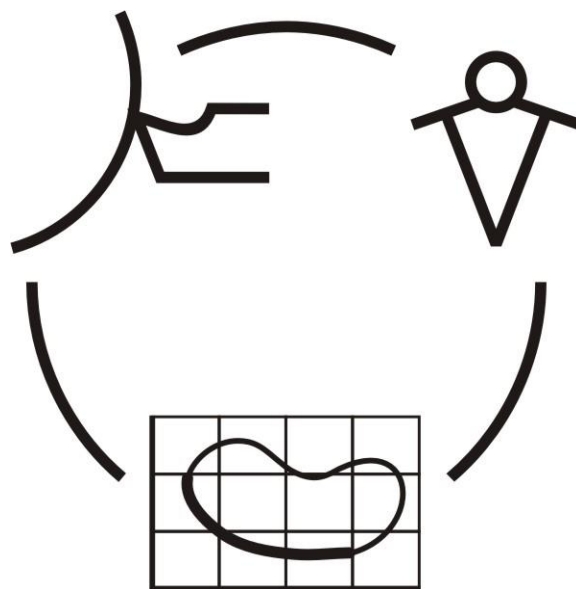


Міністерство освіти і науки України
Донбаська державна машинобудівна академія

**НАДІЙНІСТЬ ІНСТРУМЕНТУ
ТА
ОПТИМІЗАЦІЯ ТЕХНОЛОГІЧНИХ СИСТЕМ**

Збірник наукових праць
Випуск 34



КРАМАТОРСЬК 2014

УДК 621.9: 658.3: 658.5: 519.8

**НАДЕЖНОСТЬ ИНСТРУМЕНТА
И ОПТИМИЗАЦИЯ
ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ СИСТЕМ**

Сборник научных работ

Выпуск 34 – 2014

Основатель

Донбасская государственная
машиностроительная академия

Свидетельство

про государственную регистрацию

серия КВ 15277-3849Р

от 30.04.2009

**НАДІЙНІСТЬ ІНСТРУМЕНТУ
ТА ОПТИМІЗАЦІЯ
ТЕХНОЛОГІЧНИХ СИСТЕМ**

Збірник наукових праць

Випуск 34- 2014

Засновник

Донбаська державна
машинобудівна академія

Свідоцтво

про державну реєстрацію

серія КВ 15277-3849Р

від 30.04.2009

Надежность инструмента и оптимизация технологических систем. Сборник научных трудов. – Краматорск, вып. №34, 2014. – 204 с.

Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Збірник наукових праць. – Краматорськ, вип. №34, 2014. – 204 с.

Reliability of the tool and optimisation of technological systems. Collection of of science papers. - Kramatorsk, №34, 2014. – 204 p.

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

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

ISSN 2222-9000

© Донбасская государственная машиностроительная академия, 2014

© Донбаська державна машинобудівна академія, 2014

© Donbass State Engineering Academy, 2014

РОЗДІЛ 1 ПРОЦЕСИ ТА ІНСТРУМЕНТИ МЕХАНООБРОБКИ

УДК 621.9.6.

Якубов Ч.Ф., Ваниев Э.Р., Майданюк С.В.

РВУЗ "Крымский инженерно-педагогический университет"

Кафедра технологии машиностроения, г. Симферополь.

НТУУ "КПИ", г. Киев, Украина

eldar_v@rambler.ru, may_sv@i.ua

МОДЕЛИРОВАНИЕ ШЕРОХОВАТОСТИ ПОВЕРХНОСТИ ПРИ ФРЕЗЕРОВАНИИ СТАЛИ 12X18H10T ПРИ ИСПОЛЬЗОВАНИИ РАЗЛИЧНЫХ СОТС

Введение

Шероховатость обработанной поверхности можно представить, как след рабочего движения режущей кромки (кромки) инструмента при снятии им поверхностного слоя металла (регулярный профиль), искаженного в результате воздействия в процессе резания множеством случайных факторов. Факторы, которые вызывают отклонение реальной шероховатости поверхности от регулярного профиля, условно могут быть представлены тремя группами, а именно, связанными с положением режущей кромки инструмента относительно обработанной поверхности, упругой и пластической деформацией обрабатываемого материала и возникновением вибраций в технологической станочной системе [1].

Для заданных обрабатываемого и инструментального материалов, заданного инструмента и его геометрии основными факторами, определяющими шероховатость поверхности являются режимы резания и технологическая среда, в присутствии которой происходит процесс. В данной статье рассматривается процесс цилиндрического фрезерования стали 12X18H10T быстрорежущим инструментом.

Как каждый процесс резания процесс фрезерования сопровождается явлениями пластической деформации, вибрациями, трением в зоне резания, наростообразованием и др., явлениями, что является причиной искажения регулярного (расчетного) профиля неровностей.

В работе [1,2] отмечается, что наростообразование резко ухудшает шероховатость поверхности из-за неустойчивого состояния нароста, которое во многом зависит от свойств обрабатываемого материала и условий резания. Условия резания, для определенных обрабатываемого и инструментального материалов, а также инструмента и воспроизводимого им вида обработки на станке, главным образом, определяются режимами резания и смазочно-охлаждающей технологической средой (СОТС). Режимы резания при фрезеровании цилиндрической фрезой характеризуются скоростью резания, подачей на зуб, шириной фрезерования и глубиной.

Влияние скорости резания на высоту микронеровностей в зависимости склонности материала к наростообразованию влияет по-разному [1,2]. При обработке материалов несклонных к образованию нароста высота микронеровностей с повышением скорости уменьшается. Если же материалы склонны к наростообразованию, к которым относится и сталь аустенитного класса 12X18H10T, высота неровностей напрямую зависит от высоты нароста [2]. В этом случае при увеличении скорости резания до определенного значения высота нароста растет и соответственно растет и высота микронеровностей, достигая максимума при наибольшем значении высоты нароста. С дальнейшим повышением скорости резания нарост уменьшается, уменьшается и высота неровностей. При скорости, когда нарост исчезает, с дальнейшим её увеличением высота неровностей непрерывно уменьшается [2]. Вместе с тем работе [3] отмечается, что при точении стали 12X18H10T после исчезновения нароста, дальнейшее увеличение скорости мало сказывается на

изменении шероховатости обработанной поверхности. В этой же работе отмечается, что при фрезеровании сталей этого класса изменение скорости резания в диапазоне от 20 м/мин до 50 м/мин оказывает незначительное влияние на шероховатость поверхности.

Влияние подачи на шероховатость поверхности носит сложный характер. Объясняется это тем, что с её уменьшением, уменьшается толщина среза, а радиус округления режущей кромки оказывается соизмеримым с толщиной среза. Процесс стружкообразования в этих условиях становится неустойчивым, вследствие чего возрастают силы трения на задней поверхности и высота неровностей.

С общих позиций теории резания глубина (ширина срезаемого слоя) не оказывает существенного влияния на высоту неровностей [2].

Следует отметить, что исследования влияния каждого из параметров режима резания (V , S , t , B) на шероховатость поверхности проводилось при изменении одного из них и фиксации остальных. Вместе с тем, установлено [5] их взаимовлияние на характеристики процесса резания.

Шероховатость поверхности зависит также и от схемы резания при фрезеровании. При схеме попутного фрезерования, повышается стойкость инструмента и уменьшается шероховатость обработанной поверхности [3].

Износ инструмента в большинстве случаев также приводит к возрастанию высоты микронеровностей, что связывают с увеличением коэффициента, трения на задней поверхности и пластических деформаций металла при его контакте с фаской износа на задней поверхности [1,2].

Применение различных СОТС рассматривается в резании металлов как фактор уменьшающий шероховатость поверхности. Однако степень влияния различных СОТС в том числе и растительных масел не установлена при фрезеровании стали 12X18H10.

Постановка задачи исследований

Проведенный анализ исследований влияния различных факторов на процесс фрезерования показал, что эти исследования проводились на основе однофакторных экспериментов, которые не позволяют установить взаимное влияния исследуемых факторов на значение параметров процесса резания для различных видов обработки. Вместе с тем современные методы моделирования позволяют устанавливать это взаимовлияние [7].

Исследований взаимного влияния режимов резания в присутствии различных технологических сред на шероховатость поверхности при фрезеровании стали 12X18H10T цилиндрическими фрезами из быстрорежущей стали не выявлено. В этой связи определение взаимного влияния режимных параметров на высоту микронеровностей в условиях использования различных СОТС при цилиндрическом фрезеровании стали 12X18H10T является актуальной задачей, которая впервые рассматривается в данной работе.

Цель исследований

Целью исследований является построение моделей для определения шероховатости поверхности при цилиндрическом фрезеровании стали 12X18H10T быстрорежущим инструментом в присутствии различных СОТС на основе моделирования шероховатости в зависимости от режимов резания.

Методика проведения исследований

Методика проведения исследований предусматривает моделирование шероховатости при обработке стали 12X18H10T цилиндрическими фрезами по экспериментальным данным в присутствии различных СОТС в принятом диапазоне изменения режимов резания.

Построение моделей в виде функции $Ra=f(V,S,t)$ проводилось с использованием одного из методов эвристической самоорганизации упрощенного метода группового учета аргумента [5,6].

Этот метод нашел широкое применение в исследовании и прогнозировании сложных естественных систем. В этом случае данными для получения моделей служат результаты экспериментальных данных или производственных наблюдений в рассматриваемых пределах изменений выбранных контролируемых переменных, определяемых изучаемый процесс. Он представляет собой соединение регрессионного анализа и методов регуляризации, и предназначен для прямого моделирования сложных систем по небольшому числу экспериментальных данных (5-6 экспериментов на одну переменную). Путем использования поэтапного усложнения комбинаций пороговых самоотборов (эвристических критериев) лучших из них в алгоритмах МГУА реализуется схема массовой селекции. В отличие от других методов моделирования по экспериментальным данным, этот метод обеспечивает получение моделей, вид и структура функций которых неизвестна.

В ряде исследований [7,8,9] отмечается, что эффективность использования СОТС зависит от её правильного выбора, который при том или другом виде обработки в большой степени зависит от режимов резания, как определяющих условия её применения для исследуемых обрабатываемого и инструментального материалов. Поэтому моделирование влияния режимов резания проводилось в присутствии следующих технологических сред И-20А, МР-99, рапсового, касторового масла, а также при сухой обработке.

В качестве контролируемых переменных при моделировании шероховатости в присутствии каждой из СОТС были выбраны:

- скорость резания - V , м/мин;
- подача на зуб - S_z , мм/об;
- глубина резания - t , мм.

Шероховатость поверхности в процессе эксперимента измерялось на трех образцах, каждый из которых обрабатывался фрезой, зубья которой имели фаску износа по задней поверхности $h_z=0,3$ мм. при попутном фрезеровании.

Шероховатость оценивалась средним арифметическим отклонением точек профиля на различных участках каждого из образцов.

В экспериментах принимали участие фрезы цельные дисковые с разнонаправленными зубьями из быстрорежущей стали Р6М5 шириной 14мм. Обработка образцов из стали 12Х18Н10Т шириной 10мм проводилась двумя зубьями (1-м и 8-м) из четырнадцати зубьев фрезы.

Подача СОТС осуществлялась в зону резания по задней поверхности зуба фрезы при помощи устройстве фирмы Noga "Minicool", предназначенного для реализации технологии минимальной смазки.

Измерение шероховатости производилось модернизированным профилометром модели 296 [10].

Моделирование шероховатости обработанной поверхности

Моделирование шероховатости обработанной поверхности проводилось в масштабном пространстве исходных данных \bar{x} , \bar{lnx} : Выходной параметр шероховатости поверхности - в пространстве lny . Информационная матрица экспериментальные данные реализовывалась по статическому плану, который для каждой из исследуемых технологических сред состояли из 20 опытов, где каждый из режимных параметров варьировался на пяти уровнях. План охватывал всю область варьирования.

Границы изменения параметров режимов резания приведены в табл.1.

Таблица 1.

Границы изменения переменных		
Параметры	Пределы изменения	
	Верхний	Нижний
V, м/мин (X_1)	50	28
Sz, мм/зуб (X_2)	0,1	0,3
t, мм (X_3)	0,4	2,0

Задача построения моделей с использованием упрощенного алгоритма МГУА сводилась к определению функции.

$$M(\ln y / \bar{X}, \ln \bar{X}, \bar{\theta}) = F(\bar{X}, \ln \bar{X}, \bar{\theta}), \quad (1)$$

где $M(\ln y / \bar{X}, \ln \bar{X}, \bar{\theta})$ - математическое ожидание средней величины $\ln y$:

$F(\bar{X}, \ln \bar{X}, \bar{\theta})$ - неизвестный по виду и структуре оператор (функциональная связь);

$\bar{\theta} = (\theta_0, \theta_1, \theta_2, \dots, \theta_m)$ - неизвестный вектор оцениваемых параметров.

Классом функций, внутри которого синтезировалась модель, был выбран класс степенных номиналов.

Исследования проводились приработанным инструментом при $Sz=0,15$ мм/зуб; $t=0,5$ мм и скорости приработки $V_{пр}=12,5$ м/мин, при которых наблюдалось образование вторичных упроченных слоев на контактных поверхностях инструмента.

В результате обработки экспериментальных данных были получены следующие модели адекватно описывающие шероховатость обработанной поверхности:

- сухая обработка (относительная ошибка – 8%);

$$\ln R_a = 1,1 + 6,19 \cdot 10^{-2} \cdot V_c \cdot t + 3,45 \cdot 10^{-3} \cdot S_z \cdot \ln S_z \cdot V_c^2 \cdot t^2 + 6,7 \cdot 10^{-4} \cdot t^2 \cdot \ln V_c \cdot V_c + 2,15 \cdot S_z \cdot t \quad (2)$$

- рапсовое масло (относительная ошибка – 18%);

$$\ln R_a = -0,78 + 1,18 \cdot 10^{-1} \cdot V_c \cdot S_z + 1,3 \cdot 10^{-4} \cdot V_c^3 \cdot \ln t \cdot S_z^2 \quad (3)$$

- И-20А (относительная ошибка – 12%);

$$\ln R_a = 1,97 + 5,87 \cdot S_z \cdot \ln t - 4,098 \cdot 10^{-1} \cdot V_c \cdot S_z^2 \ln t \quad (4)$$

- касторовое масло (относительная ошибка – 9%);

$$\ln R_a = -0,51 + 2,44 \cdot S_z \cdot t - 9,6 \cdot 10^{-2} \cdot V_c \cdot S_z^3 \cdot t^2 \quad (5)$$

- МР-99 (относительная ошибка – 23%);

$$\ln R_a = 1,59 - 5,76 \cdot 10^{-1} \cdot V_c \cdot S_z + 4,21 \cdot 10^{-2} \cdot S_z^2 \cdot V_c^2 + 6,27 \cdot 10^{-5} \cdot \ln t \cdot S_z^5 \cdot V_c^4 \quad (6)$$

Анализ структур полученных моделей (3.1, ..., 3.5) в виде зависимостей шероховатости от режимов фрезерования с использованием каждой из исследуемых технологических сред показывает, что на шероховатость обработанной поверхности оказывают влияние во взаимосвязи друг с другом исследуемые параметры режимов резания.

Вместе с тем, не зависимо от среды, в присутствии которой были получены модели, описывающие шероховатость поверхности в пределах исследуемых переменных, большое влияние на R_a оказывает глубина резания t .

Однако, в работах [1,2] отмечается, что глубина резания на высоту неровностей обработанной поверхности не оказывает значительного влияния.

Такое противоречие о установившемся в теории резания представлении влиянии глубины резания на шероховатость поверхности может быть объяснено с одной стороны тем, что исследования по взаимосвязанному влиянию режимов резания приработанным инструментом с использованием различных сред ранее не проводилось. Это влияние глубины резания при фрезеровании таким инструментом может являться результатом изменения физико-механических свойств контактируемых поверхностей за счет образования упрочненных вторичных структур на трущихся поверхностях в результате приработки резанием. Это влияние глубины резания на шероховатость поверхности может также объясняться и различным силовым нагружением. Так в работах [1,2] отмечается взаимосвязанное влияние на усилия резания глубины и подачи на зуб. При этом глубина резания оказывает большее влияние, нежели подача на зуб.

Изменение силового нагружения, в свою очередь, оказывает влияние на все явления, сопровождающие процесс резания для любого вида обработки и определяет интенсивность этих явлений, в том числе, и на значение шероховатости поверхности.

В результате получены модели адекватно описывающие шероховатость обработанной поверхности, по которым может быть определена степень влияния каждого и параметров режима резания.

Выводы

Впервые при моделировании основных характеристик процесса фрезерования стали 12Х18Н10Т фрезами из быстрорежущей стали был использован алгоритм МГУА, обеспечивающий синтез моделей по не большому количеству экспериментальных данных, в выбранных пределах изменения исследуемых переменных.

Показано, что влияние режимных параметров на образование микронеровностей проявляется в их тесной взаимосвязи. Их взаимное влияние по-разному проявляется в зависимости используемых СОТС для заданных обрабатываемого и инструментального материалов.

Перечень источников литературы: 1. Теория резания: учебник/ П.И. Ящерицын, Е.З. Фельдштейн, М.А. Корниевич - Минск: ООО "Новое знание", 2007. С 241-246. 2. Основи теорії різання матеріалів: підручник / М.П. Мазур, Ю.М. Внуков, В.Л. Доброскок, В.О. Залого, Ю.К. Новосолов, Ф.І. Якубов - Львів: Новий світ - 2000, 2010 - С 283-287. 3. Обработка резанием высокопрочных коррозионностойких и жаропрочных сталей / [коллектив авторов]; под ред. П.Г. Петрухи. - М: Машиностроение, 1980, - 165 с. 4. Обрабатываемость резанием жаропрочных и титановых сплавов / В.Л. Кривоухов, С.В. Егоров, Б.Е. Бруштейн и др. М.: Машгиз, 1961, - 240 с. 5. Монолитные твердосплавные концевые фрезы / П.Р. Родин, Н.С. Равская, А.И. Касьянов, К: Вища школа, 1985 - 64 с. 6. Системы эвристической самоорганизации в технической кибернетике / А.Г. Ивахненко. - К: Техніка, 1971, - 268 с. 7. Ивкович Б. Трибология резания (смазывающе-охлаждающие жидкости) / Б. Ивкович; Под ред. П.И. Ящерицына. - Мн.: Наука и техника, 1982. - 144с. 8. Технологические свойства СОЖ для обработки металлов резанием / Под ред. М.И. Клушина. - М.: Машиностроение, 1992. - 270 с. 9. Смазочно-охлаждающие технологические средства и их применение при обработке резанием: Справочник / Л.В. Худобин, А.П. Бабичев, Е.М. Булыжев и др. / Под общ. ред. Л.В. Худобина. - М.: Машиностроение, 2006. - 544 с. 10. Модуль для вимірювання фасонних профілів / С.В. Майданюк, О.А. Плівак, Р.А. Бекмуратов // Вісник Житомирського державного технологічного університету. Житомир 2007, - Вип II (47).

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

МОДЕЛИРОВАНИЕ ШЕРОХОВАТОСТИ ПОВЕРХНОСТИ ПРИ ФРЕЗЕРОВАНИИ СТАЛИ 12X18H10T ПРИ ИСПОЛЬЗОВАНИИ РАЗЛИЧНЫХ СОТС

Якубов Ч.Ф., Ваниев Э.Р., Майданюк С.В.

В работе рассмотрены особенности моделирования шероховатости обработанной поверхности при цилиндрическом фрезеровании стали 12X18H10T в присутствии рапсового и касторового масел, И-20, МР-09 и при сухой обработке, на основе использования алгоритмов МГУА. Для каждой из этих сред построены модели в виде зависимостей $Ra = f(V, Sz, t)$, адекватно описывающие изучаемый процесс. Показано на моделях взаимное влияние режимных параметров на образование шероховатости поверхности, которое проявляется по-разному в зависимости от применяемой СОТС.

МОДЕЛЮВАННЯ ШОРСТКОСТІ ПОВЕРХНІ ПРИ ФРЕЗЕРУВАННІ СТАЛІ 12X18H10T ПРИ ВИКОРИСТАННІ РІЗНИХ СОТС

Якубов Ч.Ф., Ванієв Е.Р., Майданюк С.В.

В роботі розглянуті особливості моделювання шорсткості обробленої поверхні при циліндричному фрезеруванні сталі 12X18H10T в присутності рапсового та касторового масел, И -20, МР-09 та при сухій обробці, на основі застосування алгоритмів МГВА. Для кожного з цих середовищ побудовані моделі у вигляді $Ra = f(V, Sz, t)$, що адекватно описують процес, який вивчається. Показано на моделях взаємний вплив режимних параметрів на утворення шорсткості поверхні, котрий проявляється по-різному в залежності від застосовуваної СОТС.

DESIGN OF ROUGHNESS OF SURFACE AT MILLING STEEL 12X18H10 TAT THE USE OF DIFFERENT LUBRICANT-COOLING AGENT

Якубов Ч., Ваниев Э., Maidaniuk S.

The features of mathematical simulation of roughness of the treated surface are in-process considered at the cylindrical milling 12X18H10T became in presence rape and castor oil, И- 20, МР- 09 and at dry treatment, on the basis of the use of algorithms of method of group account of arguments. For each of these environments models are built as dependences , adequately describing the studied process. The cross-coupling of regime parameters is shown on models on formation of roughness of surface, which shows up variously depending on applied lubricant-cooling agent.

Ключевые слова: Моделирование, фрезерование, режим резания, шероховатость, смазочно-охлаждающее технологическое средство, быстрорежущая сталь

Ключові слова: Моделювання, фрезерування, режим різання, шорсткість, мастильно-охолодний технологічний засіб, швидкорізальна сталь

Keywords: Mathematical simulation, milling, cutting parameters, roughness, lubricant-cooling agent, high-speed steel

Дата надходження статті: 24 квітня 2013 р.

УДК 621.9.021

Ступницький В.В.

Національний університет «Львівська політехніка», м.Львів, Україна

СИСТЕМА АВТОМАТИЗОВАНОГО ФОРМОУТВОРЕННЯ ДЕТАЛЕЙ НА ОСНОВІ ІМІТАЦІЙНОГО РЕОЛОГІЧНОГО МОДЕЛЮВАННЯ ПРОЦЕСУ РІЗАННЯ

Вступ

Якість і технічний рівень машин забезпечуються усіма етапами їх виготовлення – від дизайну та інженерних розрахунків до складання та випробування, але найбільшою мірою на якість впливає технологія виготовлення деталей машин.

Поняття якості деталей є комплексним, що охоплює розмірну точність поверхонь, точність їх форми та взаємного розташування, ступінь зміцнення, знак і глибину залягання внутрішніх напружень в поверхневих шарах, їх структуру і текстуру тощо. Ці показники та параметри формуються поступово протягом усього технологічного процесу, на окремих його операціях від заготівельних до викінчувальних шляхом цілеспрямованої технологічної дії в лезовому, абразивному обробленні та зміцненні. Оптимально спроектований технологічний процес повинен забезпечувати задані технічними умовами показники якості при мінімальних виробничих витратах. Проте, внаслідок багатоваріантності засобів виробництва, їх параметричної, структурної, конструкторсько-технічної неоднозначності, вирішення цих задач в реальних умовах вимагає дуже високого рівня математичного описання і високої достовірності вихідних даних, тому в більшості випадків прийняті рішення далекі від оптимальних.

У наш час вимоги до конструкцій і технології висуваються з урахуванням умов роботи деталей в процесі експлуатації машин, зокрема, характеру руху поверхонь в спряженнях, виду тертя, контактного тиску, напружень у з'єднаннях під навантаженням. Для вирішення цієї задачі розроблені автоматизовані системи проектування та інженерних розрахунків, системами автоматизованого програмування та виготовлення деталей на верстатах з ЧПК. Це системно інтегровані комп'ютеризовані програмні продукти, т. зв. CAD/CAE/CAPP/CAM - системи («Дизайну»/«Інженерних розрахунків»/«Програмування операцій для обладнання з ЧПК»/«Автоматизованого оброблення-виготовлення деталей»). Інтегрування окремих підсистем в єдину комплексно-автоматизовану систему технологічної підготовки автоматизованого виробництва (ICAM) дає змогу здійснювати конструкторське і технологічне проектування виробів одночасно з плануванням їх виготовлення і технічного супроводу в процесі експлуатації - т. зв системи «паралельного інжинірингу», або «паралельного проектування» [4]. Завдяки такому об'єднанню систем скорочуються строки освоєння нових видів продукції, забезпечується мобільність у зміні поколінь техніки, гнучкість виробництва відповідно до потреб ринку продукції, а одночасно з цим досягається висока якість і ефективність наукових досліджень, інженерного проектування, конструювання та технологічних процесів виготовлення машин.

Проте у більшості випадків задачі в підсистемах ICAM (вибору просторової структури виробів, інженерних розрахунків конструкції, методів формоутворення, складу і послідовності операцій обробки тощо) вирішуються відокремлено від інших. У них відсутні єдині бази даних і прийнятих рішень, можливість координування та розподілення єдиного інформаційного середовища, одночасного обміну і використання результатів з ранніх стадій проектування фахівцями з різних галузей, ці системи мають обмежену координацію і взаємоузгодження функцій. Іншими словами, ці системи не у повній мірі використовують їх фактичний інструментарій, математичний та імітаційний потенціал, у них закладені ще не використані у повній мірі можливості для подальшого поглиблення, удосконалення і підвищення ефективності їх функціонування.

Постановка задачі

Виходячи з такого стану була поставлена задача розроблення удосконаленої системи ICAM, що реалізує наскрізний зв'язок із її підсистемами для вибору таких варіантів технології оброблення, які б забезпечили необхідні параметри якості поверхонь з умов їх роботи в машині.

Основна частина

Для подолання вказаних недоліків існуючих систем і досягнення цієї мети розроблено автоматизовану систему формоутворення поверхонь деталей («CAF-C»), яка базується на засадах паралельного інжинірингу та удосконалює методологію функціонально - орієнтованого технологічного проектування [3,5]. В основу концепції даної системи покладено інтеграцію окремих підсистем ICAM на основі рекурентних зв'язків між ними в єдиних уніфікованих форматах та прототипах репозиторію даних. Проектування технології обробки поверхні здійснюється на основі структурної і параметричної оптимізації методу оброблення і технологічного переходу з урахуванням вимог до утвореної поверхні, виходячи з умов її експлуатації та функціонування в машині.

Базовими програмними продуктами в розробленій CAF-C є багатоцільові програмні комплекси, що функціонують методами скінчених елементів (DEFORM-3D, AdvantEdge, Abaqus, LS-DYNA). На основі закладених у них можливостей для вирішення тривимірних динамічних нелінійних задач механіки деформованого твердого тіла в CAF-C реалізовано імітаційні реологічні моделі основних технологічних методів оброблення поверхні різанням.

На відміну від реологічних моделей, які використовують в інженерних розрахунках, у даному випадку об'єктом досліджень є деформування і руйнування матеріалу заготовки під навантаженням тілом, що має параметри різального клина інструменту. Крихке або пластичне руйнування ототожнюється з плоским зсувом, з імітуванням внутрішньої структури матеріалу припуску, який зазнав пластичного деформування. Кінематика структурної моделі відповідає певному методу обробки та здійснюється з відповідними робочими режимами – глибиною різання, швидкістю і подачею. Використовуються аналітично-прикладні програми, що описують вплив структури та параметрів процесу різання на закономірності формування параметрів точності, термічно-деформаційних, мікрогеометричних, структурних та фазових параметрів оброблюваних поверхонь і на основні кваліметричні показники поверхні. Результати моделювання дають повну інформацію про внутрішнє тертя, в'язкість, адгезію на поверхнях контакту, інтенсивність зсуву, вплив кінематики, робочих режимів та параметрів різального клину інструменту на макро- та мікрогеометричні відхилення оброблюваної поверхні, її структуру, напружений та фазовий стан, статичні і динамічні параметри термічних, деформаційних, силових процесів під час різання [12]. За результатами імітації процесу, з допомогою комплексу аналітичних і прикладних програм вибирають такі параметри технології, які забезпечують досягнення заданих показників якості поверхні, при цьому варіювати можна вибором того чи іншого методу обробки з відповідною кінематикою, геометрією різальних інструментів та інструментальним матеріалом, швидкістю, глибиною різання та подачею.

Вихідними даними для роботи у CAF-системі є:

- CAD-система, з якої отримується 2D або 3D модель деталі для нанесення лагранжевої або ейлерової сітки на поверхні;
- вихідна інформація з попередньої системи передається в CAPP-систему, в якій визначається метод обробки;
- режими різання, джерело надходження інформації – CAPP-система;
- будова різального клину інструменту, його матеріал та геометрія;
- міцнісні, фізико-механічні, теплофізичні характеристики оброблюваного матеріалу;
- моделі зношування леза інструменту та динаміки наростування;
- похибка збіжності результатів моделювання по силовому вектору, вектору швидкості та допустимій геометричній похибці, вибір типу задачі (LagrangialIncremental або

Steady-State Machining), вибір ітераційного методу (прямий ітераційний чи Ньютона–Рафсена), вибір розрахункового ядра (метод розріджених матриць або метод Skyline).

У такій постановці задача є синергетичною, пов'язаною з вивченням процесів самоорганізації, підтримки стійкості і розпаду систем різної природи на основі методів математичної фізики («формальних технологій») [8,9].

Моделювання процесів руйнування ґрунтується на уявленні про руйнування як про втрату здатності матеріалу до опору деформації внаслідок порушення внутрішніх зв'язків з ростом концентрації мікротріщин. Слід також зауважити, що ідеальних умов руйнування не існує в природі. Будь-який матеріал можна лише з певним допущенням віднести до крихких або пластичних матеріалів, для яких характерні відповідні умови оброблення та математичний апарат, що їх описує або імітує. В інженерній практиці прийнято, що міцність ідеально крихкого матеріалу на стиск у вісім разів перевищує його міцність на розтяг. Причому, для крихких матеріалів вважається, що руйнування відбувається миттєво за умови досягнення критерію руйнування. Такі моделі розглядаються в рамках механіки крихкого руйнування шляхом явного виділення поверхонь руйнування як контактних розривів магістрального типу. Математичний опис процесів крихкого руйнування стикається зі значними складнощами при описі зародження та розвитку тріщин, особливості їх мультиплікації. Тому в механіці деформованих середовищ для розрахунку випадків різання крихких матеріалів використовують континуальний опис руйнування [8]. Такий підхід передбачає опис руйнування як процесу на основі визначальних рівнянь, записаних в єдиній формі для зруйнованого і незруйнованого стану матеріалу заготовки. Континуальний підхід описує появу і розвиток поверхонь і зон руйнування без явного їх виділення, що відповідає методам наскрізного розрахунку, описаного в роботах Майнчена і Сака [10], і реалізується теорією скінчених елементів.

