинна бути створена інформаційна система, де основними механізмами керування є планування й оптимальне керування виробничим процесом. Ефект від упровадження таких інформаційних виробничих систем спостерігається на верхніх рівнях керування підприємством, коли видна уся взаємозалежна картина роботи виробничих ланок, що включає планування, закупівлі, виробництво, запаси, продажі, фінансові потоки і багато інших аспектів. Функції керівників у цьому випадку зведуться не до видобутку, а до аналізу отриманої інформації і своєчасному прийняттю адекватних сформованих ситуації рішень.

При збільшенні складності і широти охоплення функцій підприємства системою, зростають вимоги до технічної інфраструктури і комп'ютерної платформи. Усі без винятку виробничі системи розроблені за допомогою промислових баз даних. У більшості випадків використовується технологія клієнт-сервер, що припускає поділ обробки даних між виділеним сервером і робочою станцією.

Ядром кожної виробничої системи є втілені в ній принципи керування виробництвом, що представляють собою опис найбільш загальних правил, по яких повинне вироблятися планування і контроль різних стадій виробничого процесу: потреб у сировину, закупівель, завантаження потужностей, розподілу ресурсів, обсяг випуску і реалізації й ін [3].

Вихідним стандартом, що з'явився в 70-х роках, був стандарт MRP (Material Requirements Planning), що включав тільки планування матеріалів для виробництва.

Основна концепція MRP у тім, щоб мінімізувати витрати, зв'язані зі складськими запасами (у тому числі і на різних ділянках у виробництві). В основі цієї концепції лежить наступне поняття - Bill Of Material (BOM - специфікація виробу, за якої відповідає конструкторський відділ), що показує залежність попиту на сировину, напівфабрикати й ін. у залежності від плану випуску (бюджету реалізації) готової продукції. При цьому дуже важливу роль грає час. Для того щоб враховувати час, системі необхідно знати технологію випуску продукції (чи технологічний ланцюжок, тобто послідовність операцій і їхня тривалість). На підставі плану випуску продукції, BOM і технологічного ланцюжка здійснюється розрахунок потреб у матеріалах, прив'язаний до конкретних термінів.

Недоліком MRP є те, що розраховуючи потребу в матеріалах, ми не враховуємо виробничі потужності, їхнє завантаження, вартість робочої сили і т.д. Тому, виникла концепція MRP II (Manufacturing Resource Planing - планування виробничих ресурсів). MRP II дозволяє планувати усі виробничі ресурси підприємства (сировина, матеріали, устаткування, персонал і т.д.).

Результатом інтеграції в MRP II можливості керування замовленнями, фінансами і виробництвом, з'явилася концепція ERP (Enterprise Resource Planning - Планування ресурсів підприємства). Таким чином, стандарт ERP дозволив об'єднати всі ресурси підприємства.

Самий останній за часом стандарт CSRP (Customer Synchronized Resource Planning) охоплює також і взаємодія з клієнтами: оформлення наряду-замовлення, техзавдання, підтримка замовника на місцях і ін. Таким чином, якщо MRP, MRP-II, ERP орієнтувалися на внутрішню організацію підприємства, то CSRP включив у себе повний цикл від проектування майбутнього виробу, з урахуванням вимог замовника, до гарантійного і сервісного обслуговування після продажу. Основна суть концепції CSRP у тім, щоб інтегрувати Замовника (Клієнта, Покупця й ін.) у систему керування підприємством. Тобто не відділ збуту, а сам покупець безпосередньо розміщає замовлення на виготовлення продукції - відповідно сам несе відповідальність за його правильність, сам може, відслідковувати терміни постачання, виробництва й ін. При цьому підприємство у свою чергу може дуже чітко відслідковувати тенденції попиту, збуту, просування товару (продукції) і т.д. [2, 4].

На ВАТ «Краматорський завод важкого верстатобудування» прийнята стратегія побудови автоматизованої системи керування підприємством відповідно до принципів стандарту ERP.

Архітектура АСУ КЗВВ являє собою комплекс локальних центрів обробки, аналізу інформації і прийняття рішень, об'єднаних у єдину корпоративну інформаційну систему на основі глобальної обчислювальної мережі підприємства і єдиної інформаційної бази даних, що забезпечує доступ до інфо-

рмації в режимі реального часу з будь-якого локального центра. Інфраструктура АСУ базується на магістральних оптичних лініях, структурованих кабельних системах усередині кожного будинку, технологіях маркірування і штриха-кодування, термінал-серверних і клієнт-серверних рішеннях.

Структурно АСУ КЗВВ являє собою комплекс наступних модулів:

- 1.1. Конструкторська підготовка виробництва
- 1.2. Технологічна підготовка виробництва
- 1.3. Керування матеріально-технічним постачанням
- 1.4. Керування техніко-економічним плануванням виробництва
- 1.5. Керування збутом і реалізацією продукції
- 1.6. Керування фінансами
- 1.7. Керування працею і заробітною платою
- 1.8. Бухгалтерський облік
- 1.9. Моніторинг
- 1.10. Керування персоналом
- 1.11. Керування виробництвом.

Взаємозв'язку між модулями відбивають природні зв'язки, що існують між підрозділами на підприємстві. З організаційної точки зору задачі групуються в робочі місця. Кожне робоче місце закріплюється за конкретним виконавцем і дозволяє в автоматизованому режимі вирішувати усі функції доручені йому. В одне робоче місце можна поєднувати будь-яку кількість задач з будь-яких модулів. Допускається закріплення однієї задачі за декількома робітничими місцями, при цьому забезпечується розмежування прав доступу до інформації.

Наприклад, модуль «*КЕРУВАННЯ ВИРОБНИЦТВОМ*» призначений для підвищення ефективності виробництва і керування на міжцеховому і цеховому рівнях, містить:

На міжцеховому рівні:

- формування варіантів виробничої програми з розбивкою на декади (місяці) і обліком потужності виробництва, циклів виготовлення, забезпеченості (матеріалами, що комплектують і оснащенням);
- облік виконання виробничої програми з указівкою причин і винуватців невиконання (підготовка інформації для декадних нарад);
- регулювання (щодадне) процесу виконання виробничої програми, спрямоване на зменшення впливу дестабілізуючих виробництво факторів, доповнення і коректування програми (декадне завдання);
- включення у виробничу програму нових замовлень або на залишках потужності, або пріоритетної (зі зсувом інших робіт) з оцінкою наслідків;
- різноманітні розрахунки, аналіз варіантів управлінських рішень (планів і регулювання) по декількох показниках і вибір кращого варіанта;

- формування календарних планів міжцехових передач (на декаду, місяць з точністю до доби) з урахуванням потужності цехів;
- щодобовий облік виконання плану міжцехових передач із указівкою причин і винуватців;
- регулювання (диспетчерування) ходу виконання міжцехових планів, спрямоване на зменшення відхилень від плану міжцехових передач;
- розрахунок і аналіз завантаження.

На цеховому рівні:

- формування цехових планів на декаду (місяць) з розбивкою по добі й обліком планів міжцехових передач, потужностей цеху, технології виготовлення ДСЕ, техніко-економічних показників роботи цеху, забезпеченості;
- облік виконання цехових планів і шлюбу з указівкою причин і винуватців відхилень;
- щодобове регулювання ходу виконання цехового плану, включаючи видачу завдань на забезпечення відсутніми матеріалами, що комплектують, заготівлями і т.п.;
- формування змінно - добових завдань з урахуванням забезпеченості, фактичного виходу на роботу і т.п.;
- формування убрання - завдань бригадам і/чи індивідуальним робітникам;
- облік виконання убрання - завдань і змінно - добових завдань;
- облік надходження і передачі ДСЕ.

ЗАБЕЗПЕЧУЄ:

- обґрунтованість прийнятих управлінських рішень з обліком тимчасової й рівневої ієрархії за рахунок використання економіко-математичних моделей;
- можливість різноманітних розрахунків;
- підвищення ступеня виконання договірних зобов'язань;
- зменшення обсягів незавершеного виробництва;
- можливість своєчасного (точно-в-термін) забезпечення виробництва необхідними матеріалами, ПКІ, документацією і т.п.;
- підвищення ритмічності виробництва;
- скорочення циклів виготовлення виробів;
- скорочення обсягів утрат робочого часу і понаднормових робіт;
- зменшення потер зв'язаних з недоліками обліку;
- підвищення завантаження устаткування і продуктивності праці;
- надання по запитах достовірної і своєчасної інформації в обсязі необхідному для прийняття рішень на даному рівні керування.

Функціонально АСУ КЗВВ поєднує в собі — облік, планування, контроль.

Висновки

1. Досягнення ефекту від впровадження АСУ КЗВВ забезпечується за рахунок таких факторів як:

- перехід від задач розрахунково-облікового характеру до задач аналізу і керування;

- повна інтеграція всіх модулів і локальних центрів у єдину систему, за рахунок чого виходять нові системні властивості, яких немає в жодному з модулів — системний ефект (умовно цей факт можна виразити формулою $1+1=3$);

- застосування економіко-математичних моделей підвищує вірогідність прийнятих рішень;

- можливість виконувати різноманітні розрахунки в автоматизованому режимі для прийняття рішень;

- адаптація системи забезпечує її ефективність при умовах функціонування, що змінюються;

- забезпечена простота роботи із системою, від користувачів не вимагаються глибокі знання комп'ютерів і математики, цілком достатньо гарне знання своїх посадових обов'язків.

2. Плани на подальший розвиток:

- імітаційне моделювання, що дозволить ще на етапі планування оцінити можливість виконання замовлень;

- у функціональність АСУ додати прогнозування;

- побудова АСУ КЗВВ відповідно до принципам стандарту CSRP.

Література

1. Бауліна Т.В., Беднов В.О., Кухтік Т.В. Розвиток інтелектуального потенціалу установи. – Київ, ДИТМ МНТУ, 2003.

2. Інформаційні системи керування /Під. ред. Титаренко В.И. – М.: Статистика, 2003.

3. Комп'ютерно - інтегровані виробництва і CALS – технології в машинобудуванні / Т.А. Альперович, В.В. Баранів, С.К. Сергеев і ін. Під. Ред. Б.И. Черпакова. – М.:ГУП «ВИМИ», 1999.

4. Комп'ютерна підготовка рішень і документів /Т.В. Жидкова. – М.: Справа. 2002.

Маковецкий А.В. , Чередниченко В.И. Маковецкий В.В.

ДГМА, Краматорск, Украина

ПРИЕМЫ РОТАЦИОННОЙ ФОРМОВКИ И МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ОБОРУДОВАНИЯ

In the article the idealized approach basing on a mathematical model of search of extreme value of a functional describing a path length in space of parameters of the equipment is offered. The known equipment for processing by methods of running-in is parsed.

Введение

В технике существуют проблемы получения изделий оболочечного типа в условиях мелкосерийного и серийного производства. Эти изделия типа переходов различного рода патрубков реакторов, емкостей для хранения жидкостей и газов могут иметь разную форму, в ряде случаев достаточно сложную. Сложная форма может заключаться в существовании разных полостей, в том числе и внутренних, в изделии. Представление о получаемых формах заготовок дает рис.1.

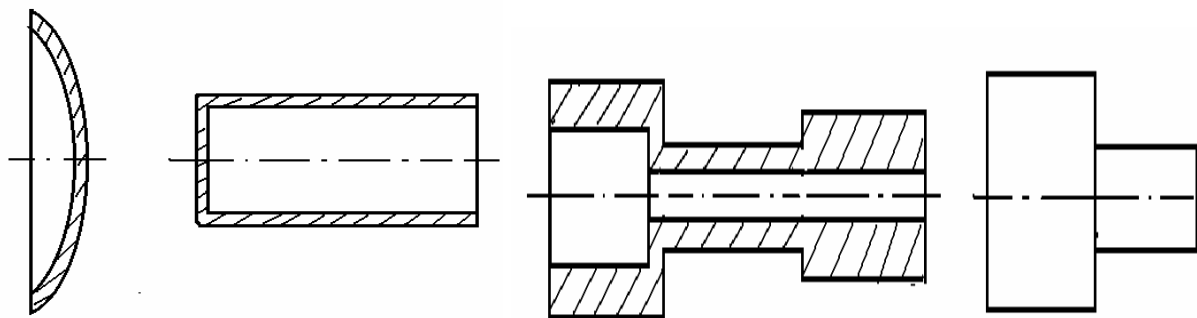


Рисунок 1 – Разнообразные формы изделий, получаемые методами ротационного деформирования

Проблема заключается в том, что сложные изделия в промышленности стало возможным изготавливать цельными, благодаря развитию новых методов и приемов получения заготовок. В частности это относится к получению сложных, преимущественно осесимметричных оболочек, в том числе с небольшой относительной толщиной стенки. В этом направлении известно достаточно много работ, в том числе [1,2,3]. Эти заготовки можно характеризовать рядом технологических показателей, таких как: КИМ заготовки и детали. Предварительно полученные оценочные коэффициенты расходования металла в случае использования процессов получения заготовок, из листа и труб методами ротационной вытяжки, обкатки и формовки, а также листовой вытяжки, приводим в таблице 1.

Таблица 1 - Средние коэффициенты расходования металла

Способ получения изделий с использованием техпроцесса	КИМ _з	КИМ _д
Ротационная вытяжка	0,6...0,95	0,9
Ротационная обкатка	0,95...0,98	0,9
Ротационная формовка	0,95...0,98	0,71

Сравнительные данные, табл.1, получены по результатам работы в лаборатории кафедры технологии и управления производством ДГМА. Они свидетельствуют об эффективности использования процессов ротационной обкатки и формовки для производства, как готовых изделий, так и деталей после последующей ее механообработки заготовок.

Другой стороной проблемы является наличие необходимого специализированного оборудования для выполнения операций ротационной формовки. Для того, чтобы его выбрать или спроектировать новое необходимо определить оптимальный с точки зрения технических и эксплуатационных показателей вариант. Ранее такая задача для давилного оборудования не ставилась и не решалась.

Следовательно целью данной работы является разработка математической модели, которая бы послужила основой для выбора оборудования для производства изделий с помощью ротационных технологий из листа и труб.

Математическая модель оборудования для ротационной формовки и анализ существующего

Как известно используемое оборудование характеризуется рядом показателей, технических и эксплуатационных. К техническим показателям, безусловно, относится мощность, развиваемое усилие, масса, кинематические характеристики рабочих органов, размеры рабочего пространства и другие; к эксплуатационным, величина межремонтных циклов, срок службы и т.д. Они связаны друг с другом, однако вызывает интерес решение проблемы оптимального соотношения между этими показателями кузнечно-прессового оборудования, в частности предназначенного для обкатных работ. Тогда можно считать, что первая группа в пространстве показателей, характеризуется следующими переменными x^1, x^2, \dots, x^j , $j = k$, где k = число технических показателей. В свою очередь эксплуатационные показатели можно характеризовать переменными $x^{j+1} \dots x^{j+2} \dots x^n$, где n - число эксплуатационных показателей соответствующим выделенным переменным. Будем считать, что в пространстве показателей они будут вещественными переменными, изменяются, являясь функцией параметра t . Таким

образом, что $x^i = f^i(t)$, где $t_1 \leq t \leq t_2$ ($i=1,2, \dots, n$), значения, которых известны.

Можно предположить, что оптимальное соотношение показателей и будет соответствовать экстремуму функционала [4]

$$J = \int_{t_1}^{t_2} F(t, x^1, x^2, \dots, x^n, \dot{x}^1, \dot{x}^2, \dots, \dot{x}^n) dt. \quad (1)$$

где $\dot{x}^1, \dot{x}^2, \dots, \dot{x}^n$ - производные от соответствующих величин.

Предполагаем, что переменные зависимы

$$\varphi_j(t, x^1, x^2, \dots, x^n) = 0 \quad j = 1, \dots, k.$$

В этом случае система дифференциальных уравнений ля экстремали будет иметь вид

$$\frac{dG_{\dot{x}^i}}{dt} - G_{x^i} = 0, \quad (2)$$

где $G = F + \lambda_j(t)\varphi_j(x) \quad j = 1, \dots, k$

Необходимо отметить, что в связи производные не вошли. Т.е. мы рассмотрим случай голономных связей. Тогда наиболее благоприятное соотношение может быть достигнуто при минимуме длины пути в пространстве показателей на временном условном интервале, когда выражение (1) примет форму

$$s = \int_{t_1}^{t_2} \sqrt{g_{\alpha\beta} \dot{x}^\alpha \dot{x}^\beta} dt \quad (\alpha, \beta = 1, \dots, n). \quad (3)$$

где $g_{\alpha\beta} = g_{\beta\alpha}$ известная функция переменных x .

Экстремали функционала будут геодезическими в римановом пространстве R_n . Для получения выражений $G_{\dot{x}}$ и G_x могут быть использованы известные значения для величин $F_{\dot{x}}$ и F_x полученные в работе [4]

$$F_{x^j} = \frac{1}{2} (g_{\alpha\beta} \dot{x}^\alpha \dot{x}^\beta)^{-\frac{1}{2}} \frac{\partial g_{\alpha\beta}}{\partial x^j} \dot{x}^\alpha \dot{x}^\beta,$$

$$F_{\dot{x}^j} = (g_{\alpha\beta} \dot{x}^\alpha \dot{x}^\beta)^{-\frac{1}{2}} g_{\alpha j} \dot{x}^\alpha.$$

Используя эти известные выражения после ряда преобразований с левыми частями уравнения, исходя из выражения (2) можно получить, что уравнение Эйлера будет иметь вид

$$g_{\alpha j} \ddot{x}^\alpha + [\alpha \beta, j] \dot{x}^\alpha \dot{x}^\beta - g_{\alpha j} \dot{x}^\alpha \frac{d^2 s / dt^2}{ds / dt} + \left\{ \varphi_j(x) [\lambda_{\dot{x}^j}(t) - \lambda_{x^j}(t)] + \lambda(t) [\varphi_{\dot{x}^j}(x) - \varphi_{x^j}(x)] \right\}$$

Оно и будет являться искомым уравнением геодезических линий.

Что позволит получить кривые в координат эксплуатационных и технологических параметров длина экстремальная длина длины которых и позволит указать на наиболее эффективный вариант оборудования.

Относительно используемого оборудования необходимо отметить следующее.. Необходимо отметить, что оборудование для ротационной вытяжки в США выпускают более 15 фирм, а в Германии такие как Lieifeld , Bonner und Kelle, Metallform выпускают десятки моделей оборудования [5].

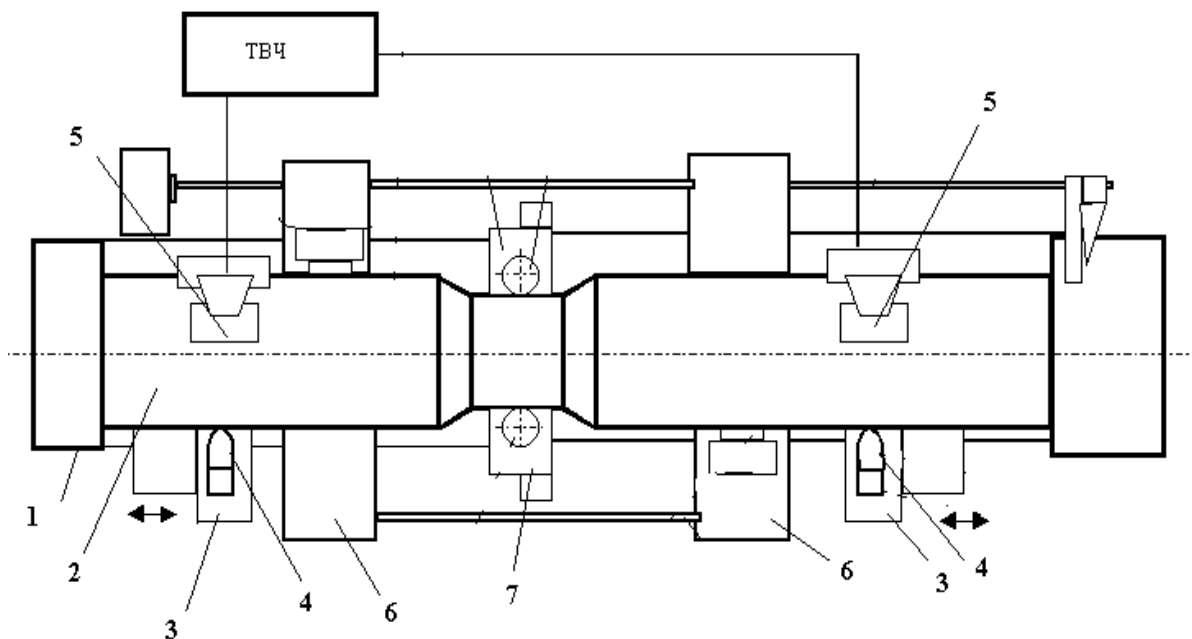
Известен специальный раскатной автомат Конус-2., обрабатывающий изделия диаметром до 200 мм, максимальной длиной детали 350 мм Он имеет два деформирующих ролика максимальным диаметром до 100 мм.

Известны станки и установки для давяльных работ, выпускаемые Рязанским станкостроительным объединением и НИТИ "Прогресс". Оборудование фирмы "Прогресс" представляет собой два типа станков двух и трехроликовые, для холодной раскатки листа с толщиной стенки от 0,5 до 7 мм. Материал высокопрочные стали и титан. Станки комплектуются ЧПУ. Технологические установки типа РТ 305, РТ 305.01 выпускает Рязанский завод, они служат для раскатки деталей цилиндрической, сферической конической и других форм. Установки оснащены ЧПУ, имеют мощность 200кВт и массу до 80 т.

Оригинальная конструкция станка для ротационной обкатки, как валов, так и полых изделий, имеющего два суппорта, разработана авторами работы [6].

Станок имеет оригинальное устройства для закрепления и приведение во вращение заготовки и, кроме того, он снабжен двумя независимыми суппортами несущими давяльные инструменты. Принципиальная схема станка представлена на рис.2.

Предложенная компоновка, рис.2, обеспечивает ротационную обкатку , а также раскатку круглых прутков и трубных заготовок 2, относительной большой длины. Для обеспечения нагрева используется нагревательное устройство 5.

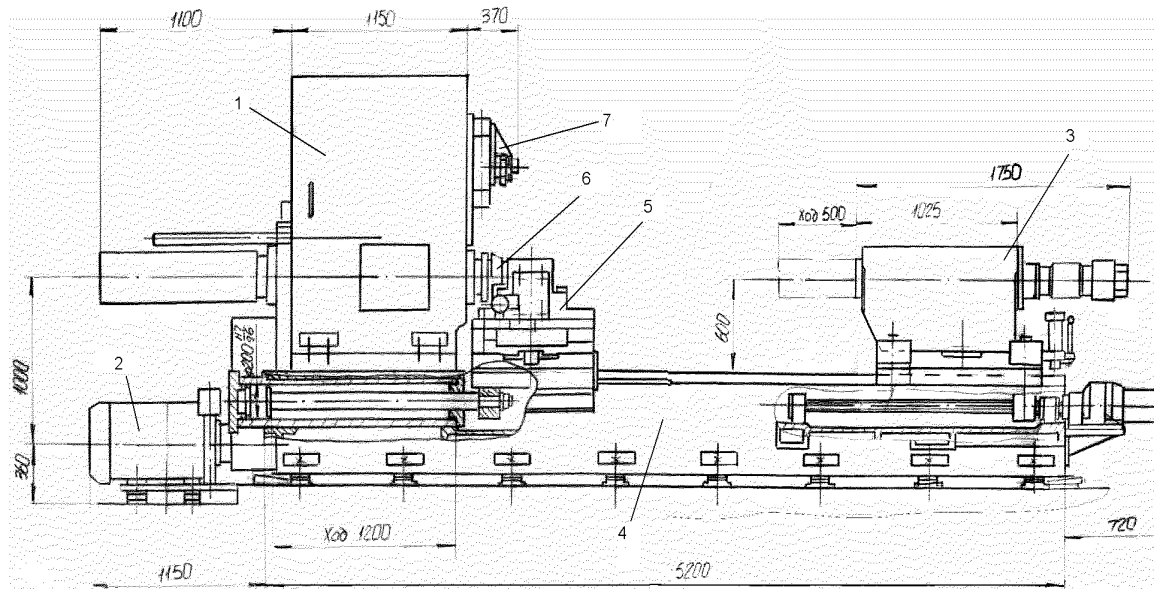


1- упор; 2-заготовка; 3 - суппорт; 4- инструмент; 5- устройство нагрева;
6- привод вращения; 7- привод перемещения

Рисунок 2 – Общая компоновка двухсуппортного станка для ротационной обкатки

Производительность установки достаточно велика, что обеспечивается установкой на нем и работой двух суппортов 3, с давящими инструментами 4.

Оригинальное оборудование также выпускается Краматорским заводом тяжелого станкостроения, это токарно-давяльный станок КЖ9901-М, рис.3.



1- станина; 2- электродвигатель; 3- задняя бабка; 4- станина;
5- горизонтальный суппорт; 6- патрон; 7- вертикальный суппорт

Рисунок 3 – Общий вид токарно-давяльного станка КЖ 9901 М

Он служит для получения заготовок из листа диаметром до 1000 мм, толщиной 1...8 мм., имеет заднюю бабку 3, установленную на станине 4, два суппорта 5 горизонтальный 5 и вертикальный, который может при необходимости выполнять операции резания на установленной с помощью патрона 6 заготовки, рис.3.

Основным недостатком современной ситуации является отсутствие универсального оборудования для деформирования полуфабрикатов из проката трубного или листового. Имеющееся оборудование является узко специализированным, что усложняет его использование в современных меняющихся условиях производства.

Выводы

Способами ротационной формовки может быть изготовлен ряд изделий получаемых ранее составными с помощью сварки. При этом коэффициенты КИМ для заготовки и детали имеют более приемлемые значения чем при использовании других технологий.

Предложена математическая модель оборудования, основанная на поиске экстремали в пространстве технических и эксплуатационных показателей, основывающаяся на использовании тензорного анализа.

На основе анализа выпускаемого предприятиями оборудования установлено, что существует потребность в создании универсальных установок для токарно-давилных и раскатных работ, совмещающих реализацию процессов ротационной обкатки, вытяжки, формовки и раскатки осесимметричных заготовок.

Литература

1. Капорович В.Г. Производство деталей из труб обкаткой М. Машиностроение. 1978. 134с.
2. Могильный Н.И. Ротационная вытяжка оболочковых деталей на станках. М.: Машиностроение. 1983. 192 с.
3. Маковецкий А.В. О систематизации видов заготовок, получаемых комбинированными методами ротационной обкатки // Сб. Удосконалення процесів та обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні. -Краматорськ: ДДМА. -2000. -С.384-388.
4. Сокольников И. С. Тензорный анализ. М.: Наука. 1971.- 373 с.
- 5.Ренне И.П., Белов П.И. Автомат для ротационной вытяжки. // Кузн.штамп. пр-во. 1988. -№5. С.24-25.
- 6.Декларативний Патент України № 43135. *МкВ 21 Д 51/02*.Верстат для виготовлення заготовок типу ступінчастих валів обкочуванням. Опубл.15.11.2001. Бюл..№10.

Воронін С.М., Бауліна Т.В., Пономарьов Л.Д.
ВАТ КЗВВ, ДІТМ МНТУ, Краматорськ, Україна

ПІДВИЩЕННЯ КОНКУРЕНТОСПРОМОЖНОСТІ ВЕРСТАТОБУДІВНОГО ПІДПРИЄМСТВА НА СУЧАСНИХ УМОВАХ

The article shows a phased approach to the organization of control of changes at the machine – tool plant. The tendencies of development of machine – tools are determined. The article also gives the results of realization of innovation project for complex production of machine – tool line for finished treatment of hire.

Після тривалого спаду виробництва у 2000 році керівництво Краматорського заводу важкого верстатобудування (КЗВВ) прийняло рішення про проведення змін для виведення підприємства з кризового стану та для того, щоб в майбутньому бути конкурентоспроможною організацією на вітчизняному і світовому ринках.

Практична діяльність підприємств постійно супроводжується різноманітними змінами так, що фактично операційний, тактичний и стратегічний менеджмент зараз зводиться до управління змінами [1]. Подальший розвиток підприємства залежить від процесів розробки і впровадження процесів управління змінами завдяки введення нових наукомістких технологій, модернізації і реконструкції виробництва, наявності висококваліфікованого та інтелектуального персоналу [2]. Забезпечити успіх підприємства на ринку гідний зробити випуск нової конкурентоспроможної продукції високої якості, а це може здійснюватися тільки при зростанні інтелектуального потенціалу персоналу заводу.

Сьогодні виробників і споживачів наукомісткої продукції глибоко хвилюють тенденції технологічного відставання України в порівнянні з іншими розвинутими країнами. Турбує і той факт, що значна частина продукції вітчизняного виробництва не має сучасного рівня науково-технологічного забезпечення. Тому виробники цілком підтримують зусилля уряду України по створенню механізму інноваційного розвитку нашого суспільства, а також тих першочергових задач по створенню необхідних умов для розвитку персоналу та накопиченню інтелектуального потенціалу, як основного фактора життєдіяльності підприємства. Зміцнення позицій організації в конкурентному середовищі можливо тільки за умови орієнтації на підвищення інтелектуального потенціалу персоналу та ефектив-

ного управління змінами. Тому керівництво КЗВВ прийняло рішення піти шляхом змін.

Менеджерами змін та керівниками вищої та середньої ланки був розроблений План введення змін на ВАТ КЗВВ. На першому етапі вище керівництво КЗВВ офіційно повідомило про проведення змін на підприємстві. В процес введення змін були залучені багата кількість керівників середнього рівня та працівників. Завдяки тому, що працівники мали офіційну інформацію про проведення змін на підприємстві, яка була отримана від керівництва, персонал активно приймав участь в нововведеннях.

Наступний крок пов'язаний з ознайомленням персоналу з новою системою введення змін, системою управління ними, визначенням кінцевої мети, які необхідні для переорієнтації організації у відповідності з новою ринковою ситуацією, яка вимагає вдосконалення продукції від КЗВВ – сучасного конкурентоспроможного верстатобудівного обладнання, яке відповідає вимогам ринку. На цьому етапі були розроблені нова система оцінки результатів, мотивація змін та система компенсації. Це було необхідно, щоб залучити в проект змін низові рівні управління організацією. Також були розроблені програми навчання для отримання нових навичок роботи та підвищення рівня кваліфікації, проведені інтелект-тренінги для керівництва та персоналу для ознайомлення з самим процесом управління змінами, відпрацьовувались основні методики управління змінами, аналізувались та вибирались методи підвищення якості продукції для забезпечення конкурентоспроможності підприємства та ін.

Для успішного введення змін на КЗВВ були створені групи спостереження, які склалися з агентів змін – представників персоналу і керівництва, та менеджерів змін – фахівців, з відповідною кваліфікацією та економічною освітою, які були залучені з сторони. Також було важно виявити з персоналу таких працівників, які швидше інших розуміли необхідність та прийняли нововведення, для залучення інших в цей процес. Члени цієї групи проробляли отриману інформацію та готували пропозиції щодо змін, які необхідно було провести на підприємстві. Менеджери змін мали підтримку керівництва, тобто отримували необхідну інформацію, стосовно економічного та фінансового стану підприємства, його організаційної структури, продукції, яка виробляється заводом, персоналу. Далі були посилені функції управління кадрами планування людських ресурсів, проведення більш ретельного відбору персоналу та призначення відповідних людей на ключеві посади у відповідності з їх професійними характеристиками та управлінськими здібностями. При правильному плануванні людсь-

ких ресурсів введення змін, а також управління ними дуже спростилося. При реалізації плану важним є здійснення контролю за розподілом та впровадженням агентів змін та менеджерів змін, (фасілітаторів). Також важливою функцією реалізації плану є спостереження та контроль за процесом введення механізмів, які дозволять безперервно оцінювати можливі зміни з боку вимог клієнтів, конкурентного середовища, внутрішньої реорганізації. Для цього були створені механізми оцінки факторів зовнішньої та внутрішньої середовищ організації, а також готовності підприємства до змін.

Після впровадження нового процесу управління змінами на підприємстві та ефективної роботі менеджерів змін на заводі були розроблені та реалізовані наступні проекти. Співробітництво персоналу підприємства з менеджерами змін дозволило реалізувати наукомісткі проекти по комплексному виготовленню ліній повного циклу фінішної обробки круглого прокату. Даний спільний проект консолідував науково-технічний потенціал заводу і інтелектуальний потенціал персоналу, а також дозволив одержати економічний ефект і високотехнологічні продукти світового рівня.

У 2002 році Краматорський завод важкого верстатобудування разом з технопарком "Углемаш" розробив інноваційний проект на тему "Розробка й організація виробництва ряду безцентровотокарних верстатів під заготовки діаметрами 6-360 мм із високоміцних сталей і сплавів", яким передбачене освоєння виробництва і випуск нового покоління високопродуктивних верстатів, тобто переорієнтація на виробництва нової лінії продукції. Ці верстати призначені для зняття знеуглецьованого шару з поверхні круглого прокату з високоміцних сталей і титанових сплавів, що дасть можливість підвищити конкурентоздатність продукції металургійних підприємств. Даний проект носить загальнодержавний і міжгалузевий характер, оскільки інноваційна продукція вирішить задачі по відновленню і переоснащенню металургійної галузі. Отримані засоби від реалізації проекту дозволять підприємству провести комплекс робіт з реконструкції та реструктуризації виробництва, розширити технологічний парк обладнання і збільшити випуск сучасної наукомісткої продукції. На сьогоднішній день по інноваційному проекту вже виготовлено і реалізовано 6 верстатів. Одержавши первинний досвід інноваційної діяльності, КЗВВ активно його поширює. Випуск продукції світового класу вимагає і відповідного стану основних фондів. З метою пошуку засобів на проведення технічного переозброєння заводу, розширення ринків збуту, випуску нової продукції, сьогодні разом із вченими і фахівцями технопарку "Углемаш" активно йде розробка другого інноваційного проекту - "Створення технологій для про-

ектування, організації виробництва й іспиту спеціальних верстатів підвищеної точності обробки виробів". Даним проектом передбачений випуск важких токарських верстатів, функціональна оснащеність яких в цілому відповідає існуючим потребам і перспективам розвитку машинобудівної галузі. Співвідношення "ціна - технічний рівень", перспективність і актуальність, дозволять інноваційної продукції, запропонованої в проекті, зайняти ведучу позицію на ринку України, країнах ближнього і далекого зарубіжжя. Верстати, випуск яких планується здійснити по цьому проекту, своїми характеристиками перевершать кращі вітчизняні аналоги, а деякими технічними рішеннями і світові. Сьогодні не існує іншого шляху як підвищення та активізація інтелектуального потенціалу підприємства, основою якого є прискорений рух в інноваційному циклі "наука - інтелектуальний потенціал - виробництво - сфера споживання". Перш ніж проводити самі зміни на підприємстві планом введення змін передбачається ретельно проаналізувати зовнішню та внутрішню середовища підприємства.

Аналіз зовнішнього середовища, в якому підприємство здійснює свою діяльність, включає досконале вивчення основних тенденцій розвитку світового верстатобудування для підвищення конкурентоспроможності КЗВВ на світовому ринку. Тенденції технічного розвитку металорізального обладнання тісно пов'язані з вимогами ринку. У таблиці приведені систематизовані вимоги ринку, які формуються з узагальнених матеріалів ОАО "ЕНІМС", фірми Alien-Bradley (США) і даних, отриманих з інших джерел.

Висновки

1) Інноваційний характер змін у виробництві, пріоритетність якості продукції підвищують вимоги до персоналу, спонукають до розробки нових мотиваційних механізмів, спрямованих на стимулювання творчого відношення до праці і високого професіоналізму працівників.

2) З метою підвищення інтелектуального потенціалу підприємства, а також подальшого розвитку персоналу, збереження професійних кваліфікованих робітників необхідно виконати „Програму розвитку персоналу”, що містить у собі заходи по організації професійного навчання і забезпечення на цій основі високого рівня продуктивності праці і ефективної зайнятості працівників, а також ряд інших стимулюючих до проведення змін та соціально-захистних дій.

Таблиця 1 - Вимоги щодо метало-різального обладнання

Вимоги щодо метало-різального обладнання	Властивості обладнання і організаційні засоби, що забезпечують виконання вимог
Гнучкість , що дозволяє відповідати вимогам ринку	Гнучкість обладнання і системи керування. Легкість і можливість оперативної зміни структури виробничої системи й окремих одиниць обладнання. Інтеграція зведень про роботу обладнання, якості продукції й інших даних на всіх рівнях управління. Сумісність програмного забезпечення для різних CAD/CAM/CAE-систем.
Постійне зростання продуктивності шляхом удосконалення процесів, пов'язаних з роботою обладнання та систем управління.	"Дружність" програмного забезпечення до обслуговуючого персоналу. Доступність даних, зібраних системами контролю, управління й іншими, для аналізу і вироблення управлінських рішень. Агрегатно-модульний принцип побудови обладнання і систем управління для можливості диверсифікованості виробництва. Можливість швидкої інтеграції виробництва. Легкість і простота обслуговування. Скорочення термінів навчання персоналу і впровадження нової техніки. Забезпечення високоефективного використання обладнання.
Зменшення вартості виготовлення одиниці продукції, тобто підвищення прибутку від капіталовкладень у виробництво	Придбання тільки обладнання з необхідними технічними параметрами і технологічними можливостями. Збільшення середнього часу наробітку на відмовлення і мінімізація середнього часу ремонту обладнання. Підвищення продуктивності обладнання. Максимальне використання основних фондів. Одержання максимального прибутку від капіталовкладень у технологію, обладнання, організацію виробництва і управління.
Підвищення конкурентоздатності технологій, які використовуються, обладнання, систем управління, що дає впевненість у постачанні замовнику високоякісної продукції і забезпеченні сервісних послуг	Надання замовнику послуг при зміні технологій і організації виробництва. Підтримка замовника протягом усього періоду життєвого циклу обладнання (CALS-технології). Оперативна підтримка замовника і готовність до співробітництва. Розробка проблемно-орієнтованих систем проектування виробів і комплексних вимог до їхнього впровадження. Стратегія агрегатно-модульної побудови обладнання і відкритої архітектури систем управління. Об'єднання технічного і фінансового управління проектом при рішенні комплексних задач реструктуризації виробництва.

Література

1. Прокопенко И. И. Управление организационными изменениями.- М., 2000.
2. Клейнер Г.Б., Тамбовцев В.Л., Качалов Р.Л., Предприятие в нестабильной экономической среде: риски, стратеги, безопасность. – М.: Экономика, 1997.

УДК 621.9.077

Павленко І.І., Охремчук М.О.

КДТУ, Кіровоград, Україна

ДОСЛІДЖЕННЯ СУМАРНИХ СИЛ ЗАТИСКУ ПРИЗМАТИЧНОГО ЗАХВАТНОГО ПРИСТРОЮ ПРОМИСЛОВОГО РОБОТА

The article regards the definition of summary gripping force when prismatic gripping mechanism of industrial robot keeps the cylindrical parts. It has been established that constructional parameterizes of gripping, the peculiarities of keeping parts and their transporting influences upon summary gripping forces.

Вступ

Конструкція призматичного захватного пристрою повинна задовольняти ряду вимог, серед яких особлива увага приділяється мінімізації масово-габаритних параметрів захвату при забезпеченні надійного утримування об'єкту маніпулювання під час його переміщення. Для визначення раціональних конструктивних параметрів шарнірно-важільного призматичного захватного пристрою, а саме кута призми та довжини важелів, пропонується [1] використовувати рівняння моментів сил навколо одного з шарнірів. Проте, як зазначалося в [2], схема, яка приймалася для розрахунків в [1], передбачала випадок, коли вершина призми захватного пристрою знаходиться на вісі, що проходить через центр деталі, і є поодиноким випадком тільки для деталі з номінальним діаметром $D_{ном}$ (рис.1, а). Враховуючи, що на практиці в основному має місце ситуація, коли діаметр деталі не дорівнює $D_{ном}$, а відповідно вершина призми зміщується на кут $\pm\varphi$ (рис.1, б), для дослідження будемо приймати сили затиску, отримані для наведених умов [2].

Основна частина

Для визначення геометричних параметрів призматичного захватного пристрою промислового робота приймаються сумарні сили затиску RI' і RII' (рис. 1, б), що є проекцією відповідних сумарних сил затиску RI і RII з боку першого і другого важелів на вісь, що проходить через вершину призми. Це пов'язано з тим, що саме проекція цих сил створює моменти навколо точки закріплення важелів і визначає плече L , а відповідно масово-габаритні параметри призматичного захватного пристрою. Тобто сумарний момент сил затиску дорівнює:

$$M_S = [RI' + RII'] \cdot L$$

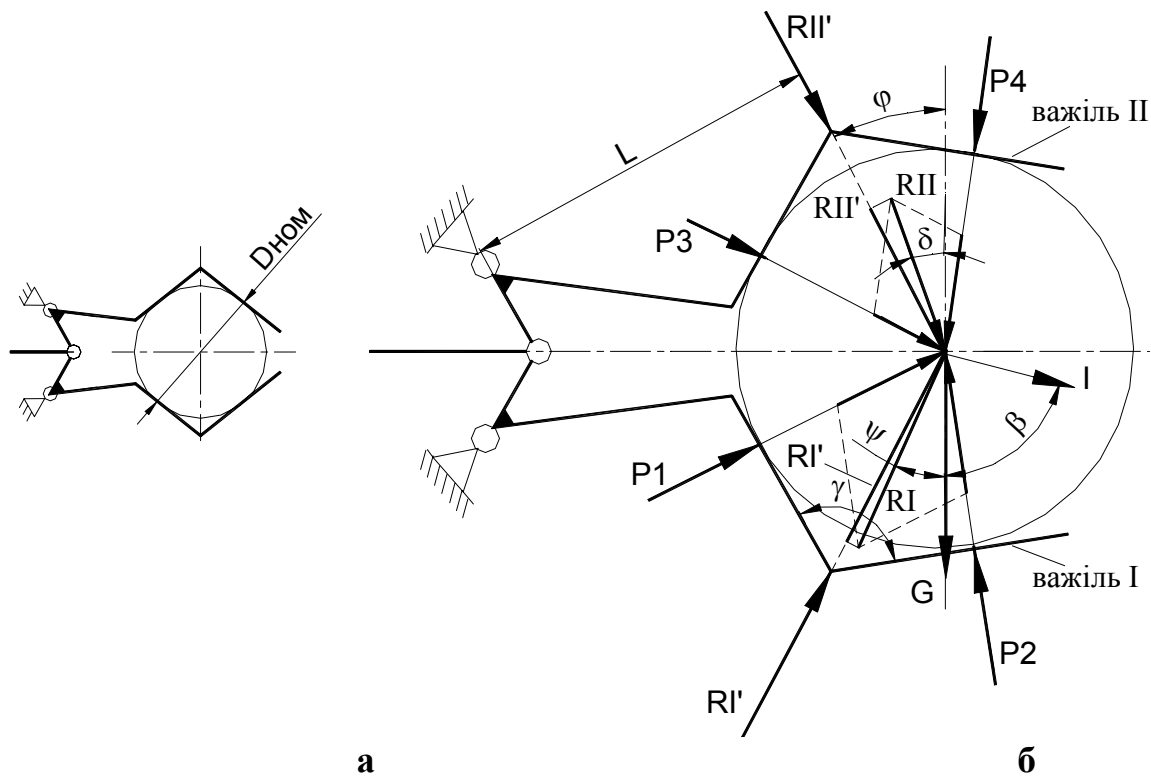


Рисунок 1 – Схема для розрахунку сумарних сил затиску

Величина результуючих сил затиску на відповідних важелях знаходиться з паралелограму сил (рис.1, б):

для I важеля

$$RI = \sqrt{P_1^2 + P_2^2 + 2 \cdot P_1 \cdot P_2 \cdot \cos(180 - \gamma)} \quad (1)$$

для II важеля

$$RII = \sqrt{P_3^2 + P_4^2 + 2 \cdot P_3 \cdot P_4 \cdot \cos(180 - \gamma)} \quad (2)$$

де P1, P2, P3, P4 – сили, що утворюються на відповідних робочих елементах призм в місці контакту з об'єктом маніпулювання [2].

Проекція сил RI і RII на вісі, що проходять через вершини призм визначаються як:

$$RI' = RI \cdot \cos(\psi - \varphi) \quad RII' = RII \cdot \cos(\delta - \varphi) \quad (3)$$

де ψ і δ - відповідно кути спрямування рівнодіючих сил RI і RII відносно вісі OY:

$$\psi = \arcsin\left(\frac{P_1 \cdot \sin \gamma}{RI}\right) - 90 + \gamma / 2 + \varphi = \arcsin\left(\frac{P_2 \cdot \sin \gamma}{RI}\right) + 90 - \gamma / 2 + \varphi \quad (4)$$

$$\delta = \arcsin\left(\frac{P_3 \cdot \sin \gamma}{RII}\right) - 90 + \gamma / 2 + \varphi = \arcsin\left(\frac{P_4 \cdot \sin \gamma}{RII}\right) + 90 - \gamma / 2 + \varphi \quad (5)$$

Виходячи з цього, сумарний момент сил затиску визначається як:

$$M_S = [RI \cdot \cos(\delta - \varphi) + RII \cdot \cos(\psi - \varphi)] \cdot L \quad (6)$$

Величина $RS' = RI \cdot \cos(\delta - \varphi) + RII \cdot \cos(\psi - \varphi)$ є сумою проєкцій сумарних сил затиску на вісі призм.

Аналіз рівнянь (1-6) показує, що до параметрів, які впливають на величину сил затиску відносяться кут призми γ та кут зміщення вершини призми φ , співвідношення сил ваги G і інерції I , кут спрямування сили інерції β , а також матеріал робочих елементів захвату (коефіцієнт тертя f).

Враховуючи вимоги, що ставляться до конструкції захватів промислових роботів, за критерій вибору раціональних геометричних параметрів, на даному етапі проектування, приймалася умова забезпечення мінімально необхідних сил затиску і їх найменше розсіювання за величиною, що забезпечує рівномірне стискання об'єкту маніпулювання в зонах контакту:

$$\begin{aligned} (P_1, P_2, P_3, P_4) &\rightarrow \min ; & RI' &\rightarrow \min ; \\ RII' &\rightarrow \min ; & RS' &\rightarrow \min . \end{aligned}$$

Дослідження впливу кута β на величину сумарних сил затиску деталі при $I=G$ показує (рис. 2), що при утримуванні деталі при $\varphi=0$ сумарна сила затиску спочатку збільшується в діапазоні кута $\beta=0...45^\circ$, а потім поступово зменшується до нуля при $\beta=45...180^\circ$. Максимальне значення сумарна сила затиску має для схеми з розташуванням сили інерції в I і в II квадрантах. При цьому величини сил затиску при однакових умовах для I-III квадрантів та II-IV квадрантів однакові. При утримуванні деталей при $\varphi>0$ сили затиску зростають, якщо сила інерції розташована в II-IV квадрантах (рис.2) і при $\varphi<0$, якщо сила інерції розташована в I-III квадрантах.

Дослідження показали, що при збільшенні кута призми збільшуються сили затиску (рис. 3). При переміщенні захвату має значення напрямку руху руки робота (вперед, назад) та режим руху (прискорення, гальмування). При режимі руху, коли сила інерції розташована в I квадранті, сумарні сили затиску дещо більші ніж при режимі руху захвату, коли сила інерції розташована в II квадранті.

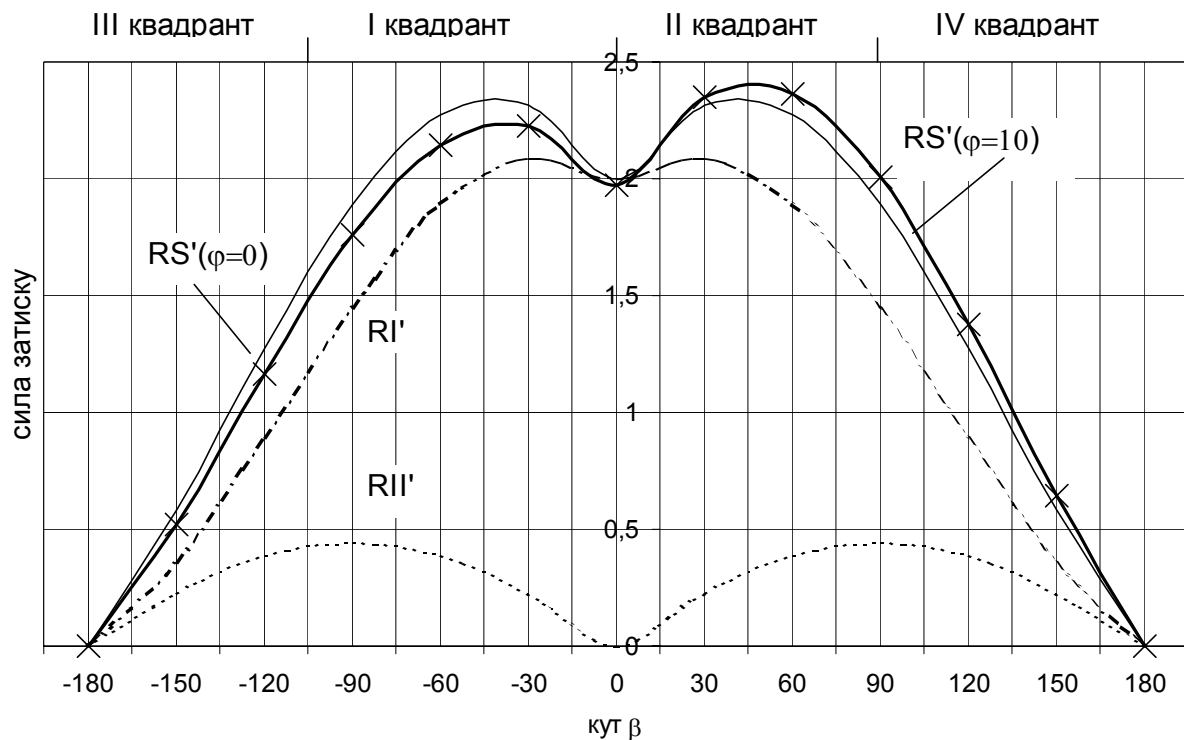


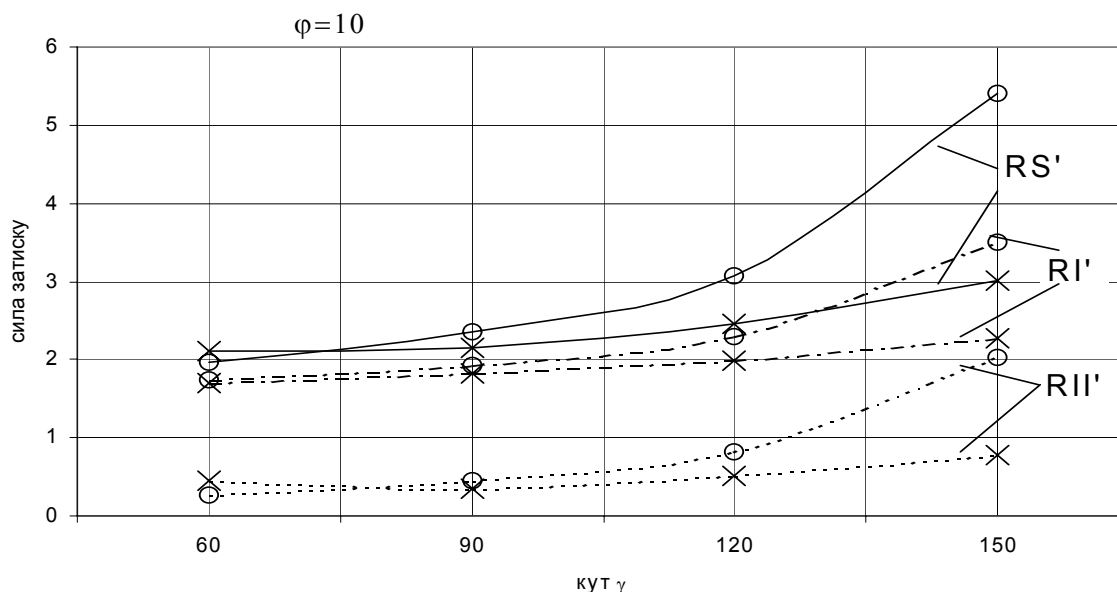
Рисунок 2 – Вплив кута розташування сили інерції на сумарні сили затиску при $\varphi=0^\circ$ і $\varphi=10^\circ$

Дослідження показали, що відбувається значне зростання сил затиску при $\gamma=150^\circ$. Найбільш доцільними з точки зору силових навантажень є захвати з кутом призми в межах $60\dots120^\circ$. Причому, при зменшенні γ нижче 90° сили затиску практично не змінюються.

Аналіз залежності сумарної сили затиску від кута φ (рис.4) показує, що характер зміни сумарної сили затиску теж змінюється в залежності від напрямку дії сили інерції. Так, якщо сила інерції діє в межах першого квадранту, в який і зміщується вершина призми при збільшенні діаметру об'єкту, сумарна сила затиску із збільшенням кута φ зменшується. І навпаки, якщо сила інерції діє в межах другого квадранту, збільшення кута φ призводить до збільшення сумарної сили затиску.

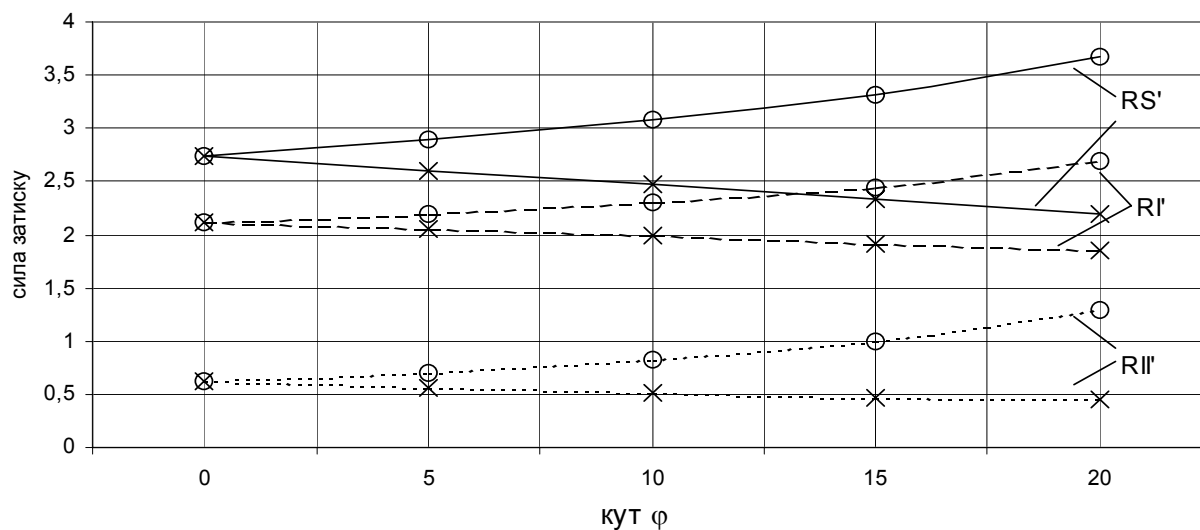
Висновки

Таким чином, із виконаних досліджень слідує, що найменші сили затиску на важелях і найменша сумарна сила затиску забезпечується в конструкціях захватів з кутом призми в межах $60\dots120^\circ$. Найбільші сили затиску виникають при переміщеннях захвату під кутом $30\dots60$. Визначені мінімальні сили затиску дають можливість з урахуванням інших показників роботи захватів визначити їх раціональні конструктивні параметри.



Розташування сили інерції: \times - в I квадранті \circ - в II квадранті

Рисунок 3 – Вплив кута призми γ на сили затиску при розташуванні сили інерції в I та II квадрантах



Розташування сили інерції: \times - в I квадранті \circ - в II квадранті

Рисунок 4 – Вплив кута φ на сили затиску при розташуванні сили інерції в I та II квадрантах

Література

- 1 Детали и механизмы роботов: Основы расчета, конструирования и технологии производства: Учеб. пособие / Под ред. Б.Б.Самотокина. – К.: Выща шк., 1990.343с. С.69-80.
- 2 І.І.Павленко, М.О.Охремчук. Особливості розрахунку сил затиску для горизонтально розміщених призматичних хватних пристроїв. Збірник наукових праць Кіровоградського державного технічного університету - Вип.12. – Кіровоград: КДТУ, 2003.-с.124-128.

РАЗДЕЛ 3 Технология машиностроения

УДК 621.787

Афтаназів І., Юрчишин І., Клименко О.

Національний університет "Львівська політехніка",
Луцький державний технічний університет, Україна

ВПЛИВ ТЕХНОЛОГІЧНИХ ПАРАМЕТРІВ ПРОЦЕСУ ВВЗК НА ЧИСТОТУ ЗМІЦНЕНОЇ БОКОВОЇ ПОВЕРХНІ ЗУБІВ

Results of an experimental research of vibration centrifugal hardening process technological parameters influence on a roughness of the strengthened lateral surface gears cogwheels of power transfers are shown. Optimums on the best durability of value of parameters of strengthening processing on the basis of these data are recommended. These values on the average on 15 ÷ 20 % raise durability of gear power transfers. The advanced technological processes of manufacturing of cogwheels which expenses for manufacturing are offered reduce and raise reliability of tooth gearings.

Вступ

Враховуючи широке розповсюдження зубчастих передач в різноманітних механізмах і пристроях та масовість випуску зубчастих коліс, вдосконаленню технологічних процесів їх виготовлення приділяють належну увагу науковці всіх без винятку розвинутих держав світу. Доволі складна, з точки зору її виготовлення, та вартісна деталь - зубчасте колесо, тим не менше, є недовговічною в силу активного зношування матеріалу бокової поверхні зубів. Перехід на використання при виготовленні зубчастих коліс покращених матеріалів, наприклад, високолегованих сталей не є виправданим через суттєве зростання собівартості виготовлення. Тому єдиним дієвим засобом залишається технологічне забезпечення належної довговічності зубчастих коліс.

Поряд із забезпеченням геометричної точності взаєморозташування поверхонь та заданих механічних властивостей матеріалу зубів однією із основних задач технологічних процесів виготовлення зубчастих коліс є формування на бокових робочих поверхнях зубів відповідного рельєфу та чистоти, яка регламентується шорсткістю поверхні. Чистотою бокової поверхні зубів зубчастих коліс обумовлюються такі важливі їх експлуатаційні параметри, як опір зношуванню матеріалу зубів, тривалість працездатності передачі, формування експлуатаційного мікрорельєфу. На рівні із геометричною точністю виготовлення профілю зубів чистота їх робочих бокових поверхонь впливає і на такий важливий параметр передачі як розмір плями контакту.

Саме з метою забезпечення максимально високої чистоти поверхні зубів у типові технологічні процеси виготовлення зубчастих коліс запроваджено зубошліфувальні та оздоблювально-викінчувальні операції

(шевінгування, хонінгування, притирання, електрополірування тощо). Однак для зубчастих коліс силових передач в силу специфіки умов їх експлуатації навіть гладка відполірована поверхня зубів із $R_a = 0,25 \div 0,5$ мкм не гарантує суттєвого підвищення опору зношуванню матеріалу зубів. Доволі швидко в часі формування експлуатаційного рельєфу при значних динамічних навантаженнях нівелює переваги гладких шліфованих чи полірованих поверхонь, а наявні на них мікротріщини, розростаючись і сумуючись, постають джерелами утворення каверн викришування матеріалу.

Саме для зубчастих коліс силових передач, де умови експлуатації спряжені із передачею значних крутних моментів, вказані технологічні операції малоефективні через швидкоплинне в часі руйнування поверхневого рельєфу зуба вже в період припрацьовуваності зубчастої передачі. Тому затрати коштів на здійснення традиційних оздоблювально-виготовлювальних операцій не завжди є виправданими, особливо коли йдеться про колеса силових передач.

Виключенням з цього є операції зміцнення зубів поверхневим пластичним деформуванням, наприклад, накатування вібруючим роликком, дробоструминна чи вібраційна обробка. Та і вони, через обмежену енергію деформування, не вирішують проблему належного підвищення довговічності зубчастих коліс силових передач.

Очевидно, саме це обумовило доволі широке розповсюдження в високорозвинутих державах світу, зокрема Японії, США та Німеччині, технологічних методів формоутворення зубчастого вінця коліс не зубофрезеруванням, а пластичним деформуванням (видавлюванням) в холодному чи гарячому стані матеріалу. Однак і цей метод через високі енергоємність та вартість спеціалізованого устаткування має обмежене розповсюдження. До того ж, його ефективність є найвищою для дрібномодульних зубчастих коліс, а зубчастим колесам силових передач, як правило, властивий середній або великий модулі.

Тому все ще залишаються актуальними дослідження, направлені на розробку нових і вдосконалення відомих методів оздоблювальної обробки бокових поверхонь зубів зубчастих коліс, метою яких є підвищення надійності і довговічності зубчастих передач, зокрема силових.

Постановка задач дослідження

Одним із останніх досягнень в цій галузі є метод вібраційно-відцентрового зміцнення бокової поверхні зубів (ВВЗК), який завдяки забезпеченню значної енергії деформування дозволяє ефективно зміцнювати матеріали підвищеної твердості, з яких, як правило і виготовляють зубчасті колеса силових передач [1, 2]. Метод базується на ударному деформування бокової поверхні зубів деформівними елементами спеціальної форми або сталевими загартованими кульками, енергію удару яким надає масивний

обкатник, що обкочується по деформівних елементах завдяки явищу “вібраційного підтримування обкочувального руху тіла при гармонійних коливаннях його осі” [3]. Сила деформування матеріалу бокової поверхні зубів при цьому пропорційна масі та ексцентриситету обкатника і квадрату кругової частоти його обкочувального руху і може сягати 15-16 кН, завдяки чому і забезпечується інтенсивне проклепування матеріалу зубів. Перевагою ВВЗК над іншими методами ППД є забезпечення завдяки значній енергії деформування товщини зміцненого шару в матеріалі бокової поверхні зуба (сталь45, сталь 40Х тощо) до 1,5 мм, ступеня наклепу до 50-70%, залишкових напружень стиску до 1500 МПа.

Утворені на поверхні лунки-заглибини від ударів деформівними тілами, перекриваючи одна одну, формують рельєф, кожна із лунок якого відіграє роль “олійної кишені”, в якій впродовж експлуатації надійно утримується олива. Заокруглені верхні кромки лунок надають можливість оливі вільно перетікати з одної заглибини в іншу, запобігаючи при цьому утворенню вкрай шкідливого явища гідравлічного клину. В поєднанні із наведеними у приповерхневому шарі зміцненого матеріалу стискальними напруженнями, що не дають розростатися мікротріщинам та утворюватись кавернам викришування, утворений ВВЗК мікрорельєф, хоч і має вищу порівняно із шліфуванням чи поліруванням шорсткість, краще протистоїть зношуванню, тобто підвищує зносотривкість матеріалу.

Однак, оскільки метод ВВЗК є новим і малодослідженим, широкому його промислового використанню стає на заводі відсутність даних щодо впливу режимів зміцнювальної обробки на показники її якості, зокрема одного із найвагоміших для умов експлуатації - чистоти бокової поверхні зубів.

Метою даного експериментального дослідження було вивчення впливу конструкторсько-технологічних параметрів процесу ВВЗК на шорсткість зміцненої бокової поверхні зубів і розробка на цій підставі рекомендацій щодо вдосконалення технологічних процесів виготовлення зубчастих коліс силових передач.

В задачі досліджень входило:

- * класифікація зубчастих коліс силових передач за умовами експлуатації;

- * експериментальне дослідження впливу конструкторсько-технологічних параметрів процесу ВВЗК на шорсткість бокової поверхні зубів при зміцненні деформівними елементами та сталевими загартованими кульками;

- * узагальнення результатів дослідження і розробка на їх підставі рекомендацій щодо побудови технологічних процесів виготовлення зубчастих коліс силових передач із врахуванням умов їх подальшої експлуатації.

Результати досліджень

Сучасні технологічні процеси виготовлення будь-яких деталей неодмінно повинні враховувати умови і вимоги їх експлуатації. Не є виключенням і зубчасті колеса.

За умовами експлуатації зубчасті силові передачі умовно можна поділити на три основні класи:

перший клас – ті, що забезпечують передачу середніх за величиною крутних моментів, експлуатуються при безударних режимах роботи із змащуванням, незначними динамічними навантаженнями. Наприклад, закриті силові редуктори та коробки передач, диференціали, елементи трансмісії транспортних засобів тощо. Зубчасті колеса цих передач виготовляють, як правило, із сталей низької (твердість за Брінелем НВ нижча 207 МПа) групи твердості (сталь 45, сталь 40 тощо), основним видом їх експлуатаційного пошкодження є зношування бокової поверхні зубів;

другий клас – ті, що забезпечують передачу значних за величиною крутних моментів, експлуатуються при ударних режимах роботи із змащуванням, значними динамічними навантаженнями. Наприклад, механізми силових передач залізничного транспорту, підйомально-транспортне устаткування. Зубчасті колеса цих передач виготовляють, як правило, із сталей середньої групи ($297 \text{ МПа} < \text{НВ} < 220 \text{ МПа}$) твердості (сталь 40Х, сталь 40ХН тощо). Основними різновидами їх експлуатаційних пошкоджень є зношування матеріалу бокової поверхні зубів та його викришування;

третій клас – ті, що забезпечують передачу значних за величиною крутних моментів, експлуатуються при ударних і реверсивних режимах роботи із періодичним змащуванням або без нього. Зношування матеріалу бокової поверхні їх зубів відбувається в умовах абразивного тертя та при значних динамічних навантаженнях. Наприклад, механізми сільськогосподарських та будівельних машин, видобувної, збагачувальної та переробної техніки, підйомально-транспортне устаткування спеціального призначення тощо. Зубчасті колеса цих передач виготовляють, як правило, із легованих сталей високої ($\text{НВ} > 220 \text{ МПа}$) групи твердості (сталь 40ХН2МА, сталь 30ХН3А тощо). Основними різновидами їх експлуатаційних пошкоджень є викришування матеріалу бокової поверхні зубів та злами зубів внаслідок втоми їх матеріалу.

Як правило, типові технологічні процеси виготовлення зубчастих коліс силових передач після зубофрезерування передбачають термічну обробку, з метою надання матеріалу високої твердості, та зубошліфувальну для зняття дефектного шару матеріалу і забезпечення належної геометричної точності і чистоти поверхні. Для коліс високого 5 ÷ 6 квалітету точності після зубошліфування ще і використовують ті чи інші із когорти оздоблювально-викінчувальних операцій.

Основними технологічними параметрами процесу ВВЗК, що мають найвагомійший вплив на показники якості зміцнювальної обробки, в цілому, і чистоту бокової поверхні зубів, зокрема, є [2]:

- при зміцненні деформівними елементами:

* сила деформування P , що передається деформівними елементами від ударного контакту із обкатником;

* площа контакту деформівних елементів із зміцнюваною боковою поверхнею зубів S_k ;

* кількість повторних переходів n ;

- при зміцненні сталевими загартованими кульками:

* сила деформування P ;

* діаметр кульок D ;

* тривалість зміцнення T .

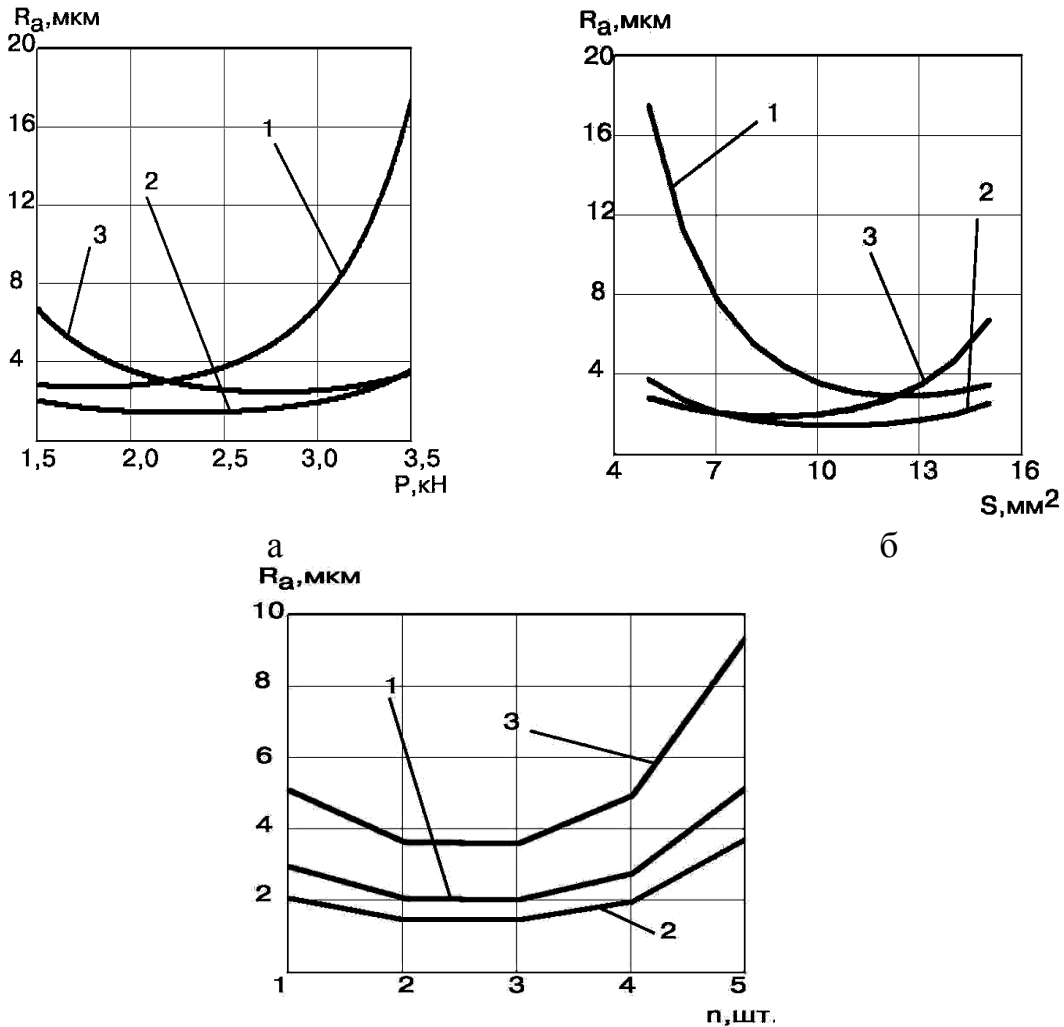
Як відмічалось, рельєф зміцненої бокової поверхні зубів при ВВЗК формується у вигляді лунок-заглибин, тому для вимірювання шорсткості зміцненої поверхні застосовували загальноприйнятну методику, що базується на використанні профілографа-профілометра та включає специфіку замірів шорсткості на криволінійних поверхнях, якими є евольвентний профіль бокової поверхні зуба.

На рис. 1 графічно відображено вплив основних технологічних параметрів процесу ВВЗК на шорсткість оброблених поверхонь при зміцненні деформівними елементами вихідної фрезерованої бокової поверхні зубів, на рис. 2 - те ж при зміцненні сталевими загартованими кульками.

Як слідує із даних експериментального дослідження спостерігається стала для ВВЗК тенденція - не залежно від виду деформівних тіл по мірі наростання сили деформування P від нижньої межі діапазону її зміни до верхньої шорсткість зміцненої бокової поверхні зубів спершу стрімко зменшується із $R_z = 25 \div 30$ мкм до $R_a = 2,5 \div 3,0$ мкм, далі набуває стабільних мінімальних для даної сили деформування значень (приблизно $R_a = 2,0 \div 2,5$ мкм - при зміцненні деформівними елементами і $R_a = 1,25 \div 1,5$ мкм - при використанні сталевих кульок), а при наближенні до верхньої межі діапазону варіювання - знову зростає до $R_a = 3,5 \div 5,0$ мкм. При цьому встановлено наявність оптимальних значень площі контакту S_k , за яких забезпечуються найменші значення шорсткості, тобто. як і для залишкових напружень, виявлено оптимум співвідношення $P/S_k \approx (0,75 \div 0,85)\sigma_m$, де σ_m - межа текучості зміцнюваного матеріалу, за якого забезпечується найвища якість зміцнювальної обробки.

Крім цього, встановлено, що при зміцненні деформівними елементами не залежно від сили деформування P та площі контакту S_k по мірі збільшення кількості повторних переходів від $n=1$ до $n=3$ шорсткість поверхні зменшується, а в подальшому при $n=4$ стрімко зростає, очевидно,

внаслідок перенаклепування поверхні (рис. 1, в). За сталих значень сили деформування P по мірі зростання площі контакту S_k шорсткість зміцненої поверхні невпинно знижується, асимптотично наближаючись до мінімальних значень, обумовлених співвідношенням P/S_k (рис. 1, б).



а – сили деформування P (умови експерименту: кількість повторних переходів $n = 3$; площа контакту деформівних елементів з боковою поверхнею зуба: крива 1 – $S_k = 5 \text{ mm}^2$; крива 2 – $S_k = 10 \text{ mm}^2$; крива 3 – $S_k = 15 \text{ mm}^2$);

б – площі контакту деформівних елементів з боковою поверхнею зуба S_k (умови експерименту: кількість повторних переходів $n = 3$; сила деформування: крива 1 – $P = 3,5 \text{ kN}$; крива 2 – $P = 2,5 \text{ kN}$; крива 3 – $P = 1,5 \text{ kN}$);

в – кількості повторних переходів n (площа контакту деформівних елементів з боковою поверхнею зуба $S_k = 10 \text{ mm}^2$; сила деформування: крива 1 – $P = 1,5 \text{ kN}$; крива 2 – $P = 2,5 \text{ kN}$; крива 3 – $P = 3,5 \text{ kN}$)

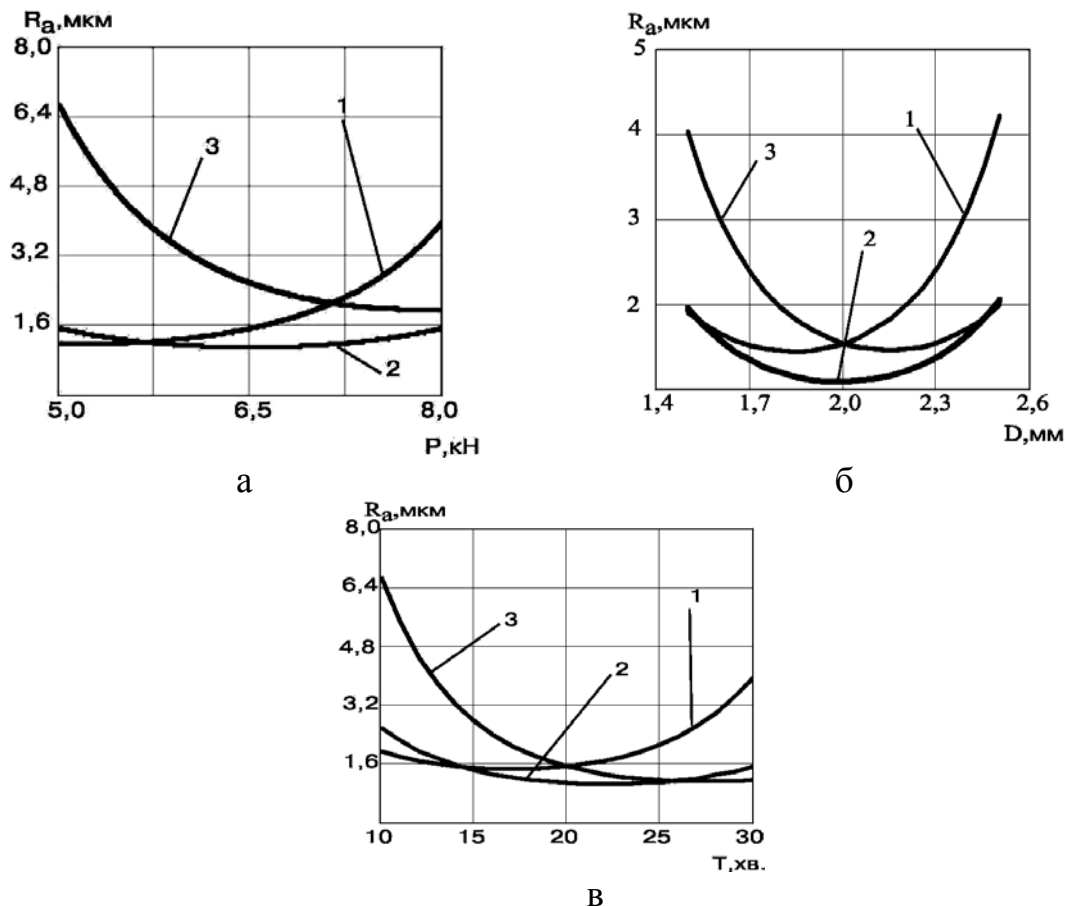
Рисунок 1 – Вплив технологічних параметрів процесу ВВЗК на шорсткість зміцненої бокової поверхні зубів при зміцненні деформівними елементами (вихідна поверхня після зубофрезерування)

Зміна діаметра кульок при сталому об'ємі впадини зуба тут адекватна зміні площі контакту S_k при зміцненні деформівними елементами. Це зайвий раз підтверджує наявність оптимальних значень співвідношення P/S_k при зміцненні ВВЗК. Із зміною тривалості зміцнення сталевими кульками на першому етапі впродовж перших $7,5 \div 10$ хв. обробки шорсткість поверхні різко зменшується із $R_z = 25 \div 30$ мкм до $R_a = 1,5 \div 2,5$ мкм, далі при тривалості зміцнення $12,5 \div 17,5$ хв. стабілізується набуваючи найменших залежно від сили деформування P та діаметра кульок D значень ($R_a = 1,0 \div 1,25$ мкм), а після 20 хв. обробки знову зростає до $R_a = 2,5 \div 4$ мкм (рис. 2, в). Це обумовлено тим, що на першому етапі доволі швидко згладжуються гребінці нерівностей вихідної фрезерованої бокової поверхні зубів, формуючи новий мікрорельєф із лунками-заглибинами від ударів кульками, на другому етапі заокруглюються краї лунок, формуючи рельєф із мінімальною шорсткістю, а в подальшому, очевидно через перенаклепування і супроводжуюче його лушення поверхні, шорсткість знову зростає. При зміцненні сталевими загартованими кульками шорсткість обробленої поверхні значно менша порівняно із зміцненням деформівними елементами і за оптимальних умов обробки становить $R_a = 1,0 \div 1,25$ мкм. При цьому при сталій силі деформування P вона зменшується при зростанні діаметра кульок D . При сталому діаметрі кульок встановлено наявність оптимального значення сили деформування P , при якому шорсткість зміцненої поверхні найменша (рис. 2, б).

На відміну від зміцнення фрезерованої бокової поверхні зубів зміцнення ВВЗК шліфованої поверхні погіршує її чистоту, збільшує шорсткість. При цьому, за споріднених умов зміцнення шорсткість поверхні після попереднього шліфування на $25 \div 30\%$ нижча порівняно із вихідною фрезерованою поверхнею.

При зміцненні деформівними елементами шліфованої поверхні із вихідною шорсткістю $R_a = 0,5 \div 0,63$ мкм шорсткість зростає до $R_a = 1,75 \div 2,0$ мкм. При цьому по мірі зростання сили деформування P шорсткість спершу стрімко зростає, а потім стабілізується, набуваючи сталих залежних від площі контакту S_k значень (рис. 3, а). Із зміною кількості повторних переходів n вже після першого проходу шорсткість різко зростає. Після другого і третього переходів її значення практично не змінюються, а після четвертого, очевидно, внаслідок перенаклепування, знову спостерігається збільшення шорсткості зміцненої поверхні (рис. 3, в). Подібний характер зміни шорсткості спостерігається при всіх із досліджуваного діапазону значень сили деформування P , набуваючи вищих значень шорсткості по мірі збільшення сили P . При зміні площі контакту S_k при незначних її значеннях ($S_k = 3,5 \div 6$ мм²) шорсткість зміцненої поверхні є доволі високою (до

2,5÷3 мкм залежно від сили деформування), а при площі контакту $S_k = 10 \div 12,5 \text{ мм}^2$ шорсткість різко зменшується і набуває стабільних значень. Підвищення значень сили деформування при цьому супроводжується збільшенням шорсткості зміцненої поверхні (рис. 3, б).