При обробці крихких матеріалів кінетика руйнування не враховується, тобто при досягненні критерію руйнування напружено-деформований стан заготовки і інструмента в малому об'ємі комірки рухомої лагранжевої розрахункової сітки проходить стрибкоподібно. З іншої сторони, спадання напружень в заготовці внаслідок втрати матеріалом здатності до опору деформації здійснюється за умови незмінної деформації [9]. Це свідчить про те, що при континуальному описі, процеси деформації металорізального інструменту та руйнування заготовки слід трактувати як незалежні (що не виключає взаємовпливу), а розвиток руйнування слід характеризувати не деформацією, а власним критерієм деформації, що залежить, в першу чергу, від інтенсивності деформації.

На сьогодні єдиної концепції для аналітичного опису механізмів руйнування не існує, так само як і його універсального критерію, за яким можна однозначно описати основи процесу різання; достатньо теоретично розроблені лише окремі випадки руйнування та їх узагальнення. Виходячи з цього в ході реалізації даної системи були проведені реологічні дослідження силових, деформаційних та енергетичних критеріїв руйнування і зроблено висновки щодо їх адекватності реальним процесам. Зокрема, неправильний вибір критерію руйнування (Мак-Клінтока) призводить до неадекватних результатів моделювання фрезерування заготовки з конструкційної сталі, а використання енергетичного критерію Кокрофта-Лейтема адекватно описує модель різання (рис.1) [11].

Результати досліджень

Результати моделювання мають вид хромографічних картин, відповідних об'єкту дослідження для різних зон пластичного деформування.

Процес утворення стружки при різанні пластичних гомогенних ізоморфних матеріалів складається з двох етапів [12]: пружного деформування припуску під впливом силової дії інструментального клину та наступного пластичного деформування зсувом деформованого шару у виді суцільного або фрагментарного сегменту. Зсув і руйнування припуску починається після того, як напружено-деформований стан металу досягне граничного енергетичного чи деформаційного значення. Напрямок деформацій всередині стружки

(дислокацій) відповідає напрямку ліній зсуву.

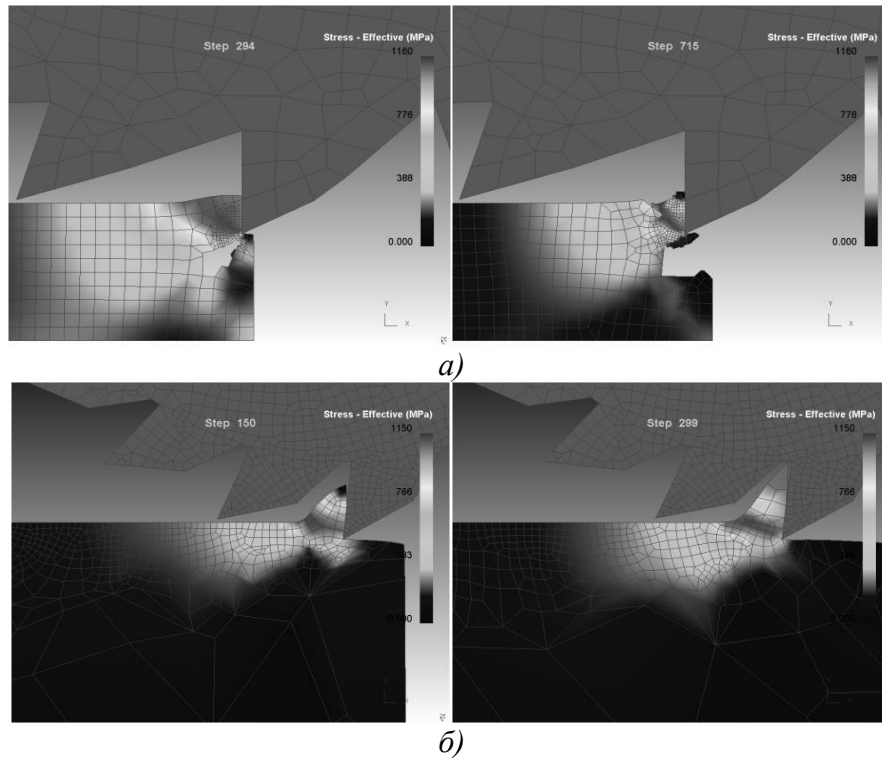


Рис. 1 – Вплив критерію руйнування на реологічну картину при фрезеруванні :
 а) використання деформаційного критерію Мак-Клінтока;
 б) використання енергетичного критерію Кокрофта-Лейтема

На рис.2 наведено результати реологічного моделювання технологічного переходу оброблення різцем поверхні деталі з титанового сплаву ВТ6 (швидкість різання 60 м/хв., передній кут 5°).

Розглядаючи плоский напружений стан в зоні зсуву, умова пластичності може бути виражена у величинах дотичного $\tau(t)$ і нормального $\sigma(t)$ напружень. У відповідності до 4 теорії міцності (критерій Мізеса) межа текучості рівна:

$$\sigma_r = \sqrt{[\sigma(t)]^2 + 3[\tau(t)]^2} \quad (1)$$

Напруження $\sigma(t)$ і $\tau(t)$ змінюються в часі різання. В міру зменшення величини дотичного напруження $\tau(t)$ буде зростати величина $\sigma(t)$, якщо матеріал залишається в пластичному стані, як це витікає з рівняння (1). Згідно експериментальних досліджень проф. Альбрехта [6] в якусь мить часу попереду різця може спостерігатися пластичний стиск з початковими елементами зсуву (рис.2 а). На цій стадії деформований метал починає поширюватися в поперечному напрямі, як при стиску зразка, без переміщення по передній поверхні різця (рис.2, в). Цей процес є короткотривалим, для наведеного прикладу час цього процесу рівний 0,0002 с. Після цього починається процес різання, зона пластичного деформування швидко поширюється переду різця і охоплює велику область (рис.2, г). З наведених рисунків видно, що ділянка пластичного деформування не є площиною, як це прийнято вважати в теорії різання, а криволінійною поверхнею; її ширина і значення кута зсуву зазнають непевної зміни.

На стадії короткочасного пластичного стиску сили тертя на передній поверхні інструменту, які стримують переміщення зрізаного шару, а також коефіцієнт тертя між деформованим металом і різцем дуже великі. Після відділення стружки і початку її руху по передній поверхні різця коефіцієнт тертя зменшується, що, у свою чергу, викликає зменшення кута зсуву та зменшення дотичних напружень (напружень зсуву). Коли ці напруження стануть меншими від межі міцності матеріалу на зсув, різання припиняється,

характер деформації знову представлятиме один з видів стиску, повторюючи цикл.

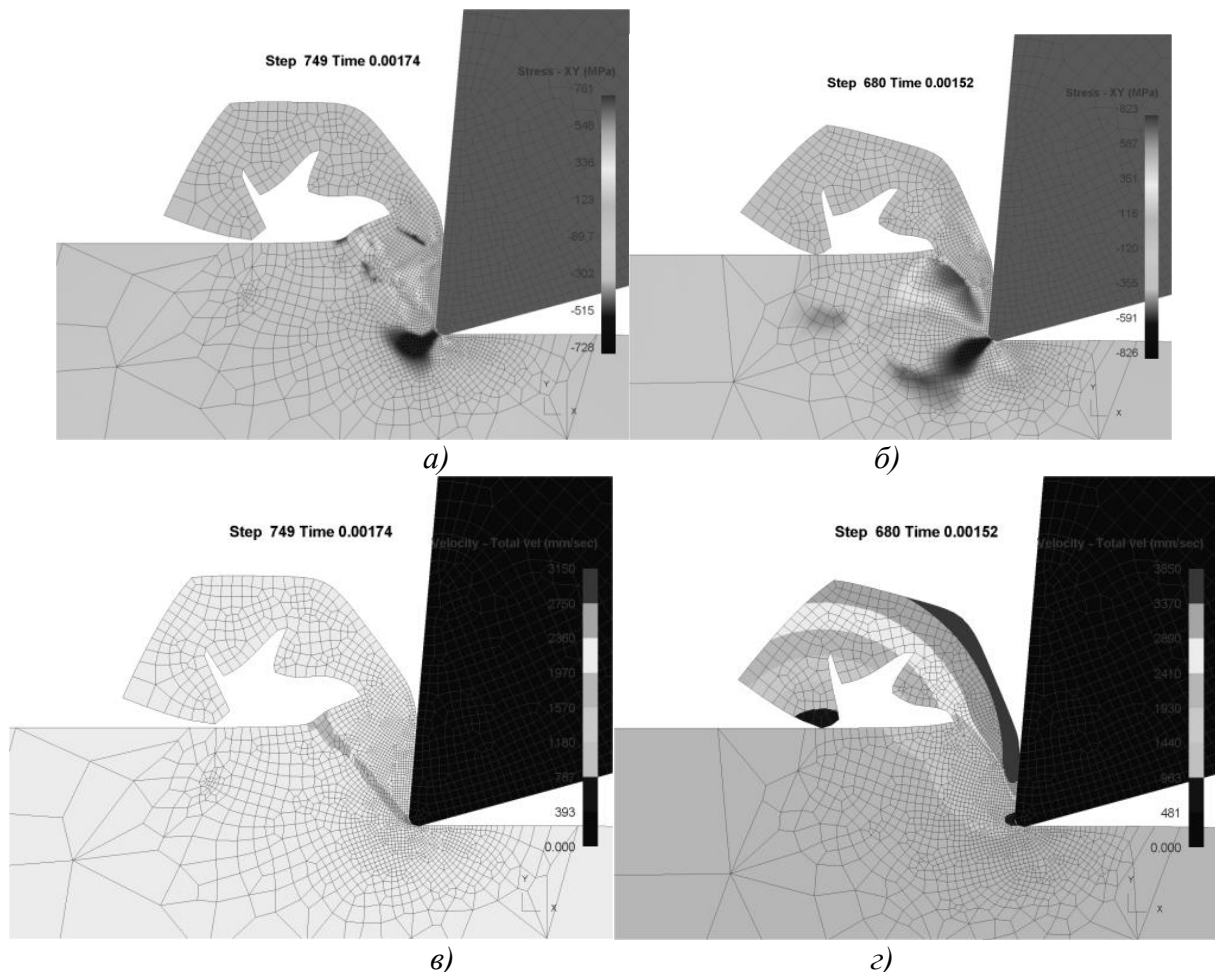


Рис. 2 – Стружкоутворення в процесі адіабатичного зсуву;
матеріал - титановий сплав ВТ6, $s_0 = 0,4\text{мм/об}$; $t = 1\text{ мм}$; $V = 150\text{ м/хв}$

Температурні поля стружки і різального інструменту, змодельовані в системі DEFORM 3D, дають можливість досліджувати теплоту різання та моделювати процеси тертя, наростування і зношування інструменту. Візуально можна відмітити утворення локальних концентраторів напружень в місцях сколювання металу і концентрацію значної кількості теплоти в межах невеликої ділянки контакту на передній поверхні, що призводить до переважання крихкого руйнування як результат розвитку попереду різального клина мікро- та макротріщин і температурну зміну фізико-механічних властивостей оброблюваного матеріалу в цих зонах. Дані, які отримані з моделювання цього явища цілком збігаються з аналітичними залежностями Альбрехта [6] та використовуються для визначення фазового стану поверхні, її структури і ступеню зміцнення після обробки.

Реологічна модель адіабатичного зсуву при різанні важкооброблюваних сталей та сплавів на основі титану, вольфраму, молібдену відтворює закономірності зміни інтенсивності деформування і кута зсуву, сили різання і виду стружки від зміни режимів обробки, їх впливу на залишкові напруження, пружні відтиснення, перехідні процеси сили різання і виникнення автоколиваний (рис. 3). Останні визначають макро- і мікротопологію поверхні, тому служать одним із обмежень для вибору робочих режимів.

З умови забезпечення заданих експлуатаційних властивостей виробів важливі результати отримуємо з моделювання мікротопології поверхні. У діючому на сьогоднішній день стандарті України регламентуються 7 параметрів для контролю шорсткості, в той час, як стандарт ISO 4287-1997 Євросоюзу містить 76 параметрів. Велика кількість контрольованих параметрів зумовлена значними відмінностями в умовах функціонування

деталей в машинах та вибором відповідних часткових показників шорсткості або їх комплексів. Наприклад, параметр Rpk (середнє арифметичне значення висот вершин, розташованих вище обраного рівня перетинів профілю) дозволяє визначити величину зношування матеріалу в процесі припрацювання. Параметр Rk (глибина усіченого профілю) характеризує допустиме зношування найбільш відповідальної поверхні, що найсуттєвіше впливає на тривалість служби деталі, а параметр Rvk (середнє арифметичне значення глибин впадин, розташованих нижче вибраного рівня перетинів профілю) відображає здатність поверхні до утримання мастила.

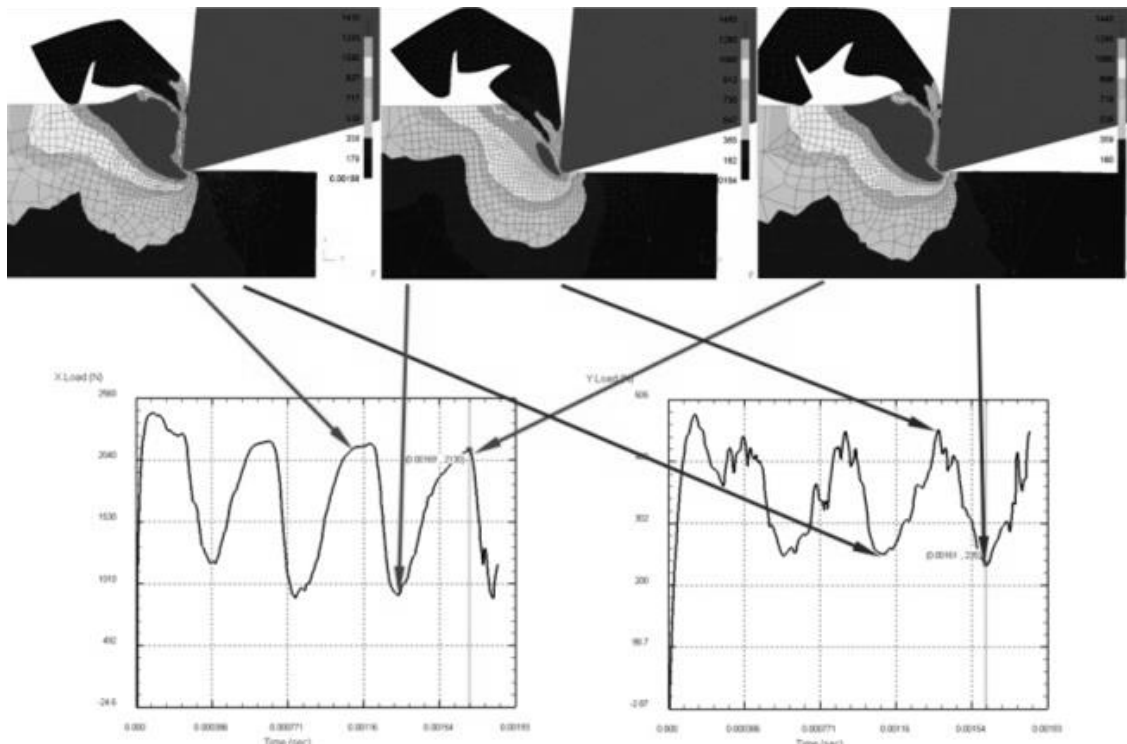


Рис. 3 – Інтенсивність пластичного деформування і сили різання на основі реологічного аналізу адіабатичного зсуву

Реологічна модель мікропрофілю обробленої поверхні дозволяє визначити параметр шорсткості як результат векторного сумування трьох складових: висоти мікронерівностей, що виникає в процесі копіювання різальної частини інструмента з урахуванням кінематики руху формоутворення, висоти мікронерівностей внаслідок пружних коливань та складової профілю шорсткості, зумовленої пластичними деформаціями в ділянці різання. З цих параметрів останні дві складові не піддаються розрахунку аналітичними методами і можуть бути змодельовані тільки методами реологічного аналізу, який дає можливість вибрати такі змінні параметри процесу обробки, які забезпечують потрібний рельєф поверхні, і показники її мікро- і макрогеометрії.

Важливим з практичної точки зору є також можливість дослідження зони тертя і вторинного пластичного деформування на передній поверхні інструменту. У цьому випадку явище пластичного деформування ототожнюється з частковим випадком вирішення задачі Прандтля як видом деформування поверхонь при досягненні межі текучості матеріалу, який обтікає проникне контртіло – різальний клин інструменту. Тут теж можна дослідити контактні явища, які не піддаються теоретичному опису, та виявити їх вплив на коефіцієнт усадки стружки і силу різання, динамічні перехідні процеси на передній поверхні і запізнення сили різання за зміною умов пластичного деформування в площині зсуву, а також на формування утвореної поверхні та її шорсткість. З цього дослідження отримуємо інформацію, необхідну для зменшення сили різання, підвищення сталості пружної системи і зменшення коливань під час обробки.

Можливості розробленої системи можна продемонструвати на детальнішому описі результатів моделювання залишкових напружень і деформацій деталі першого і другого роду після оброблення.

Моделювання залишкових деформацій 1-го роду

Фізико-механічний та структурно-хімічний стан поверхневого шару деталі (твердість, рівномірність структури, фазовий і хімічний склад тощо) в основному визначається післядією пружно-пластичної деформації, що відбувається в зоні стружкоутворення, температурним впливом та хімічною взаємодією оброблюваного матеріалу в зоні різання з матеріалом різального інструменту і зовнішнім технологічним середовищем. В процесі різання пластична деформація, поширюючись попереду різального клину інструменту охоплює не лише стружку, але і метал, розташований нижче поверхні зсуву. Тому оброблена поверхня зазнає силової дії від сили зсуву і сили тертя на передній і задній поверхнях різального клину. Нормальна до утвореної поверхні сила викликає у ній напруження стиску, а сила тертя — напруження розтягу, в результаті чого поверхневий шар деталі підлягає неоднорідному пластичному деформуванню, що є джерелом залишкових деформацій 1-го роду.

На рис.4 показано результати реологічного моделювання та вплив технологічних чинників на формування залишкових напружень 1-го роду в системі DEFORM 3D при точінні заготовки зі сталі 45, яка за властивостями відповідає сталі марки AISI 1045.

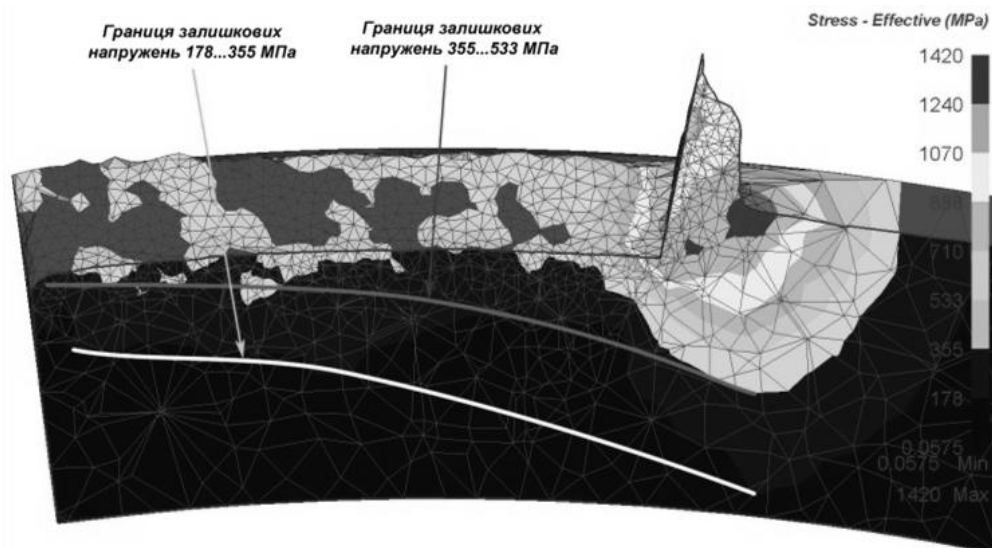


Рис. 4 – Ізостресовий аналіз залишкових напружень після точіння в системі Deform3D (матеріал - сталь 45)

Крива термодформацийних напружень 1-го роду (рис.4) є більш складною, оскільки відображає інтерференційну картину прояву флуктаційних розтягуючих (фрикційних), стискаючих (силових) навантажень та змінну картину глибоких термічних впливів. У зв'язку з цим при навантаженні деталі за знакопостійним циклом стиску, що характерне для лінійної подачі у вершині концентратора спостерігається знакозмінний цикл напружень, стискаюча частина якого визначається зовнішнім навантаженням, а розтягуюча - залишковими напруженнями. За результатами [7] пластична зона біля вершини концентратора не змінюється, а залишкові напруження розтягу від вершини різального клина зменшуються хвилеподібно по мірі її поширення (це явище показано на рис.4.) Середньостатистичне значення залишкових напружень в зоні термічної стабілізації (при температурі близько 100°C) складатиме приблизно 160 МПа при обробленні сталі 45.

Аналіз впливу параметрів технологічних переходів – режимів різання, інструментальних матеріалів тощо на формування залишкових напружень I роду,

проведений на основі реологічного моделювання в системі Deform 3D, дозволив виявити деякі закономірності. Вплив швидкості різання проявляється, перш за все, в зміні теплової дії на заготовку і в зміні тривалості теплової і силової дії на інструмент, тому підвищення швидкості різання сприяє появі додаткових напружень розтягу. При обробленні малопластичних матеріалів (наприклад, сталі 20) збільшення кількості теплоти внаслідок підвищення швидкості різання може призвести до загартовування поверхневого шару. Об'ємне розширення металу при загартуванні поверхневого шару призводить до зниження залишкових напружень розтягу при малих швидкостях різання ($V = 40 \dots 80$ м/хв.) і перетворення їх в напруження стиску при обробленні на великих швидкостях різання (понад 100 м/хв.). При обробленні середньовуглецевих сталей (наприклад, сталі 45) та легованих сталей (сталі 34Х2Н2М) збільшення нагрівання поверхневого шару при збільшенні швидкості різання понад 120 м/хв. може сприяти відпуску матеріалу. Внаслідок цього відбуваються структурні зміни, що призводить до зниження залишкових напружень стиску. Збільшення подачі при обробленні пластичних сталей, наприклад, жароміцних (ХН60Ю, аналог IN 718)), у яких формується залишкове розтягуюче напруження, призводить до зростання пластичної деформації поверхневого шару та, відповідно, до зростання залишкових напружень розтягу.

Дослідження залишкових напружень 2-го роду

Результати моделювання дають змогу дослідити залишкові напруження 2-го роду, що виникають в полікристалічних металах в результаті взаємодії зерен у термодинамічних та деформаційних процесах високої інтенсивності. Головними причинами їх виникнення є фазові перетворення при різних коефіцієнтах лінійного розширення α , анізотропія механічних властивостей окремих зерен, що сприяє різниці величини α вздовж різних кристалографічних напрямків, а також розпад зерна на фрагменти і блоки при пластичній деформації. Найбільша проблема полягає в тому, що алотропічні властивості сплавів є проявом не тільки термодинамічного впливу на матеріал, але й силової взаємодії, що не характерно для процесу термооброблення. Діаграми термокінетичного перетворення аустеніту недостатньо для формалізації даної задачі, тому були використані багатофакторні моделі перлітно-аустенітних перетворень за формулою Меггі та аустенітно-мартенситних перетворень за моделлю Аврамі [2].

На рис.5 наведено хромограми об'ємного фазового стану точіння сталі ШХ15 при швидкостях різання 100 м/хв. та 300 м/хв. Співставлення результатів реологічного моделювання з результатами Рамеша і Хана (Технічний університет штату Джорджія, США) [1,2] для аналогічних умов обробки показує їх повну збіжність. Отже, комплексне врахування дії силових та термодинамічних чинників на процес фазових перетворень під час лезового оброблення деталей дає змогу точно і швидко визначити величину залишкових напружень та врахувати вплив технологічних параметрів на їх формування.

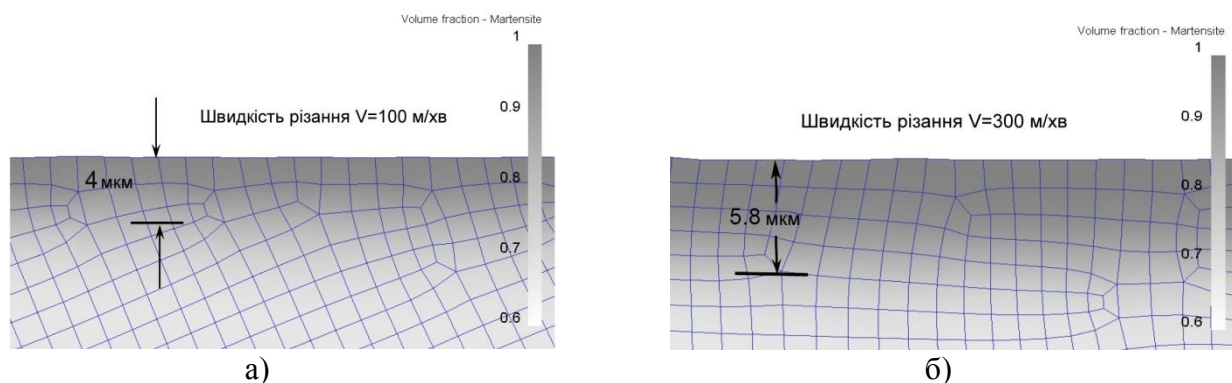


Рис. 5 – Хромограми об'ємного фазового стану матеріалу, отримані в результаті реологічного моделювання проточування поверхні підшипникового кільця (матеріал - сталь ШХ15): а – $V = 100$ м/хв., б – $V = 300$ м/хв. в системі Deform HT-2

Висновки

Розроблена автоматизована система формоутворення поверхонь деталей («CAF-C»), що реалізує наскрізний зв'язок із її підсистемами для вибору таких варіантів технології оброблення, які б забезпечили необхідні параметри якості поверхонь з умов їх роботи в машині.

Результати моделювання залишкових напружень і деформацій деталі першого і другого роду після оброблення показали, що:

1. На формування залишкових напружень I роду вплив швидкості різання проявляється, перш за все, в зміні теплової дії на заготовку і в зміні тривалості теплової і силової дії на інструмент. Тому підвищення швидкості різання сприяє появі додаткових напружень розтягу;

2. Комплексне врахування дії силових та термодинамічних чинників на процес фазових перетворень під час лезового оброблення деталей дає змогу точно і швидко визначити величину залишкових напружень та врахувати вплив технологічних параметрів на їх формування.

Перелік літературних джерел: 1. Han S. Mechanism and Modeling of White Layer Formation in Orthogonal Machining of Steels; Doctoral Dissertation, Georgia Institute of Technology, May 2006. 2. Ramesh A. Prediction of Process-Induced Microstructural Changes and Residual Stresses in Orthogonal Hard Machining; Doctoral Dissertation, Georgia Institute of Technology; June 2002. 3. Stupnytskyy V. Subsystem of rheological forming modeling in integrated CAD/CAPP/CAM system in machine building// Вісник Національного університету «Львівська політехніка» «Комп'ютерні системи проектування. Теорія і практика».-Львів.-2012, №747.– С. 139-173. 4. Stupnytskyy V. Computeraided machine-building technological process planning by the methods of concurrent engineering// Europäische Fach hochschule: Wissens chaftliche Zeitschrift, ORT Publishing. Stuttgart, Germany. № 3.- 2013 (Märzs-April). Section 13. P.346-354.). 5. Stupnytskyy V. New features CAD/CAM/CAE systems in mechanical engineering // Europäische Fach hochschule: Wissens chaftliche Zeitschrift, ORT Publishing. Stuttgart, Germany. № 1.- 2012 (November-Dezember). Section 13. P.327-329. 6. Армарего И. Дж. А., Браун Р. Х. Обработка метал лов резанием. М., «Машиностроение», 1977,325 с. 7. Остаточные напряжения /И.А. Биргер. – М.: Машгиз, 1963. – 232 с. 8. Конева Н.А. Природа стадий пластической деформации // Соросовский образовательный журнал.1998, №6. – С.99-105. 9. Кукуджанов В.Н. Компьютерное моделирование деформирования, повреждаемости и разрушения неупругих материалов и конструкций. – М.: МФТИ, 2008.- 215 с. 10. Матвиенко Ю. Г. Модели и критерии механики разрушения. ФИЗМАТЛИТ, 2006. - 328 с. 11. Ступницький В.В. Аналіз та вибір критерію локального руйнування під час імітаційного моделювання процесів різання у системі Deform 2D // Вісник НУ «Львівська політехніка» «Оптимізація виробничих процесів і технічний контроль в машинобудуванні і приладобудуванні», 2012, №729, С. 107-115. 12. Теория резания /П.И. Ящерицын, Е.Э. Фельдштейн, М.А.Корниевич. – Минск: Новое знание, 2006.- 512 с.

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

СИСТЕМА АВТОМАТИЗОВАНОГО ФОРМОУТВОРЕННЯ ДЕТАЛЕЙ НА ОСНОВІ ІМІТАЦІЙНОГО РЕОЛОГІЧНОГО МОДЕЛЮВАННЯ ПРОЦЕСУ РІЗАННЯ

Ступницький В.В.

В статті наведені умови та результати використання принципу функціонально-орієнтованого технологічного проектування виробничих процесів машинобудування. Для реалізації концепції паралельного інжинірингу, впровадження інтегрованих технологій запропоновано використання системи реологічного імітаційного моделювання процесів різання (CAF-системи). Це дасть можливість прогнозування основних кваліметричних експлуатаційних властивостей виробу вже на стадії технологічної підготовки машинобудівного виробництва.