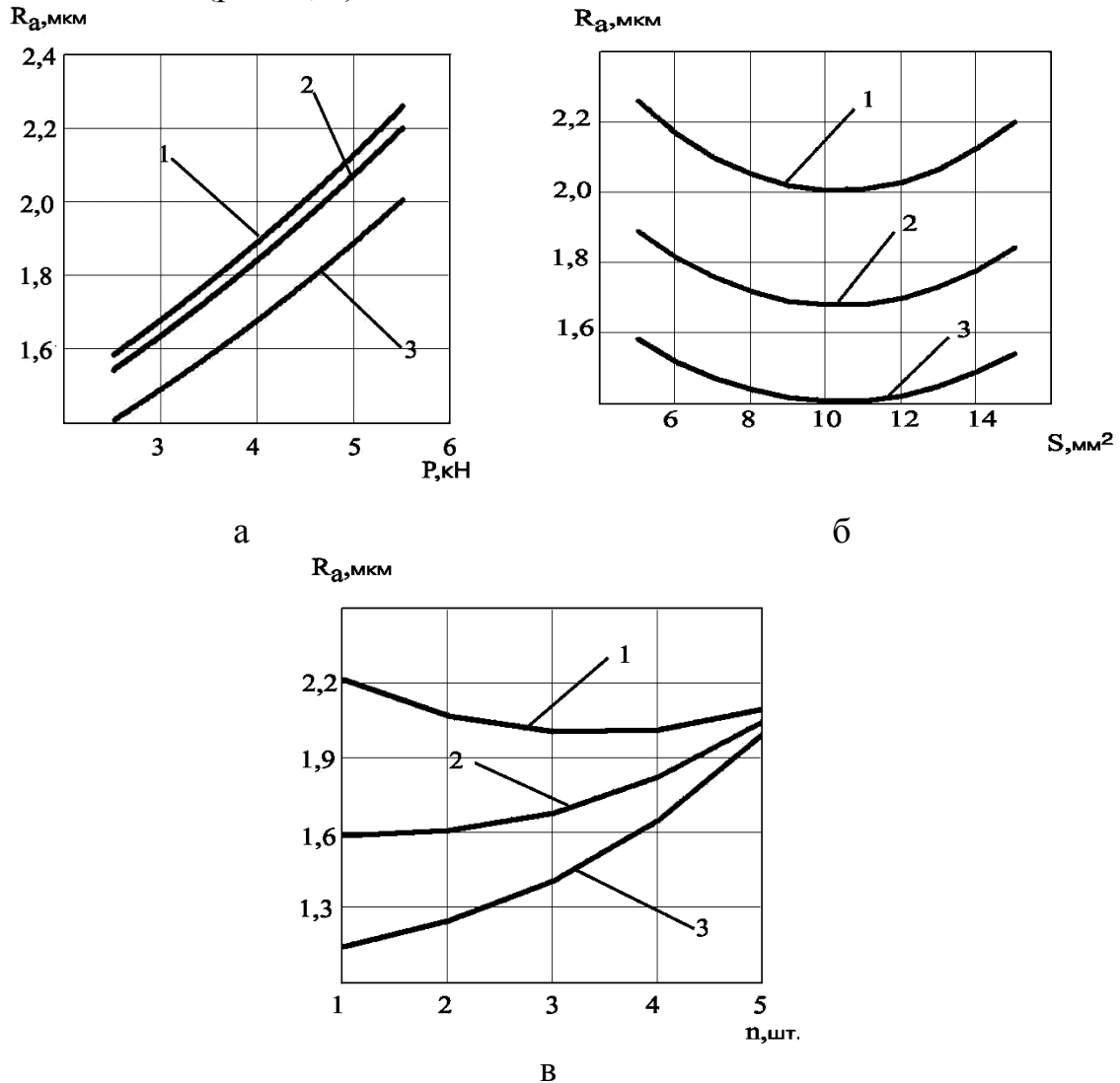


а – сили деформування P (умови експерименту: діаметр кульок $D = 2,0 \text{ мм}$; тривалість зміцнення: крива 1 – $T = 30 \text{ хв.}$; крива 2 – $T = 20 \text{ хв.}$; крива 3 – $T = 10 \text{ хв.}$);
 б – діаметру кульок D (умови експерименту: тривалість зміцнення $T = 20 \text{ хв.}$; сила деформування: крива 1 – $P = 8 \text{ кН}$; крива 2 – $P = 6,5 \text{ кН}$; крива 3 – $P = 5 \text{ кН}$);
 в – тривалості зміцнення T (умови експерименту: діаметр кульок $D = 2,0 \text{ мм}$; сила деформування: крива 1 – $P = 8 \text{ кН}$; крива 2 – $P = 6,5 \text{ кН}$; крива 3 – $P = 5 \text{ кН}$)

Рисунок 2 – Вплив технологічних параметрів процесу ВВЗК на шорсткість зміцненої бокової поверхні зубів при зміцненні сталевими загартованими кульками (вихідна поверхня після зубофрезерування)

На рис. 4, а, б, в графічно відображено вплив основних технологічних параметрів на шорсткість шліфованих поверхонь при зміцненні сталевими загартованими кульками. Як видно з наведених графіків, шорсткість поверхні після зміцнення кульками ($R_a = 0,75 \div 1,0 \text{ мкм}$) значно нижча, ніж при обробці деформівними елементами ($R_a = 1,75 \div 2,0 \text{ мкм}$).

При цьому по мірі збільшення сили деформування P шорсткість плавно наростає, асимптотично наближаючись до певних обумовлених діаметром кульок значень (рис. 4, а).



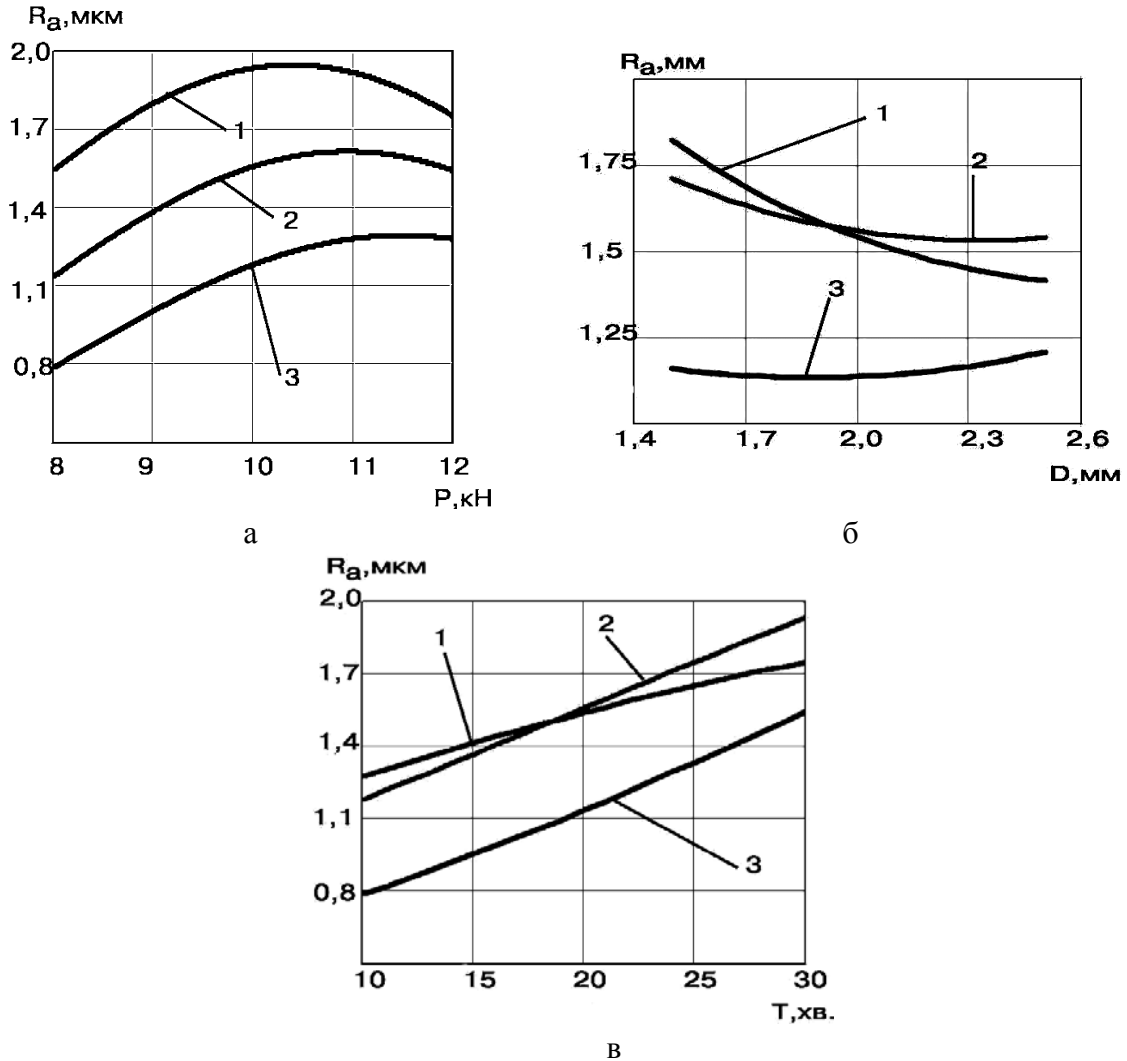
а – сили деформування P (умови експерименту: кількість повторних переходів $n = 3$; площа контакту деформівних елементів з боковою поверхнею зуба: крива 1 – $S_k = 5 \text{ мм}^2$; крива 2 – $S_k = 10 \text{ мм}^2$; крива 3 – $S_k = 15 \text{ мм}^2$);

б – площі контакту деформівних елементів з боковою поверхнею зуба S_k (умови експерименту: кількість повторних переходів $n = 3$; сила деформування: крива 1 – $P = 5,5 \text{ кН}$; крива 2 – $P = 4 \text{ кН}$; крива 3 – $P = 2,5 \text{ кН}$);

в – кількості повторних переходів n (площа контакту деформівних елементів з боковою поверхнею зуба $S_k = 10 \text{ мм}^2$; сила деформування: крива 1 – $P = 5,5 \text{ кН}$; крива 2 – $P = 4 \text{ кН}$; крива 3 – $P = 2,5 \text{ кН}$)

Рисунок 3 – Вплив технологічних параметрів процесу ВВЗК на шорсткість зміцненої бокової поверхні зубів при зміцненні деформівними елементами (вихідна поверхня після зубошліфування)

Збільшення діаметра кульок D при сталій силі деформування обумовлює зменшення шорсткості зміцненої поверхні. При збільшенні тривалості зміцнення T впродовж перших $3 \div 7$ хв. шорсткість поверхні стрімко зростає, в подальшому при $12 \div 15$ хв. обробки її значення стабілізуються, а при наближенні до 20 хв. знову спостерігається підвищення шорсткості, очевидно, внаслідок перенаклепування (рис. 4, в).



а – сили деформування P (умови експерименту: діаметр кульок $D = 2,0$ мм; тривалість зміцнення: крива 1 – $T = 30$ хв.; крива 2 – $T = 20$ хв.; крива 3 – $T = 10$ хв.);

б – діаметру кульок D (умови експерименту: тривалість зміцнення $T = 20$ хв.; сила деформування: крива 1 – $P = 12$ кН; крива 2 – $P = 10$ кН; крива 3 – $P = 8$ кН);

в – тривалості зміцнення T (умови експерименту: діаметр кульок $D = 2,0$ мм; сила деформування: крива 1 – $P = 12$ кН; крива 2 – $P = 10$ кН; крива 3 – $P = 8$ кН)

Рисунок 4 – Вплив технологічних параметрів процесу ВВЗК на шорсткість зміцненої бокової поверхні зубів при зміцненні сталевими загартованими кульками (вихідна поверхня після зубошліфування)

При малих діаметрах сталевих кульок шорсткість зміцненої поверхні сягає найбільших значень (до $R_a = 1,5$ мкм) зменшуючись до $R_a = 0,75$ мкм по мірі збільшення діаметра кульок (рис. 4, б). Та все ж вона перевищує шорсткість вихідної шліфованої поверхні. При цьому, чим більша сила деформування, тим вищих значень набуває шорсткість зміцненої кульками поверхні при сталому діаметрі кульок D .

Таким чином, результати експериментального дослідження впливу технологічних параметрів процесу ВВЗК на шорсткість оброблених бокових поверхонь зубів дають підставу для наступних висновків:

1 Шорсткість зміцненої ВВЗК поверхні і її рельєф незначною мірою залежать від шорсткості і методу утворення вихідної поверхні. Як для фрезерованої бокової поверхні зубів із $R_z = 25 \div 30$ мкм, так і для шліфованої після термооброблювання із $R_a = 0,5 \div 0,63$ мкм шорсткість поверхні після зміцнення ВВЗК практично однакова і після оброблювання деформівними елементами становить $R_a = 2,0 \div 2,5$ мкм, а після зміцнення кульками - $R_a = 1,25 \div 1,5$ мкм.

2 За оптимальних умов зміцнення, які передбачають для конкретного оброблюваного матеріалу наближеність значень співвідношення сил деформування P до площі контакту S_k близькими до значень $P/S_k \approx (0,75 \div 0,85) \sigma_m$, де σ_m - межа текучості зміцнюваного матеріалу; мінімально досяжні значення шорсткості не залежать від твердості оброблюваного матеріалу. Це свідчить про наявність оптимальних значень як відокремлено сили деформування P , так і площі контакту S_k , а також їх взаємовідношення P/S_k .

3 За ідентичних умов зміцнення шорсткість обробленої бокової поверхні зубів, утвореної фрезеруванням, на $25 \div 30\%$ перевищує шорсткість зміцненої ВВЗК поверхні, утвореної шліфуванням.

Висновки

Аналіз експлуатаційних пошкоджень зубчастих коліс силових передач та результати випробувань зміцнених вібраційно-відцентровою обробкою коліс дають підставу для запровадження вдосконалених технологічних процесів їх виготовлення.

Для зубчастих коліс першого класу умов експлуатації низької групи твердості матеріалу пропонується технологічний процес їх виготовлення, який, на відміну від типового, передбачає формоутворення зубів вдосконаленим методом зубофрезерування за двохперехідною модифікованою

схемою обкочувального руху і, замість термічного зміцнення та супутнього йому зубошліфування, включає двоетапне зміцнення бокової поверхні зубів ВВЗК. На першому етапі - зміцненням деформівними елементами проклепують радіусний перехід у ніжку зуба з метою максимального підвищення міцності матеріалу в даному концентраторі напружень, на другому - зміцнюють всю бокову поверхню зуба кульками для підвищення твердості матеріалу і формування відповідного мікрорельєфу поверхні. При цьому, методом фрезерування зубів за двохперехідною модифікованою схемою обкочувального руху забезпечується вища, порівняно із традиційним зубофрезеруванням, геометрична точність робочих поверхонь зубів (7-8 квалітет), а зміцненням ВВЗК - формування заданих механічних та експлуатаційних властивостей їх матеріалу.

Така побудова технологічного процесу виготовлення зубчастих коліс забезпечує:

- збереження пластичності матеріалу серцевини зуба, що підвищує опір матеріалу зуба втомі;
- зменшення негативного впливу концентрації напружень в радіусних переходах у ніжку зуба внаслідок наведення в матеріалі напружень стиску завдяки проклепуванню деформівними елементами;
- підвищення твердості матеріалу на робочих бокових поверхнях зубів завдяки їх зміцненню кульками, що в поєднанні із формуванням відповідного рельєфу із "олійними" кишнями підвищує опір матеріалу зношуванню.

Внаслідок цього, як показали результати втомних досліджень, не тільки на 10 ÷ 15% зростає довговічність зубчастих коліс, а і на 50 ÷ 60% зменшується собівартість їх виготовлення через відсутність енергомістких вартісних термічних операцій і неодмінно супутніх їм зубошліфувальних. Специфічною особливістю цього техпроцесу, з точки зору здійснення зміцнювальної операції ВВЗК, є її проведення на фрезерованих бокових поверхнях зубів, шорсткість яких знаходить в межах $R_z = 25 \div 30$ мкм.

Для зубчастих коліс другого класу умов експлуатації середньої групи твердості матеріалу шостого і нижчих квалітетів точності типовий технологічний процес виготовлення рекомендується доповнити зміцненням бокової поверхні зубів ВВЗК сталевими загартованими кульками, в основному, з метою формування на поверхнях зубів відповідного мікрорельєфу. Загартований на термічній операції матеріал зубів тут має

достатньо високу твердість, а утворені після зміцнення ВВЗК заглибини на поверхні зубів надійно утримують мастило в процесі експлуатації зубчастої передачі. В комплексі це на 25 ÷ 30% підвищує довговічність зубчастих передач. Правда, собівартість виготовлення зубчастих коліс через введення додаткової зміцнювальної операції при цьому на 5 ÷ 10% зростає, однак ефект від підвищення довговічності і надійності зубчастої передачі із зміцненими зубцями суттєво перекидає видатки на запровадження додаткової зміцнювальної операції. Для зубчастих коліс відповідальних передач підвищеної точності цього класу, типовий технологічний процес виготовлення яких передбачає оздоблювально-викінчувальні операції (хонінгування, шевінгування, електрополірування тощо) зміцнювальна операція ВВЗК замінює оздоблювально-викінчувальні, що суттєво здешевлює виготовлення зубчастих коліс. Зміцнення ВВЗК для зубчастих коліс другого класу умов експлуатації здійснюють на шліфованій боковій поверхні зубів із вихідною шорсткістю $R_a = 0,5 \div 0,63$ мкм.

Для зубчастих коліс третього класу умов експлуатації, які виготовляють із легованих сталей високої групи твердості, шостого і нижчих квалітетів точності, враховуючи характер їх експлуатаційних пошкоджень, зміцнення ВВЗК доцільно здійснювати після зубошліфувальної операції в два етапи. На першому, з метою підвищення опору матеріалу зуба втомному руйнуванню, деформівними елементами зміцнюють радіусний перехід у ніжку зуба і ділянку ділильного кола, на другому - для підвищення опорів матеріалу зуба викришуванню та зношуванню, загартованими кульками повторно зміцнюють всю бокову поверхню зубів. Як і в попередньому випадку, зміцнювальну операцію тут здійснюють в заміну оздоблювально-викінчувальних (якщо вони передбачались типовим техпроцесом) по шліфованій поверхні зубів, шорсткість якої становить $R_a = 0,5 \div 0,63$ мкм.

Література

1. Афтаназів І.С., Берник П.С., Сивак Р.І., Клименко О.Д. Вібраційно-відцентрова зміцнювальна обробка деталей машин – Вінниця: ВДАУ, 2002 – 235 с.
2. Афтаназів І.С., Клименко О.Д. Підвищення надійності зубчастих коліс вібраційно-відцентровим зміцнювальним оброблюванням. Вісник НТУУ „Київський політехнічний інститут”. Машинобудування. – 2002, № 43. – С. 74 – 77.
3. Блехман І.І. Синхронізація динамічних систем. - М.: Наука, 1971.

УДК 621.791:539.374.4

Колот Л.П., Павленко А.В.
ДГМА, г. Краматорск, Украина

СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ МЕТОДОВ КОНТРОЛЯ НЕЖЕСТКИХ ТЕЛ ВРАЩЕНИЯ

This article deals with the analysis of the measuring's methods the shape precision of the limp solids of rotation. The new way of inspection is made on his base. It permits to provide the broadening of the range lengths of measuring surfaces, to increase the precision of measurings and extends the quantity of the operated parameters.

Введение

В связи с тем, что в общей номенклатуре изделий машиностроения детали типа тел вращения занимают около 40%, а нежесткие составляют большую часть из них, особо актуальной является проблема проведения их контроля в производственных условиях.

При нормировании отклонений и допусков формы цилиндрических поверхностей должны применяться допуски, которые комплексно ограничивают совокупность отклонений формы либо всей поверхности (допуск цилиндричности), либо отдельных ее сечений (допуск круглости, допуск профиля продольного сечения) [1].

Постановка проблемы, анализ публикаций

Следовательно, основная задача состоит в необходимости обеспечения комплексного контроля показателей, отражающих отклонение формы детали от цилиндричности: огранка, овальность, изогнутость, бочкообразность, седлообразность и конусообразность.

Контроль отклонения формы детали от цилиндричности, производимый на заводах, осуществляет либо поэлементную регистрацию показателей для каждого способа контроля, или мелкогрупповую (по два – три показателя) и является, в основном, прямым контактным и абсолютным, что создает явную зависимость точности измерения от погрешности контролирующего прибора [2].

Сложность контроля состоит в том, что необходимые различия в допусках цилиндричности и допусках формы в сечениях для одной и той же поверхности обеспечиваются выбором их из различных степеней точности. Допуски прямолинейности образующей или оси могут рассматриваться независимо от допуска цилиндричности или допуска размера.

Допуск формы зависит от конструктивных и технологических требований, но является связанным с допуском размера и всегда должен быть меньше его значения. При назначении допуска формы на нормируемый участок нежесткого вала необходимо выбирать его на две степени точности грубее, чем для жесткого.

Существующие методы контроля в одних случаях не обеспечивают целостности комплекса регистрируемых параметров точности детали, а в других – не могут осуществить контроль с требуемой степенью точности: оптико-электронное ощупывание (до Ø10 мм); сравнение интенсивности световых лучей (до Ø50 мм); сравнение импульсов, оптикомеханический, микроволновой (применяются только для проволоки); роликовые щупы (погрешность измерения возрастает с увеличением диаметра); стрелочные индикаторы [3].

Решение данной проблемы в производстве достигается построением трехкоординатной системы индикаторов с осциллографами (в единичном производстве), или применением координатно–измерительных машин (серийное и массовое производство).

Выделение нерешенных ранее частей общей проблемы

Существующий прибор–аналог для контроля показателей макрогеометрии нежестких тел вращения содержит в своей конструкции штатив, на котором закреплен измерительный индикатор часового типа, наконечник которого может устанавливаться на нулевую отметку перед измерением с помощью эталонной поверхности [4]. Недостаток его состоит в очень трудоемком процессе регистрации показателей при осуществлении комплексного контроля.

Другая конструкция прибора – аналога, измеряющая изогнутость оси отверстия, содержит пневматическую скалку с центрирующими поясками, привод для вращения скалки и устройство, по которому контролируется изогнутость проверяемого отверстия [5]. Несовершенством данной конструкции является то, что расстояние между серединами поясков должно равняться длине измеряемой поверхности, вследствие чего отсутствует возможность контроля поверхности с длиной, большей, чем измеряющий элемент – скалка.

Постановка задачи

Целью данной работы является проведение модификации измерительных приборов – аналогов с разработкой нового средства контроля, вследствие чего произойдет увеличение диапазона длин измеряемых поверхностей, повысится точность измерения и увеличится количество контролируемых параметров. Способ измерения в разработанном средстве контроля – пневматический, дающий погрешность до 0,005 мм.

Поставленная задача решается тем, что прибор для регистрации содержит три измерительных элемента, которые не имеют непосредственного контакта с измеряемой поверхностью, а устанавливаются относительно нее с регламентированным зазором φ .

Величина параметра измерения ε зависит от изменения точности

форми контролируемой детали:

$$\varepsilon = \varphi \pm \frac{\delta}{2},$$

где φ – регламентированный зазор на скобах, мм.; $\delta/2$ – половина допуска на диаметр контролируемого вала, мм.

Круглое сопло расходомера при движении его вдоль детали образует в пространстве поверхность, эквидистантную к прилежающему профилю на величину ε .

Величина зазора φ не должна превышать 0,5 мм [6].

Предложенная конструкция обеспечивает отсутствие износа контактирующих поверхностей, а система контроля позволяет провести проверку точности формы не только в продольном, но и в поперечном сечениях вала. Способ контроля точности формы нежесткого вала с помощью разработанного прибора является косвенным бесконтактным относительным.

Основная часть

Суть предложенного устройства поясняется чертежами (рисунки 1 и 2). На рисунке 1 приведена схема прибора для контроля точности формы нежестких валов:

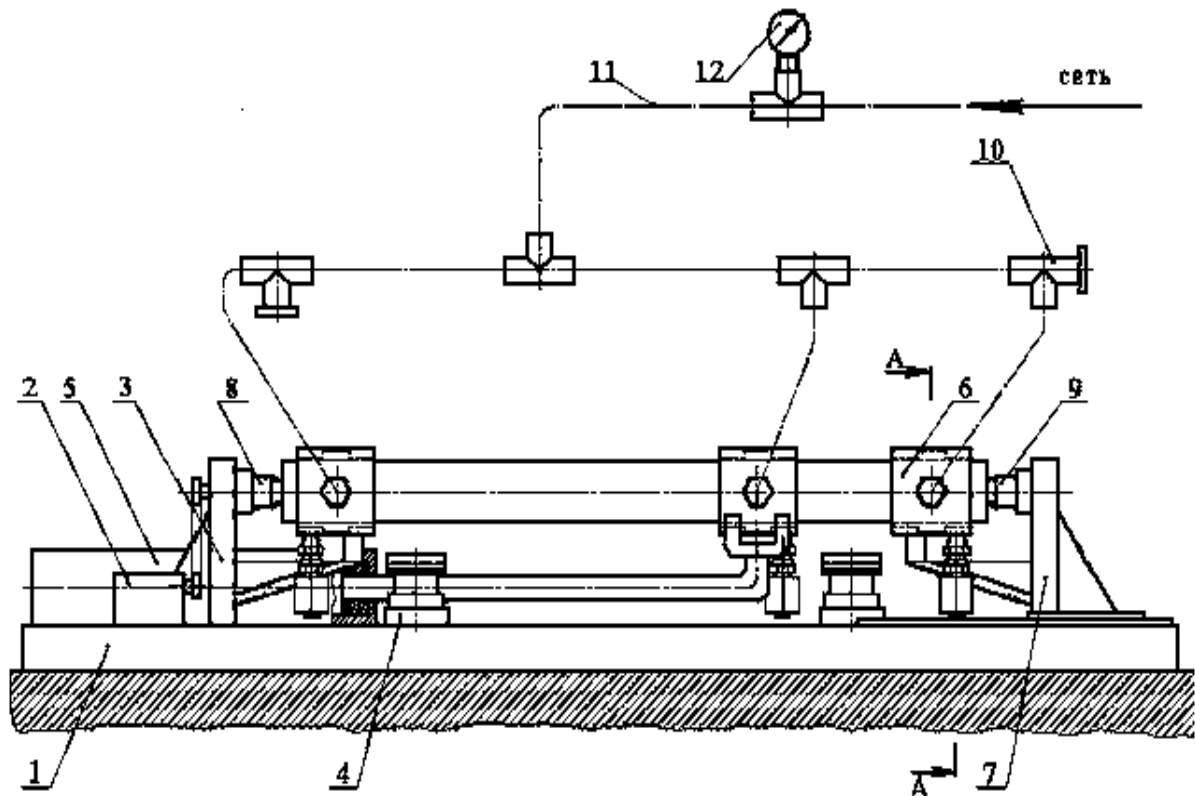


Рисунок 1 – Прибор для контроля точности формы нежестких валов

В качестве рабочей среды выбран воздух, давление которого составляет 0,6 МПа. При этом справедливо допущение о несжимаемости рабочей

среды, что обеспечивает необходимую точность измерения. При протекании среды по каналу круглого сечения, с уменьшением диаметра канала, давление в нем остается постоянным, а скорость течения среды увеличивается, следовательно, увеличивается и расход среды. На этом положении пневматики основывается контроль с помощью измерителя расхода.

Прибор содержит плиту (1), на которой последовательно слева направо установлены: привод для вращения вала (2), передняя стойка (3), два гидравлических домкрата (4), между которыми находится гидропривод (5), пневматические скобы (6), задняя стойка (7), которая может перемещаться по направляющим плиты и фиксироваться в необходимом положении. Передняя и задняя стойки содержат передний (8) и задний (9) гладкие центры и установленные соосно с ними переднюю (6) и заднюю (6) пневматические скобы.

На рисунке 2 приведена схема пневматической скобы (6), которая содержит измеритель расхода воздуха (1) [6]

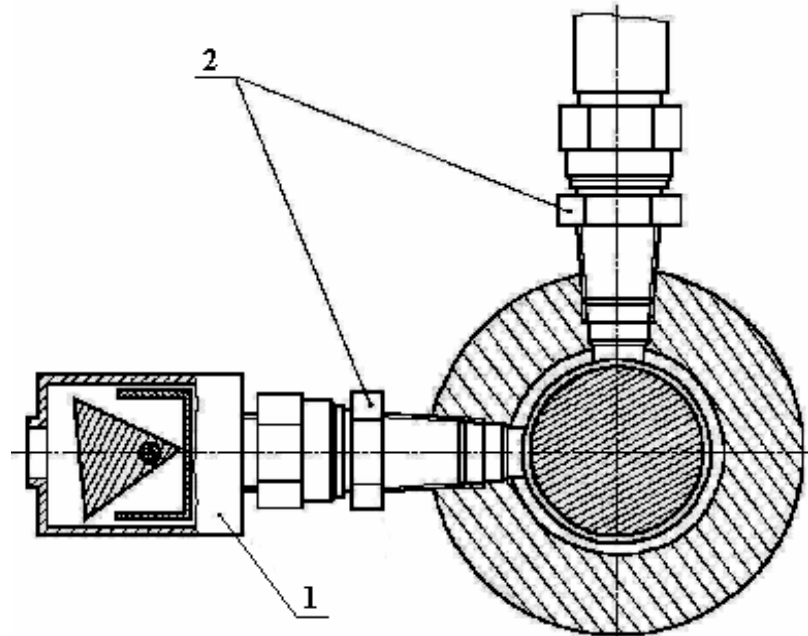


Рисунок 2 – Разрез измерительной скобы

Пневматические скобы подсоединены к пневматической сети с помощью тройников (10), на концы которых надет резиновый шланг (11) и прямых конечных присоединений (2), которые ввинчены в их корпуса. Давление в сети контролируется при помощи манометра (12). Условия, при которых выполняется контроль соответствуют требованиям [2].

Прибор действует следующим образом. Контролируемая деталь устанавливается краном на гидравлических домкратах таким образом, чтобы передний центр зашел в центровое отверстие детали. Далее, перемещая заднюю стойку, деталь закрепляют в центрах, после чего домкраты отводятся. Детали сообщаются движением вращения с частотой один оборот в минуту, при этом пневматическая скоба находится рядом с одной из стоек.

Для выполнения контроля пневматическая скоба начинает двигаться в направлении другой стойки. При этом часть воздуха, которая выходит из пневматической скобы в зазоре между контролируемой деталью, попадает в отверстие, ведущее к измерителю расхода (1).

После того, как воздух попадает в корпус измерителя расхода, он протекает через два прямоугольных канала и, выходя из них, взаимодействует с призматическим телом (флажком), который качается на оси в подшипниках качения.

Качение флажка при движении воздуха возникает вследствие выведения его из состояния равновесия случайными возмущающими усилиями, возникающими вследствие турбулентности потока, которая практически всегда образуется в нем. После возникновения колебаний флажка, их частота при постоянной плотности воздуха пропорциональна расходу и может быть зарегистрирована осциллографом.

Изменение значения частоты колебаний флажка происходит при изменении величины зазора ε между поверхностью вала и поясками движущейся пневматической скобы, который зависит от точности его формы.

Выводы

1 Технический результат разработанного прибора: обеспечивается расширение диапазона длин измеряемых поверхностей, повышается точность измерений и увеличивается количество контролируемых параметров.

2 Предложенная конструкция прибора и способ контроля прямолинейности нежестких тел вращения может успешно применяться на машиностроительных предприятиях как на стадии заготовительного производства для сортирования проката, так и в процессе механической обработки, что позволит повысить производительность и точность изготовления изделий, а также сократить производственный цикл.

Литература

1 Допуски и посадки: Справочник. В 2-х ч./ В.Д. Мягков, М.А. Палей, А.Б. Романов, В.А. Брагинский.—6-е изд., перераб. и доп.—Л.: Машиностроение. Ленингр. отделение, 1982.—Ч.1.—С.385

2 ГОСТ 8.050-73. Нормальные условия выполнения линейных и угловых измерений.—М.: Изд-во стандартов, 1974.—70 с.

3 Профос П., ред. Измерения в промышленности: Справочник: В 3 кн.— Кн.1—М.: Металлургия, 1990—С.476

4 Шубников К.В., Баранов С.Е., Шнейман Л.И. Унифицированные переналаживаемые средства измерения. Л.: Машиностроение, 1978.—88 с.

5 Коваленко А.В. Контроль деталей, обработанных на металлорежущих станках.—М.: Машиностроение, 1980.—167с.

6 Профос П., ред. Измерения в промышленности: Справочник: В 3 кн.— Кн.2—М.: Металлургия, 1990—С.224

УДК 621.9

Гурей І.В.

ТДТУ ім.І.Пулюя, м. Тернопіль, Україна

ПОВЕРХНЕВЕ ЗМІЦНЕННЯ ДЕТАЛЕЙ ТЕХНОЛОГІЧНОГО ОСНАЩЕННЯ

It is show, that the friction hardening essentially increases elements of universal, assembly contrivance guides and heading dies durability. Thus, bench tests and trial researches have shown that the durability increases in 1.7...2.3 times in a comparison with produced by factory technologies.

Вступ

Однією з основних задач машинобудування є підвищення надійності і довговічності деталей машин та механізмів. Для підвищення експлуатаційних характеристик деталей машин необхідно мати чітке представлення про причини їх зниження і на цій основі створювати нові технологічні процеси. Оскільки властивості, які повинна мати деталь для взаємодії з зовнішнім середовищем можна досягти тільки завдяки отриманню необхідної поверхні, яка отримується за рахунок зміни структури поверхневих шарів (аморфізація, створення метастабільних структур) або його легуванням, а також формуванням на поверхні деталі шарів з відмінними від основного матеріалу складом.

В останній час набувають широкого застосування технологічні методи поверхневого зміцнення з використанням висококонцентрованих джерел енергії. Сутність цих методів поверхневого зміцнення полягає у тому, що на відносно невеликі об'єми металу діють з великими швидкостями концентровані потоки енергії високої інтенсивності з наступним швидким охолодженням металу. Такі умови обробки дозволяють отримати задані фізико-механічні, електрохімічні, корозійні і експлуатаційні характеристики поверхневих шарів деталей машин та елементів конструкцій. До даних технологічних методів відноситься і фрикційно-зміцнювальне оброблення.

Висококонцентрований потік енергії при фрикційно-зміцнювальному обробленні утворюється в зоні контакту за рахунок високошвидкісного тертя металевого інструмента-диска по оброблюваній деталі. При цьому відбувається інтенсивне швидкісне зсувне деформування поверхневих шарів. Швидкість нагріву досягає 10^5 - 10^6 К/с. За короткий час поверхневі шари металу нагріваються до температур вище точки фазових перетворень (A_{c3}). Так як товщина нагрітого шару невелика, то його охолодження відбувається з великими швидкостями за рахунок відводу тепла вглибину металу. У результаті такого охолодження фіксується стан, при якому із твердого розчину ще не встигають виділитися окремі фази або це виділення не встигло повністю завершитися. При високій швидкості охолодження розплавленого заліза фіксується γ -фаза, вуглець не встигає

виділитися у вигляді цементитних утворень і залишається у розчині або частково переходить у тетраедричні пори Fe_{α} , у результаті чого утворюється мартенсит. Вміст вуглецю в мартенситі значно більший концентрації, яка відповідає точці мартенситного перетворення. При цьому в поверхневому шарі деталей машин формується специфічний структурно-напружений стан металу - білий шар. Структура білого шару представляє собою високодисперсний мартенсит, залишковий аустеніт і дуже дисперсні карбіди [1].

Довговічність технологічного оснащення (напрямні, плити і елементи універсально-збірний пристосувань, матриці вирубних штампів та інше) визначається, головним чином, зносостійкістю їх базових поверхонь і стійкістю до затуплення різальних кромки. Існуючі на даному етапі технології зміцнення технологічного оснащення (гартування СВЧ, цементация, азотування і інші) [2, 3] трудомісткі, складні, не рідко приводять до деформування та жолобкування деталей, виникненню тріщин, не завжди дають бажаних результатів.

Для підвищення довговічності технологічного оснащення використовували фрикційно-зміцнювальне оброблення їх робочих поверхонь, яке проводили на модернізованому плоскошліфувальному верстаті моделі ЗБ722. Для забезпечення необхідної лінійної швидкості на ободі зміцнювального інструменту (60-70 м/с) провели модернізацію вузла головного привода верстата. Інструмент встановлювати на конус шпинделя верстата. У цьому випадку зменшується радіальне і торцеве биття інструменту. Діаметр диска вибирали виходячи з конструктивних особливостей верстата, на якому буде проводитись фрикційно-зміцнювальне оброблення. Диск був виготовлений зі сталі 45 у нормалізованому стані. Діаметр диска становив 400 мм, ширина робочої частини - 20 мм. На робочій поверхні інструмента для підвищення зсувного деформування і покращання якості зміцненої поверхні були нарізані поперечні пази. Ширина паза забезпечувала повний вихід з контакту інструменту з деталлю. Краї робочого профілю заправляли під радіус 3 мм для покращення заходу і виходу диска при зміцненні. Перед установкою диска на верстат проводили його статичне і динамічне балансування. Після встановлення інструменту на шпиндель, його робочий профіль проточували ельборовим різцем і доводили абразивним бруском. Шорсткість робочої поверхні була не більше $R_a = 0,32$ мкм, радіальне биття – не більше 0,02 мм.

Як технологічне середовище в процесі фрикційно-зміцнювального оброблення використовували поверхнево-активну полімервмісну мастильно-охолоджуючу рідину МХО-64а. Для подачі технологічного середовища в зону зміцнення використовували систему подачі мастильно-охолоджуючої рідини верстата.



Рисунок 1 – Загальний вигляд установки для фрикційно-зміцнювального оброблення плоских поверхонь деталей

Основна частина

Перед фрикційно-зміцнювальним обробленням, яке є фінішною операцією, деталі проходили повну механічну і термічну обробки (покращання) згідно заводського технологічного процесу. На останній операції чистового шліфування залишали припуск 0,03-0,05 мм під фрикційно-зміцнювальне оброблення.

Зміцнювали деталі універсально-збірних пристосувань, напрямні, матриці вирубних штампів, виготовлені зі сталей 45, 40X та У8А у загартованому і низьковідпущеному стані. Твердість зміцненого шару визначали з допомогою електроакустичного твердоміра типу НРV-10 фірми «Kraut-Kremer». Перевірка геометричних параметрів і якості зміцнених деталей показала, що вони відповідають технічним вимогам до них. Прямолінійність деталей становила 0,05-0,09 мм при допустимій – 0,12 мм, паралельність – 0,02-0,04 мм при допустимій 0,06 мм. Шорсткість зміцненої поверхні становила $R_a = 0,30-0,58$ мкм.

Металографічні дослідження показали, що після фрикційно-зміцнювального оброблення у поверхневих шарах зразків утворилися якісні білі шари. Так, на сталі 45 товщина зміцненого шару становила 250-280 мкм, на сталі 40X – 290-330 мкм і на сталі У8А – 330-360 мкм. Мікротвердість білого шару на сталі 45 становила 8,5-9,1 ГПа, на сталі 40X – 9,1-9,5 ГПа і на сталі У8А – 10,3-11,2 ГПа при твердості основної структури сталей відповідно 4,7-4,8 ГПа, 5,0-5,3 ГПа та 6,1-6,5 ГПа.

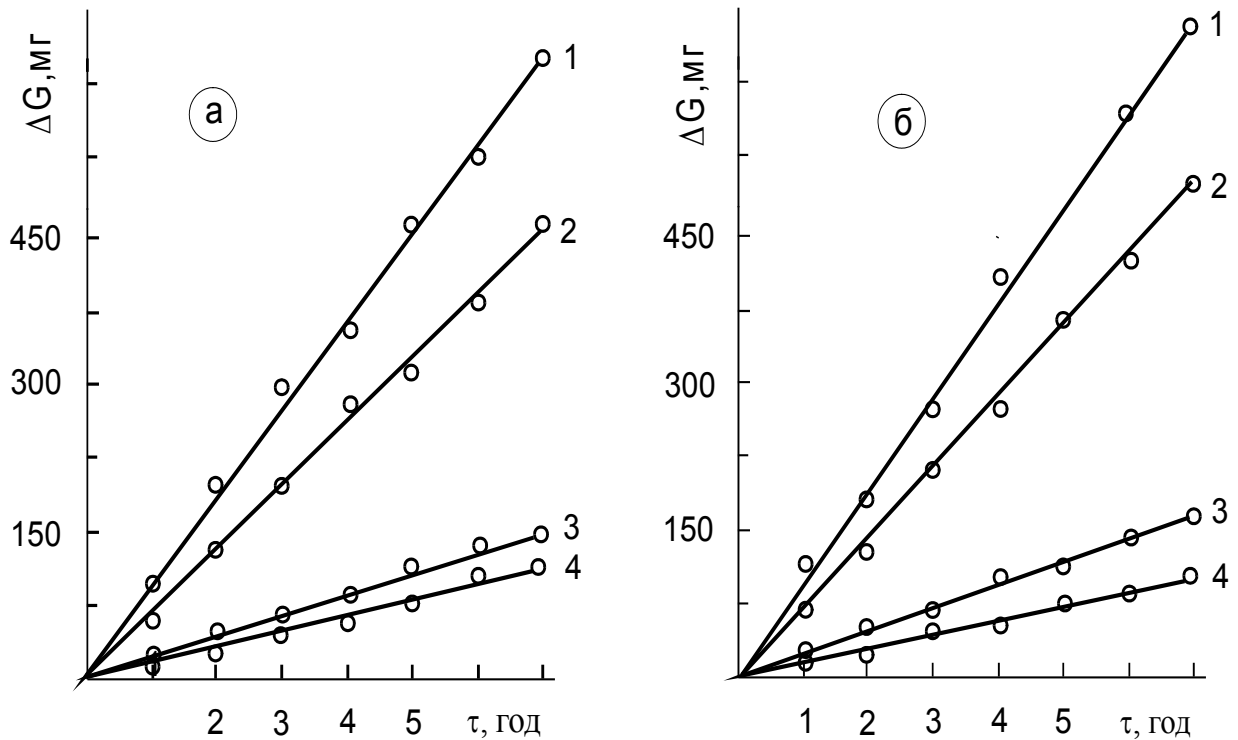
На формування зміцненого шару суттєво впливають режими оброблення (вертикальна та поперечна подачі, швидкість переміщення стола

верстата). При малих поперечних подачах ($S \leq 2$ мм/дв.хід) білий шар отримується невеликої товщини. При збільшенні подачі до $S = 4$ мм/дв.хід стола товщина білого шару досягає максимального значення. Подальше збільшення поперечної подачі приводить до зменшення товщини зміцненого шару. При однаковій ширині робочої частини зміцнювального інструмента і різній поперечній подачі, диск проходить по одному і тому ж місцю різну кількість разів. Оптимальною, із точки зору отримання рівномірного, суцільного білого шару найбільшої товщини, є 3-4 подвійних проходження зміцнювального диска по одному і тому ж місцю. Виходячи з цього, поперечну подачу слід вибирати в залежності від ширини робочої поверхні зміцнювального інструмента.

Залежність товщини білого шару від швидкості переміщення стола верстата, так як і від поперечної подачі, має екстремальний характер. При невеликій швидкості переміщення стола верстата ($V_{cm} \leq 2$ м/хв) відбувається нагрівання поверхневих шарів металу в зоні їх контакту до температур плавлення та різко знижується границя міцності матеріалу. Частина зміцненого шару знімається і його товщина зменшується. При великій швидкості переміщення стола верстата ($V_{cm} \geq 6$ м/хв) час дії теплового потоку на одиничну площу контакту різко зменшується, прогрівається невеликий об'єм металу й товщина зміцненого шару є невеликою. Білий шар найбільшої товщини отримується при переміщенні стола верстата $V_{cm} \approx 4$ м/хв.

Тертя без змащування є дуже жорстким режимом зношування. При цьому найбільш чітко виявляються властивості матеріалів, пов'язані з їх опором зношуванню. Відбувається безпосередня взаємодія контактуючих поверхонь. Лабораторні дослідження зносостійкості пар тертя проводили на установці УМТ-1 по схемі «площина - площина» при терті без мащення зі зворотно-поступовим рухом. Зразки виготовляли зі сталі 40Х у загартованому і низько- та високовідпущеному станах. Експерименти проводили при швидкості тертя 0,33 м/с і питомому навантаженні – 1 МПа. За критерій зношування приймали втрату маси зразків після певного етапу досліджень, яку визначали зважуванням на аналітичній вазі марки ВЛА-200Г-М з точністю $\pm 0,2$ мг.

Експериментально встановлено, що фрикційно-зміцнювальне оброблення суттєво підвищує зносостійкість пари тертя. Так, зносостійкість зміцненої пластини збільшилась у 4-4,5 разів у порівнянні з незміцненою. Характер зношування незміцненої вкладки аналогічний як і зміцненої. При цьому слід відмітити, що зміцнювали лише одну пластину, а вкладка була незміцненою. Якщо використовувати обидві зміцнені деталі пари тертя, то ефект підвищення зносостійкості нівелюється. При фрикційно-зміцнювальному обробленні структурний стан вихідного металу незначно впливає на працездатність пари тертя. Аналогічні залежності отримані при дослідженнях зносостійкості сталей 45 та У8А у різних структурних станах.



1 - гартування і високий відпуск; 2 - гартування і низький відпуск; 3 - гартування і високий відпуск з фрикційним зміцненням; 4 - гартування і низький відпуск з фрикційним зміцненням

Рисунок 2 – Кінетика зношування пари сталь 40Х - сталь 40Х при терті без мащення зі зворотно-поступальним рухом пластини (а) та плоскої вкладки (б)

Висновки

Стендові і дослідно-промислові дослідження, проведені в заводських умовах, показали, що фрикційно-зміцнювальне оброблення є простим і ефективним технологічним методом підвищення працездатності технологічного оснащення та вирубних штампів. Так, довговічність елементів універсально-збірних пристосувань збільшилась у 1,9-2,3 рази. Стійкість до затуплення вирубних штампів при виготовленні друкованих плат телевізорів з фольгованого гетинаксу збільшилась у 1,7-2,0 рази у порівнянні з виготовленими за заводськими технологіями.

Література

- 1 Бабей Ю.И., Швець В.В., Гурей И.В. Упрочнение поверхностных слоев стальных и чугунных деталей фрикционной обработкой // Вестник машиностроения. – 1987. – № 10. – с. 39-40.
- 2 Степанов В.Г., Шавров И.А. Высокоэнергетические импульсные методы обработки металлов. – Л.: Машиностроение / Ленингр. отд-ние/, 1975. – 280 с.
- 3 Лазерное и электроэрозионное упрочнение материалов /В.С.Коваленко, А.Д.Верхотуров, Л.Ф.Головко и др. – М.: Наука, 1986. – 276 с.

УДК 621.833.022(031)

С.Г. Онищук, А.А. Жижев, В.Т. Саункін
ДДМА, Краматорськ, Україна

УДОСКОНАЛЕННЯ ТЕХНОЛОГІЇ ВИГОТОВЛЕННЯ ВЕЛИКОМОДУЛЬНИХ ЗУБЧАТИХ КОЛІС

In the article questions of processing of the large module cogwheels and a shaft – gears are considered by worm modular of hard-alloy mills are considered. Application of the large module worm modular mills will allow to lower labour input gear grinding operations.

Вступ

В умовах важкого машинобудування велике значення має виробництво зубчатих коліс та вал-шестерен великого модуля з підвищеною твердістю робочих поверхонь зубів. Зараз існує ряд невирішених питань, пов'язаних з забезпеченням необхідної точності зубчатих передач. Найскладнішою проблемою є втрата точності, великі деформації зубів внаслідок хіміко-термічної обробки. Вдосконалення процесів хіміко-термічної обробки потребує великих витрат на технологічне обладнання. Тому розглянемо можливі заходи щодо збільшення точності виготовлення зубчатих коліс та валів-шестерен на операціях, що є попередніми перед термообробкою. Це дозволить зменшити сумарні похибки деталей, що надходять на зубошліфування.

Перспективним напрямком є запровадження технологічних процесів виготовлення гартованих зубчатих коліс та вал-шестерен з застосуванням попередньої лезової обробки зубів твердосплавними черв'ячними фрезами перед шліфуванням.

Метою роботи є аналіз факторів, що впливають на точність зубчатих коліс та вал-шестерен та розробка заходів щодо її підвищення.

Аналіз методів обробки

великомодульних зубчатих коліс та вал-шестерен

Точність зубчатих коліс та вал-шестерен суттєво залежить від погрешностей механічної обробки та хіміко-механічного зміцнення. На стадії механічної обробки визначними є похибки металорізальних верстатів, заготовок, пристосувань, інструменту, технологічні наладки [1].

Найкраще співвідношення продуктивності та якості дає зубофрезерування черв'ячними модульними фрезами. Цей метод обробки забезпечує найменші кінематичні похибки та похибки напрямку зубів; накопичені похибки утворюються лише неточностями ділильного ланцюга зубофрезерного верстату [2].

На зубофрезерних верстатах виконують установку та вивірку вал-шестерен та зубчатих коліс. Для забезпечення правильності роботи зубча-

того колеса необхідно, щоб нарізані зуби розташовувались концентрично до його осі обертання. Тому, що вісь обертання колеса визначається посадочним отвором або шийкою вала, на якій насаджено колесо, то вивірці заготовки перед нарізкою зубів треба виконувати шляхом контролю биття зовнішнього діаметра колеса, внутрішнього діаметру отвору або шийок вала відносно осі обертання стола верстата. При вивірці зубчатих коліс та вал-шестерен усунення перекосу осей досягається шляхом їх додаткового контролю по торцю. В залежності від конфігурації зубчатого колеса, його жорсткості, а також від верстата, на якому колесо буде нарізатись, перевірочними базами можуть бути зовнішній діаметр або отвір колеса, торці маточини або обод та шийки вала.

Для отримання необхідної якості зачеплення необхідно забезпечити точність виготовлення та переточування інструменту та биття інструменту і оправок в визначених межах. Особливо треба звертати увагу на черв'ячні фрези, всі погрішності яких переносяться на нарізане колесо. Якщо передня грань фрези не перпендикулярна напрямку витка, то профіль буде несиметричним; крім того профіль викривлюється при неправильному округленню кроці фрези, а також при завалі зубів фрези. Для підвищення навантажувальної здібності та довговічності зубчатих коліс та валів-шестерен необхідно застосувати хіміко-термічну обробку. Але цементация і гартування викликають значні деформації та, як наслідок, - призначення збільшених припусків на зубошліфування. Це призводить до збільшення трудомісткості і зниження якості поверхні зубів. Вирішити цю проблему можна трьома методами:

- 1) оптимізувати режими термообробки (швидкісне охолодження та ін.), але це потребує значних витрат на технологічне обладнання;
- 2) підвищити точність по товщині зуба і напрямку на формоутворюючих операціях, бо саме ці параметри визначають припуски на зубошліфування. А сумарна похибка на 70-80% для коліс та на 50% для вал-шестерен визначається механічною обробкою до термообробки;
- 3) використати технологічний процес з застосуванням попередньої лезової обробки зубів твердосплавними черв'ячними фрезами.

Методика проведення досліджень

Виробничі дослідження роботи швидкорізальних черв'ячних фрез виконувались в механічних цехах №7, 11 та редукторному цеху ЗАТ "НКМЗ". Обробку виконували на горизонтально-зубофрезерному верстаті мод. 5В375 ЗАТ "КЗВВ" (Коломна). та на вертикально-зубофрезерному верстаті мод. ZWZ-30 фірми "Модуль". Оброблялись зубчаті колеса з наступними параметрами: $m = 16 - 20$ мм, $z = 112-178$, $B=400-600$ мм, сталь 20ХН3А, НВ280-300. Режими різання: глибина різання 0,5 мм, швидкість різання 6-12 м/хв., подача фрези 2,2-2,62 мм/об. Фреза оснащена напаяними пластинами зі швидкорізальної сталі марки Р6М5. Обробку

здійснювали з використанням мастильно-охолоджувальної рідини – сульфозфрезолу.

Виробничі дослідження твердосплавних черв'ячних фрез виконувались черв'ячними модульними фрезами, що були оснащені твердосплавними пластинками марок BK10-OM та T14K8. Оброблювались загартовані вал-шестерні з наступними параметрами: $m = 20$ мм, $z = 22$, $\beta = 9^{\circ}41'$, $V = 570$ мм, сталь 20ХН3А, HRC47-53 та зубчаті колеса з наступними параметрами: $m = 20$ мм, $z = 67$, $V = 470$ мм, сталь 18ХН3А, HRC50-55. Режими різання: глибина різання 0,5 мм, швидкість різання 22-30 м/хв., подача фрези 1,5-2 мм/об. Обробку здійснювали без використання мастильно-охолоджувальної рідини.

Зношення інструменту фіксували після визначеного часу за допомогою лупи до пресу Бринеля. Перевірка математичних моделей на адекватність виконувалась за критерієм Фішера.

Визначення технологічних заходів по підвищенню точності виготовлення зубчатих коліс та вал-шестерен

Щоб визначити доцільність використання твердосплавних черв'ячних фрез для обробки великомодульних зубчатих коліс та вал-шестерен було проведено функціонально-орієнтований маркетинг [3]. Був виконаний аналіз функціонального (технологічного) простору (ТП), технологічних задач підприємства-споживача та умов їх виконання.

В результаті виконаного аналізу було побудовано технологічні ніши за параметрами розподілу твердості заготовок, подач, швидкості різання, періоду стійкості та питомої продуктивності для швидкохідних та твердосплавних черв'ячних модульних фрез (рисунок 1).

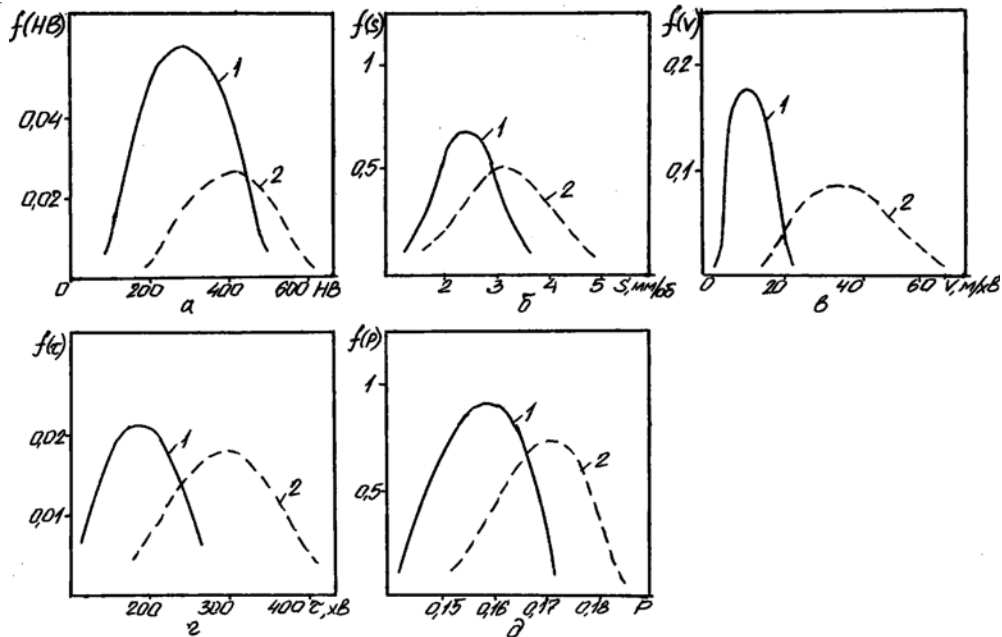
При призначенні операційних припусків на зубошліфування [1] точність, сформовану на операціях попередньої обробки на якість поверхні не беруть до уваги. Однак при збільшенні товщини шару металу, що видаляється при шліфуванні бічних поверхонь зубів з легованих хромонікелевих сталей зменшується твердість робочих поверхонь зубів та їх зносостійкість. Для збереження твердості загартованого цементованого шару $HRC \geq 50$ товщина шару, що видаляється, не повинна перевищувати 20% початкової.

Хіміко-термічне зміцнення зубів колеса або вал-шестерні призводить до перетворення структури металу та деформації зубчатого вінця.

Після хіміко-термічного зміцнення необхідно відновлювати установочні бази деталей. Точність відносного розташування базових поверхонь та зубчатого вінця в основному залежить від похибок установки деталі на зубофрезерному верстаті.

Зараз спостерігається тенденція збільшення припусків на зубошліфування. Тобто крім підвищення точності, операція шліфування призначена для видалення збільшеного припуску. Це суттєво збільшує трудо-

місткість технологічного процесу виготовлення зубчатих коліс та вал-шестерен.



1- швидкорізальний інструмент, 2- твердосплавний інструмент

Рисунок 1 – Щільність розподілу твердості матеріалу (а), подачі (б), швидкості різання (в), стійкості інструменту (г), питомої продуктивності (д)

Для виробничих досліджень було поставлено завдання визначити доцільність обробки зубів зубчатого колеса та вал-шестерні після хіміко-термічної обробки твердосплавною черв'ячною фрезою для зменшення припусків на зубошліфувальну операцію та її трудомісткості.

В результаті виробничих досліджень встановлено, що найбільш доцільним є використання твердосплавних черв'ячних модульних фрез, оснащених пластинами марки ВК10-ОМ. Стійкість таких фрез при зношенні зубів по задніх поверхнях в межах 0,3-0,5 мм становить 8-10 годин (рисунок 2). Стійкість фрез, оснащених пластинками з твердого сплаву марки Т14К8 у 1,8 рази менше.

Модель стійкості черв'ячних твердосплавних фрез має вигляд:

$$T = \frac{C T}{V^{0,8} S^{0,3} m^{-0,5}} \quad (1)$$

Трудомісткість зубошліфувальної операції, яка здійснюється після зубофрезерної операції твердосплавними черв'ячними фрезами, зменшується у 2,5-3 рази в залежності від параметрів оброблюваного зубчатого колеса або вал-шестерні за рахунок зменшення припусків на зубошліфування.

Технологічний процес нарізання великомодульних зубчатих коліс та вал-шестерен з використанням отриманих результатів досліджень має на-

ступний вигляд: попереднє прорізання западин між зубами, хіміко-термічна обробка нарізаних зубів, зубофрезерна операція обробки зубів твердосплавними черв'ячними фрезами, зубошліфувальна операція.

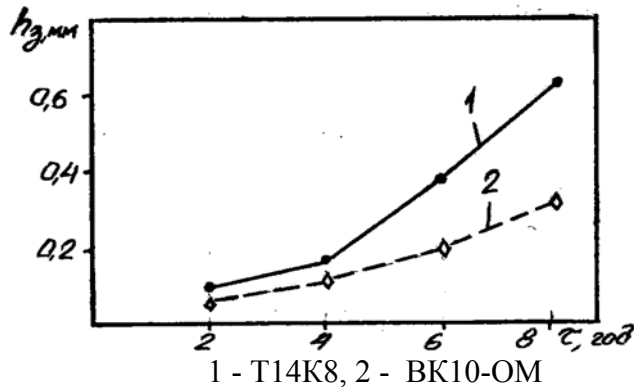


Рисунок 2 – Залежність $h_3=f(\tau)$ при зубофрезеруванні зубчатих коліс зі сталі 20ХН3А фрезами, оснащеними твердосплавними пластинками

Зменшення собівартості виготовлення зубчатих коліс та вал-шестерен від запровадження нового технологічного процесу порівняно з базовим технологічним процесом, який застосовується на ЗАТ “НКМЗ”, становить 20%.

Висновки

1) Стійкість черв'ячних модульних фрез, оснащених пластинками з твердого сплаву марки BK10-OM порівняно з черв'ячними фрезами, оснащеними пластинками з твердого сплаву марки T14K8, більше в 1,8 рази.

2) Застосування операції зубофрезерування твердосплавними черв'ячними фрезами після хіміко-термічної обробки зменшує трудомісткість зубошліфувальних операцій в 2,5-3 рази за рахунок зменшення припусків.

3) Запровадження нового технологічного процесу виготовлення велико-модульних зубчатих коліс та вал-шестерен дозволить зменшити собівартість деталей на 20%.

Литература

1. Качество изготовления зубчатых колес/ А.В. Якимов, Л.П. Смирнов, Ю.А. Боярминов и др. – М.: Машиностроение, 1979. - 191 с.

2. Сидоренко А.К., Адам Я.И., Овумян О.А. Производство крупных зубчатых передач. Опыт Ново-Краматорского машиностроительного завода. – М., К.: Машгиз, 1964. – 125 с.

3. Методология системного проектирования инструмента / Г.Л. Хаєт, В.С. Гузенко, Е.А. Подгора и др.; Под ред. Г.Л. Хаєта. – Краматорск: ДГМА, 1994. – 132 с. – (Теория проектирования инструмента и ее информационное обеспечение: маркетинг, квалиметрия, надежность и оптимизация. Раздел 1).

УДК 621.923

В.А. Фадеев

НТУ "ХПИ", г. Харьков, Украина

ТЕОРЕТИЧЕСКОЕ ОБОСНОВАНИЕ ВЗАИМОСВЯЗИ ТОЧНОСТИ, ШЕРОХОВАТОСТИ И ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТИ ПРИ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКЕ

In work the theoretical analysis of the basic laws of machining under the elastic circuit with an initial tightness in technological system is lead. Conditions of increase of productivity, accuracy and cleanliness of processing are proved.

На практике для достижения высокой точности обработки получила широкое применение упругая схема абразивной обработки с начальным натягом в технологической системе (схема выхаживания). Данная схема обладает большими технологическими возможностями, однако, в полной мере не исследована. Это затрудняет ее эффективное применение, в особенности на финишных операциях шлифования, где далеко не всегда удается достичь высоких показателей точности и качества обработки.

Цель работы – провести теоретический анализ закономерностей обработки по упругой схеме с начальным натягом в технологической системе и выявить физические условия существенного повышения точности, качества и производительности обработки.

Анализ проведем на основе приведенных в работе [1] аналитических зависимостей для расчета величины упругого перемещения y (определяющего точность обработки) и производительности обработки Q :

$$y = \frac{\Pi}{\left(1 + \frac{\tau}{\pi \cdot D_{дет} \cdot b} \cdot \frac{c \cdot K_{рез} \cdot V}{\sigma}\right)}, \quad (1)$$

$$Q = \frac{\Pi}{\left(\frac{\tau}{\pi \cdot D_{дет} \cdot b} + \frac{\sigma}{c \cdot K_{рез} \cdot V_{кр}}\right)}, \quad (2)$$

где Π - величина снимаемого припуска, м; τ - время обработки, с; $D_{дет}$ - диаметр детали, м; b - ширина среза, м; c - приведенная жесткость технологической системы, Н/м; V - скорость резания, м/с; σ - условное напряжение резания, Н/м²; $K_{рез}$ - коэффициент резания, равный отношению тангенциальной и радиальной составляющих силы резания.

Как видим, с течением времени обработки величина y и производительность обработки Q уменьшаются вплоть до нулевых значений. Выполнение условия $y \rightarrow 0$ означает достижение практически идеальной

точности обработки. Однако, как отмечалось выше, реализовать данное условие затруднено. Что же является причиной? В зависимости (1) и (2) входит отношение $K_{рез} / \sigma$, которое определяет силовую напряженность процесса резания. Нами получена аналитическая зависимость для его определения

$$\frac{K_{рез}}{\sigma} = \frac{1}{3} \cdot \sqrt[3]{\frac{2}{HV^2 \cdot \tau_{сдв}} \cdot \left(\frac{a_z}{\rho}\right)^2}, \quad (3)$$

где HV , $\tau_{сдв}$ - соответственно твердость (по Виккерсу) и предел прочности на сдвиг обрабатываемого металла, Н/м²; a_z - толщина среза при абразивной обработке, м; ρ - радиус округления режущей кромки инструмента, м.

В зависимость (3) входит известная величина a_z / ρ , определяющая условия перехода от упруго-пластического деформирования обрабатываемого металла к процессу его резания. Процесс стружкообразования (процесс резания) начинается при $a_z / \rho \geq 0,04$ (по данным проф. Богомолова Н.И.). При меньших значениях a_z / ρ происходит лишь упруго-пластическое деформирование обрабатываемого металла без образования стружки.

При точении производительность обработки равна $Q = a \cdot b \cdot V$, где $a = a_z$ - толщина среза, м; b - ширина среза, м; V - скорость резания, м/с. Тогда зависимость (2) с учетом зависимости (3) выразится

$$\frac{\tau}{\pi \cdot D_{дет} \cdot b} \cdot Q + \frac{3}{c \cdot V} \cdot \sqrt[3]{HV^2 \cdot \tau_{сдв} (\rho \cdot b \cdot V)^2} \cdot Q^{\frac{1}{3}} - \Pi = 0. \quad (4)$$

Пришли к уравнению, решить которое можно численным методом. Аналитическое решение уравнения (4) получим, принимая с определенными допущениями во втором слагаемом вместо $Q^{\frac{1}{3}}$ величину $Q^{\frac{1}{2}}$. В результате получено квадратное уравнение:

$$M \cdot Q + N \cdot Q^{\frac{1}{2}} - \Pi = 0 \text{ или} \\ x^2 + \frac{N}{M} \cdot x - \frac{\Pi}{M} = 0, \quad (5)$$

где $x^2 = Q$; $M = \frac{\tau}{\pi \cdot D_{дет} \cdot b}$; $N = \frac{3}{c \cdot V} \cdot \sqrt[3]{HV^2 \cdot \tau_{сдв} \cdot (\rho \cdot b \cdot V)^2}$.

Его решение:

$$Q = \frac{1}{\sqrt{\left(\frac{N}{2 \cdot \Pi} + \sqrt{\frac{N^2}{4 \cdot \Pi^2} + \frac{M}{\Pi}}\right)}}. \quad (6)$$

С увеличением времени обработки τ (увеличением параметра M) производительность обработки Q уменьшается. Уменьшаются также толщина среза $a = \frac{Q}{b \cdot V}$, отношения a/ρ и $K_{рез}/\sigma$. При этом толщина среза a и отношение $K_{рез}/\sigma$ описываются зависимостями

$$a = \frac{1}{b \cdot V \cdot \sqrt{\left(\frac{N}{2 \cdot \Pi} + \sqrt{\frac{N^2}{4 \cdot \Pi^2} + \frac{M}{\Pi}}\right)}}, \quad (7)$$

$$\frac{K_{рез}}{\sigma} = \frac{1}{3} \cdot \sqrt[3]{\frac{2}{HV^2 \cdot \tau_{сов}} \cdot \frac{1}{b^2 \cdot V^2 \cdot \rho^2 \left(\frac{N}{2 \cdot \Pi} + \sqrt{\frac{N^2}{4 \cdot \Pi^2} + \frac{M}{\Pi}}\right)}}. \quad (8)$$

Если подставить зависимость (8) в зависимость (1), то видим, что с течением времени обработки τ величина упругого перемещения y уменьшается. Следовательно, характер изменения отношения $K_{рез}/\sigma$ с течением времени обработки τ не вносит принципиальных изменений в закономерности изменения величины y . Вместе с тем, с уменьшением толщины среза a уменьшается отношение a/ρ . При уменьшении a/ρ до значения 0,04, процесс резания прекратится, что не позволит выполнить условие $y \rightarrow 0$, согласно зависимости (1). Из этого следует, что основным препятствием достижения высокой точности обработки является уменьшение отношения a/ρ ниже предельного значения, при котором процесс резания прекращается и сьем металла не происходит.

Поэтому важнейшим условием повышения точности и производительности обработки необходимо рассматривать увеличение отношения a/ρ . Так как толщина среза a с течением времени обработки непрерывно уменьшается, увеличить отношение a/ρ можно путем уменьшения радиуса округления режущей кромки инструмента ρ . Для этого необходимо применять инструментальные материалы, обеспечивающие высокую остроту режущей кромки и характеризующиеся высокой износостойкостью. В первую очередь, широко применяемые на практике, синтетические сверхтвердые материалы (синтетические алмазы и т.д.).

В процессе обработки необходимо, чтобы выполнялось условие $a_z / \rho \geq 0,04$ при уменьшении величины упругого перемещения до значения, равного $a_z = a$, т.е. на протяжении всего времени обработки. Поэтому установим взаимосвязь между величиной и временем обработки при условии $y = a$. Для этого в зависимость (1) подставим зависимость (3) с учетом $y = a$. В результате пришли к уравнению

$$y^{\frac{5}{3}} + \frac{1}{z} \cdot y - \frac{\Pi}{z} = 0, \tag{9}$$

где $z = \frac{\tau \cdot c \cdot V}{\pi \cdot D_{дет} \cdot b} \cdot \frac{1}{3} \cdot \sqrt[3]{\frac{2}{HV^2 \cdot \tau_{сдв}} \cdot \frac{1}{\rho^2}}$.

Принимая с некоторыми допущениями $y^{\frac{5}{3}} = y^2$, уравнение (9) примет вид квадратного уравнения. Его решение:

$$y = \frac{\Pi}{\left(0,5 + \sqrt{0,25 + \Pi \cdot z}\right)}. \tag{10}$$

С увеличением времени обработки τ (увеличением параметра z) величина упругого перемещения y уменьшается. Следовательно, при выполнении условия $\frac{a}{\rho} = \frac{y}{\rho} \geq 0,04$ величину упругого перемещения y можно уменьшить до значения $y = 0,04 \cdot \rho$.

Если в качестве радиуса округления режущей кромки инструмента ρ рассматривать радиус абразивного или алмазного режущего зерна R при абразивной или алмазно-абразивной обработке, то по формуле $y = 0,04 \cdot R$ можно рассчитать величину y в зависимости от зернистости $\bar{X} = 2 \cdot R$ абразивного или алмазного порошка. В табл. 1 приведены расчетные значения величины y .

Таблица 1

\bar{X} , мкм	5	10	20	40	80
y , мкм	0,1	0,2	0,4	0,8	1,6

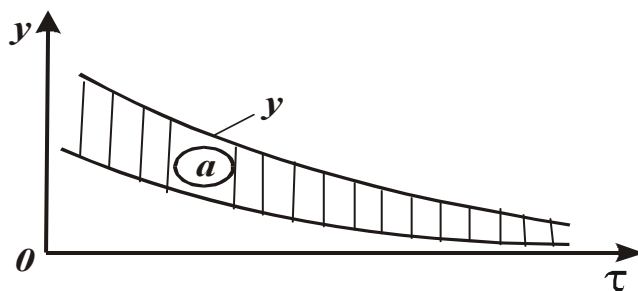


Рисунок 1 – Зависимость y от τ

Из зависимостей (7) и (10) следует, что с течением времени обработки τ величины a и y непрерывно уменьшаются, однако, с разной интенсивностью. Так, интенсивность уменьшения величины y выше интенсивности уменьшения толщины среза

a . Этим и объясняется возможность уменьшения величины y в процессе обработки вплоть до нуля.

По физической сущности параметр a при абразивной обработке определяет максимальную высоту микронеровностей на обрабатываемой поверхности или параметр шероховатости обработки R_{\max} . Из этого следует, что с течением времени обработки параметр R_{\max} должен уменьшаться, причем с меньшей интенсивностью, чем величина упругого перемещения y . Это хорошо согласуется с многочисленными экспериментальными данными, согласно которым параметры шероховатости обработки R_{\max} и R_a с течением времени обработки уменьшаются, однако не достаточно интенсивно. Например, установлено, что в процессе выхаживания (при шлифовании) происходит довольно интенсивный съем удаленного металла (уменьшается величина y) во времени, тогда как параметр шероховатости обработки R_{\max} уменьшается не существенно, а через определенное время обработки становится практически постоянным.

Следовательно, при нормальном протекании процесса обработки величина y стремится принять значение, равное толщине среза a , что равносильно параметру шероховатости обработки R_{\max} , т.е. по сути процесс выхаживания должен обеспечить равенство значений параметров y и R_{\max} . Если процесс резания (по причине невыполнения условия $a_z / \rho \geq 0,04$) прекратится раньше, то справедливо неравенство $y > R_{\max}$. На рис. 1 показан характер изменения параметров y и $a = R_{\max}$ во времени. Заштрихованным показана величина a .

Таким образом установлено, что в конечном итоге величина упругого перемещения y и параметр шероховатости обработки R_{\max} определяются из условия $a_z / \rho = 0,04$, рассматривая $a = R_{\max} = y$. Уменьшить значение $a = R_{\max} = y$ можно двумя путями: уменьшением радиуса округления режущей кромки ρ и предельного значения a_z / ρ , при котором возможен процесс стружкообразования (процесс резания), рис. 2. В первом случае необходимо использовать методы, обеспечивающие непрерывное микро-разрушение режущих кромок абразивных или алмазных зерен в процессе обработки, исключая затупление зерен. Во втором случае необходимо использовать методы обработки, позволяющие уменьшить предельное значение a_z / ρ , при котором возможен процесс резания, т.е. методы обработки, расширяющие границы осуществления процесса резания.

Определим аналитически шероховатость обработки при выхаживании. Как показано в работе [1], при резании без поперечной подачи (т.е. при выхаживании) уравнение, описывающее баланс перемещений в техно-

логической системе, имеет вид

$$y + V_{\phi} \cdot \tau = \Pi, \quad (11)$$

где V_{ϕ} - линейная скорость съема металла, м/с.

Величина упругого перемещения y определяется радиальной составляющей силы резания $P_y = c \cdot y$. Предположим, при абразивной обработке в контакте с обрабатываемым материалом находится n_0 зерен. Если принять, что режущие зерна выступают над уровнем связки абразивного или алмазно-абразивного инструмента на одинаковую высоту и имеют конусообразную форму режущей части с углом при вершине $2 \cdot \gamma$, то для вдавливания режущих зерен в обрабатываемый металл необходимо приложить радиальную силу P_y , равную

$$P_y = \pi \cdot \operatorname{tg}^2 \gamma \cdot R_{\max}^2 \cdot n_0 \cdot HV, \quad (12)$$

где R_{\max} - глубина вдавливания режущего зерна в обрабатываемый металл (условно равна параметру шероховатости обработки), м; $n_0 = S \cdot k$; S -

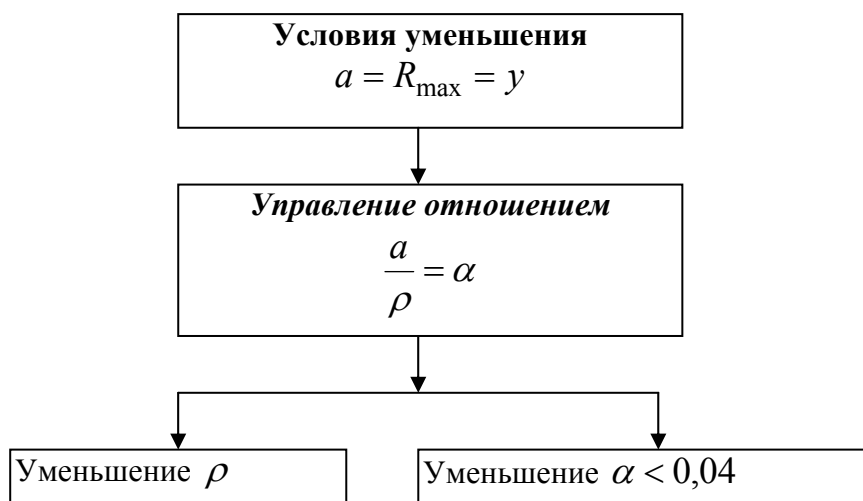


Рисунок 2 – Условия уменьшения $a = R_{\max} = y$

площадь контакта инструмента с обрабатываемой деталью, м²; k - поверхностная концентрация зерен инструмента, штук/м².

Параметр шероховатости обработки R_{\max} при шлифовании образца, движущегося по нормали к рабочей поверхности круга со скоростью $V'_{дет}$, определяется зависимостью [2]

$$R_{\max} = \sqrt{\frac{V'_{дет}}{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{кр}}}, \quad (13)$$

где $V_{кр}$ - скорость круга, м/с.

Параметр $V'_{дет}$ равен $V_{ф}$. Разрешим зависимость (13) относительно скорости $V'_{дет} = V_{ф}$ и подставим полученную зависимость в уравнение (11). Подставив в (11) также зависимость (12), имеем

$$R_{max} = \sqrt{\frac{\Pi \cdot c}{tg\gamma \cdot k \cdot (\pi \cdot tg\gamma \cdot S \cdot HV + 2 \cdot V_{кр} \cdot c \cdot \tau)}} \quad (14)$$

Как видим, с течением времени обработки τ параметр шероховатости R_{max} уменьшается, что согласуется с предыдущим решением. Более существенное влияние на параметр R_{max} оказывают параметры Π, γ, k . Важнейшим условием уменьшения параметра R_{max} следует рассматривать увеличение поверхностной концентрации зерен k , т.к. увеличение γ ведет к уменьшению отношения a_z / ρ , увеличению силовой напряженности и ухудшению процесса резания.

Для сравнения определим параметр шероховатости обработки R_{max} при шлифовании по упругой схеме с фиксированным радиальным усилием P_y , определяемым зависимостью (12)

$$R_{max} = \sqrt{\frac{c \cdot y}{\pi \cdot tg^2 \gamma \cdot HV \cdot k \cdot S}} \quad (15)$$

При $\tau = 0$ зависимость (14) принимает вид зависимости (15), рассматривая $y = \Pi$. Это означает, что обработка по упругой схеме с фиксированным радиальным усилием P_y приводит к большим значениям параметра шероховатости обработки R_{max} , чем обработка по упругой схеме с начальным натягом в технологической системе. Значения R_{max} равны для двух рассматриваемых схем лишь в начальный момент обработки (при $\tau = 0$). Следовательно, с точки зрения уменьшения параметра шероховатости R_{max} эффективно обработку вести по упругой схеме с начальным натягом в технологической системе.

Литература

- 1 Фадеев В.А., Новиков Ф.В. Управление упругими перемещениями при финишной механической обработке. – Вісник НТУ “ХПІ”. Збірник наукових праць. Тем. випуск: Технології в машинобудуванні. – Харків: НТУ “ХПІ”, 2002. - № 19. – С. 153-159.
- 2 Теоретические основы резания и шлифования материалов: Учебн. пособие / А.В. Якимов, Ф.В. Новиков, Г.В. Новиков и др. – Одесса, ОГПУ, 1999. – 450 с.
- 3 Фадеев В.А. Научный подход к выбору оптимальных способов и условий финишной обработки агрегатов авиационной техники. - Авиационно-космическая техника и технология. Труды Государственного аэрокосмического университета им. Н.Е. Жуковского «ХАИ». Выпуск 14. – Харьков: «ХАИ», 2000. – С. 36-40.

ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОЦЕССОВ ПЛАСТИЧЕСКОЙ ДЕФОРМАЦИИ ПРИ ГОРЯЧЕЙ РЕЗКЕ ТОЛСТОЛИСТОВОГО МЕТАЛЛА

Введение

О механизме пластической деформации при резке существуют две гипотезы. Большинство авторов [1,2] считают, что этот механизм описывается полем линий скольжения, состоящим из двух треугольных областей, основаниями которых являются площадки смятия на пуансоне и матрице. Вершины треугольников встречаются на середине линии разделения.

Поле линий скольжения при резке предложено Н.П.Кучером [3]. Это поле состоит из двух областей пластической деформации, границей между которыми является линия разделения.

Цель работы является определение с использованием метода муаровых полос действительного поля линий скольжения при резке стального листа.

Определение эквивалентных величин деформации и скорости деформирования

Для выявления действительного поля линий скольжения использован метод муаровых полос. Исследование проводили на образцах толщиной 20 мм. Шаг раstra составлял 0,2мм. Полученное поле линий скольжения сходно с предложенным в работе [3].

На рисунке 1а поле линий скольжения представлено в виде системы жестких блоков [4].