СИСТЕМА АВТОМАТИЗИРОВАННОГО ФОРМООБРАЗОВАНИЯ ДЕТАЛЕЙ НА ОСНОВЕ ИМИТАЦИОННОГО РЕОЛОГИЧЕСКОГО МОДЕЛИРОВАНИЯ ПРОЦЕССА РЕЗАНИЯ

Ступницький В.В.

В статье приведены условия и результаты использования принципа функционально-ориентированного технологического проектирования производственных процессов машиностроения. Для реализации концепции параллельного инжиниринга, внедрения интегрированных технологий предложено использование системы реологического имитационного моделирования процессов резания (CAF-системы). Это даст возможность прогнозирования основных кваліметрических эксплуатационных свойств изделия уже на стадии технологической подготовки машиностроительного производства.

COMPUTER AIDED PART'S FORMING SYSTEM BASED SIMULATION RHEOLOGICAL MODELING OF CUTTING PROCESS

Stupnytskyy V. V.

The article presents the conditions and results of the principle of functional process design engineering production processes use. To implement the concept of parallel engineering, implementation integer technologies proposed use of rheological simulation of cutting (CAF-system). This will allow the prediction of key performance properties qualimetric product at the stage of functional process design parameters of the structure and operations processing machine products manufacturing

Ключові слова: Реологічне моделювання, система автоматизованого формоутворення, паралельний інжиніринг, мікротопології поверхні, залишкове напруження

Ключевые слова: Реологическое моделирование, система автоматизированного формообразования, параллельный инжиниринг, микротопология поверхности, остаточное напряжение

Keywords: Rheological modeling, computer aided forming system, concurrent engineering, microtopology of surface, residual stress

Дата надходження статті: 24квітня 2013 р.

УДК 658.52.011.56

Мироненко Е.В., Ключко А.А., А.Н. Шелковой А.А. Ярошенко, Палашек С.Ю.
 ДГМА, г. Краматорск, НТУ «ХПИ», г. Харьков,
 Севастопольский национальный технический университет, г. Севастополь

ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ ПАРАМЕТРОВ ВОЛНИСТОСТИ НА ЭКСПЛУАТАЦИОННЫЕ СВОЙСТВА ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ КРУПНОМОДУЛЬНЫХ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС

Введение

Эксплуатационные свойства цилиндрических крупномодульных зубчатых колес в значительной мере зависят от волнистости их поверхностей. Основными причинами возникновения волнистости являются динамические процессы, протекающие при зубообработке цилиндрических зубчатых колес на зубообрабатывающих станках и вызывающие появление автоколебаний, вынужденных колебаний технологической системы [1,2]. В общем случае на образование волнистости поверхностей цилиндрических зубчатых колес при зубообработке оказывают влияние следующие факторы: исходное состояние поверхностного слоя обрабатываемой заготовки; точность базирования и закрепления заготовки зубчатого колеса и фрезы; геометрия фрезы и кинематика перемещения фрезы и обрабатываемого цилиндрического зубчатого колеса.

Основная часть

В зависимости от методов и режимов зубообработки степень влияния перечисленных факторов на образование волнистости будет различной. Таким образом, средняя высота волнистости, образуемой на эвольвентной поверхности цилиндрического зубчатого колеса при зубообработке, складывается из всех перечисленных составляющих в соответствии с правилами суммирования случайных величин:

$$W_z = 1,2\sqrt{H_1^2 + H_2^2 + H_3^2}. \quad (1)$$

Составляющая высоты волнистости H_1 , обусловленная исходным состоянием поверхностного слоя обрабатываемой заготовки при встречном зубофрезеровании, исходя из разности сил, действующих на инструмент, вызываемой разнородностью состояния поверхностного слоя заготовки и динамикой процесса, как и для шероховатости, может быть определена по формуле:

$$H_1 = \frac{c_y S^y \rho v^2 P [HB_{max}^n t^{xp} - HB_{min}^n (t - W_{2\text{ucx}} - R_{2\text{ucx}})^{xp}]}{HB_{cp}^n j_{cn} \sqrt{\left(1 - \frac{\lambda^2}{\omega^2}\right)^2 + Th^2 \lambda^2}}, \quad (2)$$

где $W_{2\text{ucx}}$ – исходная высота волн.

При скоростном зубофрезеровании дисперсия исходного состояния поверхностного слоя приводит к динамическому изменению радиальной силы, а следовательно, и к вынужденным колебаниям фрезы относительно обрабатываемой поверхности заготовки.

При зубообработке колебания фрезы относительно обрабатываемой поверхности заготовки представляют собой сложение радиальных, осевых и касательных перемещений (рис. 1). Колебания фрезы могут быть представлены в виде системы с тремя степенями свободы. [3, 4]

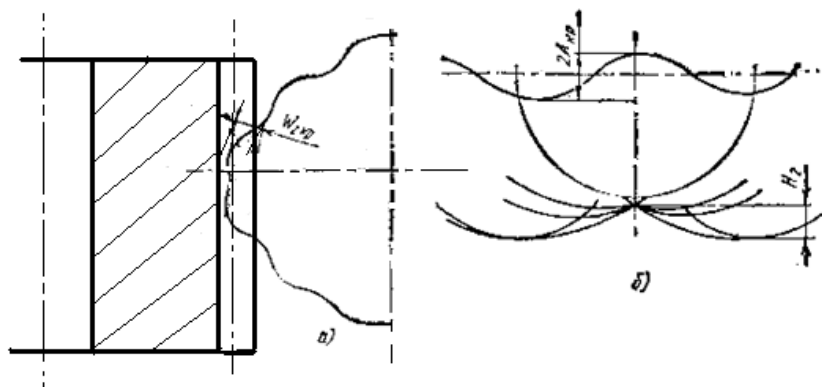


Рис. 1 – Исходная схема для расчета составляющей H_2 при скоростном зубофрезеровании от вынужденных колебаний фрезы (а) и от автоколебаний фрезы (б)

Причем на высоту образующихся волн первостепенное влияние будут оказывать колебания вдоль осей y и z . Составляющая H_2 , обусловленная этими колебаниями:

$$H_2 = 2C_0 \left\{ 1 + \cos \left[(n-1) \frac{180}{n} \right] \right\}, \quad (3)$$

где C_0 – амплитуда главного колебания вдоль оси y , определяемая из равенства

$$C_0 = H_1/2. \quad (4)$$

При скоростном зубофрезеровании радиальное биение фрезы вызывают колебание радиальной силы, приводящей к вынужденным колебаниям оси фрезы (рис. 1). Составляющая от этих колебаний:

$$H_2 = A_{fp} \left\{ 1 - \cos \left[13,2 \frac{v_D}{t_n} \sqrt{\frac{1}{A_{kp}} \left(\frac{1}{v} + \frac{1}{d} \right)} \right] \right\}, \quad (5)$$

где A_{fp} – амплитуда биения оси фрезы;

f_n – частота биения.

Изменение радиальной силы резания при скоростном зубофрезеровании приводит к неравномерному износу фрезы и появлению волнистости на обрабатываемой поверхности профиля зубчатого колеса.

При ППД обработке составляющая волнистости H_2 от биения рабочей поверхности ролика и ее волнистости может быть описана через изменение рабочего усилия ΔP :

$$H_2 = R_{p \text{ усх}} \left\{ \frac{150 \Delta P K_{\phi_0} (1+f^2)^{0,5}}{\pi R t_{m \text{ усх}} \sigma_T \left[\frac{180 - \arccos \frac{S - a_{nl}}{a_{nl}} (h_{кшц} - h_{yn}) - 2h_{yn}}{a_{nl}} \right]} \right\}^{\frac{1}{v_{\text{усх}}}}. \quad (6)$$

Принимая распределение составляющих приращения усилия от волнистости и биения рабочего ролика по закону Гаусса., имеем:

$$\Delta P = 1,2 j_{DTCC} \sqrt{W_{zp}^2 + \Delta_p^2}, \quad (7)$$

где Δ_p – биение поверхности ролика.

При скоростном зубофрезеровании форма инструмента и кинематика его перемещения влияют на волнистость через составляющие H_1 и H_2 .

Составляющая H_3 особенно ярко проявляется при прерывистом скоростном зубофрезеровании в виде так называемой кинематической волнистости, которая:

$$H_3 = \frac{D(1 - \cos \delta)}{2 \cos \delta}, \quad (8)$$

где:

$$\delta = \frac{180 l_{en} v_D}{\pi v_{kp} D}, \quad (9)$$

l_{en} – окружной шаг скоростной фрезы.

При ППД обработке H_3 определяется толщиной слоя металла, приводящего к образованию напльва в направлении движения деформирующего элемента, обусловленной кинематикой перемещения и геометрией инструмента [2, 4].

В процессе обработки перед рабочим роликом движется напльв обрабатываемого материала. Высота напльва постепенно увеличивается, приводя к увеличению площади контакта деформирующего элемента с обрабатываемой поверхностью, а следовательно, к их упругому отжатию. При достижении критической величины напльва ролик проскальзывает его, вызывая образование составляющей H_3 , и под действием радиальной силы занимает свое исходное положение. Затем этот процесс повторяется. Величина образующейся волнистости при этом может быть рассчитана по формуле

$$H_3 = h_{\text{киц}} - r \left[1 - \frac{fP_x + P_y}{\sqrt{(P_x^2 + P_y^2)(1 + f^2)}} \right], \quad (10)$$

где P_x – осевая сила, действующая на ролик.

Подставляя (2) и (3) в (1) и произведя математические преобразования, получим уравнение для определения средней высоты волн при зубофрезеровании:

$$W_z = \frac{1,2c_y S^y v_y^2 p z (HB_{\text{max}}^n \zeta^{py} - HB_{\text{min}}^n (t - W_{2\text{ucx}} - R_{z\text{ucx}})^{xpy})}{HB_{\text{срснод}}^{nj} \sqrt{\left(1 - \frac{\lambda^2}{\omega^2}\right)^2 + T_h \lambda^2}} \times \sqrt{1 + \left\{1 + \cos \left[(n-1) \frac{180}{n} \right] \right\}^2}. \quad (11)$$

Так как n на два порядка больше 1, (11) примет вид:

$$W_z = \frac{1,2c_y S^y v_y^2 p y (HB_{\text{max}}^n t^{xp} - HB_{\text{min}}^n (t - W_{2\text{ucx}} - R_{z\text{ucx}})^{xp})}{HB_{\text{срснод}}^{nj} \sqrt{\left(1 - \frac{\lambda^2}{\omega^2}\right)^2 + T_h \lambda^2}}. \quad (12)$$

Высота сглаживания профиля волнистости при зубофрезеровании для нормального закона распределения определяется из равенства

$$W_p \approx 0,5W_z. \quad (13)$$

Аналогичным образом получено уравнение для расчета высоты волн при ППД обработке:

$$W_z = \sqrt{1,2 \left\{ \left(\frac{\Delta P_y [E_2(1-\mu_1^2) + E_1(1-\mu_2^2)]}{j_{\text{снод}} \pi B E_1 E_2} \times \ln \frac{2\pi E_1 E_2 (D+d) B}{\Delta P_y [E_2(1-\mu_1^2) + \frac{\Delta P_y [E_2(1-\mu_1^2) + E_1(1-\mu_2^2)]}{j_{\text{снод}} \pi B E_1 E_2} \times \ln \frac{2\pi E_1 E_2 (D+d) B}{\Delta P_y [E_2(1-\mu_1^2) + E_1(1-\mu_2^2)]}} \right)^2 + \left\{ A_{\text{кр}} \left[1 - \cos \left(13,2 \frac{v_D}{f_n} \sqrt{\frac{1}{A_{\text{кр}}} \left(\frac{1}{D} + \frac{1}{d} \right)} \right) \right] \right\}^2 + \left(6c_{py} W_{z\text{кр}}^{xpy} v_y D^{py} v_{\text{кр}}^{zpy} \sum k_1 \right)^2 - \left[\frac{D \left(1 - \cos \frac{180 B D v_D}{\pi v_{\text{кр}} D} \right)}{2 \cos \frac{180 B D v_D}{\pi v_{\text{кр}} D}} \right]^2 \right\}}. \quad (14)$$

Подставляя (2.68), (2.76) и (2.82) в (2.63), получим общее уравнение для расчета высоты волн при ППД обработке:

$$W_z = 1,2 \left\{ \left[W_{zисx} - \left(\frac{\rho R_{pusx}^2}{\pi R_{npHB}} \right)^{1/3} \right]^2 + \left[\frac{R_{pusx}^2 3 j_{c\text{ нид}} (1+f^2)^{0,5} (W_{zp}^2 + \Delta_p^2)^{0,5}}{\pi r c' \sigma_T \frac{180 - \arccos \frac{S - a_{nl}}{a_{nl}}}{a_{nl}} (h_{киц} - h_{yn}) - 2h_{yn}} \right]^2 + \left[h_{киц} - r \left(1 - \frac{f \sqrt{\frac{h_{киц}}{8r} + 1}}{\sqrt{\left(\frac{h_{киц}}{8r} + 1 \right) (1+f^2)}} \right) \right]^2 \right\}^{0,5} \quad (15)$$

При $R_{pusx} = 3R_{ausx}$, $h_{кин} < \rho$ и $f = 0,1$ (11) примет вид:

$$W_z = 1,2 \left\{ \left[W_{zисx} - \left(\frac{9\rho R a_{pusx}^2}{\pi R_{npHB}} \right)^{1/3} \right]^2 + \left[\frac{27 j_{дмс} (W_{zp}^2 + \Delta_p^2)^{0,5} R a_{pusx}^2}{\pi r c' \sigma_T \frac{180 - \arccos \frac{S - a_{nl}}{a_{nl}}}{a_{nl}} (h_{киц} - h_{yn}) - 2h_{yn}} \right]^2 + h_{киц}^2 \right\}^{0,5} \quad (16)$$

Высота сглаживания профиля волнистости при ППД определяется из равенства:

$$W_p = 0,4W_z \quad (17)$$

Экспериментальная проверка полученных теоретических уравнений была проведена при зубофрезеровании твердосплавными фрезами, при скоростном зубофрезеровании и накатывании коническими роликами (ППД) цилиндрических зубчатых колес модулем $m = 16 \text{ мм}$ из стали 40X. Данные расчетов и экспериментальной проверки приведены на рисунках 2 – 4.

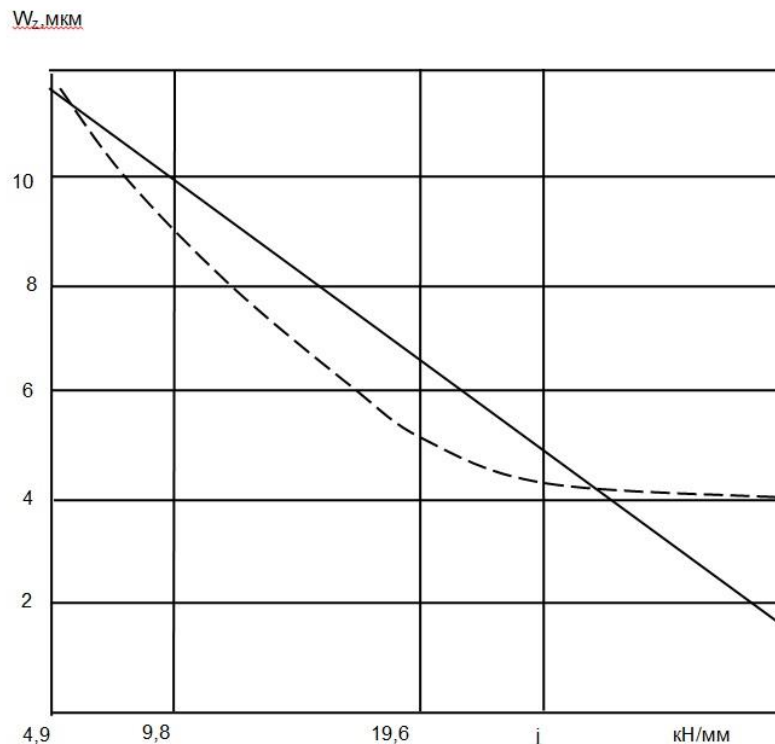
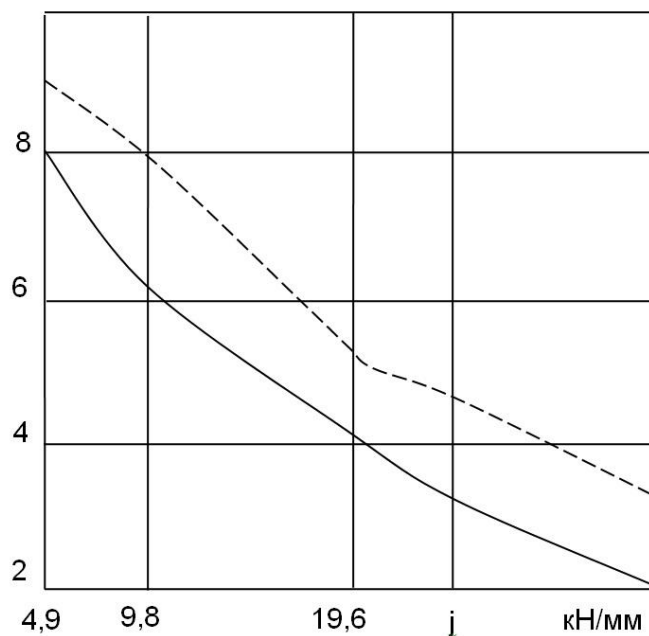
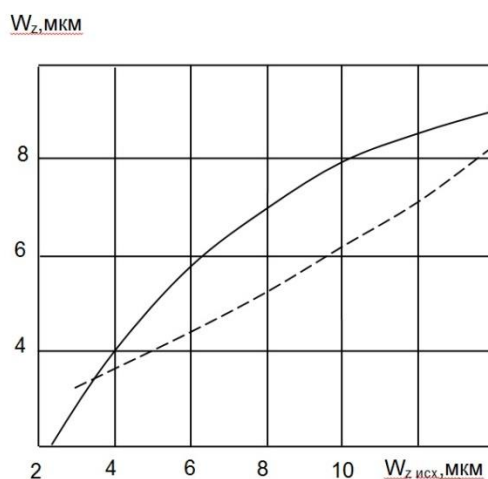


Рис. 2 – Зависимость высоты волн W_z от жесткости динамической технологической станочной системы ($j_{дтсс}$) при зубофрезеровании:
 $(V = 2,5 \text{ м/с}, t = 2,25 \text{ мм}, j_{дтсс} = 19,6 \text{ кН/мм}, S_{мин} = 50,0 \text{ мм/мин}, W_z = 16 \text{ мкм}, R_{зисx} = 10 \text{ мкм}, \text{сплошные линии – теория, штриховые – эксперимент})$



(сплошные линии – теория, штриховые – эксперимент)

Рисунок 3 – Зависимость высоты волн W_z от жесткости динамической технологической станочной системы ($j_{ДТСС}$) при скоростном зубофрезеровании



(сплошные линии – теория, штриховые – эксперимент)

Рис. 4 – Зависимость высоты волн W_z от ее исходной величины при накатывании

Анализ полученных результатов исследований показывает, что основное влияние на волнистость при скоростном зубофрезеровании и накатывании оказывают жесткость технологической системы, скорость, подача, величина коэффициента формообразования поверхностного слоя.

Выводы

При скоростном зубофрезеровании дисперсия исходного состояния поверхностного слоя приводит к динамическому изменению радиальной силы, а следовательно, и к вынужденным колебаниям фрезы относительно обрабатываемой поверхности заготовки. Колебания фрезы относительно обрабатываемой поверхности заготовки представляют собой сложение радиальных, осевых и касательных перемещений. Высота образующейся волнистости зависит от ее исходного значения; величины исходной шероховатости и физико-механических свойств обрабатываемого зубчатого колеса. Для уменьшения волнистости при накатывании необходимо обеспечить равномерность пластических

деформаций в зоне контакта и уменьшить величину внедрения конического ролика в обрабатываемую поверхность, применением инструмента с каплевидным контактом.

Перечень источников литературы: 1. Технология производства и методы обеспечения качества зубчатых колес и передач / Под общ. ред. В. Е. Старжинского, М. М. Кане – С-Пб.: Профессия, 2007. – 832 с. 2. Технологические особенности обработки крупномодульных закаленных зубчатых колес / Н.В. Кравцов, Ю.В. Тимофеев, А.А. Клочко [и др.]; Науч. Ред. А.А.Пермяков; ВолГТУ – Тольятти: ЗАО «ОНИКС», 2012 – 254 с. ил., табл.; - (Серия: Управление качеством технологических процессов в машиностроении / общ. ред. Ю.М. Соломенцев), ISBN 978-59903090-6-7 3. Управление качеством продукции машиностроения / М. М. Кане, А. Г. Суслов, О. А. Горленко и др. под общ. ред. д.т.н. М. М. Кане. – М. Машиностроение, 2010. – 416 с. 4. Методология разработки модели управления точностью, качеством и производительностью формообразования при обработке закаленных крупномодульных зубчатых колес / Ю. В. Тимофеев, А. Н. Шелковой, Е. В. Мироненко, А. А. Клочко // Проблемы проектирования и автоматизации в машиностроении: сборник научных трудов / Донбасская государственная машиностроительная академия; ЗАО «ОНИКС». – Краматорск: ДГМА, Ирбит: ЗАО «ОНИКС», Серия: «Проектирование и применение режущего инструмента в машиностроении» / Общ. ред. Ю.М. Соломенцев). 2014. – С. 96–117. ISBN 978-5-906703-03-3

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

ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ ПАРАМЕТРОВ ВОЛНИСТОСТИ НА ЭКСПЛУАТАЦИОННЫЕ СВОЙСТВА ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ КРУПНОМОДУЛЬНЫХ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС

Мироненко Е.В., Клочко А.А., Шелковой А.Н. Ярошенко А.А., Палашек С.Ю.

На образование волнистости поверхностей цилиндрических зубчатых колес при зубообработке оказывают влияние исходное состояние поверхностного слоя обрабатываемой заготовки; точность базирования и закрепления заготовки зубчатого колеса и фрезы; геометрия фрезы и кинематика перемещения фрезы и обрабатываемого цилиндрического зубчатого колеса. При скоростном зубофрезеровании дисперсия исходного состояния поверхностного слоя приводит к динамическому изменению радиальной силы, а следовательно, и к вынужденным колебаниям фрезы относительно обрабатываемой поверхности заготовки. Анализ полученных результатов исследований показывает, что основное влияние на волнистость при скоростном зубофрезеровании и накатывании оказывают жесткость технологической системы, скорость, подача, величина коэффициента формообразования поверхностного слоя. Для уменьшения волнистости при накатывании необходимо обеспечить равномерность пластических деформаций в зоне контакта и уменьшить величину внедрения конического ролика в обрабатываемую поверхность, применением инструмента с каплевидным контактом.

ДОСЛІДЖЕННЯ ВПЛИВУ ПАРАМЕТРІВ ХВИЛЯСТОСТІ НА ЕКСПЛУАТАЦІЙНІ ВЛАСТИВОСТІ ЦИЛІНДРИЧНИХ КРУПНОМОДУЛЬНИХ ЗУБЧАСТИХ КОЛІС

Міроненко Є.В., Клочко О.О., Шелковий О.М. Ярошенко А.А., Палашек С.Ю.

На утворення хвилястості поверхонь циліндричних зубчастих коліс при зубообробці впливають початковий стан поверхневого шару оброблюваної заготовки; точність базування і закріплення заготовки зубчастого колеса і фрези; геометрія фрези і кінематика переміщення фрези і оброблюваного циліндричного зубчастого колеса. При швидкісному зубофрезеруванні дисперсія вихідного стану поверхневого шару призводить до динамічного зміни радіальної сили, а отже, і до вимушених коливань фрези відносно оброблюваної поверхні заготовки. Аналіз отриманих результатів досліджень показує, що основний вплив на хвилястість при швидкісному зубофрезеруванні і наплив надають жорсткість технологічної системи, швидкість, подача, величина коефіцієнта формоутворення поверхневого шару. Для зменшення хвилястості при наплив необхідно забезпечити рівномірність пластичних деформацій в зоні контакту і зменшити величину впровадження конічного ролика в оброблювану поверхню, застосуванням інструменту з каплевидним контактом.

INVESTIGATION OF THE EFFECT OF WAVINESS PARAMETERS ON THE PERFORMANCE PROPERTIES OF LARGE CYLINDRICAL MODULAR GEAR WHEELS

Mironenko E.V., Klochko A.A., Shilkovoy A.N. Yaroshenko A.A., Palashek S.Y.

On the formation of waviness of the surfaces of cylindrical gear wheel sin the gear manufacturing have the initial state of the surface layer of the workpiece; the accuracy of locating and fixing billet gears and cutters; cutter geometry and kinematics of the movement of the cutter and workpiece of cylindrical gears. In high-speed hobbing variance of the initial state of the surface layer leads to dynamic changes in the radial force, and hence in voluntary oscillation of the cutter relative to the workpiece. Analysis of the results of the research shows that the main influence on the waviness in high-speed hobbing and rolling my stiffness of the technical system, the speed, the flow, the value of the coefficient to forming the surface layer. To reduce waviness when rolling is necessary to ensure uniformity of the plastic deformation in the contact zone and to reduce the amount of introduction of the tapered roller in the surface, the use of the tool with teardrop-shaped contact.

Ключевые слова: Волнистость поверхностей, цилиндрические зубчатые колеса, параметры, зубообработка, кинематика перемещения фрезы, накатывание, жесткость технологической системы

Ключові слова: Хвилястість поверхонь, циліндричні зубчасті колеса, параметри, зубообробка, кінематика переміщення фрези, накочування, жорсткість технологічної системи

Key words: The waviness of surfaces, bevel gears, settings, gear manufacturing, the kinematics of the movement of the cutters, rolling, stiffness technological systems

Дата надходження статті: 24 квітня 2014 р.

УДК 658.52.011.56

Шелковой А.Н., Ярошенко А.А., Шрон Л.Б., Мироненко Е.В., Клочко А.А.
 НТУ «ХПИ», г. Харьков,
 Севастопольский национальный технический университет, г. Севастополь,
 ДГМА, г. Краматорск

ТЕОРЕТИЧЕСКОЕ ОПРЕДЕЛЕНИЕ СТЕПЕНИ УПРОЧНЕНИЯ ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС

Введение

Технологические факторы, влияющие на глубину и степени упрочнения поверхностного слоя в значительной степени зависят от многих технологических факторов – элементов режима резания, геометрических параметров инструмента и состояния его режущего лезвия зуба фрезы, свойств инструментального и обрабатываемого материалов, вида смазывающе-охлаждающих жидкостей и схемы охлаждения [1, 2, 3].

Основная часть

При всех методах механической обработки цилиндрических зубчатых колес на степень их упрочнения будут оказывать влияние силовой и температурный факторы.

Учитывая, что почти все инструменты (фрезы, оснащенные режущими пластинками из твердого сплава и минералокерамики, ролики), применяемые при механической обработке, имеют скругленный рабочий участок с заданной величиной радиуса, для определения упрочнения поверхностного слоя от силового фактора произведем моделирование рабочей части фрезы сферическим индентором [3, 4]. При вдавливании сферического индентора в поверхность материала усилие, действующее на него, связано с диаметром отпечатка:

$$P = m d_0^n, \quad (1)$$

где d_0 – диаметр отпечатка; m и n – коэффициенты, зависящие от свойств материала.

Выразив диаметр отпечатка через площадь пластического отпечатка, получим:

$$P = m \frac{4A_r}{\pi}^{n/2}. \quad (2)$$

Усилие деформирования в соответствии с разработанной теорией контактного взаимодействия:

$$P = c' k \sigma_T A_r. \quad (3)$$

Подставляя (2) в (3), получим уравнение для определения степени упрочнения:

$$k = \frac{m}{0,6c'\sigma_T} \left(\frac{4}{\pi}\right)^{n/2} A_r^{(n/2-1)}, \quad (4)$$

где $0,6$ – коэффициент, учитывающий переход пластических деформаций на основание выступов шероховатости.

Таким образом, (3) является исходным для расчета степени упрочнения при зубофрезеровании без учета температурных изменений [2, 3].