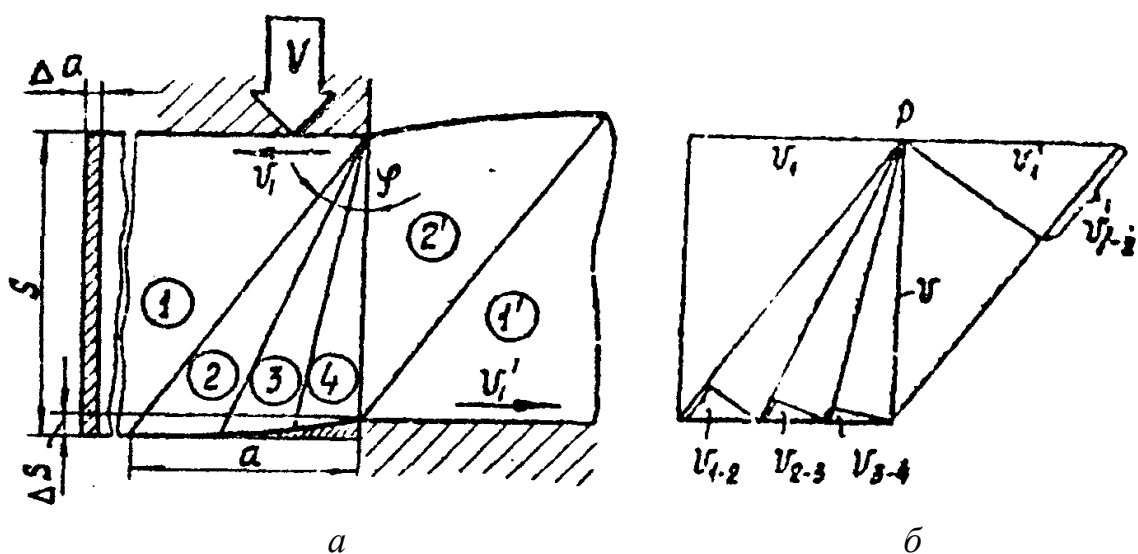


Рисунок 1 – Область пластической деформации при резке, представленная жесткими блоками (а) и годограф скоростей (б)

Вследствие утяжки жесткий блок имеет горизонтальную скорость v_1 , которая находится из равенства двух заштрихованных площадок.

$$\frac{1}{3} \Delta S \cdot a = \Delta a \cdot S,$$

где $a = S \cdot \operatorname{tg} \varphi$ – длина утяжки.

Разделив обе части равенства на время Δt , получим скорость $v_1 = \frac{v}{3} \operatorname{tg} \varphi$, с которой блок 1 скользит по поверхности инструмента.

При этом развивается мощность $\frac{m \cdot k \cdot v \cdot S}{3} \operatorname{tg}^2 \varphi$, где: $k = 0,58\sigma$ – напряжение сдвига на поверхностях скольжения, $0 < m < 1$ – коэффициент трения между инструментом и материалом в формуле трения Зибеля.

Скорости скольжения на границах между блоками 2' – 4; 4 – 3; 3 – 2; 2 – 1: находим при помощи годографа (рис. 1б).

Скорость скольжения $v_{2'-4} = v$; длина границы с этой скоростью $S - \Delta S$; мощность трения на этой границе $k v (S - \Delta S)$.

Скорость скольжения $v_{4-3} = v \cdot \operatorname{tg} \frac{\varphi}{3} \cdot \operatorname{Sin} \frac{\varphi}{3}$; длина границы с этой скоростью $\frac{S}{\cos \frac{\varphi}{3}}$; мощность трения на этой границе $k \cdot v \cdot S \cdot \operatorname{tg}^2 \frac{\varphi}{3}$.

Скорость скольжения $v_{3-2} = v (\operatorname{tg} \frac{2}{3} \varphi - \operatorname{tg} \frac{\varphi}{3}) \cdot \operatorname{Sin} \frac{2}{3} \varphi$; длина границы с этой скоростью $\frac{S}{\cos \frac{2}{3} \varphi}$; мощность трения на этой границе

$$k \cdot v \cdot S (\operatorname{tg} \frac{2}{3} \varphi - \operatorname{tg} \frac{\varphi}{3}) \cdot \operatorname{tg} \frac{2}{3} \varphi.$$

Скорость скольжения $v_{2-1} = v (\operatorname{tg} \varphi - \operatorname{tg} \frac{2}{3} \varphi) \cdot \operatorname{Sin} \varphi$; длина границы с этой скоростью $\frac{S}{\cos \varphi}$; мощность трения на этой границе

$$k \cdot v \cdot S (\operatorname{tg} \varphi - \operatorname{tg} \frac{2}{3} \varphi) \cdot \operatorname{tg} \varphi.$$

Приравнявая суммарную мощность мощности, подводимой инструментом на единицу длины периметра разделяемого контура, найдем удельную силу разделения

$$p = kS \left\{ 2 \left[\operatorname{tg}^2 \varphi + \operatorname{tg}^2 \frac{\varphi}{3} - \operatorname{tg} \frac{2}{3} \varphi \left(\operatorname{tg} \varphi + \operatorname{tg} \frac{\varphi}{3} - \operatorname{tg} \frac{2}{3} \varphi \right) + \frac{\operatorname{tg}^2 \varphi}{3} m \right] + 1 - \frac{\Delta S}{S} \right\} \quad (1)$$

Формулу (1) можно упростить, заменив три клина общим клином, тогда скорость скольжения на поверхности клина $v_{1'-2'} = v_1 \cdot \sin \varphi = \frac{a \cdot v}{3 \cdot S} \cdot \sin \varphi$; длина границы с этой скоростью $\frac{a}{\sin \varphi}$; мощность трения на этой границе $-\frac{k \cdot v \cdot a^2}{3 \cdot S}$.

Мощность трения на поверхности скольжения между инструментом и материалом и по линии разделения сохраняет ранее найденное значение.

Приравнявая суммарную мощность мощностям, подводимой инструментом на единицу длины разделяемого контура, получим

$$p = kS \left[\frac{2}{3} (1 + m) \cdot \operatorname{tg}^2 \varphi + 1 - \frac{\Delta S}{S} \right]. \quad (2)$$

Следует отметить, что формула (2) занижает величину p , потому что не учитывает затрат мощности на формоизменение внутри клина. При $\varphi = 0$, формулы (1) и (2) приобретают вид $p = kS \left(1 - \frac{\Delta S}{S} \right) = k(S - \Delta S)$.

Эта формула еще более занижает значение p , поэтому в практических расчетах в нее вводят поправочный коэффициент.

Соппротивление сдвигу в формулах (1) и (2) является переменной величиной, зависящей от глубины внедрения инструмента [5]. С целью выяснения этой зависимости представим процесс разделения, как показано на рисунке 2.

Эта схема соответствует результатам наших исследований, но идеализирует процесс резки со следующими допущениями: деформация в пределах параллелограмма осреднена, перемещения металла в направлении, перпендикулярном линии разделения

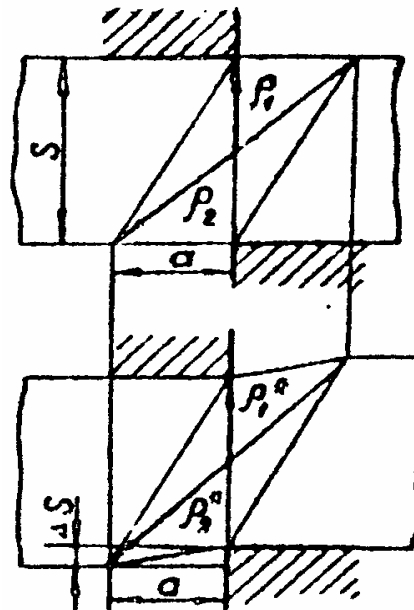


Рисунок 2 – Идеализированный процесс резки для определения величины и скорости деформации

отсутствуют. Соответствующий аффиноид деформации находим по деформации двух векторов

$$\rho_1 = \left(0; \frac{S}{2}\right), \quad \rho_2 = \left(-a; -\frac{S}{2}\right) \quad \text{и} \quad \rho_1^* = \left(0; \frac{S}{2} - \frac{\Delta S}{2}\right), \quad \rho_2^* = \left(-a; -\frac{S}{2} - \frac{\Delta S}{2}\right),$$

что дает

$$\begin{aligned} U_{xx} &= \frac{1}{M} (\rho_{1,x}^* \rho_{2,y} - \rho_{2,x}^* \rho_{1,y}) = 1; \\ U_{xy} &= \frac{1}{M} (\rho_{2,x}^* \rho_{1,x} - \rho_{1,x}^* \rho_{2,y}) = 0; \\ U_{yx} &= \frac{1}{M} (\rho_{1,y}^* \rho_{2,y} - \rho_{2,y}^* \rho_{1,y}) = \frac{\Delta S}{a}; \\ U_{yy} &= \frac{1}{M} (\rho_{2,y}^* \rho_{1,x} - \rho_{1,y}^* \rho_{2,x}) = 1 - \frac{\Delta S}{S} \end{aligned} \quad (3)$$

где $M = \rho_{1,x} \rho_{2,y} - \rho_{2,x} \rho_{1,y} = \frac{a \cdot S}{2}$.

Далее находим тензор скорости формоизменения [6]

$$\frac{1}{2}(W + \tilde{W}) = \begin{pmatrix} 0; & \frac{S}{2a} \\ \frac{S}{2a}; & -1 \end{pmatrix} \frac{d\left(\frac{\Delta S}{S}\right)}{1 - \frac{\Delta S}{S}}. \quad (4)$$

Согласно предложению Одквиста, мерой деформации служит удельная работа формоизменения

$$a_{\phi p} = \int_0^t n_{\phi p} dt = \frac{2}{\sqrt{3}} \sigma \int_0^t \sqrt{-\sigma J_2 \left[\frac{1}{2}(W + \tilde{W}) \right]} dt = \frac{\sigma \cdot S}{3 \cdot a} \int_1^{\frac{\Delta S}{S}} \frac{d\left(\frac{\Delta S}{S}\right)}{1 - \frac{\Delta S}{S}} = \frac{\sigma \cdot S}{\sqrt{3} \cdot a} \ln \frac{1}{1 - \frac{\Delta S}{S}}$$

Приравнявая эту работу к работе сжатия, получим формулу

$$\ln \eta = \frac{S}{\sqrt{3} \cdot a} \ln \frac{1}{1 - \frac{\Delta S}{S}} = \frac{S}{\sqrt{3} \cdot a} \ln \frac{S}{S_1} \quad (5)$$

по которой вычисляется величина деформации при резке, эквивалентная деформации сжатия (можно принять $a=0,5S_1$).

В условиях горячей резки скорость деформации оказывает существенное влияние на сопротивление деформации. Эквивалентная скорости сжатия скорость деформации при резке определяется по формуле [6]

$$\xi = \sqrt{-\sigma J_2 \left[\frac{1}{2}(W + \tilde{W}) \right]} = \frac{\sqrt{\frac{3}{2}} \cdot v}{1 - \frac{\Delta S}{S}} = \sqrt{\frac{3}{2}} \cdot \frac{v}{a} \cdot \frac{S}{S_1} \quad (6)$$

где v - скорость инструмента в мм/сек.

Расчитанные по формулам (5,6) значения скорости и величины деформации приведены в таблице для ряда значений $\frac{\Delta S}{S}$.

По кривым упрочнения находим сопротивление для различных температурно-скоростных условий деформирования. Например, для приведенного в таблице 1 ряда отношений $\frac{\Delta S}{S}$ для стали 25 при 900°C [7, рис. 21] величина сопротивления деформации будет соответственно 9,6; 10,2; 11,5; 12,8; 13,8 кг/мм².

Таблица 1– Сопротивление для различных температурно-скоростных условий деформирования

Относительная глубина проникновения пуансона, $\frac{\Delta S}{S}$	0,025	0,050	0,075	0,100	0,125
Эквивалентная величина деформации по формуле (5)	0,057	0,115	0,184	0,253	0,293
Эквивалентная величина скорости деформации по формуле (6)	2,13	2,20	2,25	2,32	2,38

Выводы

1. Область пластического течения при резке распространяется на всю толщину разделяемого листа (сляба). Линия деления является границей между двумя областями пластической деформации.

2. Построенное по результатам эксперимента поле линий скольжения представлено системой жестких клиньев, при помощи которой предложена формула для определения удельной силы резки.

3. Путем осреднения величины деформации в пределах области пластической деформации при резке даны эквивалентные меры для подсчета величины и скорости деформации, позволяющие найти истинное сопротивление срезу.

Литература

1 Лисин А.Г. Напряжения и деформации по пояску смятия и влияние их на стойкость штампов разделительных операций.. «Оборудование и технология штамповки», № 51, Челябинск, 1969.

2 Крылов Н.И., Третьяков Е.К., Непериин Р.И. Анализ разрезания заготовки на ножницах. В сб, «Пластическое течение металлов». М., «Наука», 1968.

3 Кучер Н.П. Построение поля напряжений при резке и вырубке-пробивке в штампах.. «Самолетостроение и техника воздушного флота», вып..7, 1966.

4 Сторожев М.В., Попов Е.А. Теория обработки металлов давлением. М., «Машиностроение», 1971.

5 Суяров Д.И. Механика пластической среды. Красноярск, 1976.

6 Полухин П.И., Гун Г.Я., Галкин А.М. Сопротивление пластической деформации металлов и сплавов. Справочник, М., «Металлургия», 1976.

УДК 658.51:004.73

Ковалевская Е.С.
ДГМА, г. Краматорск, Украина

ПРОЕКТИРОВАНИЕ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ СЕТЕЙ С ОДНОРОДНОЙ СТРУКТУРОЙ

In article questions of increase of efficiency of use of the process equipment are considered at group processing details. The technique of optimization of modes of cutting is examined at group processing and reduction of the cost price. Opportunities of application of a package of applied programs EXCEL are offered.

Введение

В настоящее время в мире развивается новая прикладная область математики, специализирующаяся на искусственных нейронных сетях (НС). Актуальность исследований в этом направлении подтверждается массой различных применений НС. Это автоматизация процессов распознавания образов, адаптивное управление, аппроксимация функционалов, прогнозирование, создание экспертных систем, организация ассоциативной памяти и многие другие приложения. С помощью НС можно, например, предсказывать показатели биржевого рынка, выполнять распознавание оптических или звуковых сигналов, создавать самообучающиеся системы, способные управлять автомашиной при парковке или синтезировать речь по тексту. Широкий круг задач, решаемый НС, не позволяет в настоящее время создавать универсальные, мощные сети, вынуждая разрабатывать специализированные НС, функционирующие по различным алгоритмам.

Общие положения

Под искусственной нейронной сетью понимается некоторое вычислительное устройство обработки информации, состоящее из большого числа параллельно работающих простых процессорных элементов – нейронов, связанных между собой линиями передачи информации – связями или синапсами. У нейронной сети выделена группа связей, по которым она получает информацию из внешнего мира, и группа выходных связей, с которых снимаются выдаваемые сетью сигналы. Нейронные сети применяются для решения различных задач классификации и прогнозирования. Нейронная сеть обучается решению задачи на основании некоторой обучающей выборки – "задачника", состоящего из набора пар "вход–требуемый выход", и далее способна решать примеры, не входящие в обучающую выборку [3,4].

Прототипом для создания нейрона послужил биологический нейрон головного мозга. Биологический нейрон имеет тело, совокупность отростков - дендридов, по которым в нейрон поступают входные сигнала-

лы, и отросток - аксон, передающий выходной сигнал нейрона другим клеткам.

Среди всего множества нейросетевых архитектур можно выделить две базовых архитектуры – слоистые и полносвязные сети.

Слоистые сети: нейроны расположены в несколько слоев (рис.1.2).

Нейроны первого слоя получают входные сигналы, преобразуют их и через точки ветвления передают нейронам второго слоя. Далее срабатывает второй слой и т.д. до k -го слоя, который выдает выходные сигналы. Если не оговорено противное, то каждый выходной сигнал i -го слоя подается на вход всех нейронов $i+1$ -го. Число нейронов в каждом слое может быть любым и никак заранее не связано с количеством нейронов в других слоях. Стандартный способ подачи входных сигналов: каждый нейрон первого слоя получает все входные сигналы. Особое распространение получили трехслойные сети, в которых каждый слой имеет свое наименование: первый – входной, второй – скрытый, третий – выходной.

Полносвязные сети: имеют один слой нейронов; каждый нейрон передает свой выходной сигнал остальным нейронам, включая самого себя. Выходными сигналами сети могут быть все или некоторые выходные сигналы нейронов после нескольких тактов функционирования сети. Все входные сигналы подаются всем нейронам.

Методика моделирования технологических процессов

Целью исследования в данной работе являются разработка и исследования применения метода нейронных сетей к решению задачи технологического обеспечения изготовления машиностроительных изделий.

Известные математические зависимости, применяемые в технологии машиностроения, не отражают качественные переходы, а применение новых материалов или обеспечение новых требований по качеству обработки требуют достаточно масштабных и затратных по времени экспериментальных исследований.

Для решения этой задачи было использовано моделирование на основе сетей с однородной структурой. Моделирование позволяет не только обеспечить системность исследований но и выявить оптимальные условия при наличии критериев оптимальности. (рисунок 1).

В качестве объекта исследования выбраны тела вращения. Построена информационная модель, которая накапливает доступные данные об объекте (по операциям технологического процесса, по режимам обработки, по параметрам применяемого инструмента, по размерам обрабатываемой поверхности). Для этого использованы справочные данные, которые представлены в виде нейросетевой модели, где входами являются исходные значения, а выходами информация из таблиц. С помощью нейросети можно сформировать совокупность уравнений с высокой точностью запоминающих табличные данные.



Рисунок 1 – Схема разработки исходных данных

Экспериментально подтвержденные табличные данные заменяются совокупностью математических зависимостей. Для того чтобы выявить эти математические зависимости достаточно обучить нейросеть по данным, представленным в виде таблиц.

$$d_{\min} = f_1(d_{\max})$$

$$d_{\max} = f_2(d_{\min})$$

$$\text{размер державки} = f_3(d_{\max})$$

$$t_{\min} = f_4(d_{\max}; t_{\max})$$

$$t_{\max} = f_5(d_{\min}; t_{\min}; S_{\max})$$

$$S_{\min} = f_6(d_{\max}; t_{\max}; y)$$

$$S_{\max} = f_7(d_{\max}; \text{размер державки}; t_{\max}; C_v)$$

$$C_v = f_8(y)$$

$$y = f_9(d_{\min}; C_v)$$

После проведения анализа обучаемого множества сокращения нейронов сокращения числа неоднородных ходов составляем вербальные описания и проводим разработку файлов нейросетевой модели для всех параметров (рисунок 2).

Пример: Разработка файлов для S_{\max} (аналогично для других параметров).

Вербальное описание нейросетевой модели

$$S_{\max} = f(d_{\max}, \text{размер державки резца.}, t_{\max}, C_v)$$

Поля базы данных (исходные симптомы): D_{\max} , $PA3.DEP.P.$, T_{\max} , C_v

Поля базы данных (конечные синдромы): S_{\max}

Предобработка входных полей БД для подачи сети:

$$D_{\max} = (D_{\max} - 1260) / 1240$$

$$PA3.DEP.P. = (PA3.DEP.P. - 113) / 2$$

$$T_{\max} = (T_{\max} - 10,5) / 7,5$$

$$Cv = (Cv \ 380)/40$$

Функциональные преобразователи: Сигмоида1 (A) = A / (0,1 + | |)

Сигмоида 2 (A) = A / (0,1 + | |)

Сигмоида 3 (A) = A / (0,1 + | |)

Синдромы 1-го уровня:

Синдром 1_1=Сигмоида1 (-0,144989*dmax+0,2960154*tmax+0,26649)

Синдром 1_2=Сигмоида1 (-0,118691*DMAХ-0,149559*РАЗ.ДЕР.Р. + + 0,2253799*CV-0,07370801)

Синдромы 2-го уровня:

Синдром 2_1=Сигмоида2 (-0,3025465*Синдром1_1-0,1225348*Синдром1_2-0,1424209)

Синдром 2_2=Сигмоида2 (0,2591774*Синдром1_2)

Синдром 2_3=Сигмоида2 (-0,3125508*Синдром1_2)

Синдромы 3-го уровня:

Синдром 3_1=Сигмоида3 (-0,4424514* Синдром 2_1+0,2995376* Синдром 2_2-0,3293945* Синдром 2_3+0,08377378)

Конечные синдромы:

SMAХ =-Синдром3_1+0,01380728

Постобработка конечных синдромов:

SMAХ = ((SMAХ*1,59999999403954) +2,40000000596046)/2)



Рисунок 2 – Связь параметров технологического процесса

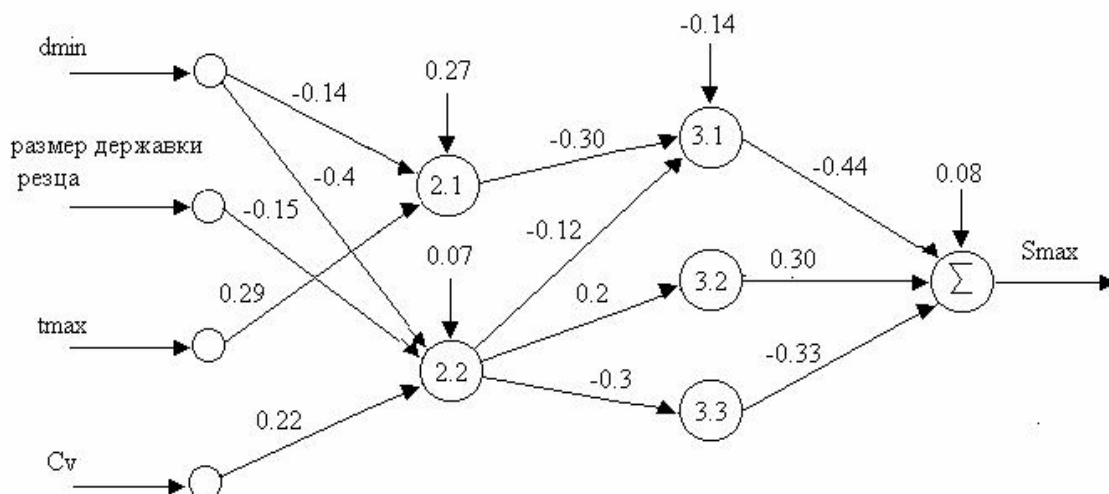


Рисунок 3 – Модель файла нейронной сети для Smax

Применение нейронных сетей было оправдано наличием большого объема входной информации и достаточного числа примеров, а нейронные сети оптимально подходят для распознавания образов и решения задач классификации, оптимизации и прогнозирования.

Конечная эффективность любого решения зависит от последовательности событий возникающих уже после принятия решения. Возможность предсказать неуправляемые аспекты этих событий перед принятием решений позволяет сделать наилучший выбор, который в противном случае мог бы быть не таким удачным.

Выводы

Построена обобщенная модель, которая устанавливает связь между параметрами технологического процесса. Для этого использованы данные из справочников [1], которые представлены в виде нейросетевой модели, где входами являются исходные значения, а выходами информация из таблиц.

Построена математическая модель, отражающая изменения количественных и качественных характеристик с учетом перехода к новому оборудованию, новым материалам, новым требованиям к качеству обрабатываемых изделий. Получены результаты, прогнозирующие показатели технологического процесса, что создает условия для выявления выходных данных модели на определенном диапазоне изменения входных (без проведения эксперимента на образцах).

В заключении можно отметить, что сети с однородной структурой позволяют просто и эффективно разрешить задачу воссоздания образов по неполной и искаженной информации. Невысокая емкость сетей объясняется тем, что сети не просто запоминают образы, а позволяют проводить их обобщение. Вместе с тем, легкость построения программных и аппаратных моделей делают эти сети привлекательными для многих применений

Литература

- 1 Косилова А.Г., Мещеряков Г.К. “Справочник технолога-машиностроителя”., В 2-х томах, т 2 4 изд. перераб. и доп.- М. Машиностроение, 1985 г., 496 стр.
- 2 Анурьев В.И. “ Справочник конструктора-машиностроителя” в 3-х томах, т.1.- 1979 г.-728 стр.
- 3 Горбань А. Н. Обучение нейронных сетей. М.: СП ПараГраф. 1991.- 324 с.
- 4 Евтихийев Н. Н., Оныкий Б. Н., Перепелица В.В., Щербаков И.Б. Математические модели и оптические реализации многослойных и полиномиальных нейронных сетей. М.: Препринт/МИФИ, 004-94, 1994. - 32 с.

УДК 621.883

Искрицкий В. М., Водолазская Н. В. *, Водолазская Е. Г.

ДГМА, Краматорск, Украина, ДНТУ, Донецк, Украина

**ВЛИЯНИЕ ПАРАМЕТРОВ ТРЕНИЯ В ЭЛЕМЕНТАХ
ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЙ СБОРОЧНОЙ СИСТЕМЫ
«РЕДКОУДАРНЫЙ ГАЙКОВЁРТ - РЕЗЬБОВОЕ СОЕДИНЕНИЕ»
НА ИХ НАГРУЖЕНИЕ**

Введение

Достижение заданных эксплуатационных параметров машины в значительной степени зависит от выполнения всех требований технологического процесса сборки всех видов соединений, в частности, резьбовых, доля трудоемкости которых составляет от 25 до 50% от общей трудоемкости сборочных работ. Технология сборки ответственных резьбовых соединений должна предусматривать величину усилия или момента затяжки крепёжной детали, блоки технологического воздействия для ее нагружения, способ и средство контроля степени затяжки. Применяемые для сборки крупных резьбовых соединений блоки технологического воздействия в виде редкоударных гайковёртов [1] характеризуются стабильной энергией единичного удара, передаваемой в резьбовое соединение, и позволяют осуществлять контроль затяжки по количеству ударов гайковёрта. Для осуществления такого контроля необходимо знать закон изменения момента затяжки от числа ударов гайковёрта для резьбовых соединений с различными конструктивными особенностями и условиями трения в резьбе и на торце гайки.

Общие положения

На основании уравнений энергетического баланса системы «редкоударный гайковёрт - резьбовое соединение» для резьбовых соединений, в которых момент трения в резьбе превышает момент трения на торце гайки, была установлена аналитическая зависимость [2, 3], позволяющая определить момент затяжки M_i резьбового соединения после i -го удара гайковёрта:

$$M_i = \sqrt{\frac{2 \cdot A_e \cdot K_\Gamma}{\xi_{\text{кон}} - \xi_{\text{нач}}}} \cdot \left[1 - \left(\frac{1 + \xi_{\text{нач}}}{1 + \xi_{\text{кон}}} \right)^i \right], \quad (1)$$

где A_e – энергия единичного удара; K_Γ – коэффициент пропорциональности момента затяжки резьбового соединения углу поворота гайки; $\xi_{\text{нач}}$ и $\xi_{\text{кон}}$ – структурные коэффициенты, характеризующие отношение жесткости элементов системы соответственно в начале и в конце цикла, которые определяются зависимостями:

$$\xi_{кон} = K_{\Gamma} \left(\frac{1}{K_{Ш}} + \frac{1}{K_B} \frac{k_P^2}{k^2} + \frac{1}{K_D} \frac{k_T^2}{k^2} \right); \quad \xi_{нач} = K_{\Gamma} \left(\frac{1}{K_B} + \frac{1}{K_D} \right) \frac{k_T^2}{k^2}. \quad (2)$$

здесь $k = k_P + k_T$ – общий приведенный коэффициент трения в резьбовом соединении.

При этом учитывались затраты энергии A_e единичного удара гайковерта на поворот гайки при изменении момента затяжки от значения $M_{(i-1)}$ до M_i и непроизводительные потери энергии на крутильную деформацию упругих элементов системы: шпинделя гайковерта моментом, изменяющимся от $M_{(i-1)}$ до M_b , стержня болта – от момента на торце гайки $M_{T(i-1)}$ до момента в резьбе M_{P_i} и втулки стягиваемых деталей от $M_{T(i-1)}$ до M_{T_i} .

Такие диапазоны нагружения стержня болта и втулки стягиваемых деталей были приняты на основании известной [4] диаграммы напряженного состояния деталей резьбового соединения для случая $M_P > M_T$, представленной на рисунке 1.

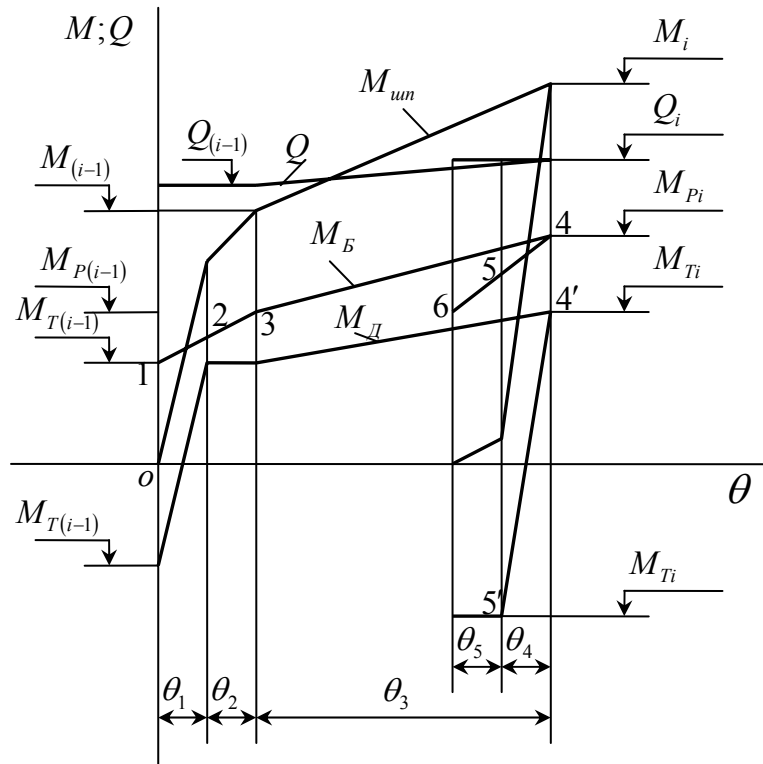


Рисунок 1 – Диаграмма нагружения элементов системы «РУГ – РС»

Здесь движение гайки в пределах единичного цикла разбито на пять периодов. При повороте гайки на углы θ_1 и θ_2 в первых двух периодах предварительного нагружения системы происходит восстановление крутильных моментов нагружения стержня болта и втулки до уровня значений в предыдущем ударном цикле без изменения осевой нагрузки. Поворот гайки на угол θ_3 в третьем периоде происходит с возрастанием осевой на-

грузки и моментов закручивания деталей резьбового соединения до максимальных значений. Четвертый и пятый периоды поворота гайки на углы θ_4 и θ_5 приводят к уменьшению крутильных деформаций стержня болта и втулки стягиваемых деталей до равновесного состояния гайки.

Однако в предыдущих исследованиях [4, 5] при проведении анализа напряженного состояния не приведены достаточные обоснования степени деформации элементов системы в каждом из периодов движения гайки, не рассмотрено напряженное состояние элементов резьбового соединения в случае, когда $M_T > M_P$, что ограничивает область применения аналитической зависимости момента затяжки от числа ударов гайковёрта.

Целью настоящей работы является определение напряженного состояния элементов системы «редкоударный гайковёрт - резьбовое соединение» с учетом их деформации в случае, когда параметры трения на торце гайки превышают соответствующие параметры трения в резьбе.

Основная часть

Для проведения этого анализа рассмотрим процесс нагружения элементов системы «редкоударный гайковёрт – резьбовое соединение», плоская модель которой представлена на рисунке 2.

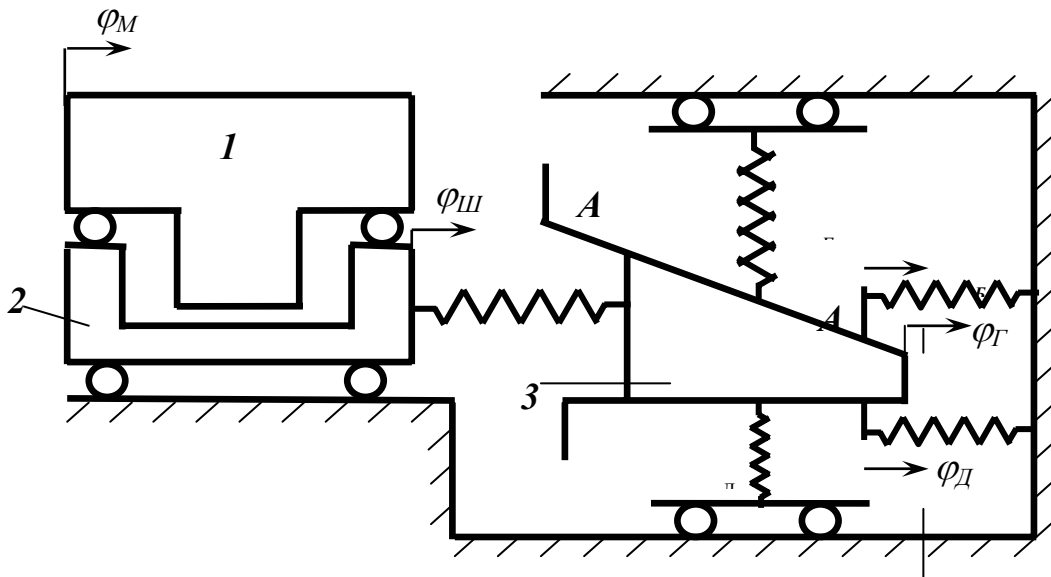


Рисунок 2 – Модель системы «редкоударный гайковёрт – резьбовое соединение»

Нагружение элементов системы в каждом ударном цикле происходит в результате соударения маховика 1 с наковальней 2, которая через шпиндель гайковёрта, имеющего крутильную жесткость $K_{Ш}$, соединена с гайкой 3. На гайку наложены фрикционные связи шероховатых поверхностей А - А и В - В с приведенными к среднему диаметру резьбы коэффициентами трения в резьбе и на торце k_P и k_T соответственно [2, 3], т. е., гайка

контактирует с резьбовой поверхностью болта и торцевой поверхностью стягиваемых деталей (втулки). Упругие элементы с коэффициентами жесткости C_B и C_D моделируют осевые жесткости соответственно стержня болта и втулки стягиваемых деталей, а упругие элементы с коэффициентами жесткостями K_B и K_D - их крутильную жесткость.

Перед очередным ударным циклом элементы системы, за исключением маховика 1, находятся в состоянии покоя. При этом шпиндель гайковёрта оказывается ненагруженным, стержень болта - растянут, стягиваемые детали сжаты осевым усилием Q , а гайка уравновешена сжимающими усилиями Q и двумя равными противоположно направленными моментами: M_B со стороны стержня болта, который закручен в сторону затяжки на угол $\varphi_B = M_B / K_B$, и M_D со стороны втулки, закрученной в противоположном направлении на угол $\varphi_D = M_D / K_D$. Так как крутильные жесткости этих элементов различны ($k_D > k_B$), то и их углы закручивания не равны между собой ($\varphi_B > \varphi_D$).

При очередном соударении маховика с наковальной система выходит из равновесия и её элементы получают дополнительное нагружения.

Для правильной оценки нагружения элементов систем в каждом ударном цикле необходимо знать величину моментов $M_B = -M_D$, которыми закручен стержень болта и стягиваемые детали в начале цикла. Установим их значения с учетом того, что в каждом ударном цикле при достижении максимального момента затяжки $M_{KL} = M_P + M_D$ (точка 4 на рис.1) стержень болта и стягиваемые детали оказываются закрученными в сторону направления затяжки на углы $\varphi_B = M_P / K_B$, и $\varphi_D = M_T / K_D$. После снятия внешней нагрузки потенциальная энергия этих элементов будет уменьшаться, и эти элементы будут раскручиваться совместно как один упругий элемент с крутильной жесткостью $K_{ЭKB} = K_B + K_D$, поворачивая гайку в сторону, противоположную направлению затяжки, на угол $\Delta\varphi_\Gamma = \frac{M_P + M_T}{K_B + K_D}$.

При этом углы закручивания стержня болта и втулки стягиваемых деталей уменьшатся и станут равными: $\varphi_B' = \varphi_B - \Delta\varphi_\Gamma = \frac{M_P K_D - M_T K_B}{K_B (K_B + K_D)}$,

$\varphi_D' = -\frac{M_P K_D - M_T K_B}{K_D (K_B + K_D)}$, что соответствует положению точки 5 на рис. 1. В результате такого поворота на гайку со стороны стержня болта будет дей-

створять крутящий момент $M'_B = K_B \cdot \varphi'_B = \frac{M_P K_D - M_T K_B}{K_B + K_D}$, направленный противоположно направлению затяжки, а со стороны деталей момент $M'_D = K_D \cdot \varphi'_D = -\frac{M_P K_D - M_T K_B}{K_B + K_D}$ и направленный по направлению затяжки.

Под действием этих двух равных и противоположно направленных моментов гайка может или оставаться неподвижной, что приведет к окончанию цикла, или продолжать движение до окончательной разгрузки системы. В резьбовых соединениях с более жесткими условиями трения в резьбе ($k_P > k_T$) окончание цикла с таким нагружением в случае, если $M'_B \leq M_T$, а в резьбовых соединениях с превышающим моментом трения на торце ($k_T > k_P$) гайка остановится при условии, что $M'_D \leq M_P$. Если же данные неравенства при достижении указанных значений не будут выполняться, то будет происходить дальнейшая разгрузка системы со скольжением гайки по поверхности с меньшим коэффициентом трения.

В таблице приведены значения момента закручивания стержня болта и втулки деталей по окончанию их совместной разгрузки в долях от момента M_T трения на торце для случая $k_P > k_T$ и в долях от момента M_P трения в резьбе для случая $k_T > k_P$ при различных соотношениях коэффициентов жесткости стержня болта и втулки деталей стыка.

Таблица 1 – Расчетные значения моментов закручивания стержня болта и втулки (деталей)

$\frac{K_B}{K_D}$ Условия трения	0,3	0,2	0,1	0,05	0,01	0,001
Со смазкой солидолом в резьбе и на торце $\frac{k_P}{k_T} = 1,218$ случай $M_P > M_T$	$0,706 M_T$	$0,848 M_T$	$1,02 M_T$	$1,11 M_T$	$1,195 M_T$	$1,215 M_T$
Смазка резьбы солидолом, торец без смазки $\frac{k_T}{k_P} = 1,263, M_T > M_P$	$0,477 M_P$	$0,622 M_P$	$0,794 M_P$	$0,892 M_P$	$0,997 M_P$	$0,998 M_P$

При расчете табличных значений величины приведенных к диаметру резьбы коэффициентов k_p и k_T определены по существующим зависимостям $k_p = 0,5 \frac{d_{cp}}{d} \mu_p$; $k_T = 0,5 \frac{D_T}{d} \mu_o$, где коэффициенты трения μ_p и μ_o в резьбе и на торце гайки принимались для случая крепежных деталей без покрытия с консистентной смазкой равными 0,19 и 0,13, а при отсутствии смазки на торце – равным 0,2 [4]. Максимальное значение отношения $\frac{K_B}{K_D} = 0,3$ установлено из условия равенства площадей поперечного сечения стержня болта и втулки детали стыка для обеспечения их равнопрочности при осевой нагрузки.

Анализ приведенных в таблице значений позволяет установить, что в случае, когда $M_p > M_T$ и детали стыка имеют большую крутильную жесткость ($K_D \geq 10K_B$), период совместной разгрузки стержня болта и деталей стыка до момента $M'_B = M'_D = \frac{M_p - M_T \chi}{1 + \chi}$ не будет заключительным для единичного ударного цикла. Полная разгрузка системы до момента M_T произойдет в последнем, пятом периоде (см. рис.1), когда гайка вместе со стержнем повернется на угол θ_s , скользя по соприкасающимся деталям стыка. Напряженное состояние элементов системы в этом случае в основном соответствует диаграмме, представленной на рисунке 1.

Для резьбовых соединений, в которых момент трения в резьбе превышает момент трения на торце период совместной разгрузки элементов, нагруженных крутящими моментами, будет заключительным в единичном ударном цикле, поэтому движение элементов системы в течение ударного цикла, как видно из представленной на рис.3 диаграмме, можно разделить на три периода. Начальные моменты закручивания стержня болта и втулки деталей в этом случае соответственно равна (точки 1 и 1' на рис.3)

$$M_{B(i-1)} = -M_{D(i-1)} = \frac{M_{P(i-1)} - M_{T(i-1)} \chi}{i + \chi}.$$

Поворот гайки в первом периоде на угол θ_1 происходит без проскальзывания по поверхностям резьбы и втулки до закручивания стержня болта моментом $M_{P(i-1)}$.

Величина угла поворота гайки, определенная из этого условия, будет иметь значение $\theta_1 = \frac{M_{P(i-1)} - M_{B(i-1)}}{K_D} = \frac{M_{P(i-1)} + M_{T(i-1)}}{K_B + K_D}$.

При повороте на угол θ_1 втулки деталей стыка она оказывается закрученной в конце этого периода моментом $M_D^I = K_D \cdot \theta_1 + M_{D(i-1)} = M_{T(i-1)}$.

Таким образом, предварительное нагружение стержня болта и втулки деталей до уровня предыдущего ударного цикла будет осуществлено в течение первого периода (точки 2 и 2' на рис.3).

Подобный вид будет иметь также диаграммы напряженного состояния элементов системы с незначительной крутильной жесткостью втулки деталей стыка $K_D = 3K_B \dots 8 K_B$ при условии $k_P > k_T$.