Площадь A_r в каждом конкретном случае определяется условиями обработки. Коэффициенты m и n определяются при испытании на твердость по Раквеллу (HRC) при различных нагрузках. Так, для некоторых материалов значения этих коэффициентов приведены ниже:

Марка стали:	40	45	40X	18ХН3А	34ХМ	3Х13	1Х18Н9Г	38Х1Н
m	44	56	63	135	75	61	40	63
n	2,32	2,31	2,32	2,31	2,29	2,31	2,26	2,32

При зубофрезеровании площадь контакта фрезы с обрабатываемым цилиндрическим зубчатым колесом, определяющая степень упрочнения:

$$A_r = \left[\arccos \left(1 - \frac{\Delta h}{\rho} \right) + h_3 \frac{\Delta h_{yn}}{\sin \alpha} \right] \times \left[\frac{t - R_z}{\sin \varphi} + 4 \arccos \left(1 - \frac{R_z}{r} \right) \right], \quad (5)$$

где Δh – упруго-пластический оттесняемый слой обрабатываемого материала; h_3 – износ по задней поверхности фрезы; $\Delta h_{упр}$ – величина упругого восстановления, рассчитываемая по формуле:

$$\Delta h_{уп} = 2,4(1 - \mu^2) \left(\frac{HB}{E}\right)^2. \quad (6)$$

Подставляя (6) в (5), получим уравнение для расчета площади фактического контакта инструмента с заготовкой при зубофрезеровании:

$$A_r = \left[\arccos \left(0,5 - \frac{2\tau_0}{\sigma_T} \right) + h_3 + \frac{2,4\rho(1-\mu^2)}{\sin \alpha} \left(\frac{HB}{E}\right)^2 \right] \times \left[\frac{t-R_z}{\sin \varphi} + 4 \arccos \left(1 - \frac{R_z}{\rho} \right) \right]. \quad (7)$$

При скоростном зубофрезеровании площадь контакта фрезы с заготовкой:

$$A_r = \left[\arccos \left(0,5 - \frac{2\tau_0}{\sigma_T} \right) + \frac{\pi \arccos \left[1 - 24(1-\mu^2) \left(\frac{HB}{E}\right)^2 \right]}{90} \right] \times \frac{\pi \arccos \left(1 - \frac{R_z}{\rho} \right)}{90} \quad (8)$$

При ППД обработке площадь фактического контакта инструмента с заготовкой:

$$A_r = \pi R \frac{t_{m,исх}}{100} \left(\frac{h_{пл}}{R_{p,исх}} \right)^{v_{исх}} \times \left\{ h_{киц} \frac{180 - \arccos \frac{S-a_{пл}}{a_{пл}}}{180} + h_{упр} \left[1 - \frac{180 - \arccos \frac{S-a_{пл}}{a_{пл}}}{180} \right] \right\}. \quad (9)$$

Подставляя (7) в (4), получим уравнение для расчета степени упрочнения при лезвийной зубообработке от силового фактора:

$$k = \frac{m}{0,6c'\sigma_T} \left(\frac{4}{\pi}\right)^{n/2} \left\{ \left[\arccos \left(0,5 - \frac{2\tau_0}{\sigma_T} \right) + h_3 + \frac{2,4\rho(1-\mu^2)}{\sin \alpha} \left(\frac{HB}{E}\right)^2 \right] \times \left[\frac{t-R_z}{\sin \varphi} + 4 \arccos \left(1 - \frac{R_z}{\rho} \right) \right] \right\}^{(n/2-1)}. \quad (10)$$

Для расчета степени упрочнения от силового фактора при скоростном зубофрезеровании:

$$k = \frac{m}{0,6c'\sigma_T} \left(\frac{4}{\pi}\right)^{n/2} \left\{ \left[\arccos \left(0,5 - \frac{2\tau_0}{\sigma_T} \right) + \frac{\pi \arccos \left[1 - 24(1-\mu^2) \left(\frac{HB}{E}\right)^2 \right]}{90} \right] \times \left[\frac{\pi \arccos \left(1 - \frac{R_z}{\rho} \right)}{90} \right] \right\}^{(n/2-1)}. \quad (11)$$

Взаимосвязь параметров поверхностей цилиндрических зубчатых колес с условиями их обработки фрезами, оснащенными режущими пластинками из твердого сплава, приведено в табл. 1, влияние технологических факторов на параметры качества эвольвентных поверхностей цилиндрических зубчатых колес при скоростном зубофрезеровании фрезами, оснащенными режущими пластинками из минералокерамики приведено в табл. 2.

Таблица 1

Взаимосвязь параметров поверхностей цилиндрических зубчатых колес с условиями их обработки фрезами, оснащенными режущими пластинками из твердого сплава

Условия обработки	Геометрические характеристики обработанной поверхности											Параметры физикомеханических свойств поверхностного слоя						
	Параметры шероховатости							Параметры волнистости			Параметры микроотклонения							
	Ra	Rz	Rmax	Sm	S	tp	Rp	Wz	Wm	Smw	Hmax	Hp						
Подача S, мм/мин																		
< 50	0	0	0	+	+	0	-	0	0	0	0	0	+	+	+	+	+	
≥ 50	+	+	+	+	+	0	+	+	+	+	+	+	-	+	-	+	+	
Скорость резания v, м/с																		
< 0,80	+	+	-	+	+	-	+	+	-	-	-	-	-	+	+	+	+	
≥ 0,80	-	-	-	-	-	-	-	-	-	+	+	+	+	+	+	+	+	
Глубина резания t			+			+			+	+	+	+	+					

Передний угол фрезы > 0 < 0	- +*	- +*		- +*	- +*	0	+* +*	+* +*	+*	+*				+*	+*	+*
Радиус скругления режущей кромки ρ			+*			+							+*			
Шероховатость режущей кромки R_{zpkp}			-			0			+	+	+*	+	+	+	+	+
Жесткость системы ДТСС	+*	+*	+	+*	+	0	+	+	0	0	+0	+	0	0	0	0

Примечания:

1. Знак «+» обозначает, что увеличение (или уменьшение) данного условия обработки способствует увеличению или уменьшению определенного параметра качества поверхности.

2. Знак «-» обозначает, что увеличение (или уменьшение) данного условия обработки способствует уменьшению или увеличению определенного параметра качества поверхности.

3. Знак «0» обозначает, что изменение данного условия обработки не оказывает влияние на определенные параметры качества поверхности.

4. Знаком «*» помечены условия обработки, оказывающие основное влияние на определенные параметры качества поверхности.

Таблица 2

Влияние технологических факторов на параметры качества эвольвентных поверхностей цилиндрических зубчатых колес при скоростном зубофрезеровании фрезами, оснащенными режущими пластинками из минералокерамики

Условия обработки	Геометрические характеристики обработанной поверхности												Параметры физико-механических свойств поверхностного слоя			
	Параметры шероховатости							Параметры волнистости			Параметры микроотклонения					
	Ra	Rz	$Rmax$	Sm	S	tp	Rp	Wz	Wm	Smw	$Hmax$	Hp	$H\mu 0$	$h\mu$	$\sigma 0$	$h\sigma$
Минутная подача $S_{мин}$	+*	+	+	+	+	0	+	+	+	+	+	+	+	+	+	+
Подача на оборот S_0	+*	+*	+*	+*	+*	0	+*	+	+	+	+	+	+	+	+	+
Подача на зуб фрезы S_z	+*	+*	+*	+	+	0	+*	+*	+*	+*	+*	+*	+*	+*	+	+
Встречн. фрезерование	+*	*	+*	+*	+*	+	+*	+*	+*	+*	+*	+*		0	+*	+*
Попутное фрезеров.	-	-	-	0	0		+*	+*	+*	+*	+	+	0	0	0	0
Жесткость системы ДТСС	-	-	-			0	-	+*	-*	0	-*	-*	-*	-*	-*	-*
Предел текучести материала заготовки σ_t	-	-	-	-	-	0	-	+	+	+	+	+	+*	+*	+	+
Исходная волнистость $W_{zисх}$	+*	+*	+*	+*	+*	-	+*	0	0	0	0	+*	+*	+*	+*	+*
Исходное макроотклонение $H_{maxисх}$	0	0	0	0	0								+	+		
Исходная шероховатость $R_{zисх}$	0	0	0	0	0	0	0	+	+	+	0	0	0	0	+	+

Причиной деформации поверхностного слоя (а следовательно, и упрочнения) является то, что резание металлов осуществляется зубом фрезы с радиусом округления

режущей кромки ρ и частичное упругое восстановление несрезанного деформированного металла.

Так, для фрез с прецизионной доводкой по передним и задним поверхностям, заточенных алмазным кругом, радиус округления режущей кромки зубьев фрезы $\rho = 3 \dots 10$ мкм, для червячных модульных фрез изготовленных из быстрорежущей стали Р6М5, с износом по задней поверхности $0,1 \dots 0,3$ мм радиус округления режущей кромки зубьев фрезы $\rho = 20 \dots 60$ мкм; для червячных модульных твердосплавных фрез Т15К6, ВК100М радиус округления режущей кромки зубьев фрезы $\rho = 80 \dots 450$ мкм.

Рассмотренные факторы, воздействуя на деформацию поверхностного слоя, проявляются в зависимости от режимов резания, марки обрабатываемого и инструментального материалов, геометрии инструмента и др.

Таким образом, металл, образующий поверхностный слой в процессе резания, претерпевает неоднократное пластическое деформирование. Это приводит, в свою очередь, к изменению всех физико-механических свойств и структуры металла. Согласно дислокационной теории, упрочнение металла при наклепе заключается в концентрации дислокаций около линий сдвигов. Атомные слои в месте расположения дислокаций упруго искажены таким образом, что возникает локальный концентратор напряжений. При пластической деформации число дислокаций в металле может увеличиться на несколько порядков. Если в недеформированном металле средняя плотность дислокаций $j = 10^6 - 10^8$ см⁻², то в наклепанном металле она возрастает до $j = 10^{14}$ см⁻². В результате увеличения плотности дислокаций и взаимодействия их силовых полей и происходит упрочнение металла при пластическом деформировании.

Степень упрочнения характеризуется глубиной пластически деформированного поверхностного слоя h_c и степенью наклепа N , определяемой по формуле

$$N = \frac{H_1 - H}{H} \cdot 100\%, \quad (12)$$

где H_1 – микротвердость детали непосредственно с поверхности; H — микротвердость поверхностного слоя на глубине залегания h_c .

В соответствии с изменениями, происходящими в поверхностном слое, глубина упрочненного слоя определяется или по изменению микротвердости по сечению детали, или по изменению характера интерференционных линий на рентгенограммах при послойном травлении исследуемой поверхности.

Применительно к встречному зубофрезерованию формула для определения глубины наклепанного слоя имеет следующий вид:

$$h_n = \frac{1 - \sin \beta}{2 \sin \beta} \cdot \sin \psi_{\tilde{n}\tilde{e}}, \quad (13)$$

где $\psi_{\tilde{c}\tilde{k}}$ – угол скольжения.

Угол сдвига β рассчитывается по формуле:

$$\operatorname{tg} \beta = \frac{\cos \gamma}{\xi - \sin \gamma} \cdot \sin \psi_{\tilde{n}\tilde{e}}, \quad (14)$$

где ξ – усадка стружки; γ – передний угол фрезы.

Формула (12) справедлива, когда отношение глубины относительного внедрения, приводящего к резанию без применения смазки, соответствует $a_i/\rho \geq 0,5$, а со смазкой – $a_i/\rho \geq 0,31$. Толщина срезаемого слоя $a_i = S_z \cdot \sin \psi_{\tilde{c}\tilde{k}} \cdot \sin \varphi$.

Скорость резания выступает как фактор, определяющий скорость осуществления пластической деформации поверхностного слоя. С повышением скорости деформации, как известно, происходит рост предела прочности и предела текучести конструкционных материалов. Повышение предела текучести снижает пластичность обрабатываемого материала и действует в сторону уменьшения степени упрочнения.

Скорость резания определяет продолжительность контакта задней поверхности фрезы с изделием. При большой скорости резания поверхность детали проходит через зону

контакта, не получив степени упрочнения, который она могла бы получить при малой скорости резания и более продолжительном контакте.

При повышении скорости резания до некоторой величины происходит сужение пластической зоны и уменьшение глубины ее распространения ниже линии среза. То и другое действует в сторону уменьшения степени упрочнения.

Скорость резания, как температурный фактор, изменяет степень развития нароста при зубофрезеровании червячными модульными фрезами из быстрорежущей стали Р6М5 и характер обтекания и подминания металла из зоны стружкообразования в сторону задней грани. Степень упрочнения увеличивает действительный радиус округления режущей кромки и тем самым способствует повышению наклепа.

Скорость резания влияет на изменение интенсивности процесса разупрочнения. При пластическом деформировании в поверхностных слоях металла происходят два одновременно протекающих процесса: степень упрочнения и разупрочнение. С повышением температуры и степени деформации скорость протекания процесса разупрочнения, происходящего за счет рекристаллизации, возрастает. Повышение температуры резания способствует повышению интенсивности процесса разупрочнения и уменьшению степени упрочнения.

При встречном зубофрезеровании на угле скольжения зуба фрезы $\Psi_{ск}$ повышение температуры контакта до температуры, соответствующей максимальному охрупчиванию, будет способствовать снижению степени упрочнения, а дальнейшее повышение температуры должно действовать в сторону повышения наклепа, т. к. пластичность в этом случае повышается.

Выводы

В процессе скоростного зубофрезерования поверхностный слой претерпевает неоднократное пластическое деформирование и приводит, в свою очередь, к изменению физико-механических свойств и структуры металла. В соответствии с изменениями, происходящими в поверхностном слое, глубина упрочненного слоя определяется по изменению микротвердости по сечению детали и по изменению характера интерференционных линий на рентгенограммах при послойном травлении исследуемой поверхности в зависимости от скорости резания. Скорость резания выступает как фактор, определяющий скорость осуществления пластической деформации поверхностного слоя. С повышением скорости деформации происходит рост предела прочности и предела текучести конструкционных материалов. Повышение предела текучести снижает пластичность обрабатываемого материала и действует в сторону уменьшения степени упрочнения. С повышением температуры и степени деформации скорость протекания процесса разупрочнения, происходящего за счет рекристаллизации, возрастает. Повышение температуры резания способствует повышению интенсивности процесса разупрочнения и уменьшению степени упрочнения.

Перечень источников литературы: 1. Технологическое основы обеспечения процесса зубообработки закаленных крупномодульных зубчатых колес [Текст] / А. А. Ключко, А. Н. Кравцов; Донбасская государственная машиностроительная академия; Закрытое акционерное об-во "ОНИКС" - Краматорск: ДГМА; Ирбит: ОНИКС, 2014 – 299 с.: ил., табл.; - (Серия: «Проектирование и применение режущего инструмента в машиностроении» / Общ.ред. Ю.М. Соломенцев). ISBN 978-5-906703-02-6. 2. Критерии формирования структур и параметров систем обработки, обеспечивающих заданные эксплуатационные свойства закаленных крупномодульных зубчатых колес / А. Н. Шелковой, Е. В. Мироненко, А. А. Ключко // Вісник Національного технічного університету «Харківський політехнічний інститут»: зб. наук. пр. Тематичний випуск : Сучасні технології в машинобудуванні. – Харків : НТУ ХПІ, 2013. – Вип. 8. – С. 185–200. – Укр., рос., англ. мовами. 3. Топография износа зубонарезного инструмента при формообразовании зубчатых

реек / Е. В. Мироненко, А. А. Клочко // Надежность инструмента и оптимизация технологических систем: сб. науч. тр. – Краматорск : К. :ДГМА, 2008. – Вып. 23. – С. 69–73.
4. Масляная СОЖ при зубообработке: эффективность и перспективы их применения. Металлообработка. Оборудование и инструмент для профессионалов / Е. В. Мироненко, А. Г. Суслов, А. А. Клочко [и др.] // Международный информационно-технический журнал. – Харьков, 2008. – № 5. – С. 70–73.

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

ТЕОРЕТИЧЕСКОЕ ОПРЕДЕЛЕНИЕ СТЕПЕНИ УПРОЧНЕНИЯ ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС

Шелковой А.Н., Ярошенко А.А., Шрон Л.Б., Мироненко Е.В., Клочко А.А.

Поверхностный слой в процессе скоростного зубофрезерования претерпевает неоднократное пластическое деформирование и приводит, в свою очередь, к изменению физико-механических свойств и структуры металла. С повышением скорости деформации происходит рост предела прочности и предела текучести конструкционных материалов. Повышение предела текучести снижает пластичность обрабатываемого материала и действует в сторону уменьшения степени упрочнения. С повышением температуры и степени деформации скорость протекания процесса разупрочнения, происходящего за счет рекристаллизации, возрастает. Повышение температуры резания способствует повышению интенсивности процесса разупрочнения и уменьшению степени упрочнения.

ТЕОРЕТИЧНЕ ВИЗНАЧЕННЯ СТУПЕНЯ ЗМІЦНЕННЯ ЦИЛІНДРИЧНИХ ЗУБЧАСТИХ КОЛІС

Шелковий О.М., Ярошенко А.А., Шрон Л.Б., Мироненко Є.В., Клочко О.О.

Поверхневий шар в процесі швидкісного зубофрезерування зазнає неодноразове пластичну деформацію і призводить, у свою чергу, до зміни фізико-механічних властивостей і структури металу. З підвищенням швидкості деформації відбувається зростання межі міцності і межі плинності конструкційних матеріалів. Підвищення межі текучості знижує пластичність оброблюваного матеріалу і діє в бік зменшення ступеня зміцнення. З підвищенням температури і ступеня деформації швидкість протікання процесу знеміцнення, що відбувається за рахунок рекристалізації, зростає. Підвищення температури різання сприяє підвищенню інтенсивності процесу знеміцнення і зменшення ступеня зміцнення.

THEORETICAL DETERMINATION OF THE DEGREE OF HARDENING OF CYLINDRICAL GEARS

Shilkovoy A.N., Yaroshenko A.A., Shronl.B., Mironenko E.V., Klochko A.A,

The surface layer during high-speed milling undergoes repeated plastic deformation and leads, in turn, to changes in the physico-mechanical properties and structure of metals. With increasing strain rate increases tensile strength and yield strength of structural materials. The increase of the yield stress reduces the plasticity of the processed material and acts in the direction of decreasing the degree of hardening. With increasing temperature and the degree of deformation speed of the process of softening which occurs due to the recrystallization increases. The temperature of the cutting improves the intensity of the process of softening and reduction in the degree of hardening.

Ключевые слова: Скоростное зубофрезерование, поверхностный слой, пластическое деформирование, скорость резания, предел прочности, предел текучести

Ключові слова: Швидкісне зубофрезерування, поверхневий шар, пластичне деформування, швидкість різання, границя міцності, границя текучості

Keywords: Speed gear milling, surface layer, plastic deformation, layer, the cutting speed, the tensile strength, yield strength

Дата надходження статті: 24 квітня 2014 р.

УДК 621.833:621.914.5

Онисько О. Р.

Івано-Франківський Національний технічний університет нафти і газу

м. Івано-Франківськ, Україна

E-mail: Onysko.Oleg@gmail.com**РОЗРАХУНОК ПРОФІЛЮ ПЕРЕДНЬОЇ ПЛОЩИНИ РІЗЦЯ З ПЕРЕДНІМ КУТОМ
ВІДМІННИМ ВІД НУЛЯ ДЛЯ НАРІЗАННЯ РІЗЬБ НА ТРУБАХ НАФТОВОГО
СОРТАМЕНТУ*****Актуальність питання***

Визначення точного профілю різальної кромки посідає чільне місце у проектуванні різбового інструменту. Особливо гостро постає питання точності різальної частини інструменту призначеного для виготовлення різбових кінців труб нафтогазового сортаменту. До них відносяться обсадні труби [1], та труби для бурильних колон [2]. Високі вимоги до точності цих різьб диктуються відповідними вимогами: механічна міцність, згинчуваність і особливо герметичність різбових з'єднань у бурильних колонах та обсадних трубах. На нинішній день більшість відомих виробників застосовують для виготовлення різьб у трубах нафтового сортаменту використовують різьбонарізні різці.

Аналіз існуючих досліджень та публікацій з цієї проблематики

Питання точності профілю різальної частини різьбонарізних різців розглядається у контексті наявності ненульового значення переднього кута. Профіль різальної кромки таких різців по суті є асиметричним. Величину відхилення від осі симетрії розраховують у залежності від величини переднього кута. Величина такого відхилення сягає 0,01 мм [3]. Ще більшими є відхилення у поперечному напрямку. Це відбувається внаслідок того, що різальна кромка таких різців розміщена не у площині, що проходить через вісь різбової поверхні, а отже, не є її теоретичною твірною. У роботі [4] автори пропонують вести розрахунок таких поперечних відхилень за формулою:

$$\Delta_i = \frac{r^2 \cdot \sin^2 \gamma}{r_i + \sqrt{r_i^2 - r^2 \cdot \sin^2 \gamma}}, \quad (1)$$

де r — найменший радіус різьби (у подальшому r_{min}), мм;

r_i — радіус точки x_i , мм

γ — передній кут різця, рад;

На рисунку 1 відображено схему трикутної різьби згідно зі стандартами [1] і [2]. На вказаній схемі додатково показано параметри r_{min} та r_{max} , а також r_i . Початок координат на осі y прив'язаний до осі різбової поверхні. Початок координат на осі x розміщено в точці з мінімальним радіусом r_{min} теоретичного профілю різьби. Умовні позначення на рисунку такі: H — висота вихідного профілю різьби, P — крок різьби, r — радіус впадини різьби, r_l — радіус вершини різьби, h_l — висота профілю різьби, $\alpha/2$ — кут нахилу сторони профілю, d_l — зовнішній діаметр різьби.

Для ілюстрації залежності конструкції різальної кромки інструменту від геометричних параметрів різьби на схемі вказано різьбонарізний різець з радіусом при вершині r .

У зазначених роботах не йдеться про координати точок профілю різальної кромки, а тільки про їх поперечні та повздовжні відхилення від теоретичного профілю різьби на її прямолінійних ділянках.

Постановка задачі

Таким чином метою даної статті є визначення профілю різальної кромки на її прямолінійних та радіусних ділянках у площині передньої поверхні.

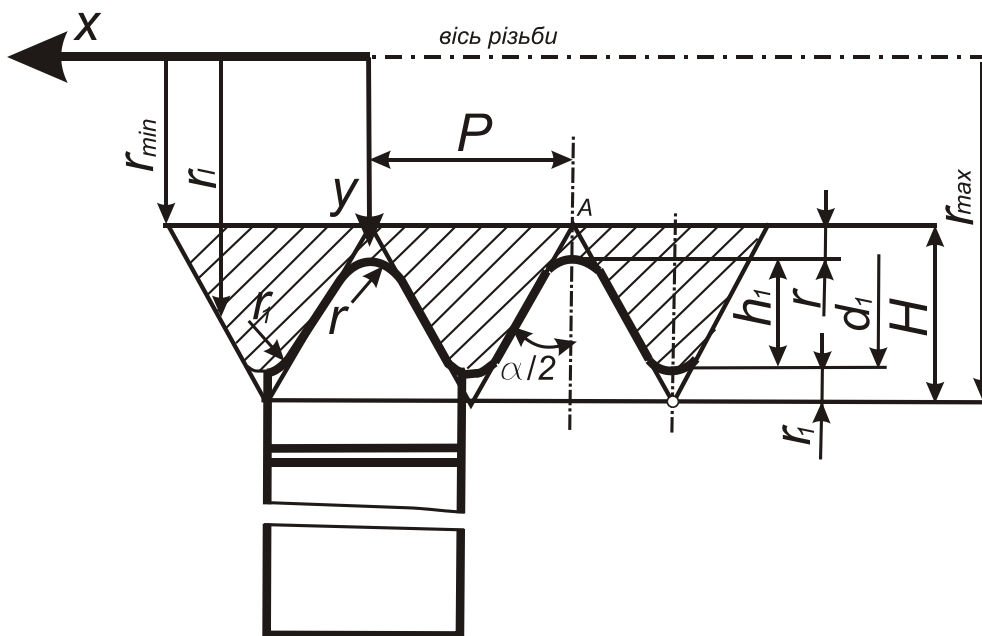


Рис. 1. – Схема різьби за ГОСТ 632–80, та ГОСТ 28487–90

Виклад основного матеріалу

Згідно із рисунком 2 прямолінійна ділянка різьби розміщення між точками у яких відбувається спряження із радіусними ділянками r_1 і r . Назвемо ці точки B і B_1 , а також побудуємо дотичні до них кола з радіусами r і r_1 з центрами у точках C і C_1 . За стандартами [1], [2] відстань між радіусною ділянкою r_1 до точки A_1 , що лежить на зовнішньому діаметрі вихідного профілю різьби становить величину радіуса r_1 . Аналогічно відстань від радіусної ділянки r до точки A на внутрішньому діаметрі становить величину r . Отже відстань $A_1C_1 = r_1$, а відстань $AC = r$. Оскільки кола з радіусами r_1 і r є дотичні до прямолінійної ділянки BB_1 , то кут $\angle C_1B_1A_1$ і кут $\angle CBA$ є прямими.

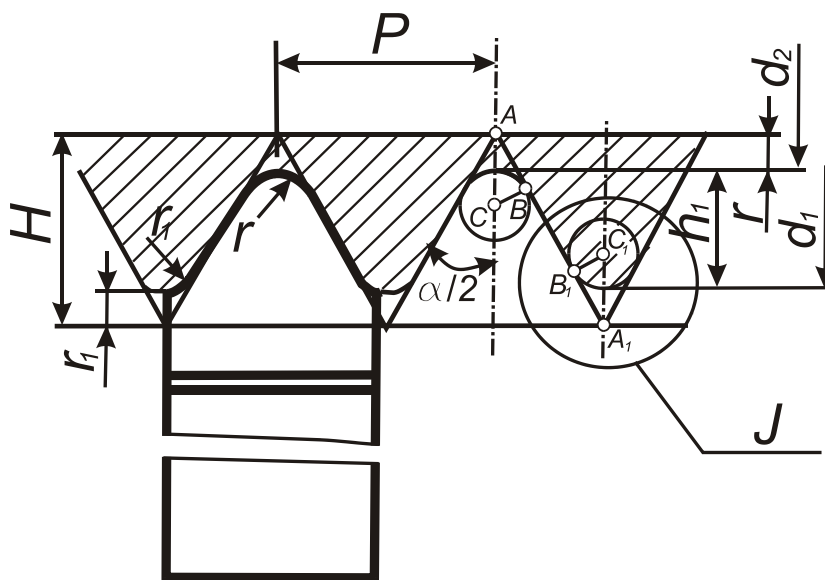


Рис. 2. – Заокруглення різьби виконані за ГОСТ 632–80, та ГОСТ 28487–90

Позначимо радіальну відстань від точки спряження B_1 до зовнішньої поверхні різьби з діаметром d_1 — d , а від точки спряження B до внутрішньої поверхні різьби з діаметром d_2 — d_1 (рисунок 3).

Для цього у прямокутному трикутнику $\Delta A_1B_1C_1$ опустимо на гіпотенузу A_1C_1 висоту B_1D_1 . У трикутнику $\Delta A_1B_1C_1$ згідно із [1] катет $B_1C_1 = r_1$, а гіпотенуза $C_1A_1 = 2r_1$. Відповідно інший катет B_1A_1 визначають за формулою:

$$|B_1A_1| = \sqrt{4r_1^2 - r_1^2} = r_1\sqrt{3} ; \quad (2)$$

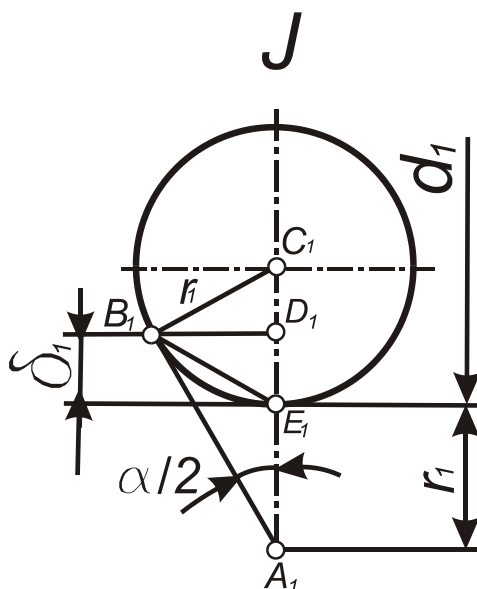


Рис. 3. – Схема до розрахунку заокруглення теоретичного профілю різьби виконаної за ГОСТ 632–80, та ГОСТ 28487–90

Отже висота B_1D_1 визначають за формулою:

$$|B_1D_1| = \frac{r_1^2}{2r_1} \sqrt{3} = \frac{r_1}{2} \sqrt{3} ; \quad (3)$$

У прямокутному трикутнику $\Delta B_1D_1E_1$ катет $D_1E_1 = d_1$, тобто є шуканою величиною. Гіпотенуза цього трикутника B_1E_1 є одночасно стороною трикутника $\Delta B_1E_1C_1$. Оскільки кут α згідно зі стандартами [1], [2] становить 60° , то і кут $\angle B_1C_1A_1 = 60^\circ$. Сторони B_1C_1 і C_1E_1 рівні за величиною і мають значення r_1 , а кут $\angle B_1C_1E_1 = 60^\circ$ (оскільки він співпадає з кутом $\angle B_1C_1A_1$), то трикутник $\Delta B_1E_1C_1$ рівносторонній, а значить $B_1E_1 = r_1$.

Таким чином величину δ_1 визначають за формулою:

$$\delta_1 = \sqrt{r_1^2 - \frac{3r_1^2}{4}} = \frac{r_1}{2} ; \quad (4)$$

За аналогічним розрахунком чином:

$$\delta = \frac{r}{2} ; \quad (5)$$

Таким чином координати точок B і B_1 теоретичного профілю різьби, уздовж осі y становлять $\frac{r_1}{2}\sqrt{3}$ і $\frac{r}{2}\sqrt{3}$ відповідно. Координати тих самих точок уздовж осі x становлять

$\frac{r}{2}$ і $\frac{r_1}{2}$ відповідно.

Зі схеми на рисунку 3 виходить, що точка спряження B_1 розміщена на радіусі R_{B_1} , який можна визначити за формулою:

$$R_{B_1} = \frac{d_1}{2} - \delta_1 ; \quad (6)$$

Вказаний радіус R_{B_1} по суті і є координатою y точки B_1 . Можна за аналогією вивести координату y точки B :

$$R_B = \frac{d_2}{2} + \delta_1 ; \quad (7)$$

Профіль різьбового різця із ненульовим значенням переднього кута повинен бути відкоректований згідно із формулою 1. На рисунку 4 зображено схему співвідношення теоретичного профілю різьби і відкоректованого профілю різальної кромки різця призначеного для її виготовлення. За вказаною вище формулою 1 здійснено розрахунок зміщення крайніх точок вихідного профілю різьби A і A_1 . За отриманими значеннями зміщень ΔA_1 і $\Delta A_1'$ побудовані точки A_1 і A_1' . Отриманий у статті [4] результат побудови гіперболічного профілю, вказує на те, що на ділянці достатньо віддаленій від осі різьби, він має майже прямолінійний характер. Тож можна інтерполювати по прямій вказану гіперболічну ділянку $A_1 A_1'$.

Зі схеми на рисунку 4 випливає, що точка спряження B_1 профілю різьби, вимагає відповідної їй точки B_1' на відкоректованому прямолінійному профілі різальної кромки різьбового різця $A_1 A_1'$. Для цього за формулою 1 розраховують величину $\Delta B_1'$.

Таким чином координата у точки B_1 визначатиметься за формулою:

$$y_{B_1'} = R_{B_2} - \Delta_{B_1} ; \quad (8)$$

Аналогічну формулу можна довести, щодо точки B :

$$y_{B'} = R_B - \Delta_B ; \quad (9)$$

де $\Delta_{B'}$ – зміщення точки B , котре визначають за формулою 1 для вказаної точки.

Координати x вказаних точок залишаються такими самим, як і у точок B і B_1 і становлять $\frac{r}{2}$

і $\frac{r_1}{2}$ відповідно.

Визначення вертикальної координати точки C_1' можна отримати із формули:

$$y_{C_1'} = R_B - \Delta_{B_1'} - |C_1'K| ; \quad (10)$$

де C_1' є катетом трикутника $\Delta B_1' C_1' K$.