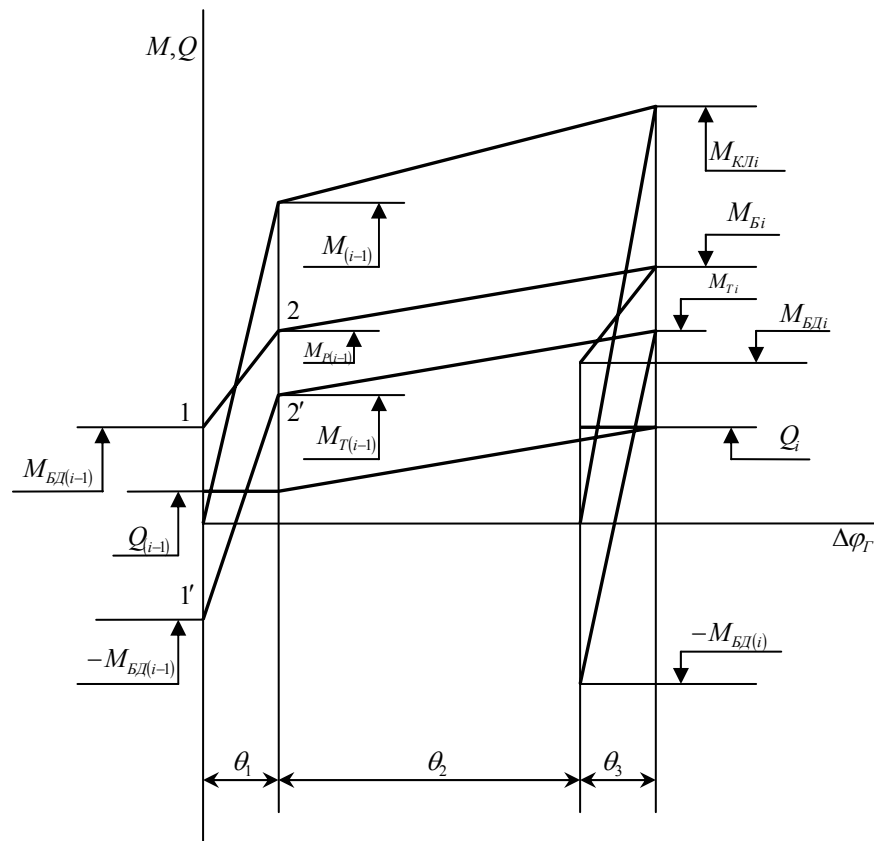


Рисунок 3 – Диаграмма нагружения элементов системы «редкоударный гайко-вёрт - резьбовое соединение» в случае $M_T > M_P$

Выводы

На основании проведенного исследования можно сделать вывод, что параметры трения в элементах технологической сборочной системы влияют на характер нагружения их элементов. В резьбовых соединениях с превышающим моментом трения на торце гайки над моментом трения в резьбе стержень болта нагружается крутящим моментом в диапазоне значений $M_{P(i-1)}$ до M_{P_i} , а втулка стягиваемых деталей – в диапазоне от $M_{P(i-1)}$ до M_{T_i} .

Изменение диапазонов нагружения элементов резьбового соединения не исключает возможности применения зависимости (1) для расчета поударного момента затяжки с повышенными параметрами трения на торце гайки. В этом случае входящие в зависимость (1) структурные коэффициенты $\xi_{нач}$ и $\xi_{кон}$ рассчитывают по формулам:

$$\xi_{кон} = K_{\Gamma} \left(\frac{1}{K_{Ш}} + \frac{1}{K_{Б}} \frac{k_P^2}{k^2} + \frac{1}{K_{Д}} \frac{k_T^2}{k^2} \right); \quad \xi_{нач} = K_{\Gamma} \left(\frac{1}{K_{Б}} + \frac{1}{K_{Д}} \right) \frac{k_P^2}{k^2}. \quad (3)$$

Полученные зависимости (3) позволяют учитывать новые расширенные диапазоны нагружения крутящими моментами стержня болта и втулки стягиваемых деталей.

Литература

- 1 Водолазская Н. В., Искрицкий В. М., Водолазская Е. Г., Гайковерт. Патент Украины № 44544А, В25В 21/02. Бюллетень №2 от 15.02.02г., кн.1, С.4.80.
- 2 Искрицкий В. М., Водолазская Е. Г. Определение степени нагружения резьбовых соединений в процессе ударной затяжки. //Известия высших учебных заведений. Машиностроение. –1988, №5. - С. 26-31.
- 3 Водолазская Е. Г., Искрицкий В. М., Водолазская Н. В. Энергетический анализ процесса затяжки резьбовых соединений редкоударными гайковертами. //Research and development in chemical and mechanical industry. RaDMI 2002. Proceedings. Volume 1: Vrnjačka Banja. Yugoslavia. 01 – 04 September, 2002. – P. 464-469.
- 4 Гельфанд М. Л., Ципенюк Я. И., Кузнецов О. К. Сборка резьбовых соединений. – М.: Машиностроение, 1978. – 109 с.
- 5 Ципенюк Я. И., Гельфанд М. Л. Некоторые вопросы ударно-импульсной затяжки резьбовых соединений. // Механизированный инструмент и отделочные машины. Вып. 2. – М.: ЦНИИТЭстроймаш, 1969. – С. 3-15.

РАЗДЕЛ 4

Моделирование и оптимизация элементов технологической системы

УДК 621.9.23

Гузенко В.С., Миранцов С.Л., Хорошайло В.В., Бондаренко Д.В.

ДГМА, г. Краматорск, Украина

МОДЕЛИРОВАНИЕ КОЛЕБАНИЙ СБОРНЫХ ТЯЖЕЛО- НАГРУЖЕННЫХ РЕЗЦОВ С УЧЕТОМ ПРОЦЕССА РЕЗАНИЯ

In the given paper the mathematical model for simulation of oscillations of the modular tool for heavy machine tools and computer program for execution of accounts "OSCLab 2.0" is offered.

Введение

Колебания системы станок-приспособление-инструмент-деталь снижают производительность обработки, ухудшают качество обработанной поверхности, сокращают срок службы металлорежущего оборудования и инструмента. Несмотря на известную сложность явления, в настоящее время накоплен обширный материал в области изучения природы колебаний при резании [1,2,3,7]. Однако в настоящее время недостаточно изучены вопросы колебаний сборных отрезных резцов для тяжелых станков.

Целью настоящей работы является разработка расчетной схемы технологической системы, включающей в себя сборный инструмент и процесс резания, для определения параметров колебаний сборных резцов, проверка адекватности описания процесса колебаний при помощи теоретической модели и разработка инструментов для моделирования.

Расчетная схема технологической системы, моделирование колебаний и проверка адекватности

В процессе работы на режущую часть инструмента и деталь, обрабатываемую на станке, действуют периодические во времени составляющие силы резания.

Радиальная P_y и тангенциальная P_z составляющая силы резания, действующие на режущий инструмент и обрабатываемую деталь, определяются не линейными эмпирическими выражениями относительно толщины и ширины среза.

Если изменение величины толщины среза в процессе резания выразить аналитическим выражением [1], то математическая модель процесса резания принимает вид:

$$P_Y(t) = \begin{cases} C_{PY} \cdot b^{X_{PY}} \cdot \{a_0 + \varepsilon \cdot \sin \omega [t - \tau] - y[t - \tau] + y[t - T - \tau]\}^{Y_{PY}} & \text{при } \{a_0 + \varepsilon \cdot \sin \omega [t - \tau] - y[t - \tau] + y[t - T - \tau]\} > 0 \\ 0 & \text{при } \{a_0 + \varepsilon \cdot \sin \omega [t - \tau] - y[t - \tau] + y[t - T - \tau]\} \leq 0 \end{cases} \quad (1)$$

$$P_z(t) = \begin{cases} C_{Pz} \cdot b^{X_{Pz}} \cdot \{a_0 + \varepsilon \cdot \sin \omega [t - \tau] - y[t - \tau] + y[t - T - \tau]\}^{Y_{Pz}} & \text{при } \{a_0 + \varepsilon \cdot \sin \omega [t - \tau] - y[t - \tau] + y[t - T - \tau]\} > 0 \\ 0 & \text{при } \{a_0 + \varepsilon \cdot \sin \omega [t - \tau] - y[t - \tau] + y[t - T - \tau]\} \leq 0 \end{cases} \quad (2)$$

где a_0 – статическое значение толщины среза; ε - эксцентриситет установки детали в патроне; ω - угловая скорость вращения обрабатываемой детали; T – время одного оборота обрабатываемой детали; τ - фазовая характеристика силы резания.

Значения коэффициентов C_{Pz} и C_{Py} , учитывающих условия обработки, а также значения показателей степеней принимаются на основании экспериментальных исследований сил резания в процессе резания. Фазовая характеристика силы резания τ [1] учитывает тот факт, что изменения силы резания отстает по времени от толщины срезаемого слоя на некоторую величину.

Выражения для составляющих силы резания показывают, что они зависят от смещения режущей кромки инструмента в радиальном направлении. На рисунке 1 показана расчетная схема для поперечного точения, которая учитывает факт зависимости сил от радиального перемещения в направлении оси Y . Для построения расчетной схемы приняты основные предпосылки и допущения [2].

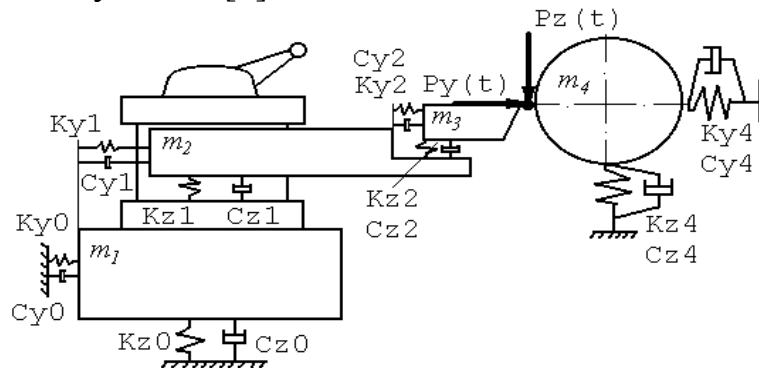


Рисунок 1 – Расчетная схема для моделирования колебаний системы, включающая сборный инструмент для условий поперечного точения

Построение математической модели динамической системы, включающей в себя сборный инструмент, выполнялось в соответствии с методикой [3,4]. Математическая модель процесса колебаний системы, включающей сборный инструмент для условий поперечного точения, представляет систему из восьми дифференциальных уравнений с правыми частями (1) и (2).

Аналитическое решение системы дифференциальных уравнений, описывающих колебания отрезного резца в процессе резания при использовании выражений (1) и (2) является затруднительным. Для решения по-

добных систем дифференциальных уравнений более рационально воспользоваться численными методами решения, не прибегая к разложению выражений для $P_y(t)$ и $P_z(t)$ в ряды Фурье. Одним из численных методов для решения систем дифференциальных уравнений второго порядка является метод Ньюмарка [5].

Для практического моделирования колебаний с использованием интегрирования систем дифференциальных уравнений методом Ньюмарка разработана прикладная программа для ПЭВМ «OSCLab 2.0».

В качестве примера на рисунке 2 приведены результаты моделирования колебаний сборных отрезных резцов в процессе резания на тяжелых станках с использованием разработанной прикладной программы «OSCLab 2.0».

Моделирование процесса колебаний производилось для следующих исходных данных:

1. модель токарного станка 164; диаметр обрабатываемой детали $D=200$ мм; масса обрабатываемой детали $M_4 = 612$ кг; длина обрабатываемой детали $L=2000$ мм;

2. обрабатываемый материал 40ХНМА; глубина резания $t = 12$ мм; подача инструмента $s = 0,10$ мм/об; скорость резания $V = 22$ м/мин;

3. эксцентриситет установки детали в патроне $\varepsilon = 0,01$ мм;

4. фазовая характеристика силы резания $\tau = 0,005$ с;

5. значения коэффициентов и показателей степени в формуле для сил резания $C_{p_z} = 3890$, $C_{p_y} = 1430$, $X_{p_z} = 0,72$, $Y_{p_z} = 0,80$, $X_{p_y} = 0,73$, $Y_{p_y} = 0,67$;

6. значения коэффициентов жесткости углов токарного станка:

$K_{z_1} = 450 \times 10^6$ Н/м; $K_{z_2} = 96 \times 10^6$ Н/м; $K_{z_3} = 56 \times 10^6$ Н/м; $K_{z_4} = 450 \times 10^6$ Н/м;

$K_{y_1} = 450 \times 10^6$ Н/м; $K_{y_2} = 152 \times 10^6$ Н/м; $K_{y_3} = 56 \times 10^6$ Н/м; $K_{y_4} = 450 \times 10^6$ Н/м;

7. шаг интегрирования системы дифференциальных уравнений 1×10^{-5} с, количество точек, в которых определялось решение 16384.

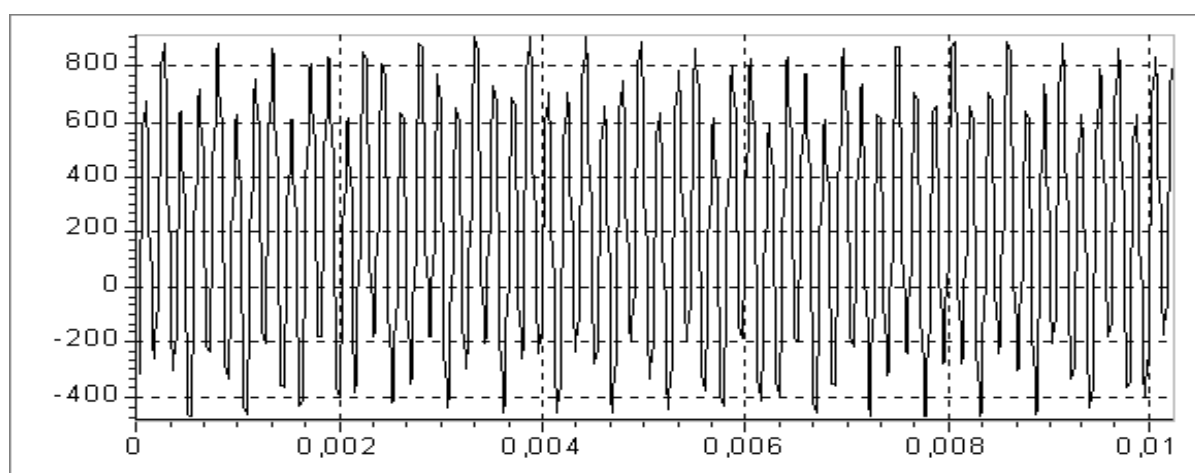


Рисунок 2 – Расчетная виброграмма режущей части сборного отрезного резца

Для проверки адекватности математической модели результаты моделирования колебаний сравнивались с экспериментальными данными [6]. В качестве примера на рисунке 3 приведены зависимости амплитуды колебаний от скорости резания и подачи инструмента в области низких частот при отрезке сборным отрезным резцом. Результаты сравнения показывают, что математическая модель адекватно отображает процесс колебаний резцов с погрешностью не более 15%.

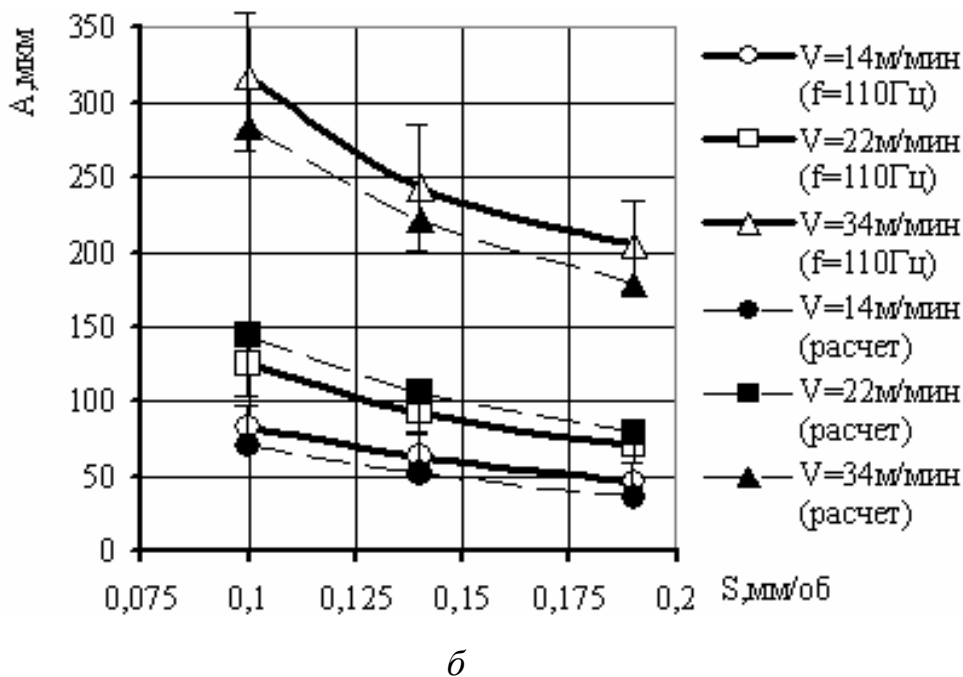
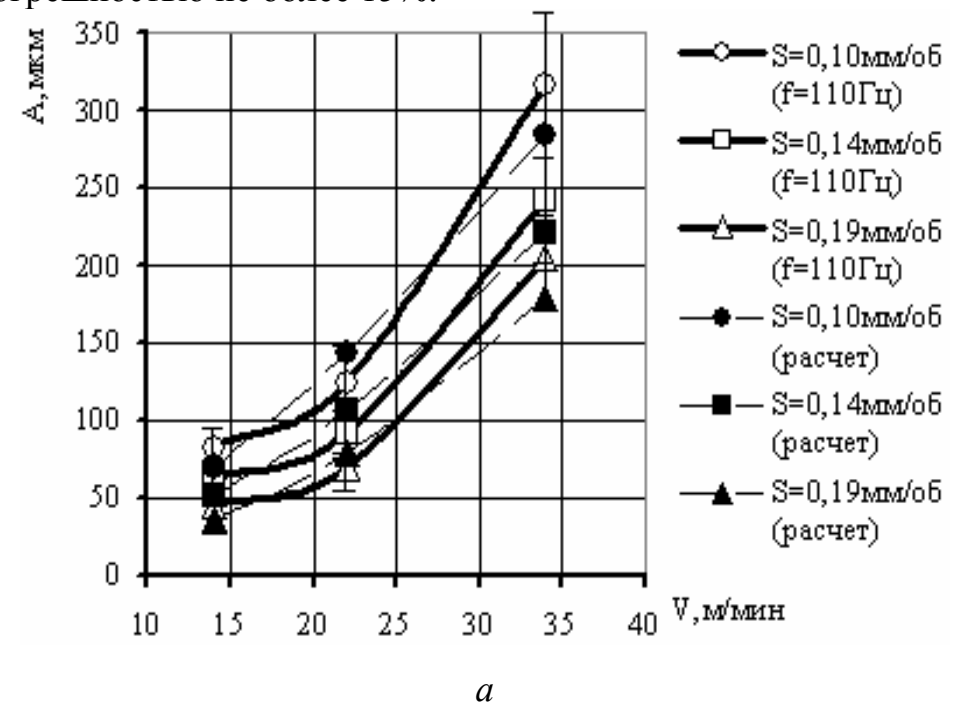


Рисунок 3 – Зависимость амплитуды колебаний в области низких частот при отрезке сборным отрезным резцом: а) – от скорости резания; б) – подачи инструмента

Прогнозирование преобладающего вида отказов резцов

В зависимости от сочетания значений амплитуды колебаний отрезных резцов и частоты выделяются три зоны [7], каждой из которых соответствует преобладающий вид отказов инструмента: износ, выкрашивания и скалывания. Зоны износа, выкрашивания и скалывания отрезных резцов представлены на рисунке 4.

Экспериментально установлено [5], что при низкочастотных колебаниях большинство резцов изнашиваются, если $2A < (625 \dots 220)\lg(f)$, выкрашиваются, если $(625 \dots 220)\lg(f) < (1180 \dots 400)\lg(f)$, и скалывается, если $2A > (1180 \dots 400)\lg(f)$. При высокочастотных колебаниях отрезных резцов износ преобладает при $2A < (155 \dots 42)\lg(f)$, выкрашивание происходит при $(155 \dots 42)\lg(f) < (315 \dots 80)\lg(f)$ и скалывание – при $2A > (1180 \dots 400)\lg(f)$.

Для определения соответствующей зоны, в которой находятся амплитуда и частота отрезного резца, необходимо построить амплитудно-частотную характеристику динамической модели и выделить из нее амплитуду и частоту колебаний относящуюся к резцу. Для построения амплитудно-частотной характеристики к полученным расчетным путем виброграммам колебаний необходимо применить дискретное преобразование Фурье.

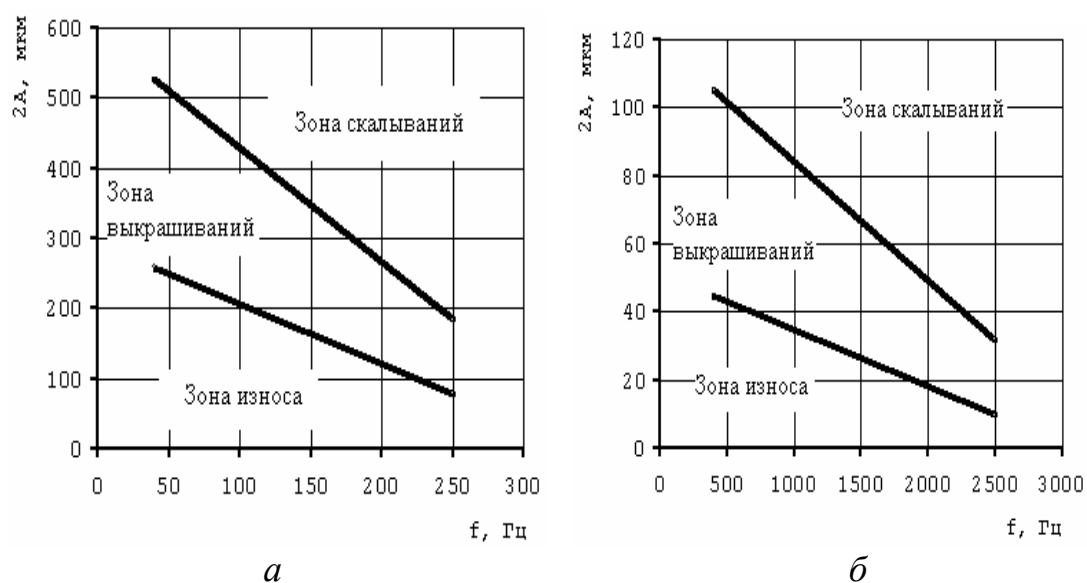


Рисунок 4 — Зоны износа, выкрашивания и скалывания отрезных резцов в зависимости от сочетания амплитуды и частоты колебаний

Таким образом, путем моделирования колебаний при помощи пакета «OSCLab» и сопоставлением полученных результатов с зонами преобладающих отказов, становится возможным аналитическое определение пре-

обладающего вида отказов отрезных резцов на стадиях проектирования, не прибегая к длительным экспериментальным исследованиям разных вариантов конструкций.

Выводы

Разработана расчетная схема и математическая модель динамической системы станок-приспособление-инструмент-деталь, которая позволяет аналитически определять характеристики колебаний сборных отрезных резцов.

Проверка адекватности, проведенная путем сравнения с экспериментальными данными с использованием методов математической статистики, показала, что погрешность моделирования процесса колебаний не превышает 15%.

Предложен метод для предсказания преобладающего вида выходов из строя сборных резцов при помощи моделирования колебаний программой «OSCLab 2.0».

Предлагаемую математическую модель и прикладную программу для моделирования колебаний отрезных резцов «OSCLab 2.0» можно использовать для предсказания преобладающего вида отказов отрезных резцов при работе в зависимости от величины амплитуды и частоты колебаний на стадиях проектирования новых конструкций инструмента для тяжелых токарных станков.

Литература

1. Жарков И.Г. Вибрации при обработке лезвийным инструментом. - Л.: Машиностроение. Ленингр. отд-ние, 1986. - 184с.:ил.
2. В.С. Гузенко, С.Л. Миранцов, В.Л. Федоров. Математическое моделирование динамического состояния тяжелонагруженного инструмента. //Прогрессивные технологии и системы машиностроения. Международный сборник научных трудов. Т.1. - Донецк: ДонГТУ, 1998. - с.220-223.
3. Гузенко В.С., Коткин Г.Г., Миранцов С.Л. Общие вопросы исследования колебаний элементов металлорежущего станка. // Надежность инструмента и оптимизация технологических систем. – Краматорск: ДГМА, 1999. Вып №9 – 240с.
4. Гузенко В.С., Миранцов С.Л., Рогов В.А., Соловьев В.В. Динамические характеристики сборных резцов. //СТИН. – 2002.– №5. – С.19 – 22.
5. Бате К., Вильсон Е. Численные методы анализа и метод конечных элементов: Пер. с англ. – М.: Мир, 1982 – 250с.
6. В.С. Гузенко, С.Л. Миранцов. Экспериментальные исследования динамических характеристик отрезных резцов. // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. – Краматорськ: ДДМА, 2000 – Вип. 10. – С.65 – 73.
7. Высоцкий Ю.В. Влияние вибраций на прочность и надежность твердосплавных резцов. //Надежность режущего инструмента, Киев: Техніка, 1975. – С.114 – 123.

УДК 621.83, 621.91

Гутыря С.С., Витренко В.А.

ОНПУ, г. Одесса, ВУНУ им. В.Даля, г. Луганск, Украина

ИЗГОТОВЛЕНИЕ КВАЗИГИПЕРБОЛОИДНОГО КОЛЕСА ПРИ ПОМОЩИ ЦИЛИНДРИЧЕСКОГО ОБКАТНОГО ИНСТРУМЕНТА

The article investigates cutting of wheels for screw-shaped trasmission with linear contact which consists of cylindrical and quasi-hyperbolar wheels.

Проблема создания винтовой зубчатой передачи с линейным контактом является весьма актуальной. Теоретически известно, что общим случаем зубчатой передачи между перекрещивающимися валами является гиперболоидная передача, состоящая из двух гиперболоидных колес. Зубья таких колес, располагающиеся на однополостных гиперболоидах, теоретически имеют между собой линейчатый контакт [1].

Однако, гиперболоидные передачи в чистом виде, вследствие сложности изготовления не применяются. Поэтому практически используются лишь приближенные их модификации:

- 1) винтовые зубчатые передачи, получающиеся в горловине гиперболоидов, поверхности которых заменяются на два цилиндрических зубчатых колеса с эвольвентным профилем;
- 2) гипоидные зубчатые передачи, получающиеся в результате замены гиперболоидных поверхностей, удаленных от горловины, коническими колесами.

В результате замены гиперболоидных начальных поверхностей цилиндрическими или коническими зубья винтовых и гипоидных колес искривляются, становятся криволинейными, а их теоретический линейчатый контакт нарушается и зацепление превращается в точечное с пониженной несущей способностью. С таким положением не могут смириться конструкторы различных технических систем, в которых необходимо применять винтовые зубчатые передачи.

Отсюда возникает проблема разработки принципиально новой технологии изготовления инструмента и зубчатых колес, которые монтируются на перекрещивающихся осях и будут иметь линейчатый контакт.

Известно, что эвольвентный режущий инструмент применяется для нарезания эвольвентных зубчатых колес. Существует много разновидностей зуборезного инструмента. Наиболее общим представителем является косозубый долбяк [2]. Частыми разновидностями являются прямозубый долбяк, а также червячная фреза, применяемая для нарезания цилиндрических зубчатых колес. Названные инструменты работают по методу обкат-

ки, причем самый процесс нарезания может рассматриваться как зацепление нарезаемого колеса с инструментом.

При помощи эвольвентного режущего инструмента изготавливаются цилиндрические зубчатые колеса с эвольвентным профилем зубьев.

В теории отмечается, что независимо от того, предназначены ли нарезаемые колеса для передач плоских или же гиперболоидных, сам процесс нарезания во всех обычных кинематических схемах обработки характеризуется параллельностью осей нарезаемого колеса и инструмента, как неизменным условием.

Между тем развитие метода обкатки неизбежно должно было привести, и действительно привело к мысли о том, что нарезание колес возможно и при нарушении указанного выше условия, требующего обязательной параллельности осей нарезаемого колеса и долбяка. Правда, в этом случае, получают иные колеса, сильно отличающиеся от обыкновенных цилиндрических эвольвентных колес. Из многих работ следует, что в этом случае при перекрещивающихся валах зубья колес контактируют по линии, что приводит к значительному повышению несущей способности [3, 4, 5, 6].

Целью настоящей статьи является получение обкатных цилиндрических и гиперболоидных инструментов для нарезания гиперболоидных колес с неэвольвентным профилем и цилиндрических колес с эвольвентным профилем.

Что касается инструментального цилиндрического колеса, то мы его получим по технологиям, разработанным на заводах. Для получения гиперболоидного инструмента необходимо сначала получить гиперболоидную заготовку. Гиперболоидную заготовку различные авторы получают при помощи прямой $a-a$ (рис. 1). В этом случае получают канонический гиперболоид. То есть заготовка получается симметричной относительно горлового сечения. При получении заготовки при помощи круглого резца или цилиндра получается несимметричная заготовка, то есть вместо однополостного гиперболоида получается однополостной квазигиперболоид. В этом случае диаметры, замеряемые на равных расстояниях от горлового сечения будут неравными. Это объясняется отходом обрабатываемой поверхности от обрабатывающего круглого резца с одной стороны гиперболоида и приближением обрабатываемой поверхности к обрабатываемому резцу с другой стороны гиперболоида. Отсюда следует важный вывод: квазигиперболоидная заготовка должна конструироваться между горловым сечением и нижним или верхним торцевым сечениями, в зависимости от направления вращения сопряженных поверхностей (см. рис. 2 и рис. 3), а

круглый резец можно заменить на цилиндр из инструментальной стали. Также круглый резец можно заменить на цилиндрические фрезы с

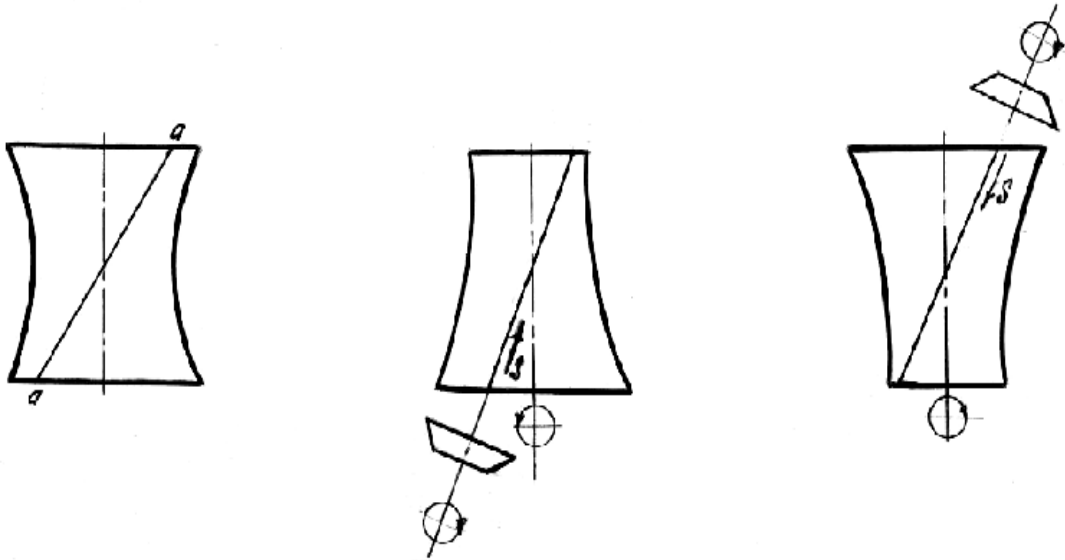


Рисунок 1- Получение заготовки прямолинейной образующей а-а

Рисунок 2- Получение заготовки при помощи круглого резца

Рисунок 3- Получение заготовки при помощи круглого резца

диаметром равным диаметру круглого резца. При этом цилиндрическая фреза при вращении сопряженных поверхностей по стрелкам, показанным на рис. 2 изготовит заготовку, показанную на этом рисунке. Если поменять направления вращения цилиндрической фрезы, то квазигиперболоидная заготовка примет геометрию, показанную на рис. 3. Таким образом, для квазигиперболоидного колеса необходимо взять заготовку от горлового сечения вверх или вниз, то есть к большему торцу (рис. 3).

Получив таким образом квазигиперболоидную заготовку (см. рис. 2 и 3), переходят к нарезанию квазигиперболоидного колеса при помощи цилиндрического инструментального колеса, которое не затылуется и остро не затачивается. Это объясняется отходом поверхностей нарезаемого квазигиперболоидного колеса от поверхностей зубьев инструментального колеса. Кинематическая схема нарезания зубьев повторяет схемы, показанные на рис. 2 и рис. 3. Нарезание можно провести на обыкновенных зубофрезерных станках. Для этого необходимо установить суппорт с квазигиперболоидной заготовкой под углом β равным углу наклона зуба и настроить гитару деления. В этом случае получим зуб близкий к прямолинейной образующей (см. рис. 4).

Таким образом, искомое колесо получено экспериментальным путем. Для нахождения геометрии квазигиперболоидного колеса в аналитическом

виде использованы три системы координат: подвижные системы $x_1y_1z_1$ и $x_2y_2z_2$, связанные соответственно с инструментальным цилиндрическим колесом 1 и квазигиперболоидным колесом 2 (рис. 4); и неподвижная система xzy , относительно которой задавалось положение систем координат.

В системе координат $x_1y_1z_1$ запишем уравнение производящего цилиндрического колеса с эвольвентным профилем в таком виде:

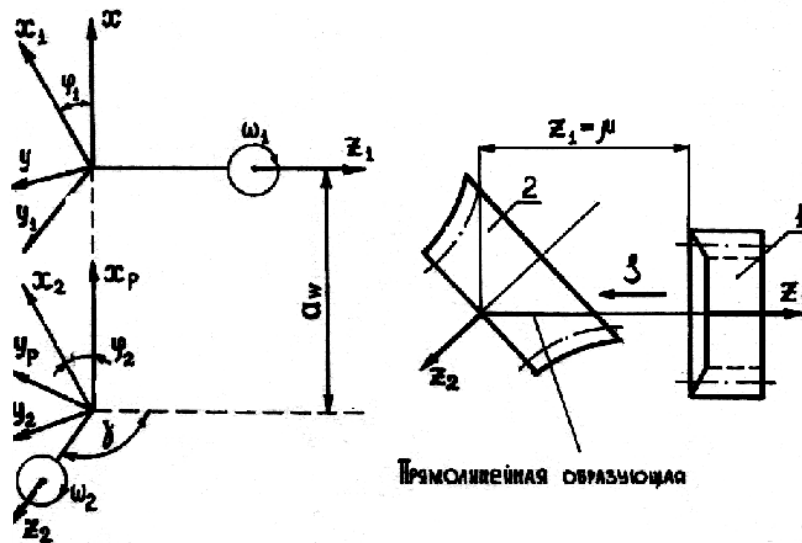


Рисунок 4 - Формообразование витков на однополостном квазигиперболоиде

$$\vec{r}_{1(\theta, \mu)} = -r_b (\cos \theta + \theta \sin \theta) \vec{i} + r_b (\sin \theta - \theta \cos \theta) \vec{j} + \mu \vec{k} \quad (1)$$

где r_b - радиус основной окружности, θ - эвольвентный угол, μ - текущая координата на оси O_1Z_1 .

Переход от системы $x_1y_1z_1$ к системе $x_2y_2z_2$ осуществлен с помощью матрицы [8]

$$M_{21} = (M_{2p} M_{po}) M_{o1} \quad (2)$$

В приведенной матрице: γ - угол скрещивания осей инструментального цилиндрического колеса с нарезаемым квазигиперболоидным колесом; φ_1 - угол поворота цилиндрического колеса; $\varphi_2 = u_{21} \varphi_1$ - угол поворота нарезаемого квазигиперболоидного основного колеса; a_w - кратчайшее межосевое расстояние;

Для получения семейства поверхностей квазигиперболоидного колеса из системы уравнений, полученных при помощи матрицы (2) необходи-

мо определить параметр μ . С этой целью записаны уравнения непрерывности касания сопряженных поверхностей.

Для нахождения уравнения непрерывности касания можно исходить из такого положения: в точке касания взаимооггибающих профилей вектор скорости относительного скольжения должен быть перпендикулярным вектору нормали, т.е. $\vec{N}_1 \vec{V}_1^{(12)} = 0$ где \vec{N}_1 - нормаль к зубьям цилиндрического колеса, перпендикулярная плоскости, которая содержит векторы \vec{r}_1^θ и \vec{r}_1^μ . Тогда вектор нормали к поверхности (1) должен быть неравен нулю [7], т.е. $\vec{N}_1 = [\vec{r}_1^\theta \times \vec{r}_1^\mu] \neq 0$, здесь

$$\vec{r}_1^\theta = x_1' \vec{i} + y_1' \vec{j}; \vec{r}_1^\mu = \vec{k} \quad (3)$$

Проекция единичного вектора нормали к зубьям инструментального (рабочего) прямозубого цилиндрического колеса (1) с использованием частных производных (3) запишем в таком виде

$$n_{x1} = y_1' / \sqrt{(x_1')^2 + (y_1')^2}; n_{y1} = -x_1' / \sqrt{(x_1')^2 + (y_1')^2}; n_{z1} = 0 \quad (4)$$

После нахождения производных из выражения (1) и подстановки их в выражения (4) получим проекции единичного вектора нормали к эвольвентному зубу в таком виде:

$$n_{x1} = r_b \theta \sin \theta; n_{y1} = r_b \theta \cos \theta; n_{z1} = 0, \quad (5)$$

где $\vec{V}_1^{(12)}$ - относительная скорость движения точки, жестко связанной с цилиндрическим колесом 1 относительно той же точки, жестко связанной с зубом на однополостном квазигиперболоиде 2 (рис. 4), определится следующими выражениями [7]

$$V_{x1}^{(12)} = -y_1'(1 - u_{21} \cos \gamma) z_1 u_{21} \sin \gamma \cos \varphi_1 - a_w u_{21} \cos \gamma \sin \varphi_1; V_{y1}^{(12)} = x_1'(1 - u_{21} \cos \gamma) + z_1 u_{21} \sin \gamma \sin \varphi_1 - a_w u_{21} \cos \gamma \cos \varphi_1; V_{z1}^{(12)} = u_{21} \sin \gamma (x_1' \cos \varphi_1 - y_1' \sin \varphi_1 + a_w) \quad (6)$$

Тогда уравнение зацепления $\vec{N}_1 \vec{V}_1^{(12)} = 0$ относительно координаты μ с учетом выражений (5) и (6) примет в координатной форме следующий вид:

$$f(\theta, \varphi, \mu) = (u_{21} \cos \gamma - 1)(y_1' y_1' + x_1' x_1') - \mu u_{21} \sin \gamma (y_1' \cos \varphi_1 + x_1' \sin \varphi_1) - a_w u_{21} \cos \gamma (y_1' \sin \varphi_1 - x_1' \cos \varphi_1) \quad (7)$$

Совокупность уравнений, полученных при помощи матрицы (2) и уравнений (7) определяют поверхности зубьев искомого квазигиперболоидного основного колеса. Прорезав стружечные канавки на основном колесе, получают искомым квазигиперболоидный инструмент без затылования и острой заточки. Это объясняется отходом нарезаемой цилиндриче-

ской зубчатой поверхности от нарезающей поверхности квазигиперболоидного обкаточного инструмента. Квазигиперболоидное колесо может нарезать при помощи инструментального цилиндрического колеса, которое не затылуется и остро не затачивается. При этом как квазигиперболоидный, так и цилиндрический инструменты затачиваются под любыми углами в зависимости от обрабатываемого материала и его твердости. В результате усилия резания можно снизить примерно в два раза, что понижает крутящий момент и потребляемую мощность также примерно в два раза.

Заметим, что по описанной технологии изготовления квазигиперболоидных и цилиндрических колес можно создать гиперболоидную передачу, состоящую из цилиндрического зубчатого колеса с любым профилем и квазигиперболоидного колеса, расположенного, начиная от горлового сечения в правую или левую стороны.

Выводы

Предложен способ получения гиперболоидного станочного зацепления, состоящего из цилиндрического зубчатого колеса и квазигиперболоидного колеса.

Получен цилиндрический обкатной инструмент без затыловки и острой заточки.

Получен квазигиперболоидный обкатной инструмент без затыловки и острой заточки.

В дальнейшей работе необходимо исследовать подрез (интерференцию) и заострение квазигиперболоидного обкатного инструмента и зубчатого колеса.

Литература

- 1 В.А. Дмитриев. Детали машин.-Л.:Судостроение, 1970.-791 с.
- 2 Я.С. Давыдов. Незвольвентное зацепление.-М.: Машгиз, 1950.- 180 с.
- 3 Либуркин Л.Я., Трубняков В.А. Повышение нагрузочной способности винтовой зубчатой передачи //Зубчатые и червячные передачи.-Л.: Машиностроение, 1974.- С.210-214.
- 4 Витренко А.Н. Исследование геометрии и кинематики цилиндрико-гиперболоидных передач: Дисс...канд. техн. наук: 01.02.02.-Ворошиловград., 1975.- 214 с.
- 5 Величко Н.И. Синтез глобоидных винтовых передач с локализованным пятном контакта зубьев: Дисс...канд. техн. наук: 01.02.02.-Луганск., 1984.- 181 с.
- 6 В.М. Грибанов. Теория гиперболоидных зубчатых передач.-Л.: Изд-во СНУ им. В. Даля, 2003.-271 с.
- 7 Ф.Л. Литвин. Теория зубчатых зацеплений.-М.: Наука, 1968.- 584 с.

УДК 621.9.01

Гордеев А.С., Арпентьев Б.М.

УИПА, Харьков, Украина

ПОЛИГАРМОНИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ КАЧЕСТВА МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ

Model of quality of machining, which permits in detail to analyze behavior of a technological system and in particular its evolution in a time. The model can be used for imitative modeling process of formation of the qualitative characteristics of processable surfaces.

Введение

Экономические и социальные проблемы становления рыночных отношений не могут быть решены без изменения в технологических основах экономики. Поэтому развитие промышленного и экономического потенциала Украины должно базироваться на высокотехнологичном и ресурсосберегающем производстве, способном в короткие сроки реализовать полный инновационный цикл по разработке и внедрению конкурентоспособных систем машин нового поколения, ориентированных на обеспечение потребности внутреннего и внешнего рынка.

Получение такого уровня изделий все больше связывают с нетрадиционными конструкторскими и технологическими решениями, реализация которых далеко не всегда возможна на основе использования технологических аналогов, известных рабочих процессов, усредненных справочных данных, использования оборудования и оснастки общего назначения и т.д.

Несомненно, существенным признаком современного развития технологий является автоматизация, базирующаяся на компьютерном управлении всеми процессами проектирования, изготовления и сборки, на физическом, геометрическом и математическом моделировании, всестороннем анализе моделей процесса или его составляющих. Исследования в этом направлении укладываются в рамки государственной темы научно-технического развития Украины Г104-14/00 "Методологические основы синтеза перспективных конструкций машиностроительного комплекса на базе современных технологий и материалов".

Обработка металлов резанием всегда являлась технологическим процессом, обеспечивающим наивысшую точность и качество поверхностей деталей машин. По мере совершенствования конструкций машин возрастают требования к точности и качеству обработки их деталей. В

технической литературе вопросам точности изготовления деталей и сборке узлов в машиностроении уделено достаточно большое внимание. Опубликовано значительное количество трудов, в которых излагаются теоретические положения точности обработки и приемы технического анализа качества конструкций и технологического процесса изготовления [1, 2].

Одним из важнейших факторов качества промышленной продукции является качество обработанных поверхностей элементов изделий, включающее в виде важнейшей составной части точности обработки и геометрические характеристики поверхности (шероховатость, волнистость, отклонения формы). Разделение колебаний профиля поверхности на систематическую и случайную составляющие отражает технологическую природу геометрических характеристик обрабатываемых поверхностей и может служить основой для решения задач повышения качества обработки. Рассмотрим с этих позиций выше перечисленные составляющие качества обработанной поверхности.

Целью работы является проверка гипотезы о полигармоническом характере рассеяния размеров по ходу технологического процесса на примере черновой обработки деталей типа «поршень» двигателя внутреннего сгорания.

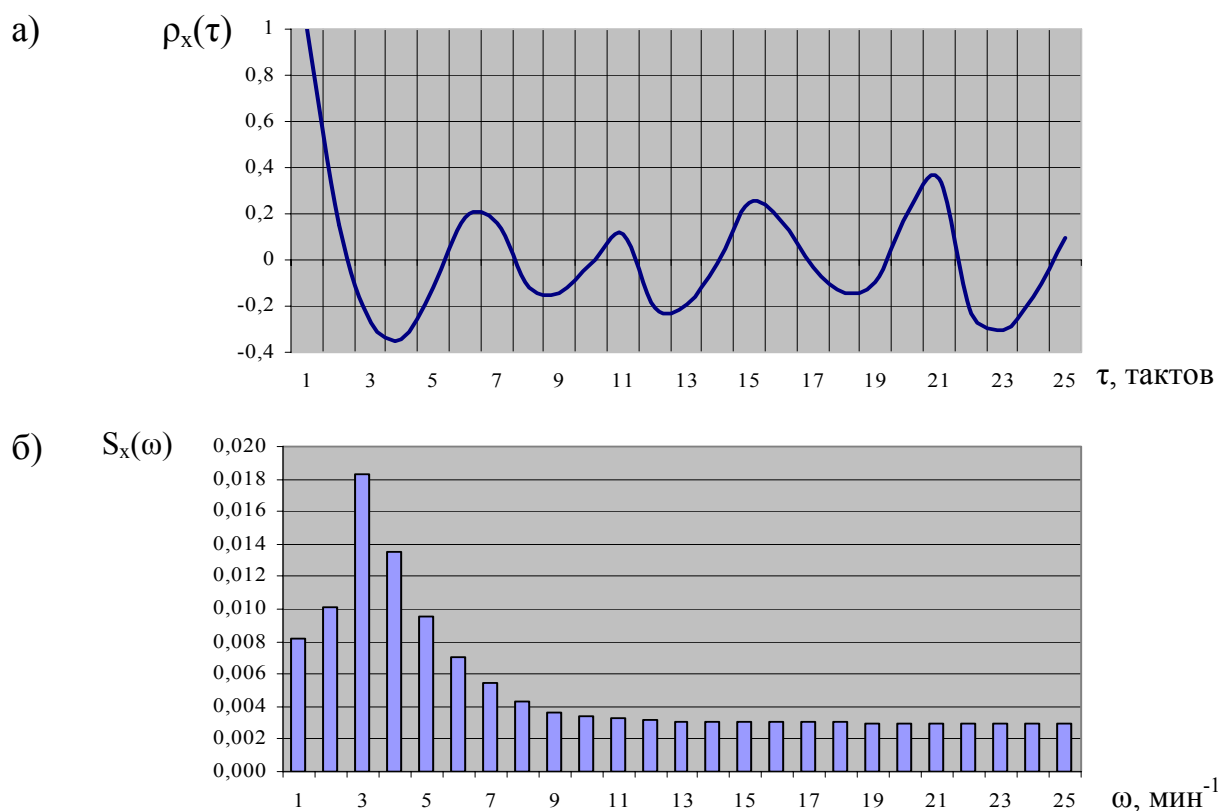
Основная часть

Как известно основной характеристикой случайной стационарной функции является ее безразмерная нормированная корреляционная функция. Поскольку при расчете корреляционной функции значения амплитуд возводятся в квадрат, то большие амплитуды увеличиваются в соответственно большее число раз, чем малые. Таким образом, коррелограмма выделяет более мощные гармоники профиля и затушевывает слабые.

На рисунке 1.а построен график нормированной корреляционной функции по экспериментальным данным. При аналитическом рассмотрении графика $\rho(\tau)$ можно сделать следующие выводы. Имеется эргодический процесс, так как изменения кривой происходят вблизи оси τ и значения $\rho(\tau)$ приближаются к нулю. Наличие значительных участков отрицательных значений $\rho(\tau)$ свидетельствует о колебательном характере случайного процесса, представленного данной реализацией. Отрица-

тельные значения $\rho(\tau)$ получаются только при разных знаках сомножителей y_i и $y_{i+\tau}$, а это может иметь место при колебаниях.

В тесной связи с корреляционной функцией находится функция спектральной плотности $S(\omega)$, которая описывает распределение дисперсии случайной величины по частотам. Спектральная плотность несет дополнительную информацию о частотном составе корреляционной функции. На рис.1.б представлена обобщенная по 16 выборкам спектро-



а — коррелограмма процесса;
б — спектограмма частотного состава точечной диаграммы

Рисунок 1 — Спектральный анализ рассеяния размеров при токарной обра-

грамма. Спектрограмма имеет доминирующие значения для периодов $T_1 - T_5$ и «белый шум». К последнему относятся все гармоники, что ниже уровня $S(\omega)=0,004$. Таким образом, спектральная плотность дает исчерпывающую информацию о частотном составе рассеяния размеров, что очень важно для анализа суммарного действия случайных факторов при механической обработке.

Рассматривая рассеяние размеров во времени как волну с определенной длиной и амплитудой, можно предположить, что процесс обработки партии деталей носит характер резонансной волны - увеличивается амплитуда и уменьшается длина волны. Это также подтверждает факт увеличения поля рассеяния размеров со временем.

На точность обработки, особенно при скоростном резании металлов, большое влияние оказывают неуравновешенные массы вращающихся деталей станков, приспособлений и заготовок, а так же изменение скорости резания. Учитывая выше сказанное, было получено уравнение рассеяния размеров во времени

$$\xi_T(\tau) = (a\tau + b) + \tau^2 \sin \frac{1}{C_T} + \frac{G}{0.59 \cdot 10^6} en^2 \cos(n\tau) + 10C_p t^x s^y v^n K_p \quad (1)$$

В уравнении (1) первое слагаемое характеризует дрейф центра группирования, второе и третье - полигармоническую составляющую процесса, четвертое соответствует узкополосному гауссовскому шуму.

Из трех видов геометрических параметров качества обработанной поверхности - отклонений формы, волнистости и шероховатости - более всего изучена шероховатость.

Шероховатость поверхности является второй геометрической характеристикой обработанных поверхностей. Одним из наиболее существенных факторов, затрудняющих математическое описание шероховатости, является ее нерегулярность, появляющаяся вследствие физических особенностей способов образования поверхностей. Именно нерегулярность шероховатости вызывает необходимость применения для ее описания и анализа спектральных методов.

При описании случайных функций, таких как микронеровности, целесообразно использовать модель гауссовского узкополосного случайного процесса

$$\xi_R(\tau) = A_R(\tau) \cos(\omega_0 \tau + \varphi(\tau)) = A_c \cos(\omega_0 \tau) - A_s \sin(\omega_0 \tau), \quad (2)$$

где $A(\tau)$ и $\varphi(\tau)$ - случайные функции.

Волнистость поверхности изучена менее всего, хотя известна она давно. Это, видимо, связано с тем, что волнистость занимает промежуточное положение между отклонениями формы и шероховатостью, и пока трудно четко определить ее границы и дать строгое научно обоснованное определение.

Получение профилограммы волнистости чрезвычайно затруднено вследствие того, что волнистость и шероховатость находятся в состоя-

нии суперпозиции и проблема разделения их до сих пор не решена. Применение математического аппарата спектральной теории позволяет дифференцировать геометрические отклонения профилей поверхностей. Согласно этой теории отклонение текущих размеров математически могут быть представлены полигармонической функцией. В некоторых случаях можно ограничиться вычислением n первых гармоник, отнеся их сумму к систематической составляющей.

Аналитическое выражение отклонений текущего размера замкнутого профиля (контура поперечного сечения) реальной цилиндрической поверхности может быть представлено в виде ряда Фурье как совокупность гармоник, образующих спектр фазовых углов и спектр амплитуд

$$f(\varphi) = \frac{a_0}{2} + \sum_{k=1}^n a_k \cos(k\varphi + \varphi_k) = \frac{a_0}{2} + \sum_{k=1}^n (a_k \cos(k\varphi) + b_k \sin(k\varphi)), \quad (3)$$

где k - порядковый номер гармоники; a_0 - нулевой член разложения; a_k - амплитуда k -ой гармоники; φ - текущая координата; φ_k - начальная фаза k -ой гармоники.

Геометрическая интерпретация нулевого члена - среднее значение радиуса в сечении. Геометрическая интерпретация первого члена - эксцентриситет геометрического сечения относительно центра вращения. Последующие члены ряда образуют спектр отклонений формы детали в поперечном сечении. При этом второй член разложения выражает погрешность формы поперечного сечения цилиндрической детали, называемой овальностью. Третий член разложения определяет трехвершинную огранку. Последующим гармоникам может быть дано аналогичное геометрическое толкование: четырех вершинная огранка, пятивершинная огранка и т. д. в соответствии с номером гармоники.

Тригонометрическое разложение применяют и для характеристик погрешностей в продольном сечении цилиндрической детали. Аналитическое выражение незамкнутого профиля на отрезке L может быть получено при использовании различного рода продолжений заданной функции, причем оптимальным является продолжение с периодом $T=2L$. При этом уравнение незамкнутого профиля в общем виде может быть представлено как

$$f(z) = C_0(0) + z \operatorname{tg} \alpha + \sum_{k=1}^n c_k \sin \frac{k\pi}{L} z, \quad (4)$$

где $C_0(0)$ - значение функции в начале отсчета; z - текущая координата, направленная вдоль оси цилиндра; α - угол наклона текущей координаты к геометрической оси цилиндра; L - длина детали; $ztg\alpha$ - выражение, характеризующее отклонение расположения (непараллельность или наклон исследуемого профиля).

Первый член разложения характеризует выпуклость или вогнутость профиля. Последующие члены ряда характеризуют дифференцированные отклонения профиля более высоких порядков.

Обобщая выше сказанное, можно записать

$$\xi_W(\tau) = \frac{D_{обп}}{2} + sntg\alpha + \varepsilon\rho\sin(n\tau) \quad (5)$$

Здесь значение $tg\alpha$ несет информацию о погрешностях оборудования (непараллельность направляющих и оси шпинделя, несоосность передней и задней бабок и т.д.).

Если перейти к рассмотрению суммы полигармонического процесса и узкополосного шума, то случайный процесс $\xi(\tau)$ может быть представлен в виде модели

$$\begin{cases} \xi(\tau) = \xi_T(\tau) + \xi_W(\tau) + \xi_R(\tau) + U(\tau) \\ \xi_T(\tau) = (a\tau + b) + \tau^2 \sin \frac{1}{C_T} + \frac{G}{0.59 \cdot 10^6} en^2 \cos(n\tau) + 10C_p t^x s^y v^n K_p \\ \xi_W(\tau) = \frac{D_{обп}}{2} + sntg\alpha + \varepsilon\rho\sin(n\tau) \\ \xi_R(\tau) = A_R(\tau)\cos(\omega_0\tau + \varphi(\tau)) \end{cases} \quad (6)$$

Здесь слагаемое $U(\tau)$ включает в себя неучтенные «шумы».

Выводы

Построенная полигармоническая модель качества механической обработки позволяет подробно анализировать поведение технологической системы и в особенности ее эволюцию во времени. Она соответствует всем свойствам системы, имеет теоретическую ценность и может быть использована для имитационного моделирования процесса формирования качественных характеристик обрабатываемых поверхностей.

Литература

- 1 Арэфьев Б.А. Оптимизация инерционных процессов. - М.: Машиностроение. 1969. - 160с.
- 2 Минина О.М. Определение динамических характеристик и параметров типовых регулируемых объектов. - М.: Изд-во АН СССР, 1963. - 223с.

Рогов В.А., Соловьев В.В.

РУДН, Москва, Россия

ДИНАМИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ РЕЖУЩЕГО УЗЛА РЕЗЦА С ДЕМПФИРОВАНИЕМ

The dynamic model of the cutting unit of a cutter with decrement is considered and also influence of conditions of basing of a cutting plate with decrement on dynamic characteristics of a cutter.

Введение

В процессе резания сила резания может меняться с очень высокой частотой. При снятии равномерного припуска это вызвано неоднородностью обрабатываемого материала, которая составляет до 65% и колебаниями упругой системы станка. При снятии неравномерного припуска к вышеперечисленным факторам прибавляется периодическое набегание на режущую кромку переменного слоя металла.

Эти факторы приводят к сколам и выкрашиванию режущей кромки, появлению микротрещин. Наиболее опасным для режущей кромки являются обработка сварных швов и отливок по корке. В этом случае стойкость режущих пластин резко снижается, а сам процесс обработки из-за непредсказуемости поддается автоматизации с невысокой степенью надежности.

В современных классических конструкциях токарных резцов и фрез большое внимание уделяется жесткости державок и механизмов крепления пластин. Поскольку все элементы конструкции резца выполнены из закаленной стали, то державка представляет собой аккумулятор колебаний, который практически поддерживает колебания возмущающей силы (в данном примере силы резания), что ведет к снижению качества обработки и увеличению шероховатости.

В настоящее время с повышением требований по производительности обработки значительно возросли частоты вращения исполнительных органов станков. При этом узел крепления режущей пластины теряет жесткость и она также, совершая высокочастотные колебания, может перемещаться в гнезде. Это снижает качество обработки и ведет к преждевременному износу режущей пластины. Поскольку две плоские поверхности теоретически имеют только три точки контакта, то при повороте пластины или установке каждой новой пластины положение этих опорных точек теоретически не определено. Под действием вибраций и силы резания положение пластины неустойчиво и она может колебаться относительно своего положения равновесия.

Для повышения устойчивости режущей пластины в гнезде целесообразно между ней и подкладкой проложить демпфирующую прокладку из

пластичного материала (медь, свинец), которая бы заполнила полости между контактирующими поверхностями и выполняла бы роль динамического демпфера, то есть, повышение стабильности базирования режущей пластины под влиянием скачкообразно изменяющейся силы резания можно достигнуть за счет упругого перемещения ее в ограниченных пределах.

Влияние условий базирования режущей пластины с демпфированием на динамические характеристики резца

Для двухмассовой системы с двумя степенями свободы уравнение движения будет иметь следующий вид:

$$\begin{aligned} M_1'' + (c_1 + c)y_1 &= cy_2 = P \sin \omega t; \\ my_2'' + c(y_2 - y_1) &= 0; \end{aligned} \tag{1}$$

где: М-масса режущей пластины; m-масса подкладки; c₁-жесткость стыка между подкладкой и державкой; y₁,y₂-координаты отклонения режущей пластины и подкладки под действием силы резания.

Вынужденные колебания данной системы:

$$\begin{aligned} Y_1 &= A_1 \sin \omega t; \\ Y_2 &= A_2 \sin \omega t. \end{aligned} \tag{2}$$

После подстановки (2) в(1) получаем:

$$\begin{aligned} A_1(-M\omega^2 + c_1 + c) - cA_2 &= P \\ -cA_1 + A_2(-m\omega^2 + c) &= 0. \end{aligned} \tag{3}$$

Обозначим:

m/M=μ-отношение массы подкладки к массе режущей пластины;

P/C=y_{cm}-статическая деформация основной системы;

√C/M=Ω -собственная частота основной системы;

√c/m=ω₀ –собственная частота подкладки.

Подставляя принятые обозначения в (3) получим:

$$\begin{aligned} A_1(1 + c/C - \omega^2/\Omega^2) &= y_{cm} \\ A_1 &= A_2(1 - \omega^2/\omega_0^2). \end{aligned} \tag{4}$$

Решая систему относительно A₁ и A₂ получим:

$$\begin{aligned} \frac{A_1}{y_{cm}} &= \frac{1 - \frac{\omega^2}{\omega_0^2}}{\left(1 - \frac{\omega^2}{\omega_0^2}\right)\left(1 + \frac{c}{C} - \frac{\omega^2}{\omega_0^2}\right) - \frac{c}{C}}; \\ \frac{A_2}{y_{cm}} &= -\frac{1}{\left(1 - \frac{\omega^2}{\omega_0^2}\right)\left(1 + \frac{c}{C} - \frac{\omega^2}{\Omega^2}\right) - \frac{c}{C}}. \end{aligned} \tag{5}$$

Из выражения 5 следует, что при $w=w_0$ амплитуда A_1 массы M основной системы равна нулю. Поэтому при частоте изменения силы резания равной собственной частоте системы подкладка-стык, основная система находится в состоянии покоя.

Из второго уравнения (5) следует, что $A_2 = -\frac{P}{c}$. Движение массы подкладки осуществляется по закону: $y_2 = \frac{P}{c} \sin \omega t$, и тогда сила упругости стыка между подкладкой и державкой меняется по закону: $-P \sin \omega t$.

Эта сила в любой момент времени равна силе резания, но противоположна ей по знаку. Полученные зависимости справедливы при любом соотношении $\frac{w}{\Omega}$. Эффект демпфирования наиболее выражен тогда, когда основная система находится в зоне резонанса с возмущающей силой (силой резания). В этом случае рассмотрим условие $w_0 = \Omega$ или $\frac{c}{C} = \frac{m}{M} = \mu$.

Система (5) будет иметь вид:

$$\frac{A_1}{y_{cm}} = \frac{1 - \frac{w^2}{w_0^2}}{\left(1 - \frac{w^2}{w_0^2}\right)\left(1 + \mu - \frac{w^2}{w_0^2}\right) - \mu};$$

$$\frac{A_2}{y_{cm}} = -\frac{1}{\left(1 - \frac{w^2}{w_0^2}\right)\left(1 + \mu - \frac{w^2}{\Omega^2}\right) - \mu}; \quad (6)$$

Знаменатели этих выражений содержат члены $\frac{w^2}{w_0^2}$, которые могут обращать знаменатель в нуль, при этом амплитуды колебаний будут равны бесконечности и наступит явление резонанса. Частота возмущающей силы будет равна собственной частоте всей системы.

Собственные частоты определяются из уравнения:

$$\left(1 - \frac{w^2}{w_0^2}\right)\left(1 + \mu - \frac{w^2}{w_0^2}\right) - \mu = 0. \quad (7)$$

$$\left(\frac{w}{w_0}\right)^2 = \left(1 + \frac{\mu}{2}\right) \pm \sqrt{\mu + \frac{\mu^2}{4}}. \quad (8)$$

Когда собственная частота возмущающей силы совпадает с собственной частотой системы подкладка-стык, то колебания основной системы

равны нулю. При частотах возмущающей силы согласно уравнению (8) имеет место резонанс. Характеристики подкладки эффективны для определенной частоты возмущающей силы. Для того чтобы подкладка работала в широком диапазоне частот, между ней и режущей пластиной необходимо установить амортизатор. В этом случае уравнения движения системы будут иметь следующий вид:

$$\begin{aligned} My_1'' + Cy_1 - c(y_2 - y_1) &= P \sin \omega t + k(y_2' - y_1'), \\ My_2'' + c(y_2 - y_1) &= k(y_1' - y_2'). \end{aligned} \quad (9)$$

Коэффициент k определяется из условия затухания колебаний: если k стремится к нулю, то вся система работает без затухания; если k стремится к бесконечности, то существует его определенное значение, при котором амплитуда вынужденных колебаний стремится к минимуму. Обозначим:

$$f = \frac{\omega_0}{\Omega}; \quad g = \frac{\omega}{\Omega}; \quad k_c = 2m\Omega.$$

В принятых обозначениях амплитуда колебаний режущей пластины будет определяться из выражения:

$$\frac{y_1}{y_{cm}} = \sqrt{\frac{(2\frac{k}{k_c} - g)^2 (g^2 - f^2)^2}{(2\frac{k}{k_c} - g)^2 (g^2 - g^2 \mu)^2 + [f^2 g^2 \mu - (g^2 - 1)(g^2 - f^2)]^2}}. \quad (10)$$

Из уравнения следует, что отношение отклонений $\frac{y_1}{y_{cm}}$ режущей

пластины зависит от нескольких величин: $\mu, g, \frac{k}{k_c}$.

Выводы

В качестве амортизатора может быть использована фольга из мягкого материала. При небольших режимах резания с выделением незначительного количества тепла это может быть свинцовая фольга, при более интенсивном резании - медная или алюминиевая, а также фольга из вспененных металлов.

Наибольший интерес для современных конструкций резцов представляют комбинированные подкладки, выполненные с использованием композиционных материалов и металлической матрицы, обеспечивающей хороший теплоотвод.

Литература

- 1 Ландау Л.Д. и Лифшиц Е.М. Теория упругости. М, Наука, 1965.-202 с.
- 2 Силкин Е.И. Статическая и динамическая прочность машин. М, УДН, 1969.-323 с.

УДК 621.9.024

Покинтелица Н.И., Клименко Ю.В., Ковалев Ю.Г.

ВУНУ им. В. Даля, г. Луганск, Украина

**МЕТОДИКА ОПРЕДЕЛЕНИЯ НАПРЯЖЕНИЙ,
ВОЗНИКАЮЩИХ В ПИЛЕ ТРЕНИЯ
ПРИ ЭЛЕКТРОФРИКЦИОННОЙ РАЗРЕЗКЕ МЕТАЛЛОВ**

The technique of definition of voltages originating in a saw of abrasion and caused as by external loadings from process of cutting, and internal, connected with rotation and effect of centrifugal forces is resulted. The mathematical decision of a delivered task is circumscribed. Is graphically shown picture of efforts of abrasion, originating in a saw.

Введение

Развитие новых, более технологичных способов, схем и инструментов для обработки металлов резанием, ставит перед исследователями задачу всесторонней их проверки. Одним из таких аспектов является проверка инструмента на предмет сохранения им целостности или расчет на прочность.

В последние годы в арсенале технологов появился способ электрофрикционной резки металла пилами трения [1]. Проведенные исследования позволили создать математические модели энергосиловых и тепловых процессов, происходящих с инструментом [2], был изучен процесс стружкообразования, а так же рассмотрены вопросы, связанные со стойкостью пилы трения. Однако, вопросу сохранения инструментом его целостности не было уделено внимание.

Изучение напряжений, возникающих в пиле трения и вызванных как внешними нагрузками (силами) от процесса резания, так и внутренними, связанными с вращением и воздействием центробежных сил, позволяет дать ответ на поставленный вопрос.

Основная часть

Как известно, пила трения представляет собой тонкий, стальной диск, быстровращающийся вокруг собственной оси. В процессе резания на диск действуют внешние нагрузки (силы резания) и внутренние, объемные нагрузки, обусловленные центробежными силами. В общем случае, такая схема нагружения может быть применена к любому тонкому, быстровращающемуся диску и рассмотрение возникающих в нем напряжений будет

аналогично рассмотрению напряжений в пиле трения.

К вопросу изучения напряжений, возникающих во вращающихся дисках в своих работах обращались И.В.Демьянушкин и И.А.Биргер [3]. Из их исследований известно, что равномерно нагретые по толщине, симметричные относительно плоской срединной поверхности диски достаточно рассчитывать только на растяжение. Напряженное состояние в диске считается двумерным и осесимметричным (напряжениями в площадках, параллельных срединной поверхности, пренебрегают). Напряжения равномерно распределены по толщине. Принятые гипотезы о напряженном состоянии упрощают расчет, но вместе с тем вносят некоторые погрешности в его результаты. Эти погрешности тем меньше, чем меньше толщина диска по сравнению с его диаметром и чем плавнее она меняется в зависимости от радиуса.

Принятые допущения полностью соответствуют схеме нагружения пилы трения при электрофрикционной разрезке металлов, и не будут вносить существенных погрешностей в результаты расчета напряжений в ней.

На рис. 1 показана схема нагружения пилы трения, которая принимается за расчетную.

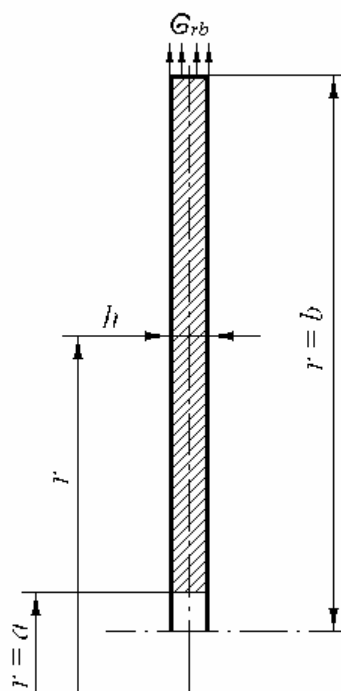


Рисунок 1 — Схема нагружения пилы трения

Как известно из исследований [3], основное дифференциальное уравнение растяжения диска в перемещениях имеет вид:

$$\frac{d^2u}{dr^2} + \frac{d}{dr} \left(\ln \frac{rhE}{1-\mu^2} \right) \frac{du}{dr} + \left[\frac{\mu}{r} \frac{d}{dr} \left(\ln \frac{rhE}{1-\mu^2} \right) + \frac{d}{dr} \left(\frac{\mu}{r} \right) - \frac{1}{r^2} \right] u = f(r),$$

где

$$f(r) = (1 + \mu)\alpha T \frac{d}{dr} \left(\ln \frac{rhE}{1-\mu^2} \right) + \frac{d}{dr} [(1 + \mu)\alpha T] - \frac{(1 + \mu)\alpha T}{r} - q_r \frac{1 - \mu^2}{E}.$$

Применительно к дисковой пиле трения, используемой для электрофрикционной резки металла, которая имеет постоянную толщину и постоянные параметры упругости ($E = const$, $\mu = const$, $h = const$) уравнение примет вид линейного неоднородного дифференциального уравнения 2-го порядка с переменными коэффициентами:

$$\frac{d^2u}{dr^2} + \frac{1}{r} \frac{du}{dr} - \frac{1}{r^2} u = (1 + \mu) \frac{d(\alpha T)}{dr} - q_r \frac{1 - \mu^2}{E}. \quad (1)$$

Решение однородного уравнения имеет вид:

$$u_o(r) = K_1 r + K_2 \frac{1}{r}, \quad (2)$$

где K_1, K_2 – произвольные константы.

Тогда общее решение неоднородного уравнения имеет вид:

$$u(r) = K_1 u_1(r) + K_2 u_2(r) + u^*(r), \quad (3)$$

где $u^*(r)$ – частное решение, которое может быть найдено методом вариации произвольных постоянных.

По этому методу частное решение ищется в виде (2). При этом $K_1 = K_1(r)$, $K_2 = K_2(r)$ – искомые функции:

$$\left. \begin{aligned} K_1'(r)u_1(r) + K_2'(r)u_2(r) &= 0; \\ K_1'(r)u_1'(r) + K_2'(r)u_2'(r) &= f(r). \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

Ввиду линейной независимости решений $u_1(r) = r$ и $u_2(r) = 1/r$ она может быть разрешена относительно $K_1'(r)$, $K_2'(r)$. Интегрируя, найдем $K_1(r)$, $K_2(r)$ и, подставляя в частное решение, получим решение уравнения (1), которое после нахождения функций $F_1(r) = F_{1\omega}(r) + F_{1T}(r)$, $F_2(r) = F_{2\omega}(r) + F_{2T}(r)$ примет вид:

$$u(r) = \left[K_1 - \frac{1 - \mu^2}{2E} \int_a^r q_r dr \right] r + \left[K_2 + \frac{1 - \mu^2}{2E} \int_a^r q_r r^2 dr + (1 + \mu) \int_a^r \alpha T r dr \right] \frac{1}{r}.$$

Подставляя функцию $u(r)$ и ее производную в уравнение окружных σ_θ и радиальных σ_r напряжений, и произведя некоторые вычисления для упрощения получим:

$$\sigma_{rb} = \sigma_r(b) = K_1^* - \frac{K_2^*}{b^2} - \frac{E}{b^2} \int_a^b \alpha T r dr - \frac{1}{2} \left(\frac{1-\mu}{b^2} \int_a^b q_r r^2 dr + (1+\mu) \int_a^b q_r dr \right),$$

$$\sigma_{ra} = \sigma_r(a) = K_1^* - \frac{K_2^*}{a^2} = 0.$$

Откуда получаем:

$$K_1^* = \frac{K_2^*}{a^2}, K_2^* = \frac{a^2 b^2}{b^2 - a^2} \left[\frac{E}{b^2} \int_a^b \alpha T r dr + \frac{1}{2} \left(\frac{1-\mu}{b^2} \int_a^b q_r r^2 dr + (1+\mu) \int_a^b q_r dr \right) + \sigma_{rb} \right].$$

С учетом действия объемной нагрузки константы интегрирования примут вид:

$$K_2^* = \sigma_{rb} \frac{a^2 b^2}{b^2 - a^2} + \frac{E a^2 b^2}{b^2 - a^2} \theta(b) + \frac{1-\mu}{8} a^2 \rho \omega^2 (b^2 + a^2) + a^2 b^2 \rho \omega^2 \frac{1+\mu}{4}$$

$$K_1^* = \sigma_{rb} \frac{b^2}{b^2 - a^2} + \frac{E b^2}{b^2 - a^2} \theta(b) + \frac{1-\mu}{8} \rho \omega^2 (b^2 + a^2) + \frac{1+\mu}{4} \rho \omega^2 b^2.$$

Учитывая найденные константы интегрирования окончательно получаем:

$$\sigma_r(r) = \sigma_{rb} \frac{b^2}{b^2 - a^2} \left(1 - \frac{a^2}{r^2} \right) + E \left(\theta(b) \frac{b^2}{b^2 - a^2} \left(1 - \frac{a^2}{r^2} \right) - \theta(r) \right) + \frac{3+\mu}{8} \rho \omega^2 \left(b^2 + a^2 - r^2 - \frac{a^2 b^2}{r^2} \right),$$

$$\sigma_\theta(r) = \sigma_{rb} \frac{b^2}{b^2 - a^2} \left(1 + \frac{a^2}{r^2} \right) + E \left(\theta(b) \frac{b^2}{b^2 - a^2} \left(1 + \frac{a^2}{r^2} \right) + \theta(r) - \alpha T \right) + \frac{3+\mu}{8} \rho \omega^2 \left(b^2 + a^2 + \frac{a^2 b^2}{r^2} - \frac{1+3\mu}{3+\mu} r^2 \right).$$

На рис.2 в относительных координатах показаны эпюры напряжений в диске постоянной толщины с центральным отверстием радиуса $r = a$. Штриховыми линиями показаны напряжения σ_{rT} и $\sigma_{\theta T}$ от распределенной по радиусу температуры, штрихпунктирными линиями показаны на-

пряжения $\sigma_{r\omega}$ и $\sigma_{\theta\omega}$ от центробежных сил, а сплошными линиями – $\sigma_{r\Sigma}$ и $\sigma_{\theta\Sigma}$ при одновременном действии температуры и центробежных сил от вращения диска. Радиальные напряжения при $r = a$ и $r = b$ соответствуют граничным условиям (здесь принято $\sigma_{rb} \neq 0$, $\sigma_{ra} = 0$).

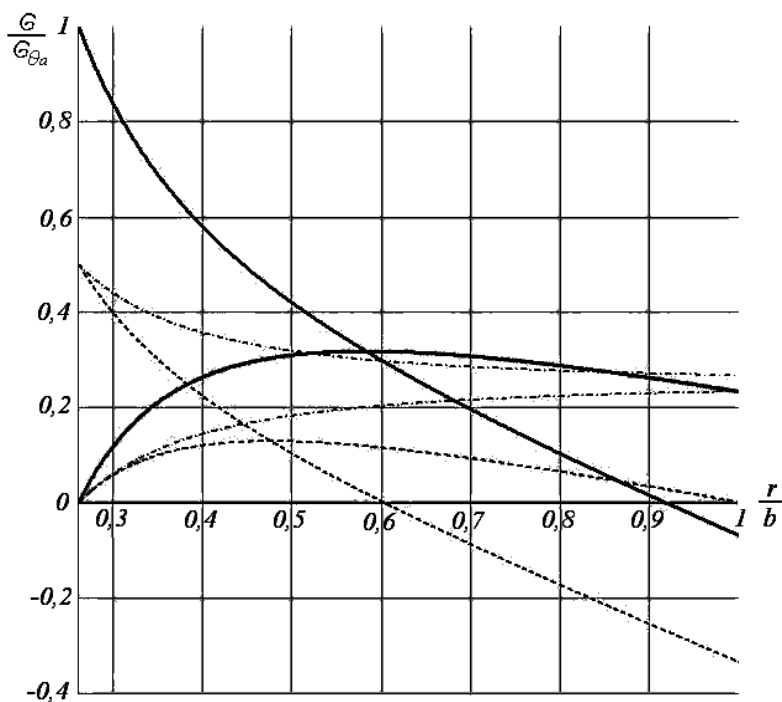


Рисунок 2 — Эпюра напряжений в пиле трения

Выводы

Полученные зависимости позволяют, задаваясь геометрическими параметрами пилы трения и граничными условиями, построить эпюры напряжений возникающих в теле пилы трения и на основании полученных данных сделать вывод о ее работоспособности.

Литература

- 1 Зарубицкий Е.У., Покинтелица Н.И., Плахотник В.А. Разрезка проката с введением в зону резания электрического тока//Машиностроитель. – 1997. - №10. - С. 26.
- 2 Покинтелица Н.И., Клименко Ю.В. Моделирование тепловых явлений при электрофрикционной обработке металлов резанием. Збірник наук. праць. “Техніка в сільськогосподарському виробництві, галузеве машинобудування, автоматизація”.– Кіровоград.: Видавництво КДТУ, 2003.-Вип. №12.- С.54-59.
- 3 Демьянушкин И.В., Биргер И.А. Расчет на прочность вращающихся дисков. – М.: Машиностроение, 1978. –247с.

УДК 681.518.3

Єнікєєв О.Ф., Суботін О.В., Щербак Л.М., Яровий Р.О.

УДАЗТ, м. Харків, ДДМА, м. Краматорськ, НАУ, м.Київ, Україна

ОПТИМІЗАЦІЯ ТЕХНОЛОГІЧНОГО ПРОЦЕСУ ВИПРАВЛЕННЯ ШЛІФУВАЛЬНОГО КРУГА НА МЕТАЛЕВИХ ЗВ'ЯЗКАХ

The system of the wheel's optimization was proposed on the analysis's base of the determinative model of the technological diamond-sparkling the process of polishing.

Вступ

Підвищення техніко-економічних показників технологічних процесів алмазного шліфування забезпечується наявністю в контурі програмного управління верстатом засобів адаптивного виправлення кругів. Питанням розробки методів і технічних засобів виправлення шліфувальних кругів приділяється належна увага в технічній літературі [1-4]. Актуальність і важливість цієї науково-технічної проблеми обумовлена тим, що вона не вирішена в повному обсязі.

Авторами як метод адаптивного виправлення кругів на металевих зв'язуваннях пропонується технологічний процес алмазно-іскрового шліфування. Цей метод електроерозійного виправлення шліфувального круга забезпечує високу ріжучу здатність алмазного інструмента та може бути включений до контуру програмного управління верстатом. Технічна реалізація системою управління верстатом цього методу шліфування досягається включенням технологічного джерела живлення. Однак подача додаткової енергії в зону обробки деталі на етапі чистового шліфування може викликати прижоги обробленої поверхні. Усунення цих прижогів може бути виконано системою шляхом організації дозування величини додаткової енергії. Рівняння-обмеження додаткової енергії можна одержати з аналізу детермінованої математичної моделі процесу виправлення шліфувального круга.

Основна частина

Для її одержання одиничний прямокутний імпульс представимо як різницю двох одиничних функцій Хевисайда, зрушених за часом одна щодо іншої на його тривалість (τ_u). Отже, зображення за Лапласом одиничного прямокутного імпульсу отримано в наступному вигляді

$$U(p) = \frac{U_m}{p} (1 - e^{-\tau_u p}),$$

де U_m - амплітуда імпульсу.

Послідовність прямокутних імпульсів, яка виробляється технологічним джерелом живлення, математично можна одержати зрушуючи одиничний імпульс на період проходження (T). Зображення по Лапласу послідовності прямокутних імпульсів вийшло в такому виді

$$U(p) = \frac{U_m}{p} (1 - e^{-\tau_u p}) \sum_{n=0}^{\infty} e^{nTp}.$$

Останній вираз можна перетворити шляхом заміни нескінченно убутної геометричної прогресії сумою її елементів до наступного виду

$$U(p) = \frac{U_m (1 - e^{-\tau_u p})}{1 - e^{-Tp}}$$

Цей вираз можна спростити виконавши таку заміну:

$$e^{-\tau_u p} \approx 1 - p\tau_u, \quad e^{-Tp} \approx 1 - pT.$$

З урахуванням останніх співвідношень після нескладних перетворень одержимо зображення по Лапласу вихідного сигналу технологічного джерела живлення в наступному виді

$$U(p) = \frac{U_m}{qp},$$

де q - шпаруватість.