Величина катету визначається за формулою:

$$|C_1'K| = |B_1'K| \operatorname{tag} \left(\frac{\phi}{2} \right) ; \quad (11)$$

Оскільки з $|B_1'K| = |B_1 D_1| = \frac{r_1}{2} \sqrt{3}$ то використовуючи формулу 3 отримаємо:

$$|C_1'K| = \frac{r_1}{2} \sqrt{3} \operatorname{tag} \left(\frac{\phi}{2} \right) ; \quad (12)$$

Отже у цілому формула визначення вертикальної координати точки C_1' має наступний вигляд:

$$y_{C_1'} = R_B - \Delta_{B_1'} - \frac{r_1}{2} \sqrt{3} \operatorname{tag} \left(\frac{\phi}{2} \right) ; \quad (13)$$

За аналогією вертикальна координата точки C' визначається за формулою:

$$y_{C'} = R_B + \Delta_{B_1'} - \frac{r_1}{2} \sqrt{3} \operatorname{tag} \left(\frac{\phi}{2} \right) ; \quad (14)$$

Величина радіуса округлення різальної кромки $B_1' C_1'$ який є гіпотенузою трикутника $\Delta B_1' C_1' K$ визначається за формулою:

$$|B_1' C_1'| = \frac{r_1 \sqrt{3}}{2 \cos \left(\frac{\phi}{2} \right)} ; \quad (15)$$

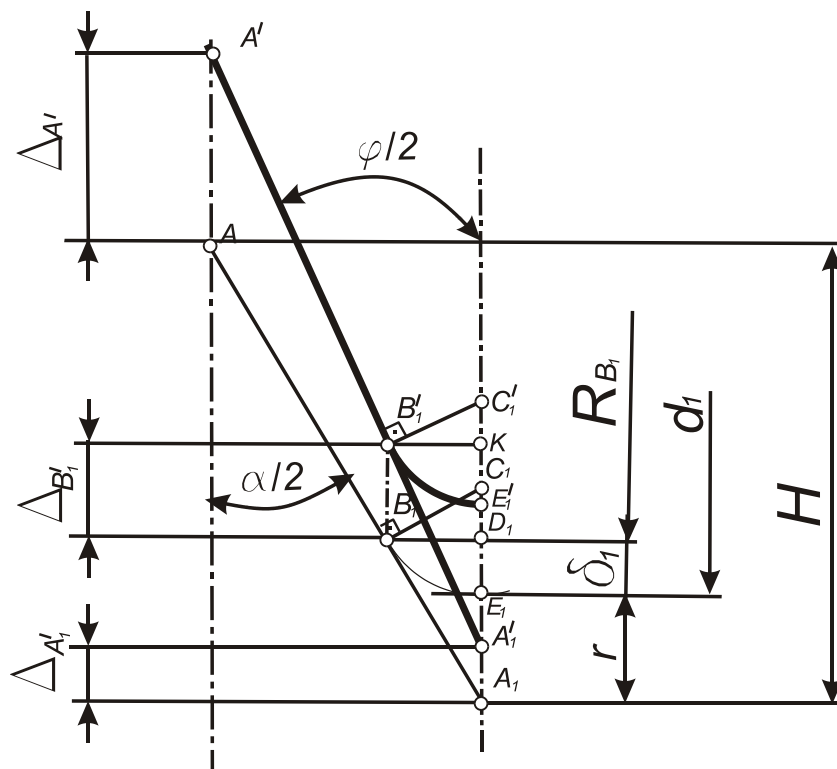


Рис. 4. – Схема для розрахунку координати точки спряження на профілю різьбового різця

Аналогічну формулу можна отримати і щодо величини радіуса CB :

$$|CB| = \frac{r\sqrt{3}}{2 \cos\left(\frac{\phi}{2}\right)}; \quad (16)$$

Величина кута $\frac{\phi}{2}$ може бути обчислена за формулою:

$$\text{tag}\left(\frac{\phi}{2}\right) = \frac{P}{2(H + \Delta A_1' - \Delta B_1')}; \quad (17)$$

Усі інші точки профілю різальної кромки є симетричними відносно вертикальних осей, які проходять через точку A , або через точку A_1 .

Висновки

Отримані формули дають можливість отримати координати точок прямолінійної і радіусної ділянок профілю різальної кромки різця із вказаним нахилом передньої площини виконаної під кутом γ , призначеного для виготовлення різби за стандартом [1], [2].

Криволінійна частина профілю визначається як радіусна, а отже фактично разом із прямолінійною ділянкою є максимально прийнятна для технології її відтворення на верстатах з ЧПК.

Представлені формули можуть слугувати теоретичним підґрунтям для реалізації автоматизованої програми розрахунку профіля різальної кромки різьбового різця з довільним значенням переднього кута, за стандартом трикутних різьб різного діаметру труб нафтового сортаменту.

Список використаної літератури: 1. ГОСТ 632–80. Межгосударственный стандарт. Трубы обсадные и муфты к ним [Текст]. Разработан и внесен Министерством черной металлургии СССР, нефтяной промышленности СССР. Утвержден и внесен в действие постановлением Государственного комитета СССР по стандартам от 05.06.80 № 2578.

Взамен ГОСТ 632–64. Издание (апрель 2010 г.) с Изменением № 1, №2, №3, №4 утвержденными в октябре 1982 г., январе 1986 г., январе 1988 г., мае 1989 г. и июле 1992 г. (ИУС 2-83, 5-86, 4-88,8-89); М.: «Стандартинформ», 2010. — 75с. **2.** ГОСТ 28487–90. Межгосударственный стандарт. Резьба коническая замковая для элементов бурильных колонн. Профиль. Размеры. Допуски [Текст]. Разработан и внесен Министерством нефтяной и газовой промышленности СССР, Государственным комитетом СССР по управлению качеством продукции и стандартам от 27.03.90 № 614. Введен впервые. Издание с изменением № 1, утвержденным в июле 1992 г. (ИУС 10-92); М.: ФГУП «Стандартинформ», 2006. — 10с. **3.** Забезпечення точності виготовлення різьб обсадних труб шляхом застосування параметричного проектування профіля різьбальної частини різьбонарізних інструментів в середовищі системи програмування Дельфі [Текст] / О. Р. Онисько, Л. О. Боруцак, В. Б. Копей // Науковий вісник Івано–Франківського національного технічного університету. – 2009.–№2(20).–С. 50-53. **4.** Програмна реалізація розрахунку форми різьбальної кромки різьбового різця залежно від значення величини його переднього кута та діаметр різьби [Текст] / О. Р. Онисько, Л. О. Боруцак, С. О. Рязанов // Вісник національного університету «Львівська політехніка». –2013.–№772.– С.129–134.

Рецензент: **Петрина Ю. Д.** д.т.н. професор ІФНТУНГ.

РОЗРАХУНОК ПРОФІЛЮ ПЕРЕДНЬОЇ ПЛОЩИНИ РІЗЦЯ З ПЕРЕДНІМ КУТОМ
ВІДМІННИМ ВІД НУЛЯ ДЛЯ НАРІЗАННЯ РІЗЬБ НА ТРУБАХ НАФТОВОГО
СОРТАМЕНТУ

Онисько О. Р.

Труби нафтогазового сортаменту працюють в умовах великих механічних навантажень, значного гідравлічного тиску і складних умов з багаторазовим згвинчуванням. Тож це у свою чергу ставить серйозні вимоги до точності різьбових кінців, що у свою чергу пред'являє значні вимоги щодо точності різьбонарізних інструментів. У статті доводяться аналітичні формули для розрахунку опорних точок профілю різальної кромки різьбових різців з передньою поверхнею виконаною під переднім кутом заданого значення. Отриманий профіль різальної кромки має як прямолінійні так і радіусні ділянки.

РАСЧЕТ ПРОФИЛЯ ПЕРЕДНЕЙ ПЛОСКОСТИ РЕЗЦА С ПЕРЕДНЕЙ УГОЛ ОТЛИЧНЫМ
ОТ НУЛЯ ДЛЯ НАРЕЗАНИЯ РЕЗЬБЫ НА ТРУБАХ НЕФТЯНОГО СОТАМЕНТА

Онисько О. Р.

Трубы нефтяного сортамента, работают в условиях больших механических нагрузок, при значительном гидравлическом давлении, а также в сложных условиях многократного свинчивания. Поэтому существуют серьезные требования к точности резьбы, которая в свою очередь выдвигает значительные требования к точности резьбонарезного инструмента. Аналитические формулы приведенные в данной статье, служат для расчета профиля режущей кромки резьбовых резцов, передняя поверхность которых выполнена под заданным передним углом. Полученный профиль имеет как прямолинейные так и радиусные участки.

CALCULATION OF THE PROFILE OF THE FRONT PLANE OF THE CUTTER WITH FRONT
ANGLE DIFFERENT FROM ZERO FOR THREADING THE PIPES OF THE GAS AND OIL
INDUSTRY

Onisko O. R.

Pipe-gas grades working in conditions of large mechanical loads, significant hydraulic pressure and challenging environment with screwing process. Therefore, this puts serious demands on the accuracy of threaded end, which in turn makes considerable accuracy very satile demands to the cutting threading tools. The article brought the analytical formulas for calculation of anchor points profile cutting edge threaded incisors and anterior surface of the property under the front corner of the set value. The resulting profile cutting edge has straight and radius sections.

Ключові слова: Різальна кромка, профіль, різьба, різець, інтерполяція, координата, формула.

Ключевые слова: Режущая кромка, профиль, резьба, резец, интерполяция, координата, формула.

Keywords: Range of cutting edge profile, carving, cutting tool, interpolation, coordinate, formula.

Дата надходження статті: 15 травня 2014 р.

УДК 536: 621.9

Клименко С. Ан., Манохін А. С., Клименко С. А.
ІНМ ім. В. М. Бакуля НАН України, Київ, atmu@ism.kiev.ua

ТЕМПЕРАТУРА РІЗАННЯ ПРИ ТОЧІННІ ЗАГАРТОВАНОЇ СТАЛІ ШХ15 ІНСТРУМЕНТОМ, ОСНАЩЕНИМ ПНТМ ІЗ ЗНОСОСТІЙКИМИ ПОКРИТТЯМИ

Вступ

Останнім часом в каталогах продукції світових виробників різального інструменту та в технічній літературі поширюється інформація про інструменти, які оснащені полікристалічними надтвердими матеріалами (ПНТМ) на основі кубічного нітриду бору (КНБ) із захисними покриттями.

Різцями, оснащеними ПНТМ з покриттям, обробляють загартовані сталі зі швидкостями різання на 25 % вищими в порівнянні з інструментами без покриттів. Такі інструменти рекомендують також для обробки марганцевих сталей та вибіленого чавуну, а наявність покриття, крім підвищення стійкості інструменту, полегшує визначення величини його зношування.

Потрібно відзначити, що для інструментів, оснащених ПНТМ на основі КНБ, в технічній літературі у більшості випадків рекомендують захисні покриття аналогічні традиційно застосовуваним для інструментів з швидкорізальних сталей і твердих сплавів. Для мінімізації зношування різальних інструментів за рахунок зниження інтенсивності адгезійної взаємодії з оброблюваним матеріалом застосовуються покриття TiN, TiAlN, TiSiN, а для окислювальних процесів – покриття, що містить Al₂O₃. При цьому специфіку явищ, які супроводжують контактну взаємодію інструменту з ПНТМ з оброблюваною деталлю, не враховують.

Метою цього дослідження був розгляд особливостей захисних покриттів для інструментів, оснащених ПНТМ на основі КНБ, та їх впливу на тепловий стан в зоні різання.

Методика досліджень

Експериментальні дослідження виконувались з використанням токарно-гвинторізного верстата ФТ-11 при точінні сталі ШХ15 (62–64 HRC) інструментом з механічним кріпленням змінних різальних пластин RNMN 070300T (ТУ2-037-636-89) з ПНТМ «борсинит». На робочих поверхнях інструмента методом вакуумно-дугового напилення формувались захисні покриття: – з аморфного нітриду бору VN_{ам} товщиною 3 мкм; – з наноструктурної композиції n-TiC/α-C товщиною 2,15 мкм. Мікроскопічні дослідження контактних ділянок інструмента виконувалось за допомогою мікроскопу NEOPHOT 21 і скануючого електронного мікроскопу ZEISS EVO 50XVP.

Механічні властивості покриття VN_{ам} та n-TiC/α-C представлені в табл. 1. та 2.

Таблиця 1

Механічні властивості аморфного покриття

Твердість по Кнупу, ГПа	Модуль Юнга E, ГПа	Коефіцієнт Пуассона	Густина ρ, г/см ³
15	200	0,2	1,73

Таблиця 2

Механічні властивості покриття n-TiC/α-C

Покриття n-TiC/α-C	Твердість H, ГПа	Модуль Юнга E, ГПа	ε, %
TiC (0,15 мкм) + TiC/α-C (2 мкм)	26	296	2,694

Температура різання визначалась експериментально-розрахунковим методом шляхом рішення зворотної задачі теплопровідності.

Експериментально контролюються значення температур в двох точках на опорній поверхні різальної пластини ($T_{1exp(t)}$ и $T_{2exp(t)}$). При відомих величинах L_c , h_z , b розраховувались значення $T_1 = f(t)$ и $T_2 = f(t)$. При цьому температура різання T_r , яка є вхідним параметром, що контролюється, і визначає граничні умови на контактних ділянках інструменту, вибиралась таким чином, щоб забезпечувався збіг розрахункового і експериментального значень температур $T_{1exp(t)}$ і $T_1 = f(t)$ для заданого моменту часу t_{res} .

За допомогою кінцево-елементної моделі, із використанням методу планування експерименту, було отримано рівняння регресії для температури в контрольній точці в залежності від довжини контакту (C) та середньої температури різання (T_p). В табл. 3 представлені рівні варіювання змінюваних факторів.

Таблиця 3

Рівні варіювання змінюваних факторів

Фактор	Інтервал варіювання	Рівень факторів		
		-1	0	+1
C – довжина контакту з передньою поверхнею, мм	0,5	0,15	0,2	0,25
T_p – середня температура різання, °C	300	700	1000	1300

Для рішення зворотної задачі теплопровідності методом скінчених елементів використовувалась твердотільна модель різця, яка включає державку, різальну пластину із ПНТМ на основі КНБ, підкладку з твердого сплаву. Термопари були встановлені під різальну пластину, для чого у підкладці були прорізані пази.

При моделюванні використовувались елементи з параболічною апроксимацією SOLID87 та вирішувалась лінійна нестационарна завдання теплопровідності.

Приймалось, що температура різання не залежить від часу, тому на контактних поверхнях інструмента мають місце граничні умови першого роду: $\theta(x,y,z) = T_r$, де T_r – середня температура на передній та задній поверхнях інструмента. Характер розподілу температури вдовж контактних ділянок інструменту не враховувався, що, відповідно до принципу Сен-Венана, не впливало на результат рішення завдання в точках, які достатньо віддалені від джерела теплового навантаження.

Значення температури різання T_r задавалось на першому за часом кроці рішення, початкова температура моделі відповідала температурі оточуючого середовища. На вільних поверхнях державки, різальної пластини і підкладки приймалися граничні умови 3 роду:

$\alpha_e \cdot (\theta_n - \theta_c) = \lambda \cdot \left(\frac{\partial \theta}{\partial n} \right)$. Величину теплової провідності α_T на стиках різних частин

твердотільної моделі (наприклад між різальною пластиною та твердосплавною підложкою та між підложкою і державкою різця), враховуючи рекомендації в [1], можна розрахувати за формулою:

$$\alpha_T = \frac{\lambda_m v^{0,5} t_m^{\frac{2}{2\nu+1}}}{\pi R_p^{\frac{2\nu}{2\nu+1}} r^{\frac{1}{2\nu+1}}} \left(\frac{4,72 q_c}{K_3} \right)^{\frac{2\nu-1}{2\nu+1}} + \frac{\lambda_c}{R_p \left(1 - \left(\frac{4,72 r^{0,5} I q_c}{R_p^{0,5} K_3} \right)^{\frac{2}{2\nu+1}} \right)}, \quad (1)$$

де $\lambda_m = \frac{2\lambda_1\lambda_2}{\lambda_1 + \lambda_2}$ – коефіцієнт теплопровідності матеріалів контактуючих елементів моделі;

ν – параметр опорної кривої; t_m – відносна опорна довжина на рівні середньої лінії; q_c – контурний тиск; r – радіус виступу вершини мікронерівності; R_p – висота зглажування; K_3 –

табульований коефіцієнт; λ_c – коефіцієнт теплопровідності міжконтактної середи;
 $I = \frac{1 - \mu_1^2}{E_1} + \frac{1 - \mu_2^2}{E_2}$; E_1, E_2, μ_1, μ_2 – модуль Юнга та коефіцієнти Пуассона поверхонь контакту.

Для досягнення співпадіння з мінімальною похибкою експериментальних та розрахункових значень температури потрібно варіювати величину α_T таким чином, щоб залежності температури в місці установки термопар співпала з даними розрахунків в діапазоні варіювання умов обробки (рис. 1).

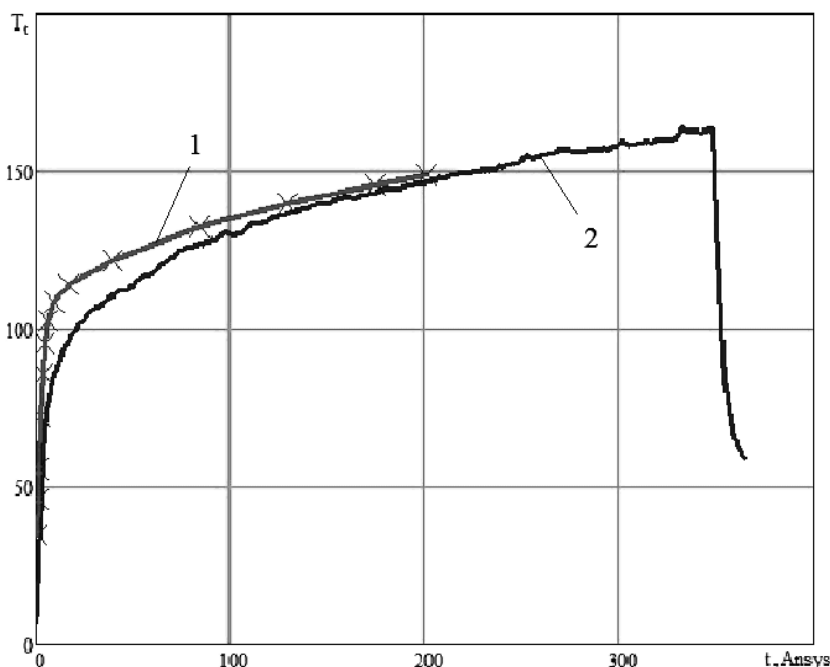


Рис. 1 – Залежність температури отриманої методом кінцевих елементів (1) та експериментальна залежність температури в місці встановлення термопарі (2)

Тарування термопар виконувалась з використанням мілівольметра мод. Щ 4317. Початкове значення ЕРС визначалась при кімнатній температурі (20 °С), яка вимірювалась спиртовим термометром ТФЗ (ТУ 25-11.898-79). В подальшому термопара нагрівалась до температури 400 °С в електропечі СШОЛ-1.1,6 12-М3-В4.2 (ГОСТ 13474-79) і фіксувалося значіння відповідної ЕРС. По отриманим даним будувався тарувальний графік.

При проведенні експериментів результати вимірювання температури фіксувалися з допомогою комп'ютера, оснащеного АЦП. Визначалися коефіцієнти k і Δ , яким необхідні для перетворення сигналів АЦП в еквівалентному значінні температури: $T = k \cdot (ACPs + \Delta)$, $k_1 = 0,000458$, $\Delta_1 = -456560$; $k_2 = 0,000895$, $\Delta_2 = 850040$.

Результати досліджень

В роботах [2, 3] висловлено думку, що при різанні, теплофізичні властивості покриттів майже не впливають на тепловий стан інструментів. Експериментально-аналітичні дослідження проведені в [4, 5] показали, що при товщині покриття в 6 мкм, нанесеного на твердосплавну основу, різниця температур на поверхні стружки і на границі розподілу між покриттям та інструментальною основою не перевищує 0,17–0,18 % від температури поверхні стружки.

Результати даних досліджень дають можливість стверджувати, що різниця в значеннях температур суттєво менше похибки визначення температури, тому теплофізичними властивостями покриття можна знехтувати.

Якщо взяти до уваги, що зносостійкі покриття на основі аморфного $BN_{ам}$ близькі за своїм хімічним складом до інструментальної основи, то їхні теплофізичні властивості будуть досить близькі до властивостей ПНТМ на основі КНБ, в цьому випадку похибка визначення температури різання, в разі нехтування теплофізичними властивостями покриття, буде ще менша.

Співставлення експериментальних даних з даними отриманими вході розрахунків методом кінцевих елементів, показали, що розбіжність між ними не перевищує 6 %, що вказує на те, що розроблена кінцево-елементна модель придатна для оцінки температур в зоні різання (рис. 1).

Шляхом регресійного аналізу даних які визначають температуру в контрольній точці, вдалося отримати математичну модель, яка описує залежність температури в контрольній точці інструмента від умов обробки:

$$T_k = -3049,11 + 35278,88 \cdot C - 99488,88 \cdot C^2 + 6,79 \cdot T_p - 0,003 \cdot T_p^2 - 76,84 \cdot C \cdot T_p + 0,038 \cdot C \cdot T_p^2 + 217,77 \cdot C^2 \cdot T_p - 0,108 \cdot C^2 \cdot T_p^2 \quad (2)$$

Результати розрахунків представлені в табл. 4 та на рис. 2.

Як видно з отриманих даних швидкість різання найбільш суттєво впливає на температуру в зоні обробки. При зміні швидкості від 1,0 до 2,5 м/с температура підвищується з 700 °С до 1100 °С для інструменту з покриттям та від 750 °С до 1190 °С для інструменту без покриття. Такий характер зміни температури різання пов'язаний із збільшенням потужності джерел теплоутворення в зоні різання, а також змінами довжини контакту і коефіцієнта усадки стружки в результаті збільшення швидкості обробки.

Таблиця 4

Розраховані значення температури різання (°С)

Режими різання		Інструмент			
		без покриття		з покриттям $BN_{ам}$	
v , м/с	S , мм/об	T_{exp}	T_{raz}	T_{exp}	T_{raz}
1,0	0,12	142	758	131	725
1,5		171	935	157	895
2,0		202	1100	188	1034
2,5		221	1190	210	1100
1,5	0,1	161	921	147	876
	0,12	165	929	152	887
	0,14	171	935	157	895
	0,16	179	948	162	915

При зміні подачі в інтервалі від 0,1 до 0,16 мм/об температура різання підвищується, що пов'язано із збільшенням зусиль різання, товщини зрізу, а також довжини контакту стружки з передньою поверхнею. Для інструменту без покриття температура змінюється в діапазоні від 921 °С до 948 °С, для інструменту із зносостійким покриттям від 876 °С до 915 °С. Відносно невеликий інтервал зміни температури, як для інструментів з покриттям так і без покриття пояснюється не великою зміною подачі в межах 0,02 мм/об, такі рівні подач вибиралися характерними для чистої обробки загартованих сталей.

Як було вказано вище, теплофізичні властивості покриття майже не впливають на тепловий стан різального інструменту, основним фактором, який визначає зміну температури залишається зміна контактних характеристик процесу різання, викликаних зниженням коефіцієнта тертя, зусиль різання та довжини контакту стружки з передньою поверхнею.

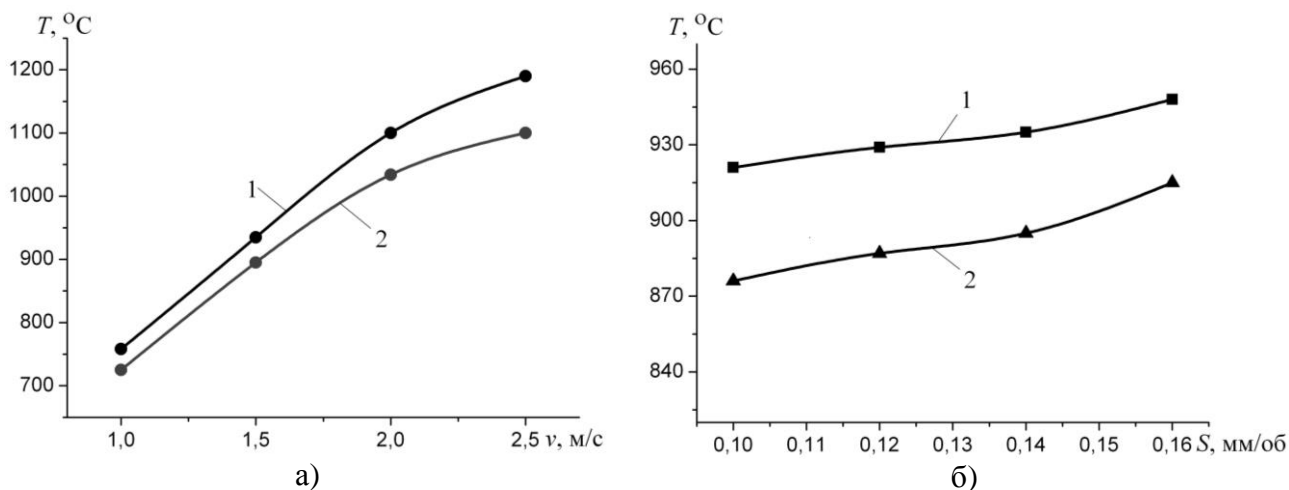


Рис. 2 – Залежність температури від швидкості різання (а) та подачі (б) для інструмента без покриття (1) і з покриттям на основі аморфного BN (2)

Якщо розглянути розподіл тепла в інструменті без покриття (рис. 3, а) та із покриттям (рис. 3, б), то можна помітити, що в інструмент із зносостійким покриттям поступає менше тепла, чим в інструмент без покриття.

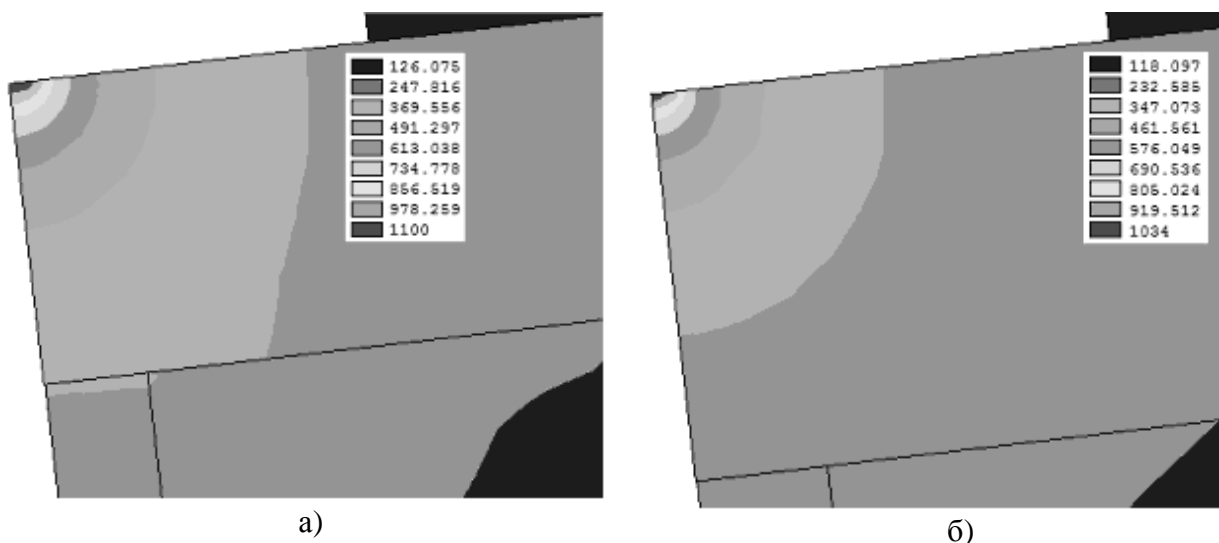


Рис. 3 – Розподіл температури в різальному клині інструменту без покриття (а) та із покриттям (б) ($v = 1,5$ м/с; $S = 0,14$ мм/об; $t = 0,2$ мм)

При використанні полікристалічного зносостійкого покриття на основі композиції n-TiC/ α -C спостерігається дещо інша залежність температури від умов обробки.

Надтверде наноконпозиційне покриття n-TiC/ α -C представляє собою матеріал, який складається, як мінімум, з двох фаз з нанокристалічною і аморфною структурами. Внаслідок малого розміру зерна (≤ 10 нм) і більш значної ролі граничних зон, які оточують окремі зерна, ведуть себе по різному в порівнянні з матеріалами з розміром зерна більше 100 нм і демонструють суттєво інші властивості.

Для випадку використання інструменту з покриттям n-TiC/ α -C отримано наступну математичну модель, що описує залежність температури в контрольній точці інструменту від умов обробки:

$$T_k = -4,79 + 89,1962 \cdot C - 86,8571 \cdot C^2 + 0,166 \cdot T_p + 0,2005 \cdot C \cdot T_p \quad (3)$$

Отриманні дані представлені в табл. 5 та рис. 4.

Застосування зносостійкого покриття $n\text{-TiC}/\alpha\text{-C}$ дає можливість знизити температури різання особливо на низьких швидкостях різання та подачах, що пояснюється зміною умов тертя на контактних ділянках інструменту. При збільшенні швидкості різання та подачі температура в зоні різання підвищується і майже дорівнює температурі різання інструментом без покриття. Даний ефект пов'язаний з тим, що при високих швидкостях та подачах покриття швидко руйнується та виноситься із зони різання, в наслідок чого температура різання підвищується.

Таблиця 5

Результати досліджень температури різання ($^{\circ}\text{C}$)

Режими різання		Інструмент			
		без покриття		з покриттям $n\text{-TiC}/\alpha\text{-C}$	
v , м/с	S , мм/об	T_{exp}	T_{raz}	T_{exp}	T_{raz}
1,56	0,12	198	904	170	816
2,08		204	998	182	907
2,33		275	1092	258	1016
2,66		287	1157	263	1113
3,16		324	1210	310	1195
		275	1092	258	1016
2,33	0,12	275	1092	258	1016
	0,15	286	1135	269	1075
	0,19	291	1181	278	1135
	0,25	301	1215	290	1192
	0,29	309	1228	305	1221

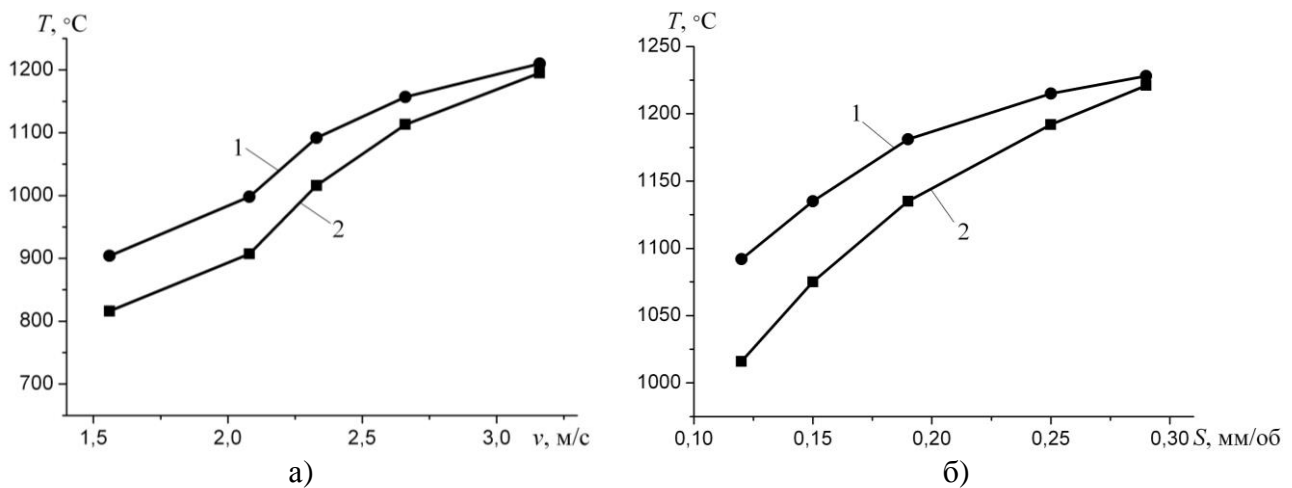


Рис. 4 – Залежність температури різання від швидкості (а) та подачі (б) та інструменту без покриття (1) і при використанні зносостійкого покриття на основі $n\text{-TiC}/\alpha\text{-C}$ (2)

Такі залежності температури різання при використанні полікристалічного зносостійкого покриття, говорять, про те, що при використанні таких покриттів на контактних ділянках інструментів відбувається перерозподіл напруг. До напруг, які викликані процесом різання, додаються напруги, пов'язані з різністю коефіцієнтів температурного розширення, внаслідок чого покриття розтріскується та руйнується і температура різання підвищується. При використанні аморфного покриття на основі VN, спостерігається зворотна картина, при збільшенні швидкості різання температура стабільно зменшується у всьому діапазоні умов обробки, що вказує на зменшення напруженого стану контактних поверхонь інструменту і більшої стійкості зносостійкого покриття.

Розподілення температури в різальному клині інструменту із зносостійким покриттям $n\text{-TiC}/\alpha\text{-C}$ також дозволяє зменшити кількість тепла, яке поступає в тіло інструменту (рис. 5).

Зміна кількості тепла, яка поступає в різальний клин інструменту, викликана зміною умов контакту стружки із передньою поверхнею інструменту.

Полікристалічне надтверде покриття $n\text{-TiC}/\alpha\text{-C}$ володіє низькою стійкістю до підвищення температур та окислення [6], що підтверджується характером зміни температури в залежності від режимів різання, проте зміна коефіцієнта тертя дає можливість знизити температуру на швидкостях різання до 2,5 м/с.

Як запропоновано вище, зміна температури різання при використанні зносостійких покриттів має місце в наслідок зменшення довжини контакту стружки з передньою поверхнею інструменту, що викликано зменшенням коефіцієнтів тертя і усадки стружки (рис. 6).

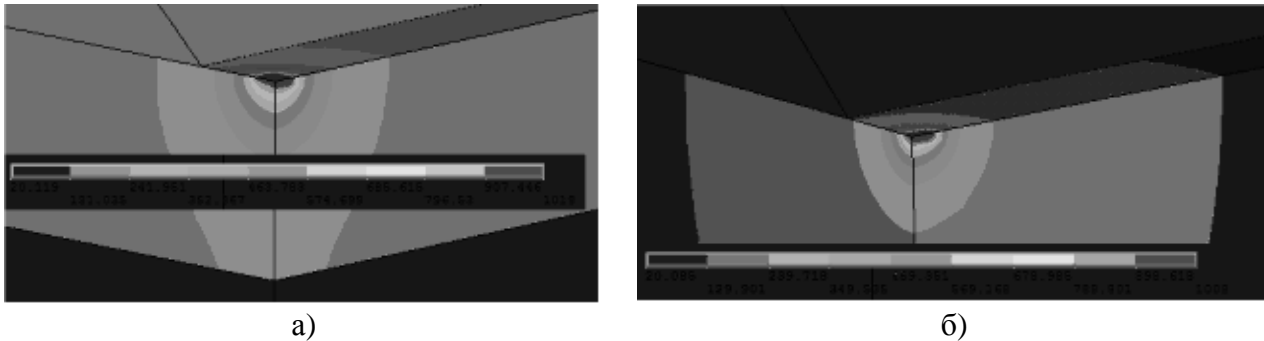


Рис. 5 – Розподіл тепла в тілі інструменту без покриття (а) та з полікристалічним покриттям $n\text{-TiC}/\alpha\text{-C}$ (б) ($v = 2,33$ м/с; $S = 0,12$ мм/об; $t = 0,2$ мм)

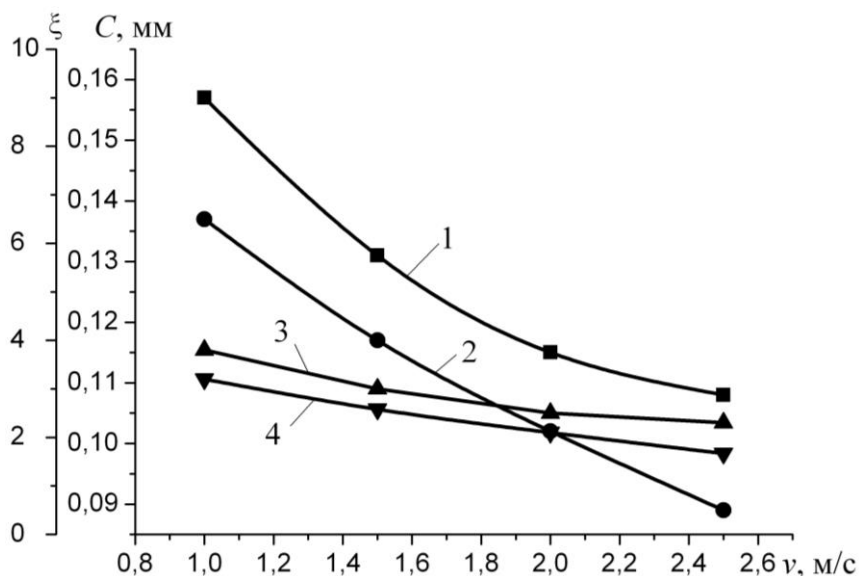


Рис. 6 – Зміна довжини контакту стружки (1, 2) і коефіцієнту усадки (3, 4) від швидкості різання для інструменту без покриття (1, 3) і з покриттям (2, 4) ($S = 0,14$ мм/об; $t = 0,2$ мм)

Зменшення довжини контакту стружки з передньою поверхнею C і коефіцієнту усадки стружки ξ при використанні зносостійкого покриття на основі аморфного нітриду бору $\text{BN}_{\text{ам}}$ пов'язане зі зменшенням коефіцієнта тертя для інструмента з покриттям, що призводить до того, що швидкість сходу стружки по контактним поверхням інструменту зростає при тих же швидкостях різання.

Нанесення зносостійкого покриття призводить до перерозподілу теплових потоків в зоні різання між інструментом, стружкою і заготовкою – зростає нахождение тепла із зони різання в стружку і зменшується його нахождение до інструменту. Зменшення довжини контакту і коефіцієнту усадки стружки призводить до зменшення площі контакту стружки з

передньою поверхнею, що, у свою чергу, сприяє зростанню надходження теплоти в стружку і заготівку.

Висновки

Результати виконаного комплексу досліджень свідчать про значний рівень температур в зоні різання при точінні загартованої сталі інструментом, оснащеним ПНТМ на основі КНБ. При точінні сталі ШХ14 (62–64 HRC) у діапазоні швидкостей різання 1,0–3,0 м/с інструментом без зносостійкого покриття температура у контактній зоні досягає 1200 °С, інструментом з покриттям з аморфного нітриду бору $\text{BN}_{\text{ам}}$ ~ 1100 °С, з наноструктурною композицією n-TiC/ α -C ~ 1200 °С. Деяке зниження рівня температури у контактній зоні, а також підвищення працездатності інструментів з покриттям пов'язані зі зменшенням коефіцієнта тертя з оброблюваним матеріалом, яке обумовлює зменшення довжини контакту «стружка-інструмент» і коефіцієнта усадки стружки, а також перерозподілом теплових потоків в зоні різання між інструментом, стружкою і заготівкою.

Перелік джерел літератури: **1.** Манохин А. С. Повышение производительности чистового точения закаленных сталей косоугольным однокромочным инструментом из ПСТМ на основе КНБ: Дис...канд. техн. наук. – К.: ИСМ НАН Украины, 2009. – 186 с.; **2.** Резников А. Н. Тепловые процессы в технологических системах / А. Н. Резников, Л. А. Резников. – М.: Машиностроение. – 1990. – С. 288; **3.** Технология тонких пленок. В 2 т. – М.: Сов. радио. – 1977. – т. 2. – 768 с.; **4.** Износостойкие покрытия режущего инструмента, работающего в условиях непрерывного резания / В. П. Табаков, А. В. Чихранов. – Ульяновск: УлГТУ. – 2007. – 255 с.; **5.** Работоспособность торцовых фрез с многослойными износостойкими покрытиями / В. П. Табаков, М. Ю. Смирнов, А. В. Циркин. – Ульяновск: УлГТУ. – 2005. – 152 с.; **6.** Структура и свойства твёрдых и сверхтвёрдых нанокompозитных покрытий / А. Д. Погребняк, А. П. Шпак, Н. А. Азаренков, В. М. Береснев // Успехи физических наук. – 2009. – С. 35–64.

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

ТЕМПЕРАТУРА РІЗАННЯ ПРИ ТОЧІННІ ЗАГАРТОВАНОЇ СТАЛІ ШХ15 ІНСТРУМЕНТОМ, ОСНАЩЕНИМ ПНТМ ІЗ ЗНОСОСТІЙКИМИ ПОКРИТТЯМИ

Клименко С.Ан., Манохін А.С., Клименко С.А.

Виконано дослідження впливу захисного покриття на зміну теплового стану в зоні різання при точінні загартованої сталі ШХ15 інструментами, оснащеними ПНТМ. Вивчено вплив швидкості різання і подачі на рівень температури в зоні різання. Вказано, що зміна температури різання при використанні зносостійких покриттів має місце в наслідок зміни умов контактної взаємодії, пов'язаних зі зменшенням коефіцієнтів тертя і усадки стружки.

ТЕМПЕРАТУРА РЕЗАНИЯ ПРИ ТОЧЕНИИ ЗАКАЛЕННОЙ СТАЛИ ИНСТРУМЕНТОМ, ОСНАЩЕННЫМ ПСТМ С ИЗНОСОСТОЙКИМИ ПОКРЫТИЯМИ

Клименко С.Ан., Манохин А.С., Клименко С.А.

Выполнено исследование влияния защитного покрытия на изменение теплового состояния в зоне резания при точении закаленной стали ШХ15 инструментом, оснащенным ПСТМ. Изучено влияние скорости резания и подачи на уровень температуры в зоне резания. Показано, что изменение температуры резания при использовании в инструментах износостойких покрытий является следствием изменением условий контактного взаимодействия, связанных со снижением коэффициентов трения и усадки стружки.

CUTTING TEMPERATURE IN TURNING OF THE HARDENED STEEL WITH TOOLS EQUIPPED WITH WEAR-RESISTANT PSHM COATING

Klimenko S.An., Manohin A.S., Klimenko S.A.

The research of the protective coating influence on the changes in the thermal state at the cutting zone while turning hardened SH15 with tool equipped with PSHM has been conducted. The effect of cutting speed and feed rate on the temperature in the cutting zone was studied. It was shown that the change in cutting temperature when wear-resistant protective coatings had been used was the result of changes in the conditions of contact interaction associated with a decrease in the friction coefficient and chip shrinkage.

Ключові слова: Інструмент, ПНТМ на основі КНБ, зносостійкі покриття, загартована сталь, температура різання

Ключевые слова: Инструмент, ПСТМ на основе КНБ, износостойкое покрытие, закаленная сталь, температура резания

Key words: Cutting tool, cBN tools, wear-resistant coating, hardened steel, cutting temperature

Дата надходження статті: 15 травня 2014 р.

УДК 621.923

Ткачук І.В., Майборода В.С.
НТУУ «КПІ», м. Київ, Україна
masjanja5@ukr.net, maiborodavs@mail.ru

ГЕОМЕТРИЧНІ ХАРАКТЕРИСТИКИ МАГНІТНО-АБРАЗИВНИХ ПОРОШКІВ

Продуктивність та якість магнітно-абразивного оброблення (МАО) в значній мірі залежить від коректного вибору магнітно-абразивного порошку (МАП), його експлуатаційних характеристик. Ефективне використання зазначеного методу оброблення неможливо без вичерпної інформації про властивості порошкових магнітно-абразивних матеріалів (МAM), які використовуються, а саме – форми і розмірів частинок порошку [1-4], складу і структури МAM, які визначають мікротвердість, міцність зерен порошку і окремих його компонентів, особливості взаємодії з поверхнями, що оброблюються, стійкість до руйнування і зношення, [1, 3], реологічні властивості порошкового середовища [1, 5], яке знаходиться під впливом магнітного поля.

Останнім часом для МАО використовують порошкові матеріали, які умовно поділяють на декілька груп, а саме: механічні суміші магнітних і абразивних частинок, порошкові матеріали, отримані методами порошкової металургії - так звані керметні та плаковані порошки і порошки отримані шляхом диспергування розплавів з подальшою їх класифікацією і розмелом. Дослідження виконанні із застосуванням зазначених вище груп порошків показали, що схеми МАО та умови, в яких виконується оброблення є визначальними при виборі групи і типу порошку. Відомо два типи схем процесу МАО – схеми, що використовують для оброблення виробів простої геометричної форми з феромагнітних матеріалів, при яких використовують магнітні щілини малих розмірів з підвищеними значеннями магнітної індукції в робочих зазорах – від 0,5 до 1 Тл. Для зазначених схем визначальним фактором ефективності МАО є величина магнітної індукції, яка визначає ступінь притискання частинок МАІ до оброблюваних поверхонь. Оброблення виробів складної просторової конфігурації, особливо з пара- і діамагнітних матеріалів доцільно використовувати на верстатах з великими магнітними щілинами, в умовах коли визначальними факторами ефективного МАО є швидкість і траєкторія руху оброблюваних деталей – динамічний фактор, який забезпечує притискання частинок МAM до оброблюваних поверхонь. Різниця в схемах оброблення визначає вимоги до властивостей порошкових МAM. Якщо для схем з малими робочими щілинами міцність зерен МАП не є критичною, то для умов їх «динамічного» навантаження – при використанні на установках з великими магнітними щілинами при незначних магнітних індукціях в зоні оброблення (до 0,5 Тл)- є однією з визначальних. Вибір магнітно-абразивного порошку для конкретної схеми оброблення й оброблюваного матеріалу є досить складною проблемою, пов'язаною з відсутністю повної інформації про ефективність роботи існуючих порошків у різних умовах і великій кількості властивостей, які визначають їх експлуатаційні характеристики.

Відома науково-технічна інформація про властивості МAM є не тільки неповною і недостатньою, а і у багатьох випадках носить суперечливий характер, що пов'язано з умовами, в яких виконують тестування МAM. Необхідно відзначити, що при розробленні нових МAM, як правило визначають і забезпечують такі властивості порошків, як твердість, щільність, магнітну проникливість, абразивну і полірувальну здатність, розмір і форму частинок, кількісний і хімічний склад матеріалу. Окремі результати по застосуванню порошкових магнітно-абразивних матеріалів з різноманітною формою частинок для МАО і аналіз умов контактної взаємодії частинок з оброблювальними поверхнями наведено в [6, 7]. Але наведені результати обмежувалися або розрахунками, або виключно якісними результатами, що підтверджуються наявністю пластичного деформування поверхневого шару матеріалу, або опосередкованими даними – по зміні ступеню наклепу поверхневого шару виробів. Практично відсутня інформація щодо мікрогеометричних параметрів

різальних кромок (РК) частинок МАП різного типу з врахуванням особливостей їх розташування в складі магнітно-абразивного інструменту (МАІ) в магнітному полі верстатів. Саме це в значній мірі визначає особливості процесу MAO деталей.

Тому, метою роботи – є дослідження геометричних і мікрогеометричних характеристик магнітно-абразивних порошків різних типів та фракцій, а саме радіусів округлення різальних кромок частинок та їх коефіцієнту нерівності.

В залежності від способу отримання МАП умовно можливо виділити два типи форм частинок:

- осколкові, отримані в результаті розмелу попередньо гранульованих з розплавів систем Fe-Si-Ti-C, Fe-Si-C матеріалів, які мають практично безпористу структуру, до них відноситься Полімам Т, Феромап, дріб чавунна колота - ДЧК (рис. 1);

- округлі частинки, отримані в результаті розпилення розплавів системи Fe-Si -C, Fe-C-Si-Al без наступного розмелу, до них відносяться ПР Р6М5, Полімам М та Царамам (рис. 2) відповідно. В окремих випадках використовують порошки Полімам М після механічного розмелу, який за своїми властивостями практично ідентичний за складом і властивостями порошку ДЧК і відноситься до осколкових.

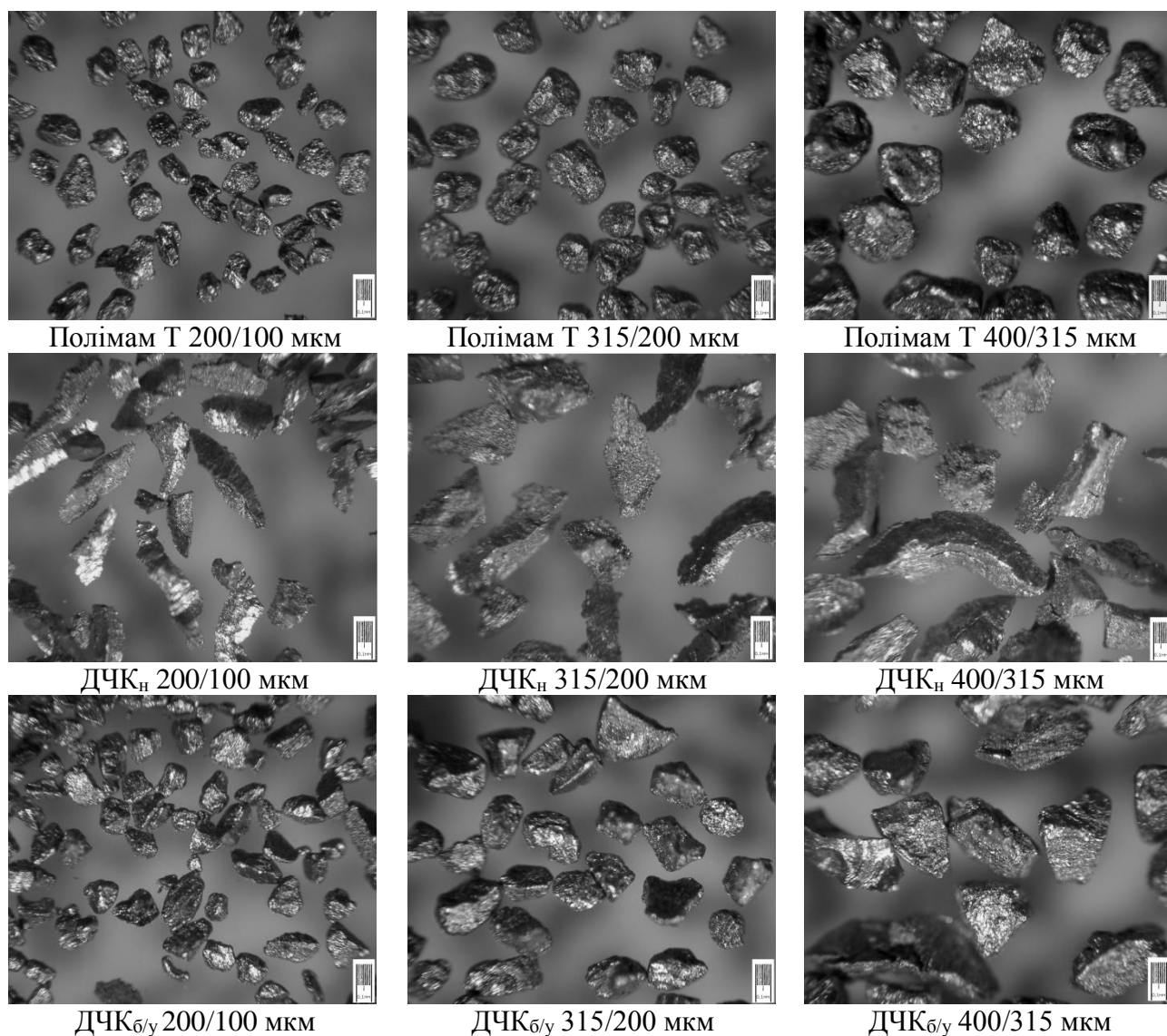


Рис. 1 – Зовнішній вигляд осколкових частинок МАП

На рис. 1 та рис. 2 показано, що частинки мають неправильну геометричну форму. Різниця у формі частинок порошків одного складу або походження визначається способом отримання, додатковим обробленням, методом класифікації і деякими іншими факторами.

Незалежно від методу отримання порошку, кожне окреме зерно має на своїй поверхні різальні елементи – кромки, які характеризуються відповідними мікрогеометричними характеристиками. При MAO під дією магнітного поля та сил динамічного походження порошок ущільнюється і формується в МАІ. Ступінь ущільнення при однакових умовах оброблення залежить від форми та розмірів зерен порошку. Крім того, в процесі MAO необхідно, щоб різальні елементи для забезпечення тривалої технологічної стійкості порошку рівномірно взаємодіяли з оброблюваними поверхнями деталей, а зношені РК змінювались новими – відбувався процес самозаточування. Ефект оновлення різальних кромки – обертання частинок в складі МАІ буде безпосередньо визначатися як ступенем їх нерівності, розгалуженістю зовнішньої поверхні частинок, так і характеристиками внутрішнього тертя в МАІ [3]. Саме тому важливо мати повну інформацію про характерні розміри частинок порошків, які використовують при MAO, їх співвідношення, розподілення частинок за розмірами у тій чи іншій фракції. Це пов'язано з тим, що при MAO використовують порошкові матеріали з достатньо широким фракційним складом від 100/63 до 630/400 мкм.

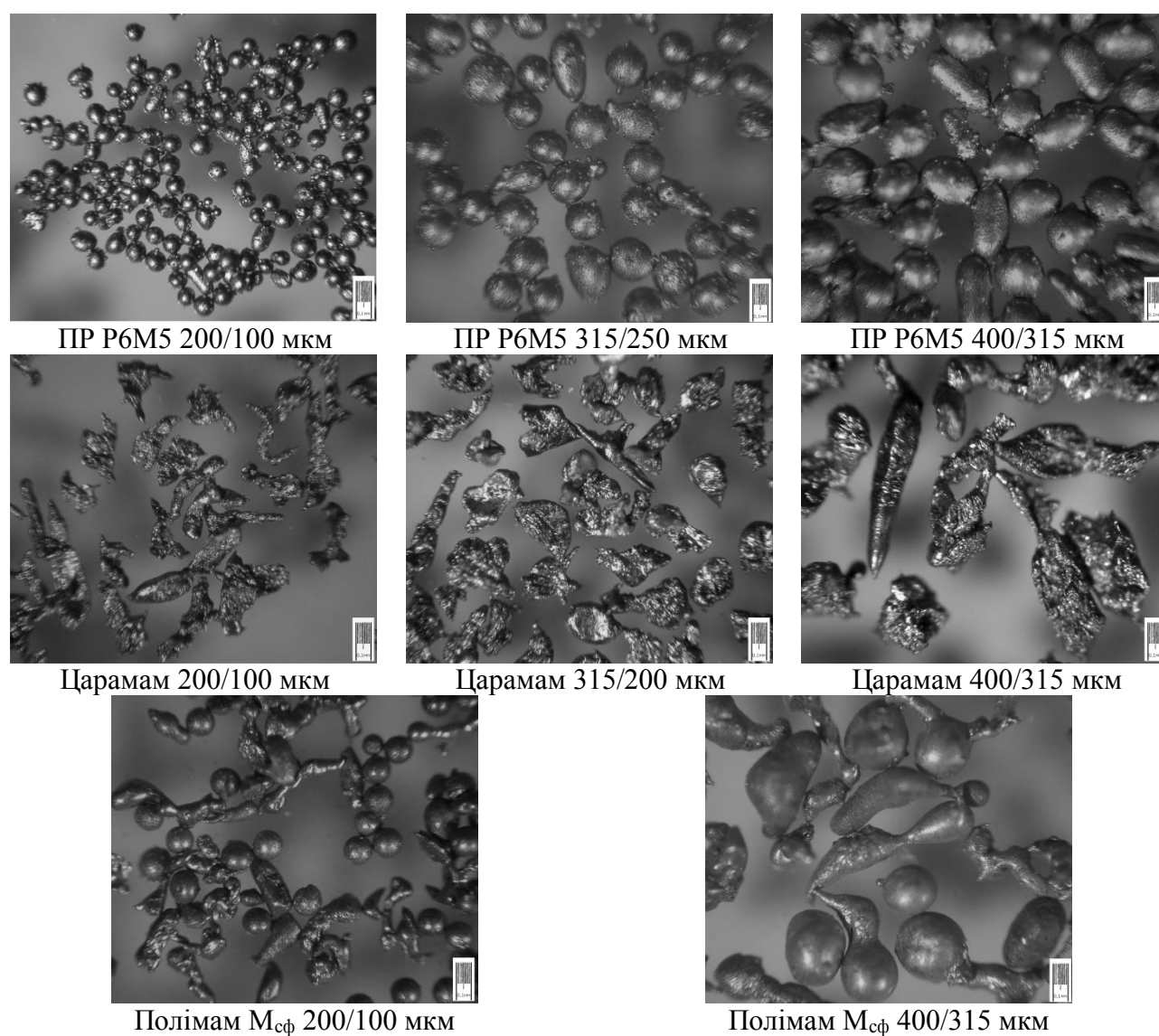


Рис. 2 – Зовнішній вигляд округлих частинок МАІП

Одним з відносно простих методів мікроскопічного аналізу розмірів порошкових матеріалів і їх форми є метод вимірювання моношару частинок з наступним статистичним обробленням отриманих результатів. Враховуючи специфіку процесу MAO і умов формування частинок МАІП силами магнітного поля у МАІ при мікроналізі порошків

контролювали максимальний розмір проекції кожної окремої частинки в шарі і розмір цієї проекції у перпендикулярному напрямку [3]. Вимірювали не менше 100 частинок кожного типу та розміру частинок порошку та визначали відношення довжини до ширини – коефіцієнт нерівності – k_f , який характеризує форму та подовження зерен [3, 8] (табл. 1).

Таблиця 1

Значення коефіцієнтів нерівності зерен різних порошкових МАМ – k_f

Тип порошку	Полімам Т			ДЧК _н *			ДЧК _{б/у} **			ПР Р6М5			Царамам			Полімам М	
	200/100	315/200	400/315	200/100	315/200	400/315	200/100	315/200	400/315	200/100	315/200	400/315	200/100	315/200	400/315	200/100	400/315
k_f	1,52	1,41	1,29	2,88	3,05	2,96	1,42	1,48	1,57	1,1	1,2	1,4	2,65	2,13	2,88	1,79	2,07

* – ДЧК_н, отримана в результаті розмелу попередньо гранульованих матеріалів;

** – ДЧК_{б/у}, яка використовувалася на установках струминно-абразивного оброблення після магнітної сепарації.

Частинки МАП можна поділити по ступеню нерівності: – рівнісні, з коефіцієнтом нерівності $k_f \leq 1,6$ – порошки типу Полімам Т, ДЧК_{б/у} та ПР Р6М5; – нерівнісні $k_f > 1,6$ – ДЧК_н, Царамам, Полімам М.

За даними, наведеними у роботах [1, 3, 9] кожна частинка МАІ для ефективного полірування повинна мати як можна більшу кількість різальних елементів. При чому важливим є спроможність окремих частинок до повороту відносно оброблюваної поверхні в процесі МАО, переміщення і відновлення форми МАІ [3, 10]. При мікроаналізі порошоків контролювали розмір радіусу округлення окремих проекцій РК кожної частинки на інструментальному мікроскопі УІМ-2М

Характерні залежності зміни розмірів РК частинок МАМ з рівнісними і нерівнісними частинками округлої і осколкової форми на прикладі фракції 200/100 мкм наведено на рис. 3.