Зневажаючи опором і індуктивністю проводів вважаємо, що технологічне джерело живлення навантажене на наступний послідовний ланцюг:

- опір і ємність зони обробки деталі R_3 и C_3 ;
- внутрішній опір технологічного джерела живлення R_Γ .

Передатна функція досліджуваного ланцюга при рівнобіжному з'єднанні опору і ємності має такий вигляд

$$H_2(p) = \frac{1}{1 + R_\Gamma Y_3},$$

де $Y_3 = \frac{1}{R_3} + pC_3$ - провідність зони обробки деталі.

На підставі вищевикладеного зображення падіння напруги на зоні обробки деталі можна описати наступною залежністю

$$U_3(p) = H_2(p) \cdot U(p) = \frac{U_m R_3}{qp(R_\Gamma R_3 C_3 p + R_3 + R_\Gamma)}$$

Оригінал падіння напруги на зоні обробки деталі отриманий за допомогою теореми про відрахування в такому вигляді

$$U_3(t) = \frac{U_m R_3}{q(R_3 + R_\Gamma)} \cdot \left(1 - C_3 R_3 R_\Gamma e^{-\frac{R_3 + R_\Gamma}{C_3 R_3 R_\Gamma} t} \right).$$

Енергію, яка споживається зоною обробки деталі, можна одержати за допомогою відомого виразу

$$W = \int_0^T U^2(t) dt.$$

Після підстановки $U_3(t)$ й інтегрування в межах періоду вихідного сигналу джерела додаткової енергії маємо

$$W_3 = \left[\frac{U_m R_3}{q(R_3 + R_\Gamma)} \right]^2 \left[T - \frac{5C_3^2 R_3^2 R_\Gamma^2}{2(R_3 + R_\Gamma)} + \frac{2C_3^2 R_3^2 R_\Gamma^2}{R_3 + R_\Gamma} e^{-\frac{R_3 + R_\Gamma}{C_3 R_3 R_\Gamma} T} + \frac{C_3^2 R_3^2 R_\Gamma^2}{2(R_3 + R_\Gamma)} e^{-\frac{R_3 + R_\Gamma}{C_3 R_3 R_\Gamma} 2T} \right]$$

Внеском у сумарну енергію другого, третього і четвертого додатків можна зневажити. Отже, остаточно маємо такий вираз

$$W_3 = T \left[\frac{U_m R_3}{q(R_3 + R_\Gamma)} \right]^2. \quad (1)$$

Для узагальнення результатів досліджень доцільно вираз (1) привести до безрозмірного виду. Уведемо наступні умовні позначки:

$$F^* = F / F_\delta, U_m^* = U_m / U_\delta, R_\Gamma^*, W_3^* = W_3 / W_\delta.$$

При цьому параметри, які відзначені *, будуть безрозмірними. Виконавши відповідну підстановку та забезпечивши виконання умови $U_\delta^2 = W_\delta \cdot F_\delta$, після перетворень одержимо

$$W_3^* = \frac{1}{F^*} \cdot \left[\frac{U^* R_3^*}{q \cdot (1 + R_3^*)} \right]^2. \quad (2)$$

Внутрішній опір технологічного джерела живлення визначено експериментальним шляхом у такий спосіб:

- виміряна напруга холостого ходу (U_{xx}) на затисках джерела;
- до вихідних клем джерела підключено шунт, який має опір 10 Ом, і виміряна напруга на шунті ($U_{ш}$);
- чисельне значення внутрішнього опору джерела можна визначити за наступним виразом

$$R_c = \frac{U_{xx} - U_{ш}}{U_{ш}} \cdot R_{ш} = 2,17 \text{ Ом.}$$

Опір і ємність зони обробки деталі визначено експериментально за допомогою автоматичного потенціометра Р50-6. Цей прилад фіксував чисельні значення опору (R_3), тангенс кута втрат ($tg \psi_n$) і еквівалентну схему заміщення досліджуваного ланцюга. Ємність зони обробки деталі для рівнобіжного з'єднання можна оцінити за формулою $C_3 = \frac{tg \psi_n}{2 \pi f R_3}$, де $f = 10$ кГц — робоча частота потенціометра.

Чисельні значення опору і ємності зони обробки деталі при шліфуванні різних матеріалів представлені в табл. 1. Для оцінки вірогідності проведених експериментальних досліджень скористаємося інформаційним підходом. Авторами пропонується наступна методика обробки гістограм розкиду експериментальних даних:

- обчислюємо оцінки $\mu_1(x), \mu_2(x), \mu_3(x), \mu_4(x)$;
- визначаємо оцінки параметрів розподілу $X_{cp}, \sigma, A, E, \chi$;
- виконуємо згладжування та маємо

$$f(x) = \frac{\alpha}{2 \lambda_1 \sigma \Gamma(\alpha^{-1})} \cdot e^{-\left| \frac{x - \bar{X}}{\lambda_1 \sigma} \right|^\alpha}, \text{ де } x \in (X_1, X_2),$$

а так само $\lambda_1 = \sqrt{\frac{\Gamma(\frac{1}{\alpha})}{\Gamma(\frac{2}{\alpha})}}$, $\Gamma(z)$ – гама функція, α - деяка характерна для

даного розподілу постійна;

- обчислюємо ентропію $H(x) = - \int_{x_1}^{x_2} f(x) \ln f(x) dx$

зважаючи на те, що $\int_{x_1}^{x_2} f(x) dx = 1$ та $\int_{x_1}^{x_2} x^2 f(x) dx = \sigma^2$

маємо $H(x) = \ln(\sigma \sqrt{2\pi \cdot e})$;

- визначаємо ентропійний інтервал невизначеності $d = 0.5\sigma\sqrt{2\pi \cdot e}$.

Таблиця 1 — Середні значення опору та ємності

Оброблюваний матеріал	S_{np} , м/хв	1,0			4,0		
	S_{non} , мм/дв. хід	R_z , Ом	$tg\psi_n$	C_z , нФ	R_z , Ом	$tg\psi_n$	C_z , нФ
BK8	0,01	12,59	0,04	50,6	21,64	0,045	33,1
	0,02	8,45	0,034	64	16,2	0,038	37,3
	0,04	5,78	0,031	85,4	9,38	0,035	59,4
	0,06	3,89	0,026	106,4	6,92	0,03	69,0
	0,08	2,69	0,022	130,2	4,75	0,026	87,1
	0,10	0,988	0,012	193,3	2,05	0,016	124,2
T15K6	0,01	16,54	0,039	37,5	22,0	0,044	31,8
	0,02	7,18	0,032	71,0	15,9	0,035	35,1
	0,04	5,24	0,030	91,2	11,25	0,032	45,3
	0,06	2,79	0,025	142,7	8,21	0,030	58,2
	0,08	1,74	0,020	183,0	6,01	0,028	74,2
	0,10	0,57	0,010	279,4	2,33	0,015	102,5

Розраховане значення ентропійної похибки вимірів з багаторазовими спостереженнями опору і ємності зони обробки деталі складо $d_R=0,566$, $d_C=0,44$. Отримані значення похибок вимірів з багаторазовими спостереженнями комплексного опору зони обробки деталі свідчить про те, що цей технологічний параметр не є стабільним. Форма алмазних зерен, а також їхнє взаємне розташування в металевому зв'язуванні шліфувального круга визначає випадковий характер ріжучої властивості алмазного інструмента. В отриманій смузі невизначеності вимірів з багаторазовими спостереженнями комплексного опору зони обробки деталі можна провести деяку детерміновану середню лінію. Цю середню лінію приймемо за номінальну характеристику досліджуваного технологічного параметра. Як таку характеристику будемо використовувати математичні сподівання опору та ємності зони обробки деталей.

Технологічне джерело живлення при виправленні шліфувального круга навантажено на фільтр нижніх частот першого порядку. Для фільтру нижніх частот становить інтерес визначення границь зон прозорості й загасання. Ці границі визначаються граничними частотами ω_1 і ω_2 з наступної умови

$$A = \frac{z_{11}}{z_{12}} = \pm 1. \quad (3)$$

Для рівнобіжного з'єднання опору і ємності зони обробки деталі маємо:

$$z_{11} = R_2 + \frac{R_3(-jX_3)}{R_3 - jX_3}, \quad z_{12} = -\frac{R_3 jX_3}{R_3 - jX_3},$$

Після підстановки і нескладних перетворень одержимо узагальнений параметр A досліджуваної схеми в наступному вигляді

$$A = \frac{R_3 + R_2}{R_3} + j \frac{R_2}{X_3}.$$

Звідси рівняння фазової характеристики фільтру в зоні прозорості має такий вид

$$\psi = \arctg \frac{R_3 R_2}{(R_3 + R_2) X_3} = \arctg \frac{R_3 R_2 \omega C_3}{R_3 + R_2}.$$

Рівняння передатної характеристики фільтру має такий вигляд

$$A = \sqrt{\left(\frac{R_3 + R_2}{R_3}\right)^2 + \left(\frac{R_2}{X_3}\right)^2}.$$

З урахуванням умови (3) остаточно маємо такий вираз для граничної частоти зрізу фільтру

$$\omega = \frac{\sqrt{-\left(1 + 2 \frac{R_3}{R_2}\right)}}{R_3 C_3}.$$

З отриманого співвідношення видно, що границя зони прозорості досліджуваної схеми виражається комплексним числом. Це число не може бути відзначене на дійсній вісі частот. Отже, весь діапазон частот вихідного сигналу технологічного джерела живлення є зоною прозорості досліджуваної схеми. Таким чином, ємність зони обробки деталі не впливає на ширину зони прозорості і може бути виключена з еквівалентної схеми заміщення в наступному аналізі. Після уточнення еквівалентної схеми заміщення можна приступити до розробки математичної моделі для опору зони обробки деталі. Обробкою експериментальних даних табл. 1 відповідно до методики роботи [5] маємо

$$R_3 = \left(3,03 - 60 \cdot S_{non} + 328 \cdot S_{non}^2\right) \cdot \left(3,74 + 1,17 \cdot S_{np}\right). \quad (4)$$

Ентропійний інтервал невизначеності побудованої математичної моделі дорівнює $d=0.15$. Отримане значення похибки підтверджує коректність математичної моделі, яка побудована для опору зони обробки деталі.

З аналізу особливостей технологічних процесів виправлення шліфувальних кіл на металевих зв'язуваннях можна записати наступне співвідношення

$$W_{don,max} \leq W_3 \leq W_{don,min},$$

де $W_{don,max}$ — умова відсутності прижогів оброблених поверхонь деталей;
 $W_{don,min}$ — умова протікання процесу виправлення шліфувального круга.

З обліком цього і рівняння (4) можна оцінити припустимий діапазон регулювання шпаруватості технологічного джерела живлення в наступному виді

$$\left. \begin{aligned} q_{min} &= \frac{U_m^* R_3^*}{(R_3^* + 1) \sqrt{W_{don,max}^* F^*}} \\ q_{max} &= \frac{U_m^* R_3^*}{(R_3^* + 1) \sqrt{W_{don,min}^* F^*}} \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

У цих виразах усі зазначені перемінні представлені в безрозмірному виді. На рис.1 представлено графіки зміни енергії зони обробки деталі у функції шпаруватості вихідного сигналу технологічного джерела живлення. Ці графіки отримано методом імітаційного моделювання для різних значень S_{non} і S_{np} за допомогою виразів (3) та (4). На графіках також відзначені $W_{don,max}$ і $W_{don,min}$. Область, яка розташована між цими лініями, є робочою для технічної реалізації системою управління процесу виправлення шліфувального круга. Результати розрахунку q_{min} і q_{max} по виразах (5) представлено в табл. 2. Дані цієї таблиці дозволяють визначити оптимальну шпаруватість технологічного джерела живлення для різних режимів роботи верстата.

Таблиця 2 — Розрахункові значення q_{min} і q_{max}

S_{np} , м/хв	q	S_{non} , мм на подвійний хід									
		0,01	0,02	0,03	0,04	0,05	0,06	0,07	0,08	0,09	0,10
4,0	max	6,33	5,40	5,20	5,00	4,51	4,00	3,57	3,13	2,73	-
	min	2,53	2,13	2,07	2,00	-	-	-	-	-	-
1,0	max	6,47	6,33	6,15	5,87	5,60	5,33	5,06	4,80	4,20	3,60
	min	2,60	2,47	2,45	2,43	2,33	2,23	2,15	2,07	-	-

Функціональна схема системи оптимізації технологічного процесу виправлення шліфувальних кругів на металевих зв'язуваннях складається з наступних модулів:

- пристрій виміру періоду та тривалості імпульсів вихідного сигналу технологічного джерела живлення;
- обчислювальний пристрій на базі ЕОМ ІВМ 386;

- пристрій управління шпаруватістю вихідного сигналу технологічного джерела живлення.

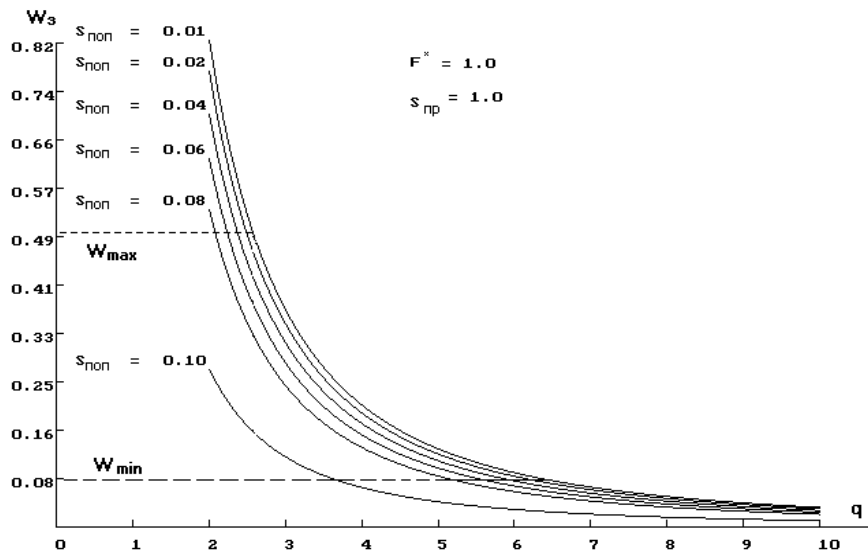


Рисунок 1 — Графіки зміни енергії зони обробки деталі

Пристрій, функціональна схема якого представлена на рисунку 2, призначений для виміру шпаруватості вихідного сигналу технологічного джерела живлення.

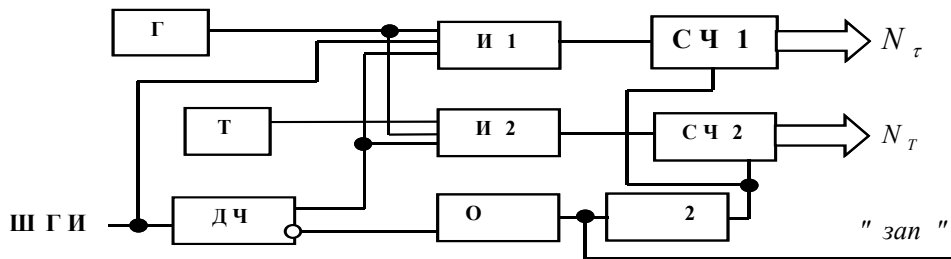


Рисунок 2 — Функціональна схема пристрою виміру шпаруватості

Пристрій складається з: двох лічильників імпульсів (СЧ1, СЧ2), двох схем збігу (И1, И2), двох одновібраторів (ОВ1, ОВ2), генератора (Г) сигналів високостабільної частоти, тригера (Т) і подільника частоти (ДЧ). Технічна реалізація цього пристрою виконана на мікросхемах серій К531 і К155. Пристрій виконує процедуру дискретизації проміжків часу, які відповідають тривалості імпульсів і періодові вихідного сигналу технологічного джерела живлення. Причому вихідний код пристрою визначається такими рівняннями:

$$N_{\tau} = N_3 \cdot \frac{\tau_u}{T_k}, \quad N_T = N_3 \cdot \frac{T}{T_k},$$

де N_3 - обсяг подільника частоти.

Для одержання оцінки похибки пристрою скористаємося інформаційним підходом. Гістограма розкиду вихідного коду після виконання процедури згладжування описана трикутним законом розподілу. Ймовірність прояву висунутої

гіпотези за критерієм згоди Колмогорова складає 0.915 при $\lambda = 0.548$. Рівняння згладженої кривої розкиду вихідного коду досліджуваного пристрою має вигляд

$$f_1(x) = \frac{1}{2\sigma} e^{-\frac{|x|}{\sigma}}, \quad x \in (-0.05, 0.05).$$

Основні статистичні параметри розподілу похибки вихідного коду пристрою наступні: $\bar{X} = 0$; $\sigma = 61.4 \cdot 10^{-2}$; $A = 0$; $E = 20.59$; $\aleph = 0.222$.

Обчислювальний пристрій для одержання оцінки шпаруватості вихідного сигналу технологічного джерела живлення виконує наступну процедуру

$$q = \frac{T}{\tau_u} = \frac{1}{f\tau_u}.$$

Повний диференціал шпаруватості запишеться у такому вигляді

$$dq = \frac{\tau_u dT - T d\tau_u}{\tau_u^2}.$$

Після переходу від диференціалу до збільшень маємо

$$\Delta q = \frac{\tau_u \Delta T - T \Delta \tau_u}{\tau_u^2}.$$

Звідси відносна похибка оцінки обчислювальним блоком шпаруватості технологічного джерела живлення

$$\delta = \frac{\Delta q}{q} = \frac{\Delta T}{T} + \frac{\Delta \tau_u}{\tau_u}.$$

Отже, для оцінки похибки обчислювання шпаруватості варто виконати процедуру підсумовування похибок виміру тривалості імпульсу та періоду. Авторами пропонується наступна методика підсумовування випадкових складових похибок, які задані своїми законами розподілу:

- обчислюємо оцінку $\rho = \frac{\text{cov}(x_1, x_2)}{\sigma_1 \sigma_2}$;

- визначаємо оцінку сумарного с. к. о. ;

- обчислюємо ексцес

$$E = \frac{\mu_4(x_1) + 4\mu_3(x_1)\mu_1(x_2) + 6\mu_2(x_1)\mu_2(x_2) + 4\mu_1(x_1)\mu_3(x_2) + \mu_4(x_2)}{\sigma^4};$$

- для симетричних розподілів $\mu_3(x_1)=0$, $\mu_3(x_2)=0$ маємо

$$E = \frac{\mu_4(x_1) + 6\sigma_1^2 \sigma_2^2 + \mu_4(x_2)}{(\sigma_1^2 + \sigma_2^2)^2};$$

- обчислюємо квантильний множник $t_c = 1.62 [3.8(E - 1.6)^{0.67}]^{\lg \frac{1}{1-\rho_0}}$;

- визначаємо довірчий інтервал $\Delta = t_c \sigma$.

Виконавши процедуру підсумовування випадкових складових маємо, таке значення довірчого інтервалу невизначеності шпаруватості технологічного

джерела живлення 0.038. Отримане значення довірчого інтервалу підтвердило високу ефективність запропонованих блоків.

Технологічні джерела живлення звичайно будуються за наступним принципом: генератор та підсилювач потужності. При такій організації технологічного джерела живлення стає можливим управління шпаруватістю його вихідного сигналу. Для цього в розсічку між генератором і підсилювачем потужності варто включити пристрій, функціональна схема якого зображена на рис.3. Пристрій містить: формувач коротких імпульсів (ФКИ), RS-тригер (Т), генератор (Г) високо стабільних імпульсів, схему збігу (И), лічильник імпульсів (СЧ) з попередньою установкою і регістр (Р).

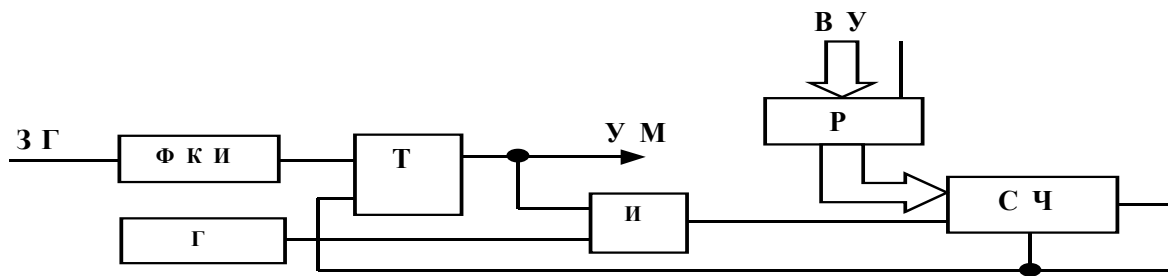


Рисунок 3 — Функціональна схема пристрою управління шпаруватістю технологічного джерела живлення

Висновки

Технічна реалізація пристрою управління шпаруватістю технологічного джерела живлення виконана на мікросхемах серії ДО531. Точність регулювання шпаруватості визначається обсягом вузла СЧ, який побудовано на базі лічильника імпульсів з попередньою установкою, і стабільністю вихідного сигналу Г. Використання кварцового резонатора і 16 розрядного блоку СЧ дозволило одержати помилку регулювання шпаруватості на рівні 0,01%. Така величина відносної похибки припустима при подібних перетвореннях.

Запропоновані технічні засоби знайшли застосування в складі інформаційно-виміральної системи програмного управління алмазним шліфуванням. Наявність цих блоків дозволило системі підвищити продуктивність технологічного процесу алмазного шліфування з одночасною стабілізацією показника мікронерівностей оброблених поверхонь деталей.

Література

- 1 Матюха П.Г. Стабилизация выходных показателей шлифования с помощью управляющих воздействий на рабочую поверхность круга. Донецк: ДонГТУ, 1995 - 172 с. Деп. № 144, Ук. 96.
- 2 Матюха П.Г. Алмазное шлифование с управлением параметрами рабочей поверхности круга // Резание и инструмент. - Донецк: ДонГТУ, 1993 - Вып. 48. - С. 33-35.
- 3 Полтавец В.В. Себестоимость шлифования с управляющими воздействиями на РПК // Резание и инструмент. - Донецк: ДонГТУ, 1999, - С. 53-60.
- 4 Новоселов Ю.К., Братан С.М., Крылов И.В. Стратегия управления операцией шлифования в автоматизированном производстве // Резание и инструмент. - Донецк: ДонГТУ, 2001. - С. 25-31.

Фокин А.Г.

ДГМА, г.Краматорск, Украина

ИСПОЛЬЗОВАНИЕ ТАБЛИЦ РЕШЕНИЙ В СИСТЕМАХ КОМПЬЮТЕРНОГО ПРОЕКТИРОВАНИЯ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ

The questions of application of the tables of solution are considerate for a creation of the automatic project of technological process of mechanical treatment of parts. The description of tables of solution's structure is given as well as their usage in CAM.

Введение

При автоматизации работ по проектированию технологических процессов механической обработки встаёт проблема ввода в компьютер, сохранения в базе данных и обработки большого количества всевозможных таблиц, содержащих нормативные данные, алгоритмы принятия решений и т. п. Структура этих таблиц самая произвольная, алгоритмы их обработки тоже самые разнообразные. Количество таблиц, используемых в системах автоматизированного проектирования технологических процессов (САПР ТП), может измеряться четырёхзначным числом.

Обработка такого многообразия таблиц стандартными средствами, предоставляемыми системами управления базами данных, затруднительна, требует больших затрат. Это приводит к тому, что обычно предлагаемые на рынке системы реализуются, прежде всего, как системы управления базами данных (СУБД) или информационно-поисковые системы (ИПС). При этом упор делается на то, чтобы предоставить технологу возможность удобно и быстро найти в базе данных необходимую информацию, выбрать из нее интересующие данные и оформить принятые им (технологом) решения. Решения, однако, должен принимать технолог сам: он должен в интерактивном режиме назначить операции, переходы, выбрать оборудование, инструмент. Система только предоставляет для этого затребованную технологом информацию. При этом делается попытка оправдать интерактивный подход к созданию САПР принципиальной невозможностью создания полностью автоматизированной системы.

Проблеме повышения уровня автоматизации создаваемых систем, в своё время были посвящены работы НПО “НИИПТмаш” [1-3].

Целью данной статьи является рассмотрение на примере разрабатываемой системы одного из путей повышения уровня автоматизации и

адаптации к изменяющейся технологической среде САПР ТП – использование таблиц решений.

Основная часть

1. Одной из особенностей разрабатываемой системы является то, что в ней рассматривается не два как обычно в САПР ТП, а три уровня расчленения производственного процесса: операция, установка, переход. Установка – это часть операции, выполняемая при одном и том же креплении детали. Установка является, таким образом, частью операции, границы которой во времени определяются установкой и снятием детали. В то же время, установка расчленяется на несколько переходов: при одном и том же креплении может обрабатываться несколько поверхностей, при этом может меняться инструмент или режимы работы оборудования. Т.е. установка является промежуточным уровнем расчленения производственного процесса между операцией и переходом.

Технологические документы предусматривают расчленение производственного процесса на два уровня: операции и переходы. По традиции все системы автоматизированного проектирования следуют этому же принципу: при проектировании техпроцесса операция также сразу же разбивается на переходы, минуя уровень установки. Установки явно не выделяются. Это не противоречит наличию установочных переходов. При интерактивном режиме формировании техпроцесса такой подход оправдан. Структура системы полностью соответствует структуре выходного документа. Пользователь в интерактивном режиме сразу же формирует структуру выходного технологического документа, как он это делал при ручном проектировании. Однако, автоматизированное проектирование технологии в этом случае затруднительно в связи с огромной сложностью алгоритмов расчленения операции сразу на переходы. Сложность таких алгоритмов, невозможность формализации некоторых решений действительно делает невозможным автоматический синтез технологии.

В рассматриваемой системе, как уже отмечалось, выделяется три уровня расчленения производственного процесса. В соответствии с этими уровнями осуществляется и проектирование техпроцесса. Сначала назначаются операции, которые затем расчленяются на установки. Каждая установка характеризуется содержанием работ, которые будут выполняться в этой установке и перечнем обрабатываемых в установке поверхностей. В совокупности процесс формирования операций и установок в системе носит название формирование маршрута обработки. Возможен как интерактивный режим формирования маршрута, так и автоматический, с использованием так называемых типовых аналогов.

Однако трудоёмкость интерактивного формирования маршрута (до уровня установок) значительно ниже по сравнению с традиционным интерактивным проектированием сразу до уровня переходов. Ведь в этом случае технолог, назначая установку, должен определить только способ установки, содержание работ, выполняемых при этой установке (например, окончательная обработка вращательных базовых поверхностей), определить перечень обрабатываемых поверхностей и задать некоторые параметры. Причем, исходя из вида операции и выбранного содержания работ, система может помочь в формировании перечня поверхностей, подлежащих обработке. Следующим этапом является расчленение установок на переходы. Этот этап поддается формализации и осуществляется полностью в автоматическом режиме.

Как следует из вышеизложенного, при таком подходе удастся автоматизировать значительно большее количество проектных процедур и процедур принятия решения. Поэтапный выбор решения значительно проще, чем прямой выбор.

Если не удастся формализовать (а значит и автоматизировать) всю задачу расчленения операции сразу на переходы, можно формализовать только часть её – расчленение установок на переходы, оставляя этап расчленения операции на установки не автоматизированным. Другими словами, если не удастся автоматизировать целое, то можно автоматизировать хотя бы часть.

Ещё одно преимущество изложенного подхода – возможность представления алгоритмов принятия решений при отдельном проектировании установок и переходов в виде таблиц решений. Построить таблицы решений можно и при прямом проектировании переходов, но объёмы и сложность таких таблиц, наличие “белых пятен” (отсутствие каких-либо решений) делает такие таблицы практически неработоспособными.

2. Второй особенностью системы является наличие аппарата декомпозиции системы. Декомпозиция представляет собой представление системы в виде иерархической структуры: система, подсистема, задача и т. д. Элементами последнего уровня являются элементарные проектные процедуры, значительно более мощные, чем операторы алгоритмического языка, но достаточно простые, чтобы из них могла быть скомпонована любая проектная процедура более высокого уровня сложности. Такими элементарными проектными процедурами являются фреймы – информационные структуры для представления стереотипной ситуации. В системе фреймы называются таблицами решений. Таблица решений объединяет в себе информацию (данные), описание её структуры, а

также методы (правила, алгоритмы) её обработки. Поэтому она представляет собой способ описания алгоритма обработки данных и предназначена для выбора (формирования) одного или нескольких из альтернативных решений. Одним из решений таблицы решений может быть имя или перечень имён других таблиц. Таким образом, с помощью таблиц решений можно создавать более сложные алгоритмы обработки данных. При этом модель предметной области в среде данной системы представляется в виде ориентированного графа – графа решений. Вершинами этого графа являются таблицы решений, а дуги отражают связи между ними и указывают направление связи. Специальное описание графа решений отсутствует, т. к. эта информация содержится непосредственно в самих таблицах решения (в виде ссылок на нижестоящие таблицы).

Таблицы решений доступны для просмотра и изменений, что позволяет оперативно вносить в систему изменения без привлечения программистов: для корректировки таблиц решений не требуется знание языков программирования. Таким образом, сопровождение системы осуществляется непосредственно технологом. На рисунке представлен пример работы утилиты создания простой таблицы решений. Система позволяет отобразить таблицы практически любой иерархической структуры. Как уже сказано, описание структуры таблицы решений хранится в самой таблице.

The screenshot shows the 'fmTable' application window. The title bar reads 'fmTable'. The menu bar includes 'Файл', 'Править', 'АвтоШирина', and 'Выход'. The toolbar contains 'Работа с таблицей', 'Выбор из списка таблиц', 'Смена текущего каталога', and 'Сервис'. The main area displays a table with the following data:

	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14
1		5:S<=	0.1	0.2	0.2	0.3	0.3	0.4	0.5	0.6	0.7	0.8	0.9	*
2		5:1<=												
3	1	5:V	127	105	92.4	84	77	71.9	64	56.7	53	49.9	48.3	45.2
4		0:Z	36.6	49.2	61	72	82	92	112	139	156	172	188	204
5		0:NEP	1.75	0.84	0.92	0.99	1.04	1.09	1.18	1.28	1.35	1.4	1.48	1.5
6	3	5:V	100	85	80	67.2	62	58	51.5	45.2	43	40	37.8	35.7
7		0:Z	108	147	183	215	248	278	336	417	468	517	565	612
8		0:NEP	1.86	2.0	2.4	2.48	2.5	2.65	2.86	3.0	3.15	3.4	3.5	3.6

The status bar at the bottom contains buttons: 'Создать', 'Открыть', 'Сохранить', 'Копировать', 'Проверка', and 'Печать'.

Рисунок 1 – Пример таблицы решений

В общем случае таблица состоит из головки, боковика и ядра. Ядро таблицы – это сетка, состоящая из логических строк и столбцов, на пересечении которых находится ячейка, содержащая одно логическое решение. Головка и боковик (один из этих элементов может отсутствовать) предназначены для выбора решения. Могут иметь многоуровневую структуру. Головка определяет столбец, а боковик – строку решения. В начале разработки был реализован вариант выбора решения в головке или боковике путём определения логических выражений. Однако практика показала, что пользователю (технологу) гораздо проще работать с логикой выбора, представленной в табличном виде, используя операции сравнения. Да и наглядность представления в этом случае значительно выше. Поэтому в дальнейшем от использования логических выражений пришлось отказаться. Взамен значительно расширен спектр операций сравнения. Например, введены операции “входит в интервал”, “существует” и т. п. Логическое решение может быть составным и содержать несколько простых решений. Так, в примере на рисунке решением таблицы является выбор скорости резания (V), усилия резания (Z) и эффективной мощности (NEP) в зависимости от подачи (S) и глубины резания (T) для конкретного материала (стали).

Информация в таблицах может быть представлена как непосредственно в виде данных (как на рисунке), так и посредством выражений для определения необходимых значений. При этом в системе имеется ряд встроенных функций для выполнения некоторых стандартных процедур. Примером такой процедуры является корректировка рассчитанных значений режимов резания паспортными данными станка.

Разработан мощный аппарат создания и сопровождения базы таблиц решений. Этот аппарат включает средства описания структуры таблицы, её заполнения и тестирования. Учитывая огромное количество разнообразных таблиц, имеющих сложную структуру и взаимосвязи друг с другом, средства тестирования базы таблиц решений имеют огромное значение.

Выводы

1. Выделение такого уровня расчленения производственного процесса как “установка” позволило резко упростить алгоритмы формирования технологического процесса, представить их в виде таблиц решений, существенно повысить уровень автоматизации системы автоматизированного проектирования технологических процессов.

2. Использование в системе специальных конструкций – таблиц решений даёт возможность вынести алгоритмы обработки информации

из программного обеспечения, создать базу технологических знаний, полностью контролируруемую непосредственным пользователем системы – технологом. Это, в свою очередь обеспечивает системе высокую приспособляемость к изменяющейся технологической среде, позволяет переносить в базу знаний и аккумулировать субъективные знания технолога, что способствует также повышению уровня автоматизации системы.

3. Реализация этих решений позволила создать систему с высокой степенью автоматизации. Решения по назначению переходов, выбору оборудования и технологической оснастки принимает система, автоматически определяя при этом режимы резания и осуществляя техническое нормирование. В интерактивном режиме осуществляется только формирование маршрута (операций и установок). Для деталей типа “тела вращения” а также некоторых других классов система осуществляет также и автоматическое назначение маршрута: технологу предлагается готовое решение. Он может его полностью принять или внести в него какие-то свои коррективы. Причем, класс деталей, для которых маршрут назначается автоматически можно постоянно расширять, создавая соответствующие таблицы решений.

Система разрабатывается совместно со специалистами ОАО КЗТС. В настоящее время она внедряется на этом предприятии. Наполнение базы знаний осуществляется непосредственно технологами, которые в дальнейшем и будут эксплуатировать систему.

Литература

1. Фокин А. Г. Система математического обеспечения автоматизированной разработки алгоритмов (СМО АРАЛ) //В сб. Конструкторско-технологическая информатика, автоматизированное создание машин и технологий. –М.: 1989. с.233-235.

2. Фокин А. Г. Формализованное представление знаний в САПР технологий //В сб. Компьютерная технология проектирования в тяжелом машиностроении. Краматорск, НПО “НИПТмаш” – 1990. с.51-58.

3. Фокин А. Г., Шипицына Л.И. Система управления базой знаний САПР технологических процессов //В сб. Компьютерная технология проектирования в тяжелом машиностроении. Краматорск, НПО “НИПТмаш” – 1990. с.59-65.

ОГЛАВЛЕНИЕ

РАЗДЕЛ 1 Процессы механической обработки и надежность инструмента

- Равская Н.С., Николаенко Т.П., Мельничук Л.С.* Общая теория определения геометрических параметров инструмента 3
- Гузенко В.С.* Подход к формированию методологии создания системы сборных режущих инструментов 12
- Мироненко Е. В., Марчук Е.В., Амаліцкий С.А.* Гибкая модульная оснастка для специальных фрезерно-расточных станков 18
- Лупкин Б.В., Мамлюк О.В., Родин Р.П.* Формообразование секторов зубчатых колес внутреннего зацепления 23
- Клименко Г.П., Васильченко Я.В., Ткаченко Н.А.* Определение ограничений на режимы резания при оптимизации регламентов эксплуатации инструмента на тяжелых станках 29
- Казакова Т.В., Мироненко Е.В., Марчук Е.В.* Прогнозирования структуры отказов сборных модульных резцов для станков с ЧПУ 36
- Верещака А.С.* Износостойкие покрытия для инструмента, предназначенного для прерывистого резания 41
- Гах В.М.* Выбор рациональной марки твердых сплавов для обработки коррозионно-стойких сталей 51
- Таращанский М. Т.* Определение величины искажения режущей кромки анизотропного отрезного круга 58

РАЗДЕЛ 2 Качество и надежность металлорежущего оборудования

- Бабин О.Ф., Ковалев В.Д.* Динамическая устойчивость направляющих тяжелых станков 62

<i>Донченко Е.И., Сердюк А.А., Гузенко В.С.</i> Вихретоковый преобразователь виброперемещений с автонастройкой для диагностирования станков	68
<i>Данильченко Ю.М.</i> Віброактивність швидкохідних прецизійних шпиндельних вузлів на опорах кочення	73
<i>Дрыга А.И.</i> Контроль процесса вибростабилизирующей обработки по энергетическим параметрам с целью повышения качества изготовления корпусных деталей тяжелых токарных станков	79
<i>Воронін С.М., Загудаєв В.В., Пономарьов Л.Д., Баулина Т.В.</i> Інформаційно-інтегрована система керування верстатобудівним підприємством	84
<i>Маковецкий А.В. , Чередниченко В.И. Маковецкий В.В.</i> Приемы ротационной формовки и математическая модель оборудования	90
<i>Воронін С.М., Баулина Т.В., Пономарьов Л.Д.</i> Підвищення конкурентоспроможності верстатобудівного підприємства на сучасних умовах	96
<i>Павленко І.І., Охремчук М.О.</i> Дослідження сумарних сил затиску призматичного захватного пристрою промислового робота	101
РАЗДЕЛ 3 Технология машиностроения	
<i>Афтаназів І., Юрчишин І., Клименко О.</i> Вплив технологічних параметрів процесу ВВЗК на чистоту зміцненої бокової поверхні зубів	106
<i>Колот Л.П., Павленко А.В.</i> Совершенствование методов контроля нежестких тел вращения	119
<i>Гурей І.В.</i> Поверхневе зміцнення деталей технологічного оснащення	124
<i>С.Г. Онищук, А.А. Жижев, В.Т. Саункін</i> Удосконалення технології виготовлення великомодульних зубчатих коліс	129
<i>В.А. Фадеев</i> Теоретическое обоснование взаимосвязи точности, шероховатости и производительности при механической обработке	134

<i>Мовшович А.Я., Спицкий А.Н., Бер В.И.</i> Исследование процессов пластической деформации при горячей резке толстолистового металла	141
<i>Ковалевская Е.С.</i> Проектирование технологических процессов с использованием сетей с однородной структурой	146
<i>Искрицкий В. М., Водолазская Н. В., Водолазская Е. Г.</i> Влияние параметров трения в элементах технологической сборочной системы «редкоударный гайковёрт - резьбовое соединение» на их нагружение	151
РАЗДЕЛ 4 Моделирование и оптимизация элементов технологической системы	
<i>Гузенко В.С., Миранцов С.Л., Хорошайло В.В., Бондаренко Д.В.</i> Моделирование колебаний сборных тяжело-нагруженных резцов с учетом процесса резания	159
<i>Гутыря С.С., Витренко В.А.</i> Изготовление квазигиперболоидного колеса при помощи цилиндрического обкатного инструмента	165
<i>Гордеев А.С., Арпентьев Б.М.</i> Полигармоническая модель качества механической обработки	171
<i>Рогов В.А., Соловьев В.В.</i> Динамическая модель режущего узла резца с демпфированием	177
<i>Покинтелица Н.И., Клименко Ю.В., Ковалев Ю.Г.</i> Методика определения напряжений, возникающих в пиле трения при электрофрикционной разрезке металлов	181
<i>Єнікєєв О.Ф., Суботін О.В., Щербак Л.М., Яровий Р.О.</i> Оптимізація технологічного процесу виправлення шліфувального круга на металевих зв'язках	186
<i>Фокин А.Г.</i> Использование таблиц решений в системах компьютерного проектирования технологических процессов механической обработки	195

**НАДІЙНІСТЬ ІНСТРУМЕНТУ
ТА ОПТИМІЗАЦІЯ ТЕХНОЛОГІЧНИХ СИСТЕМ**

Збірник наукових праць
Випуск №14

Наукове видання

Постанова президії ВАК України
від 9 червня 1999 р., №1–05/7
Рішення вченої ради ДДМА, протокол № 3 від 20.11.2003.

Комп'ютерна верстка:
Андронов А.Ю., Гаков С.О., Ткаченко М.А., Бондаренко Д.В.

Підписано до друку 16.12.2003. Формат 60x84¹/₁₆.
Друк ризографічний. Умовно друкованих аркушів 14,5.
Тираж 100 прим. Замовлення № 313

Донбаська державна машинобудівна академія
Україна, 84913, Донецька обл.,
м. Краматорськ, вул. Шкадінова, 72