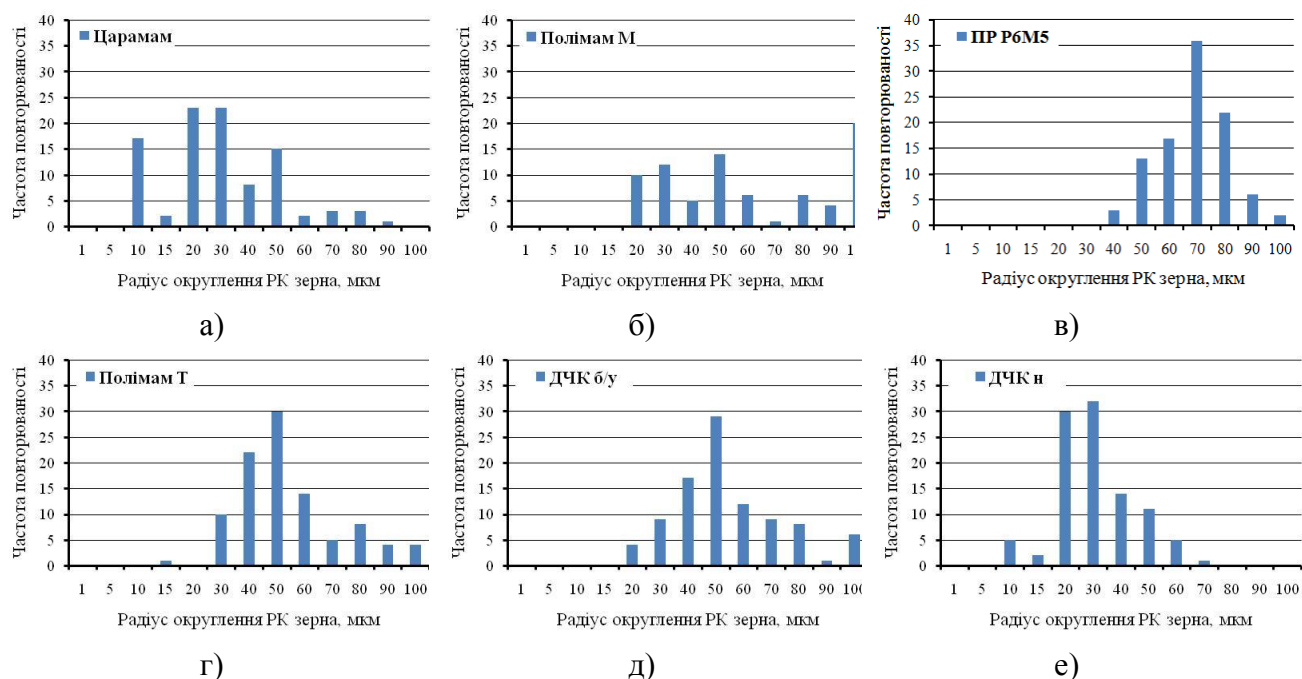


Рис. 3 – Розподіл радіусу округлення РК зерен: а), б) з округлою нерівнісною; в) округлою рівнісною; г), д) осколковою рівнісною; е) осколковою нерівнісною формами

На рис. 3 показано, що для рівновісних частинок як округлої так і осколкової форми розподіл радіусу округлення РК зерен в діапазоні від 10 до 100 мкм відповідає симетричному закону стандартного розподілення Гауса, а для нерівновісних частинок в характері розподілу в межах зміни радіусу з'являється суттєва несиметричність, яка визначається величиною ексцесу. Для порошку ДЧК_н з розміром фракції 200/100 мкм радіус округлення зменшується від 60 до 20 мкм, так як ці зерна мають витягнуту та гостру форму. Для рівновісного округлого порошку ПР Р6М5 з розміром частинок 200/100 мкм радіус округлення РК зерна змінюється в діапазоні 50 – 90 мкм, так як він має практично ідеальну округлу форму.

Для всіх типів порошків з різними розмірами фракцій частинок від 200/100 мкм до 400/315 мкм розрахункові значення статистичних характеристик наведено в табл. 2. Було визначено величину середнього радіусу округлення РК частинок, значення зміни його статистичних характеристик – таких як ексцесу, асиметрії, моди, стандартного відхилення та дисперсії.

Таблиця 2

Статистичні характеристики зміни радіусів округлення частинок МАІ

Тип порошку	Розмір частинок, мкм	Середній радіус округлення РК частинок, мкм	Ексцес	Асиметрія	Мода	Стандартне відхилення	Дисперсія
Полімам Т	200/100	48,61	0,16	0,81	32,78	19,44	377,82
Полімам Т	315/200	65,69	3,60	1,22	49,17	19,40	376,39
Полімам Т	400/315	101,54	0,78	0,97	106,54	39,45	1556,21
ДЧК _н	200/100	26,52	0,65	1,06	24,59	12,89	166,19
ДЧК _н	315/200	38,73	0,58	0,95	24,59	18,66	348,26
ДЧК _н	400/315	45,46	0,94	0,96	32,78	18,19	330,82
ДЧК _{δ/γ}	200/100	52,26	2,79	1,42	40,98	25,41	645,81
ДЧК _{δ/γ}	315/200	74,50	0,96	0,79	57,37	29,47	868,30
ДЧК _{δ/γ}	400/315	63,17	-0,48	0,48	49,17	28,29	800,12
Царамам	200/100	28,30	3,39	1,63	24,59	19,89	395,48
Царамам	315/200	37,44	3,1948	1,458836	16,39	21,59	466,42
Царамам	400/315	60,21	1,92	1,39	32,78	35,76	1278,86
ПР Р6М5	200/100	63,65	0,45	-0,27	65,56	12,48	155,87
ПР Р6М5	315/200	125,95	1,41	-1,38	131,12	24,77	613,34
ПР Р6М5	400/315	137,82	-0,54	-0,11	131,13	33,69	1135,43
Полімам М _{сф}	200/100	66,36	-1,59	-0,14	106,54	33,88	1147,61
Полімам М _{сф}	400/315	115,19	-0,89	0,44	73,76	55,41	3070,20

Встановлено, що зі збільшенням фракції від 200/100 до 400/315 мкм радіус округлення частинок зростає від 24 до 138 мкм відповідно. Така зміна пов'язана з особливостями виготовлення порошків, їх складом та властивостями. З аналізу значень величини ексцесу показано, що зерна порошків у яких він відрізняються від нуля і має додатні значення крива нормального розподілу має більш високу та гостру вершину, на відміну від розподілу з від'ємними значеннями ексцесу. Величина стандартного відхилення для порошків з округлою формою зерен зростає зі збільшенням фракції від 200/100 до 315/400 мкм, а для осколкових залишається практично не змінною. Окремо треба відзначити округлий рівновісний порошок ПР Р6М5, який має практично ідеальну сферичну форму зерен. За результатами аналізу радіусу округлення різальних кромки частинок порошків та коефіцієнту нерівності k_f , можна рекомендувати для формування МАІ при магнітно-

абразивному обробленні деталей, різної геометричної форми виготовлених з різноманітних матеріалів, використання магнітно-абразивних порошоків з різноманітною формою частинок. Так як частинки з округлою формою будуть забезпечувати підвищену полірувальну та зміцнювальну здатність за рахунок вигладжування оброблюваної поверхні деталей, що в меншій мірі буде реалізуватися при використанні порошоків з осколковою формою частинок.

Висновки

Вперше визначено радіуси округлення різальних кромки частинок магнітно-абразивних порошоків, які найчастіше використовуються при магнітно-абразивному обробленні в умовах великих робочих щілин. Отримані результати по зміні радіусу округлення різальних кромки порошку з розміром зерен від 200/100 до 315/400 мкм визначаються умовами виготовлення, подальшим процесом сепарації та класифікації МАП. Показано, що частинки МАП можна поділити по ступеню нерівності: – рівнісні, з коефіцієнтом нерівності $k_f \leq 1,6$ – порошки типу Полімам Т, ДЧК_{6/у} та ПР Р6М5; – нерівнісні $k_f > 1,6$ – ДЧК_н, Царамам, Полімам М.

Отримані результати дозволяють прогнозувати: різальні та полірувальні властивості магнітно-абразивного порошку сформованого з МАП, в процесі оброблення; здатність змінювати технологічні властивості МАІ, а саме керувати особливостями перемішування МАІ при МАО і процесами пов'язаними з відновленням форми і структури МАІ в процесі експлуатації.

Перелік джерел літератури: **1.** Оликер В.Е. Порошки для магнитно-абразивной обработки и износостойких покрытий. / Оликер В.Е. – М.: Металлургия, 1990. – 176 с. **2.** Барон Ю.М. Магнитно-абразивная и магнитная обработка изделий и режущих инструментов. Л.: Машиностроение, 1986. – 176 с. **3.** Майборода В.С. Основи створення і використання порошкового магнітно-абразивного інструменту для фінішної обробки фасонних поверхонь: дис. докт. техн. наук: спец 05.03.01. – К., 2002. – 404 с. **4.** Степанов О.В. Исследование процесса формирования магнитно-абразивного порошкового инструмента для обработки деталей сложной формы. дис. канд. техн. наук. : 05.16.06 / Степанов Олег Васильевич – К., 1997. -145с. **5.** Барон Ю.М., Желтобрюхов Е.М. Трение магнитно-абразивных порошков: внутреннее и в контакте с металлическими поверхностями. // Ленинград, 1985. – 10 с. – Деп. во ВНИИТЭМР №235 мш. **6.** Ульяненко Н.В. Підвищення працездатності твердосплавного інструменту шляхом застосування магнітно-абразивного оброблення та нанесення зносостійких покриттів. Дис. канд. техн. наук.: 05.03.01 / Ульяненко Наталія Валентинівна. - Київ, 2006. – 160с. **7.** Майборода В. С. Застосування магнітно-абразивної обробки для зміцнення різального інструменту / В.С.Майборода, Н.В.Ульяненко, Л.Г.Дюбнер, О.А.Івановський // Вісник ЖДТУ – 2003.-№3(27). – С.22-31. **8.** Чернявский К.С. Стереология в металловедении. – М.:Металлургия, 1977. – 280с. **9.** Крымский М.Д. Влияние формы магнитно-абразивных зерен на их режущую способность. // Порошковая металлургия. – 1983. - №6. – С.83-85. **10.** Майборода В.С. Дослідження властивостей магнітно-абразивного інструменту сформованого з сумішей порошоків, Процеси механічної обробки в машинобудуванні. Збірник наук. праць ЖДТУ, вип.6, 2009. - С.144-159.

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

ГЕОМЕТРИЧНІ ХАРАКТЕРИСТИКИ МАГНІТНО-АБРАЗИВНИХ ПОРОШКІВ

Ткачук І.В., Майборода В.С.

Досліджено геометричні і мікрогеометричні характеристики магнітно-абразивних порошоків, які використовуються при магнітно-абразивному обробленні. Виконано статистичний аналіз отриманих результатів. Визначено статистичні характеристики значень радіусів округлення різальних кромок для порошоків з розміром зерен від 200/100 до 400/315 мкм, які найчастіше використовуються при магнітно-абразивному обробленні в умовах великих робочих щілин. Визначено коефіцієнт нерівності частинок порошоків. Показано, що до нерівновісних відносяться порошки у яких $k_f > 1,6$, а до рівновісних $k_f \leq 1,6$, а величина середнього радіуса різальних кромок частинок може змінюватися від 24 до 138 мкм і залежить від форми частинок і способів їх виготовлення.

ГЕОМЕТРИЧЕСКИЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ МАГНИТНО-АБРАЗИВНЫХ ПОРОШКОВ

Ткачук И.В., Майборода В.С.

Исследовано геометрические и микрогеометрические характеристики магнитно-абразивных порошков, которые используются при магнитно-абразивной обработке. Проведено статистический анализ полученных результатов. Определено статистические характеристики значений радиусов округления режущих кромок для порошков с размером зерна от 200/100 до 400/315 мкм, которые чаще всего используются при магнитно-абразивной обработке в условиях больших рабочих щелей. Определено коэффициент неравноосности частиц порошков. Показано, что к неравноосным относятся порошки у которых $k_f > 1,6$, а к равноосным $k_f \leq 1,6$, а величина среднего радиуса режущих кромок может изменяться от 24 до 138 мкм и зависит от формы частиц и способов их получения.

GEOMETRIC CHARACTERISTICS OF MAGNETO-ABRASIVE POWDERS

Tkachuk I., Maiboroda V.

The geometrical and microgeometrical characteristics of magneto-abrasive powders, which are used by the magneto-abrasive machining, were investigated. The statistical analysis of obtained results was carried out. Statistical characteristics of radiuses of cutting edge rounding for powders with grains size from 200/100 to 400/315 μm were defined, which are most commonly used by the magneto-abrasive machining at conditions of large working gap. The nonequiauxial coefficient of powders grains was defined. Shown that to nonequiauxial belong the powders, which have $k_f > 1.6$, to equiauxial $k_f \leq 1.6$, and the value of the average radiuses of cutting edge rounding can vary from 24 to 138 μm and depend on the shape of the grains and on methods of their production.

Ключові слова: Магнітно-абразивне оброблення, магнітно-абразивний інструмент, магнітно-абразивний порошок, радіус округлення різальної кромки, коефіцієнт нерівності.

Ключевые слова: Магнитно-абразивная обработка, магнитно-абразивный инструмент, магнитно-абразивный порошок, радиус округления режущей кромки, коэффициент неравноосности.

Key words: Magneto-abrasive machining, magneto-abrasive tool, magneto-abrasive powder, radius of cutting edge rounding, nonequiauxial coefficient.

Дата надходження статті: 28 травня 2014 р.

УДК 621.91:678.5

Гречук А.І., Глоба О.В.
 НТУУ «КПІ», м. Київ, Україна
grechukand@gmail.com, g_a_v@ukr.net

ВИЗНАЧЕННЯ ТЕМПЕРАТУРНОГО ПОЛЯ В ЗОНІ РІЗАННЯ ПРИ СВЕРДЛІННІ ПКМ

Процес різання - це складний процес і зазнає змін від варіювання будь-якої його складової. Складовими такого процесу є: геометрія інструменту, матеріал ріжучої кромки та всього інструменту, режими різання, тощо. Від зміни перерахованих параметрів змінюються такі фактори, як шорсткість обробленої поверхні, знос інструменту, гучність звуку при обробці, вібраційні та температурні показники. Одними з найпоказовіших факторів є показники температури, що виникають в зоні різання і всьому об'ємі заготовки в процесі обробки. Тому актуальність роботи зумовлена визначенням фактичної температури в зоні різання ПКМ для подальшого аналізу та удосконалення процесу різання шляхом зміни структури та геометрії свердла. Температура в основному залежить від самого оброблюваного матеріалу і його фізичних та хімічних властивостей. Оброблюваним матеріалом є вид полімерного композиційного матеріалу - вуглепластик. Цьому матеріалу притаманна висока ударна стійкість, зносостійкість, піддатливість до формоутворень, мала теплопровідність, а температура в зоні різання досягає 200°C. Тому матеріал знаходить все ширше застосування в машинобудуванні.

Метою даної роботи є визначення температурного поля при свердлінні ПКМ за для визначення фактичної температури в зоні різання.

При свердлінні вуглепластику теплота, яка утворюється присвердлінні ПКМ поширюється за певними теплофізичними законами. Аналітичний розрахунок температурного поля дає змогу визначити теоретичні зони значень температури та кількість теплоти, що виділяється з урахуванням віддалення від джерела теплоти до переферичних зон і з плином часу обробки. Розрахунок зон проводиться за формулою (1).

$$\frac{dT}{dt} = -\frac{\lambda}{c \cdot m} \frac{(T_2 - T_1)}{dx} dS; \quad (1)$$

де dT - це значення різниці температур сміжних елементів; dt - час взаємодії джерела тепла і заготовки; λ - це теплопровідність матеріалу заготовки; c - питома теплоємність матеріалу заготовки; m - маса заготовки; T_1 - температура джерела нагрівання; T_2 - температура навколишнього середовища; d_x - значення, яке задається дискретно для визначення віддалення зон від джерела теплоти; dS - площа температурної зони.

Рівняння теплового балансу подане у диференційній формі. Це дає змогу задати потрібну дискретність таких змінних, як час, віддалення від просвердленого отвору та урахування температури зовнішнього середовища. Також забезпечує розрахунок температури, враховуючи форму заготовки, зводячи її до найпростіших геометричних форм на кшталт: квадрата, прямокутника, кола, тощо. Це є досить важливою перевагою, так як лінії теплового поля у заготовках різних форм поширюються по різному.

Композиційні матеріали широко використовуються у машинобудуванні і загалом відрізняються між собою своїми фізичними характеристиками. Використовуючи однорідну, не армовану структуру, можна зазначити необхідні характеристики вуглепластика для визначення температурного поля. Для розрахунку температурного поля шляхом вирішення диференційного рівняння необхідно прийняти початкові параметри обробки, що вказані у таблиці 1.

Таблиця 1

Початкові параметри обробки		
№	Параметр	Величина
1	Розміри заготовки (довжина, ширина, товщина), мм	100 × 100 × 3
2	Густина $\rho, \frac{г}{см^3}$	1,5
3	Теплопровідність $\lambda, \frac{Вт}{м \cdot К}$	0,8
4	Питома теплоємність $c, \frac{кДж}{кг \cdot К}$	1
5	Маса заготовки $m, г$	45
6	Температура в зоні різання вуглепластика T_2 , градуси	200
7	Температура навколишнього середовища (повітря) T_1 , градуси	20
8	Діаметр свердла, мм	10

Спростимо диференціальне рівняння (1) до функції двох змінних(2): температури T , та віддалення від отвору x .

$$T(T, x) = \frac{\lambda \cdot (T_2 - T_1)}{c \cdot m} t \cdot x; \quad (2)$$

В даному рівнянні шуканою величиною є температура T , величиною відносно якої змінюється температура є x . Оберемо діапазон значень для величини віддалення від зони нагріву з дискретністю $0,1 мм$. Тоді x буде варіюватися від 3 до 16 мм. Інші значення констант приведені в таблиці 1.

Отримані результати зображені на рис.1, як графік залежності температури від величини віддалення від отвору.

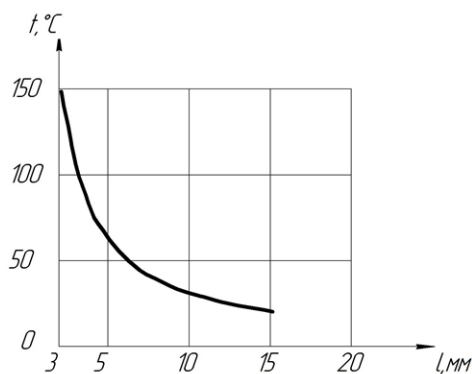


Рис. 1. – Графік залежності температури відносно віддалення від отвору

Вуглепластик – це матеріал з не високою теплопровідністю. Найвища температура зосереджується на відстані 3 мм від просвердленого отвору, а на відстані 15 мм вона дорівнює температурі навколишнього середовища. Тому можна зробити висновок, що вимір температури доцільно проводити якнайближче до зони різання.

Оберемо зони температурного поля, в 3, 4, 5, 7, 10 мм навколо отвору просвердленого свердлом, та зобразимо на них відповідні середні температури за для знаходження оптимального положення термомпари (Рис.2).

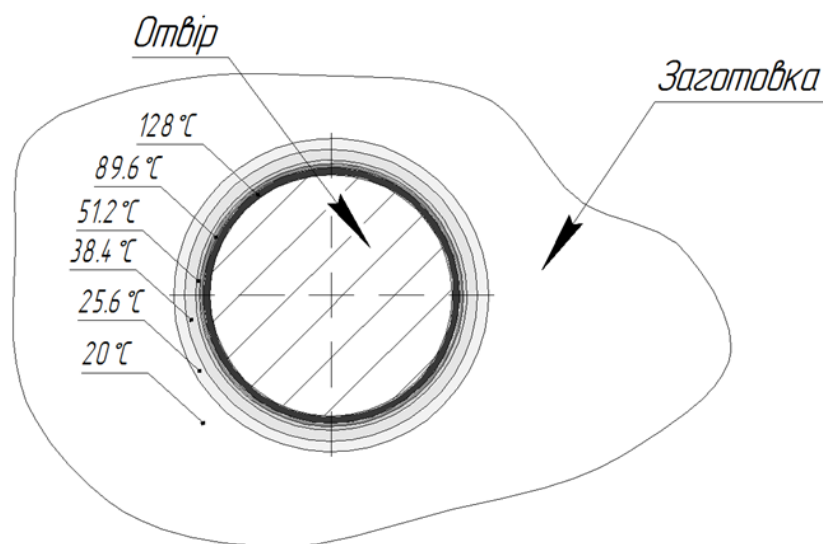


Рис. 2. – Температурне поле

Аналітичний розрахунок температурного поля можна порівняти та перевірити емпіричним шляхом. Наприклад вимір температури полімерного композиційного матеріалу засобами напівштучних термопар - визначення температури за допомогою хромель-капельової напівштучної термопари, врізаної в заготовку. З урахуванням аналітичних розрахунків та технологічних міркувань копелі розташовано на відстані 4 мм від отвору (рис. 3).

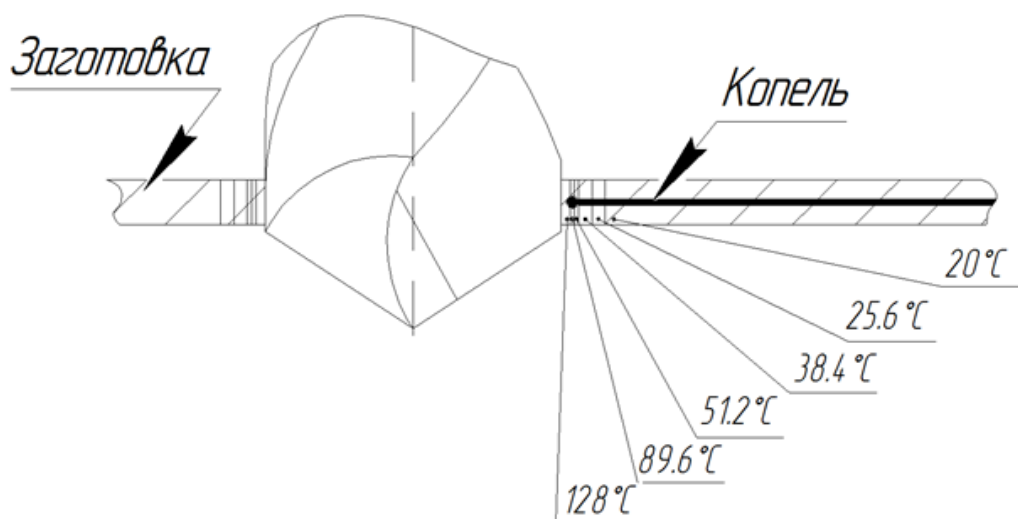


Рис. 3. – Розташування термопари

Під час свердління (Рис.4) тепло, що виділяється в заготовці та в свердлі вимірюється, як ЕРС, виникаюча між заготовкою в зоні контакту та металевою щіткою, що контактує з хвостовиком свердла. ЕРС подається на датчик температури та засобами градації струму переводиться в температурні величини.

Так як ЕРС фіксуються у зонах вищої температури: на заготовці та хвостовика свердла, вимірювальна температура є фактичною.

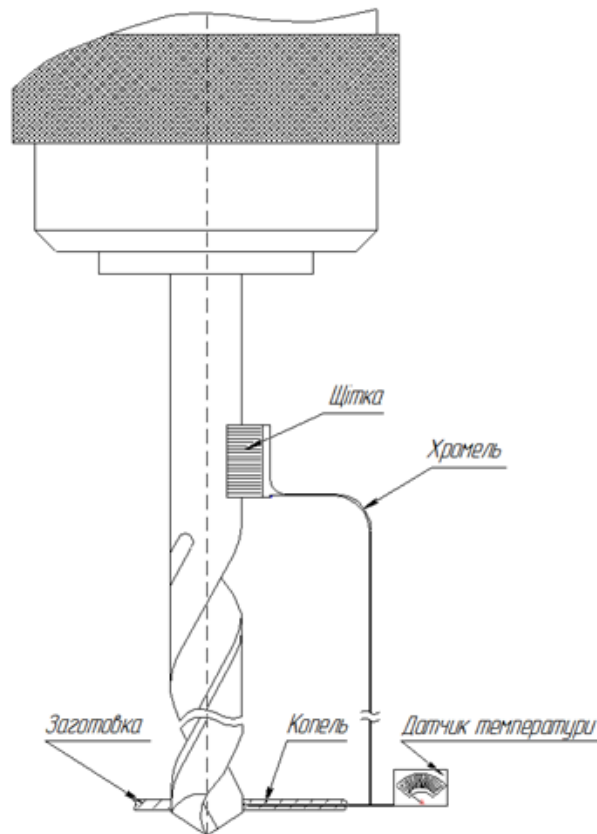


Рис.4. – Схема виміру температури

Показники залежать в основному від розташування точок контакту між оброблюваним матеріалом та самою термопарою. За рахунок визначення температурного поля, можна досягти вимір температури в певних, потрібних температурних зонах. Це надасть змогу фіксувати не середню температуру по заготовці, а фактичну - близьку до температури зони різання. Перевірка значень може здійснюватись також і лазерним пірометром в конкретній точці заготовки.

Висновки

У даній роботі описані розрахунки температурного поля при свердлінні ПКМ. Описане пристосування для виміру фактичної температури в зоні різання засобами напівштучних термопар. За отриманими результатами побудований графік залежності температури відносно віддалення від отвору та зображена схема розподілу температурних полів. Проаналізовані дані дають змогу визначити оптимальне положення термопар в зразку для більш точного виміру фактичної температури в зоні різання. Виявлено, що оптимальним значенням віддалення від джерела тепла є 4 мм. Подальше порівняння анілітичного розрахунку виділеної теплоти свердла і сприйнятої теплоти заготовки з імпіричними значеннями дасть змогу визначити реальні затрати теплоти та більш глибоко дослідити процес свердління і різання загалом.

Перелік джерел літератури: 1. Золотухин Ю.А., Ярышев Н.А., Моделирование и расчет температурных полей в переходных процессах теплопроводности, С. 249-256, 2001.
2. Конкин А. А., Углеродные и другие жаростойкие волокнистые материалы, М., 1974.
3. Костиков В.И., Дергунова В.С., Композиционные материалы на основе углерода, М., 1978.
4. Справочник по композиционным материалам, под ред. Дж. Любина, 1-2, М., 1988.

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

ВИЗНАЧЕННЯ ТЕМПЕРАТУРНОГО ПОЛЯ В ЗОНІ РІЗАННЯ ПРИ СВЕРДЛІННІ ПКМ

Гречук А.І., Глоба О.В.

У даній роботі описані розрахунки температурного поля при свердлінні ПКМ. Проаналізовані отримані данні: побудований графік залежності температури відносно віддалення від отвору, зображена схема розподілу температурних полів. Описане пристосування для виміру фактичної температури в зоні різання засобами напівштучних термопар. Визначено оптимальне положення термопар в зразку для більш точного виміру фактичної температури в зоні різання.

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ТЕМПЕРАТУРНОГО ПОЛЯ В ЗОНЕ РЕЗАНИЯ ПРИ СВЕРЛЕНИИ ПКМ

Гречук А.И., Глоба А.В.

В данной работе описаны расчеты температурного поля при сверлении ПКМ. Проанализированы полученные данные: построен график зависимости температуры относительно удаления от отверстия, изображена схема распределения температурных полей. Описано приспособление для измерения фактической температуры в зоне резания средствами полуискусственный термопар. Определены оптимальное положение термопар в образце для более точного измерения фактической температуры в зоне резания.

DETERMINATION OF TEMPERATURE FIELD IN THE CUTTING ZONE OF DRILLING PCM

Grechuk A.I, Globa A.V.

This article describes the calculation of the temperature field while drilling PCM.

The data analysis includes the temperature graph of the dependence on the distance from the hole and the diagram of the distribution of temperature zones. The device for measuring the actual temperature in the cutting zone by the means of the napivshchynyh thermocouples has been described. The optimal position of the thermocouple in the sample for more accurate measurement of the actual temperature in the cutting zone has been determined.

Ключові слова: Свердло, отвір, температурне поле, зона різання, термопара

Ключевые слова: Сверло, отверстие, температурное поле, зона резания, термопара

Key words: Drill, hole, temperature field, cutting zone, thermocouple

Дата надходження статті: 28 травня 2014 р.

УДК 621.91

Дроздік В. В., Глоба О. В.
 НТУУ КПИ, кафедра ИТМ, м. Київ, Україна
g_a_v@ukr.net

ДОСЛІДЖЕННЯ ЗМІНИ ПЕРЕДНЬОГО КУТА ТРЬОХПЕРОВОГО СВЕРДЛА

Вступ

Розвиток авіаційної та космічної техніки пов'язаний з розширенням застосування композиційних матеріалів (КМ), які мають високі фізико-механічні, теплофізичні, діелектричні характеристики. КМ отримали широке поширення в авіаційній промисловості завдяки комбінації механічних, фізичних і хімічних властивостей. КМ застосовуються на практиці, як заміники металу, так і для виробництва оригінальних полімерних деталей.

Свердління КМ є найбільш розповсюдженою операцією їх механічної обробки. Як різальні інструменти використовують спіральні свердла із швидкорізальної сталі, свердла із твердосплавними пластинами, алмазні свердла, вирізні різці. В процесі обробки зношування інструменту і якість значною мірою залежать від марки ПКМ, його армування та інше. Вимоги до якості отворів, як правило не дуже високі, і відповідають $Rz \geq 20$ мкм, тобто свердління може бути як остаточною операцією, так і попередньою перед зенкеруванням, розгортанням і нарізуванням різьби.

Так як КМ неоднорідні та ізотропні, їх свердління відрізняється від звичайної обробки, тобто у більшості випадків супроводжується наявністю пошкоджень навкруги отворів. До дефектів обробки також відносяться розшарування між шарами, виривання джгутів або ниток армування, утворення міжшарових тріщин або температурні пошкодження (прожоги). Наявність цих дефектів впливає не тільки на несучу спроможність, але і на надійність виробу в цілому. Одним із найбільш важливих і впливовіших факторів у появі дефектів є зношування свердел за рахунок абразивної дії твердих складових КМ. Тобто проблема дослідження свердління КМ є актуальною.

При свердлінні КМ важливу роль відіграє перемичка, вона здійснює зсув верхніх шарів оброблювального матеріалу та впливає на центрування свердла. Створення трьохперового свердла дозволяє здійснити процес центрування інструменту і не здійснюється процес зсуву слоїв перемичкою: проколюються перші шар і далі вступає в роль підточка. В сучасних умовах конструкції і геометрії трьохперих свердлів не є повністю дослідженні. В даній роботі проводиться застосування стандартних формул визначення переднього кута двохперового свердла за методикою Родіна П. Р. для визначення переднього кута трьохперового свердла для різних діаметрів свердла, також за допомогою програми GMDHshell отримана формула для визначення переднього кута свердла в залежності від діаметра, довжини різальної кромки і кута ω .

Основна частина

В даній роботі застосовувались свердла з діаметром $d = 8, 10$ мм, кут $\omega = 25^\circ, 30^\circ, 35^\circ$. Модель визначення переднього кута отримана за допомогою програми GMDHshell:

$$\gamma = d \cdot 1,2,19344 + d \cdot \omega \cdot 0,0986451 - d^2 \cdot 0,558595 + 1 \cdot 17,3814 - 12 \cdot 4,21814 - \omega \cdot 1,67754 + \omega^2 \cdot 0,0167117$$

Загальна теорія і методика визначення геометричних параметрів стандартного спірального свердла розроблена П.Р. Родіним в роботі [1]. Показано, що з точки зору геометрії ріжучої частини свердел, цей інструмент є самим несучасним і характеризується різкою зміною геометричних параметрів уздовж ріжучої кромки.

Визначення переднього кута свердла проводиться п наступним залежностям:

$$tg\gamma_{hx} = tg\omega_x * \frac{1 - \sin^2 \mu_x * \sin^2 \varphi_x}{\sin \varphi_x * \cos \mu_x} - tg\mu_x * \cos \varphi \quad (1)$$

$$tg\gamma = \frac{tg\gamma_{hx}}{\cos \lambda_x} \quad (2)$$

$$\cos \lambda_x = \sin \varphi * tg \mu_x \quad (3)$$

На рисунку 1, 2, 3 представлені графіки зміни переднього кута, визначеного за формулами П. Р. Родіна, програми GMDHshell і безпосередньо з моделі свердла для діаметра 10 мм, $\omega = 25^\circ, 30^\circ, 35^\circ$.

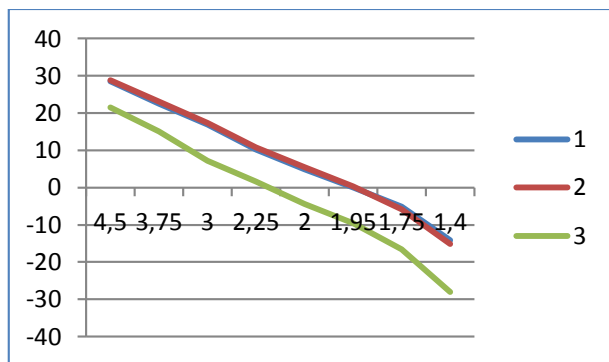


Рис. 1 – Графік зміни переднього кута (d= 10мм, $\omega= 25^\circ$)

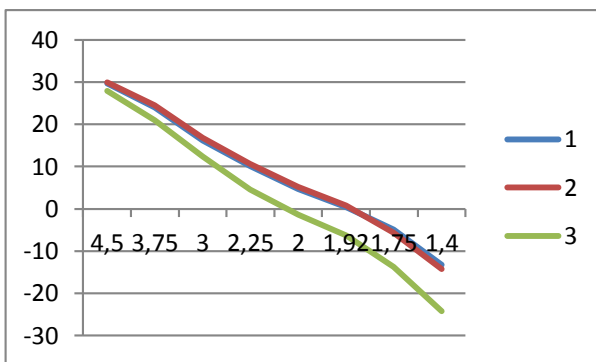


Рис. 2 – Графік зміни переднього кута d= 10мм, $\omega= 30^\circ$

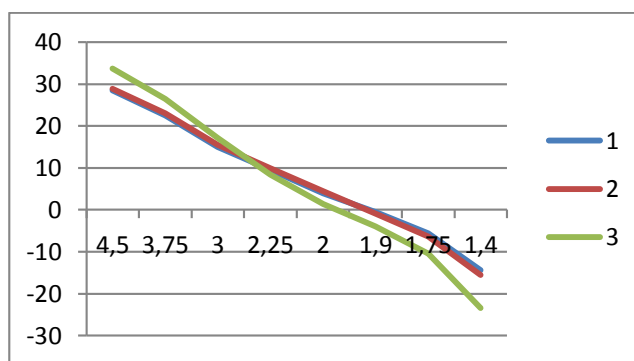


Рис. 3 - Графік зміни переднього кута (d= 10мм, $\omega= 35^\circ$)

Де: 1- кут, визначений з моделі свердла; 2 - кут, визначений по моделі GMDH shell; 3 - кут, визначений за формулами П. Р. Родіна.

Як бачимо з даних рисунків аналітичне визначення переднього кута за формулами П. Р. Родіна найближче до дійсного значення у моделі 3.

На рисунку 4, 5, 6 представлені графіки зміни переднього кута визначеного за формулами П. Р. Родіна, програми GMDH shell і безпосередньо визначений з моделі свердла для діаметра 8 мм, $\omega = 25^\circ, 30^\circ, 35^\circ$.

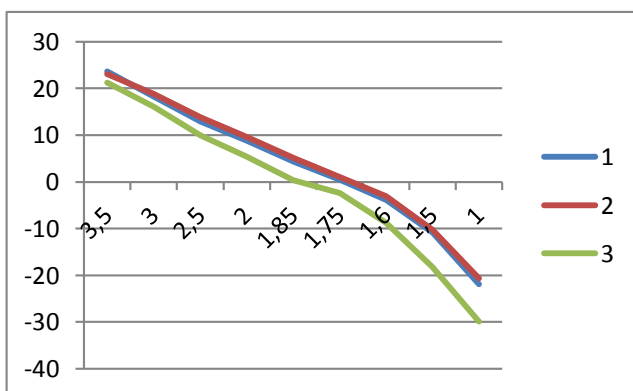


Рис. 4 – Графік зміни переднього кута (d= 8 мм, $\omega= 25^\circ$)

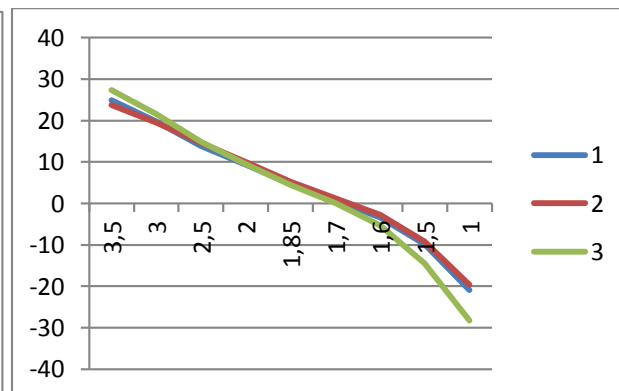


Рис. 5 – Графік зміни переднього кута d= 8 мм, $\omega= 30^\circ$

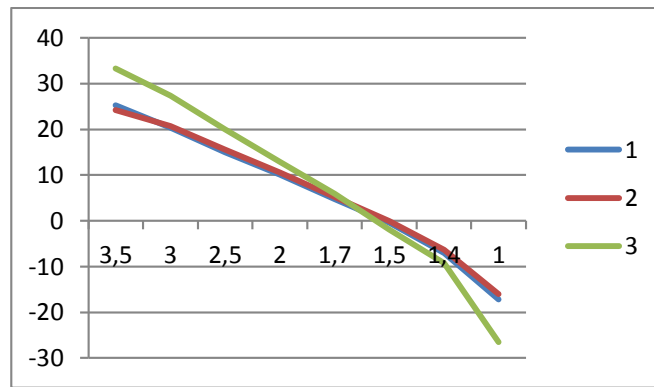


Рис. 6 – Графік зміни переднього кута
($d=8$ мм, $\omega=35^\circ$)

Де: 1- кут, визначений з моделі свердла; 2 - кут, визначений по моделі GMDH shell; 3 - кут, визначений за формулами П. Р. Родіна.

Як бачимо з даних рисунків аналітичне визначення переднього кута за формулами П. Р. Родіна близьке до значень отриманих безпосередньо із 3D моделі свердла та визначених по моделі GMDHshell.

Висновки

В статті проведений аналіз визначення переднього кута свердла за аналітичним методом за допомогою методики П. Р. Родіна, програми GMDHshell і безпосередньо визначений з моделі. Показано, що кути визначені за методиками П. Р. Родіна і виміряні з 3d моделі для діаметру 10 мм. суттєво відрізняються, тобто не можемо для даного діаметра застосовувати формули Родіна П. Р. Для діаметра 8 мм. всі три значення знаходження переднього кута практично співпадають. Тобто із зменшенням діаметра свердла формули Родіна П. Р. можна використовувати для визначення геометрії переднього кута свердла

Перелік джерел літератури: 1. Родин П.Р. Геометрия режущей части спирального сверла / К. : Техника, 1971. -135 с. 2. Васильєв В.В., Протасов В.Д., Болотін В.В. і ін. / Під заг. ред. В.В. Васильєва Композиційні матеріали: Довідник. – М.: Машинобудування, 1990. – 512с. 3. Акіра Кобаяши. Обробка пластмас різанням. – М.: Вища школа, 1993. –320 с. 4. Криштопа Н.А. і ін. Обробка отворів у композиційних матеріалах. – К.: Техніка, 1980.–126 с. 5. Степанов А.А. Обробка різанням високо міцних композиційних матеріалів. – Л.: Машинобудування, 1987. –178 с.

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

ДОСЛІДЖЕННЯ ЗМІНИ ПЕРЕДНЬОГО КУТА ТРЬОХПЕРОВОГО СВЕРДЛА

Дроздiк В.В., Глоба О. В.

У статті проведено аналіз визначення переднього кута свердла по аналітичним методом за допомогою методики П. Г. Батьківщина, програми GMDH shell і безпосередньо визначений з моделі. На основі моделювання зроблено висновки про варіанти застосування формули П. Г. Батьківщина для різних діаметрів спіральних свердел.

ИССЛЕДОВАНИЕ ИЗМЕНЕНИЯ ПЕРЕДНЕГО УГЛА ТРЬОХПЕРОВОГО СВЕРЛА

Дроздик В. В., Глоба О. В.

В статье проведен анализ определения переднего угла сверла аналитическим методом с помощью методики П. Г. Родина, программы GMDH shell и непосредственно определен с модели. На основе моделирования сделаны выводы о вариантах применения формулы П. Г. Родина для различных диаметров спиральных сверл.

ANALYSIS OF CHANGES IN FRONT ANGLE DRILL THREE PERRIER

Drozdyk V., Globa O.

The article analyzes the definition of rake angle drills on an analytical method using the procedure P. Rodin program GMDH shell directly determined from the model. Simulation-based conclusions about the applications, the formula P.Rodin for various diameters of twist drills.

Ключові слова: Свердло, отвір, моделювання, 3Д модель, перо свердла, передній кут

Ключевые слова: Сверло, отверстие, моделирование, 3Д модель, перо сверла, передний угол

Keywords: Drill, hole, modeling, 3D model, feather drill, front corner

Дата надходження статті: 28 травня 2014 р.

УДК 621.91:678.5

Булах І.О., Глоба О.В.
НТУУ «КПІ», м. Київ, Україна
irina_bulah7@mail.ru
g_a__v@ukr.net

ДОСЛІДЖЕННЯ ОСЦИЛЮЮЧОГО СВЕРДЛІННЯ ПКМ ТИПУ ВУГЛЕПЛАСТИК

Враховуючи сучасний розвиток технологій обробки полімерних композиційних матеріалів (ПКМ), а також різноманітність будови матеріалу, до них застосовується ряд технологічних процесів. Свердління отворів у ПКМ являється найбільш розповсюдженою операцією обробки, а інструмент та режими різання, підібрані для металу або для певного типу ПКМ не є працездатними. Тому для забезпечення високих вимог сучасного авіабудування, а саме точності отворів (Н9-Н10), необхідне створення нового інструменту та способів обробки ПКМ.

Метою даної роботи являється дослідження процесу свердління ПКМ типу вуглепластик, з застосуванням розробленої конструкції інструменту та осцилюючого способу свердління.

Результати проведених експериментів дадуть можливість оптимізувати геометрію свердла, підвищити його стійкість та якість оброблюваних отворів. Актуальним є дослідження рівня зношування інструменту для своєчасної його заміни, а також побудова математичних моделей процесу, що дозволять прогнозувати результат процесу різання при зміні певного параметру.

Стандартне свердління, що застосовується при обробці ПКМ, призводить до появи розшарування матеріалу, що значно знижує якість отворів. Для уникнення появи розшарування та підвищення якості поверхні в роботі застосовувався осцилюючий рух інструменту, що забезпечував двонапрявлене свердління.

На рис. 1 та рис. 2 показаний вигляд експериментальної установки. Величина зношування розраховувалась шляхом комп'ютерного аналізу віброакустичного сигналу [1].

За допомогою датчика 6, встановленого на зразку вуглепластика (товщина 6 мм, перехресне армування (викладка 0-90°) органічною сіткою) 8, був отриманий сигнал, що пройшов через підсилювач 2 та перетворювач 3 на комп'ютер. Далі отриманий сигнал фільтрувався у програмі Cool edit pro 2.0, який дозволяє обробляти сигнал, записаний з мікрофона чи іншого пристрою (в нашому випадку з датчика), а потім представляти сигнал у вигляді текстового файлу.

На рисунку 3 зображений вигляд пристрою для осцилюючого свердління ПКМ (заявка № а 2014 00844 на винахід).

Даний пристрій забезпечує двонапрявлене свердління композиційних матеріалів, зокрема типу вуглепластик та склопластик, в якому точність виконання отворів підвищується за рахунок осцилюючого руху свердла, що дозволяє позбутися розлохмачування волокон КМ та міжшарового розшарування.

Осцилююче свердління здійснюється за рахунок наявності у пристрої пари: рухоме зубчасте колесо та рухома зубчаста рейка, що забезпечує двонапрявлений рух свердла. Зубчаста рейка за рахунок конструкції пристрою виконує зворотно-поступальний рух, і призводить до реверсивного руху свердла. Після досягнення зубчастою рейкою критичної точки, напрям обертання свердла змінюється на протилежний.

Були приведені дослідження щодо кількості обертів інструменту. Метою досліджень були оптимальна якість отворів, а також габарити пристрою для можливості його кріплення до верстата. В результаті була отримана конструкція, що забезпечує 3 оберти інструменту за годинниковою стрілкою, та 3 оберти проти.

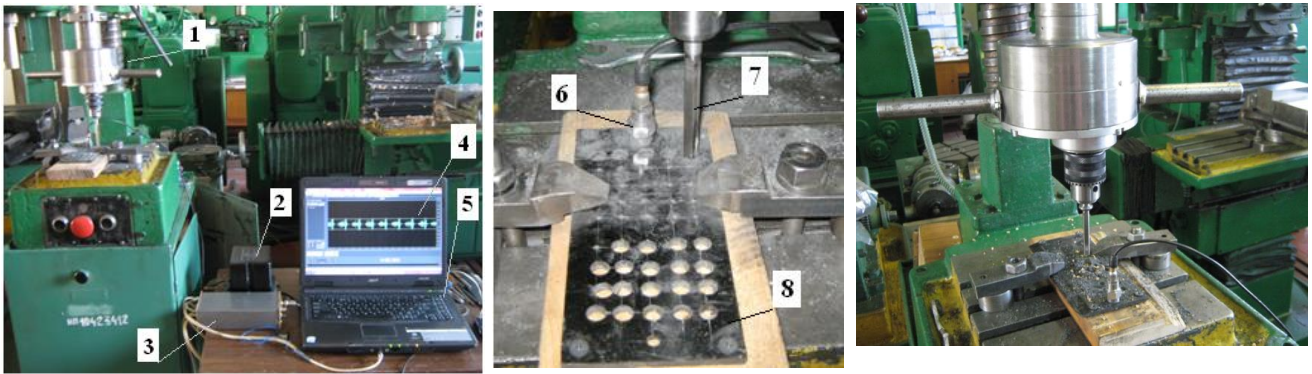


Рис. 1 – Вигляд експериментальної установки
1- Пристрій для осцилюючого свердління ПКМ, 2- підсилювач, 3- аналогово-цифровий перетворювач, 4- вигляд отриманого вібро-акустичного сигналу, 5- ЕОМ

Рис. 2 – Елемент установки
6- вібро-акустичний датчик, 7- осцилююче свердло, 8- зразок ПКМ

Рис. 3 – Вигляд пристрою для осцилюючого свердління ПКМ

Також була розроблена конструкція свердла, яка зображена на рисунках 4 та 5 (заявка на корисну модель № у 2014 00845). Досліджувалися 4 зразки інструменту з різними подвійними головними кутами в плані – 110° , 120° , 130° та зі сферичною заточкою (надалі зразки 1, 2 і 3 та 4 відповідно). Діаметр свердла 8 мм, матеріал – P18, твердість – HRC 60. Швидкоріжуча сталь була обрана через необхідність отримати видимий результат зношування при малій серії експерименту.

Застосування осцилюючого свердла дозволяє забезпечити високу якість отворів у ПКМ за рахунок осцилюючого (двонапрявленого) свердління. Різальні кромки даного свердла є плоскими та виконані дзеркально, відсутня гвинтова лінія. Внаслідок такої конструкції інструменту підвищується ефективність процесу обробки ПКМ та якість і точність отворів.

Інструмент (рис. 4) містить головну різальну кромку 1, допоміжну різальну кромку 2, яка імітує роботу розгортки, робочу частину 3, в якій відсутня гвинтова канавка та зворотна конусність, шийку 4, циліндричний хвостовик 5 (можливе застосування хвостової частини, виконаної по конусу Морзе), поперечну кромку 6.

За рахунок роботи пристрою, свердло виконує 3 оберти за годинниковою стрілкою та стільки ж обертів проти годинникової стрілки позмінно. В процесі свердління приймає участь також допоміжна різальна кромка 2, що виконує роль розгортки, за рахунок відсутності зворотної конусності.

Також були проведені дослідження щодо вимірювання температури зони різання. Температура, що виникає при різанні ПКМ, впливає не тільки на зношування інструменту, але і на якість обробленої поверхні. Зокрема термодеструкція шарів ПКМ робить застосування такої деталі неможливим.

До найбільш поширених підходів з вимірювання температури відноситься метод термопар, що ґрунтується на ефекті Зеєбека, який може бути реалізований кількома шляхами. Виділяють методи: природної, штучної і напівштучної термопар [2].

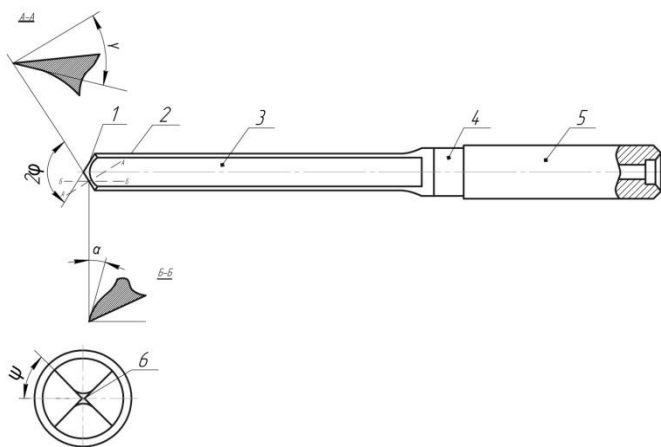


Рис. 4 –Схема осцилюючого свердла

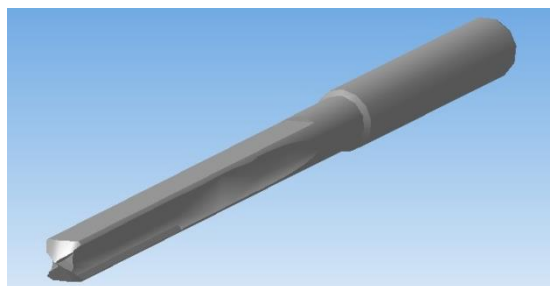


Рис. 5 – Модель осцилюючого свердла

В даній роботі застосовувалося вимірювання температури за допомогою природної термопари за наступною схемою:

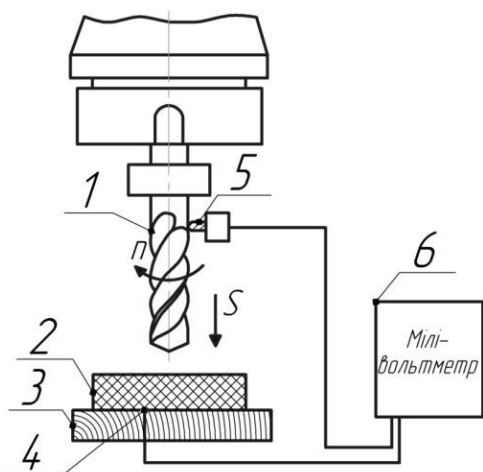


Рис. 6 – Схема вимірювання температури інструменту



Рис. 7 – Зображення пристосування для вимірювання температури інструменту



Рис. 8 – Зображення лазерного пірометра, що був застосований для дослідження

На рисунку 6: 1 – інструмент, 2 – зразок вуглепластика, 3 – підложка, 4 – місце введення одного з контактів мілівольтметра, 5 – щітка, до якої прикріплений другий контакт вольтметра та яка перебуває в безпосередньому контакті з інструментом, 6 – мілівольтметр для вимірювання термо-ЕРС.

На рисунку 7 показаний спосіб закріплення контакту термопари на інструменті.

Широке поширення набув метод вимірювання температури за допомогою пірометра. Основною особливістю даного методу є безконтактна передача інформації, що дозволяє уникнути шумів і наведень, властивих термоелектричного методу вимірювання. На рисунку 8 подане зображення лазерного пірометра, що застосовувався для вимірювання температури зони різання.

Температурна залежність для осцилюючого інструменту показана на рисунку 9. З діаграми видно, що температура по головній різальній кромці інструменту майже вдвічі перевищує температуру бічної різальної кромки.

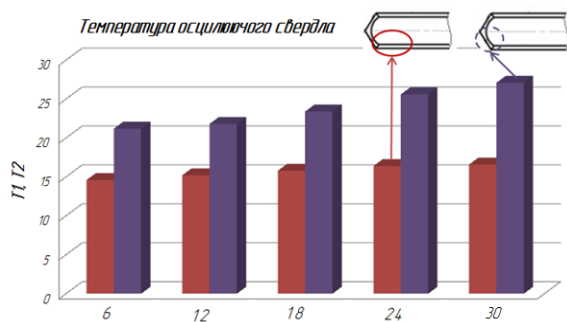


Рис. 9 – Температура осцилюючого свердла



Рис. 10 – Діаграма середньої температури інструменту різної конструкції

На рисунку 10 подана діаграма середньої температури інструментів різної конструкції. Для порівняння на діаграмі відображено покази для ступінчатих свердел.

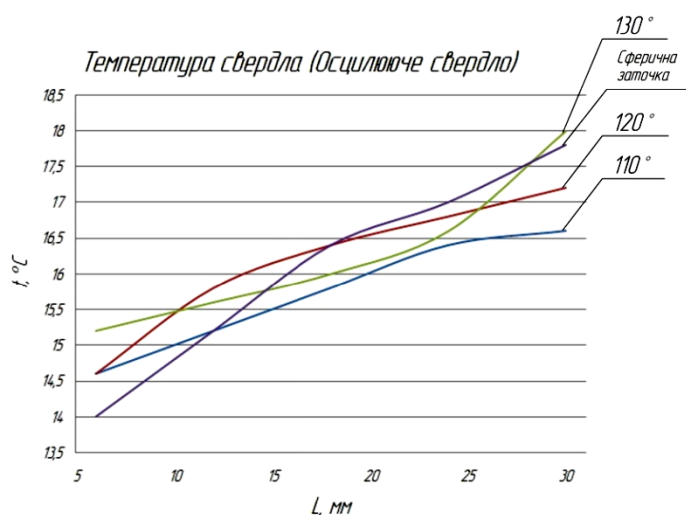


Рис. 11 – Залежність температури свердла від шляху та конструкції

З графіків (рис. 11) та діаграми видно, що серед ступінчатих свердел найменше нагрівання спостерігається у інструменту з $2\varphi=130^\circ$, для осцилюючого свердла – $2\varphi=110^\circ$.

В результаті дослідження була отримана тарировочна характеристика для термопари:

$$T = 5,094U + 6,0842 \quad (1)$$

Де T – температура зони різання, U – величина термо-ЕРС, mV .

Запропонована конструкція інструменту та спосіб обробки значно підвищують ефективність обробки отворів у композиційних матеріалах, дозволяє уникнути розшарування та розлохмачування волокон матеріалу.

За рахунок даної конструкції свердла вдається знизити нагрівання на 18% порівняно зі ступінчастим свердлом [3]. Полегшується забезпечення однакового переднього кута γ вздовж різальної кромки, а також зменшення величини поперечної кромки за рахунок відсутності гвинтової лінії. Відсутність зворотної конусності дозволяє покращити якість отворів та уникнути дефектів в ПКМ за рахунок одночасного стиснення та зрізання шару матеріалу до початку пружного відновлення матеріалу.

Також запропоновані конструкція інструмента та спосіб свердління дали можливість оброблення нахилених поверхонь. Дане питання є актуальним, коли необхідно отримати високу якість отвору непрямої (сферичної) поверхні, який не застосовується для кріплення панелей або деталей (зокрема вентиляційні отвори тощо).

На рисунку 12 (а,б) зображене пристосування для кріплення зразка ПКМ таким чином, щоб поверхня була нахилена під деяким кутом до горизонталі з можливістю зміни кута нахилу.

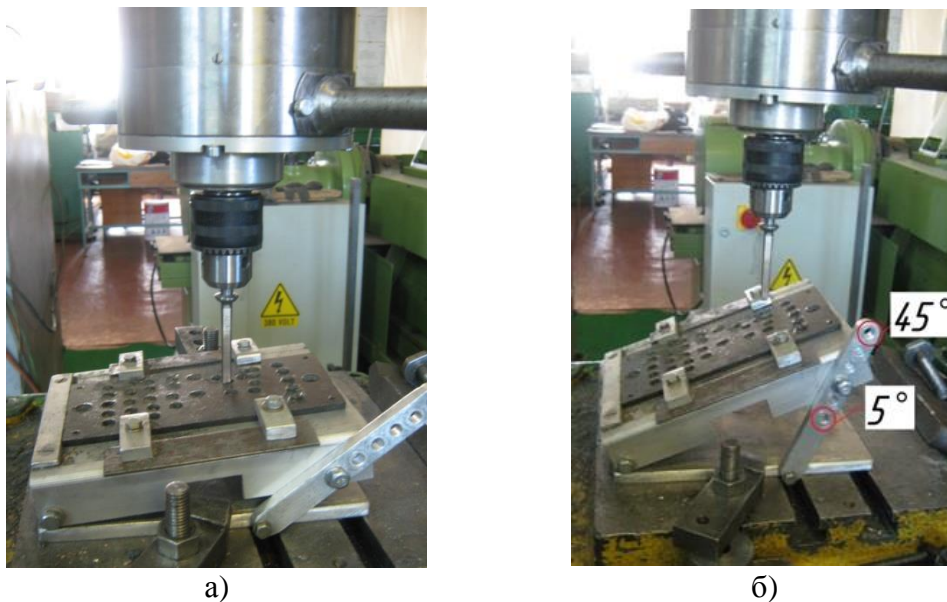


Рис. 12 – Пристосування для обробки ПКМ під кутом до горизонтальної площини з можливістю зміни кута нахилу

Кути нахилу площини зразка ПКМ змінювався від 5° до 45° . Для обробки були обрані три зразки осцилюючих свердел: свердло зі сферичною заточкою [4], свердло з подвійним головним кутом в плані 110° , оптимальне виходячи з попередніх досліджень, а також свердло з $2\phi=130^\circ$.

Були проведені випробування різної конструкції інструменту та обробки при зміні кута нахилу поверхні зразка ПКМ. Виявилось, що зі збільшенням подвійного головного кута в плані 2ϕ , якість отвору значно зменшується. На рисунку 13 показаний вигляд отвору при нахилі площини ПКМ 45° для свердел з $2\phi=110^\circ$ (а) та $2\phi=130^\circ$ (б), а також вигляд отвору на виході інструменту для свердла $2\phi=110^\circ$ (г).

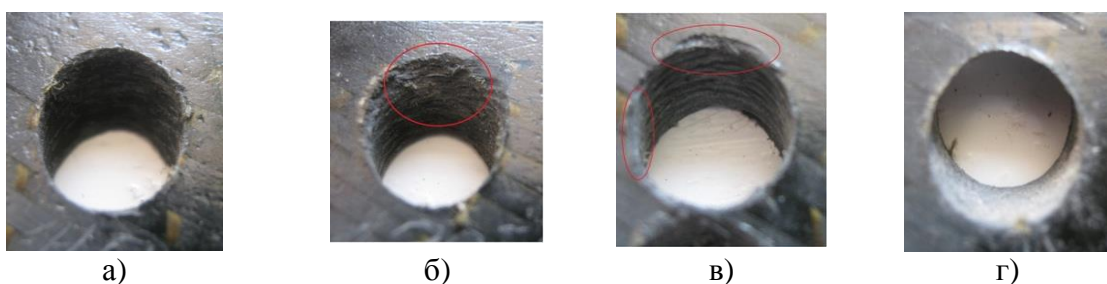


Рис. 13 – Вигляд отвору в ПКМ для осцилюючого свердла з $2\phi=110^\circ$ (а), та з $2\phi=130^\circ$ (б). Кут нахилу площини ПКМ $\alpha=45^\circ$; в) вигляд отвору обробленого інструментом зі сферичною заточкою ($\alpha=15^\circ$); г) зображення отвору на виході інструменту ($2\phi=110^\circ$, $\alpha=45^\circ$)

З рисунку видно, що при обробці ПКМ свердлом з $2\phi=130^\circ$ відбувається відхилення інструменту від осі, що робить утворений отвір непридатним. Тоді як при обробці свердлом з $2\phi=110^\circ$, якість отвору значно вища, спостерігається незначне розлохмачування волокон на вході інструменту.

На рисунку 13 (в) показаний вигляд отвору для осцилюючого свердла зі сферичною заточкою, для кута нахилу поверхні ПКМ $\alpha=15^\circ$. Спостерігаються сколи на вході та виході

інструменту з матеріалу. Тобто дане свердло дає можливість отримати високу якість отвору лише при обробці ПКМ в перпендикулярному напрямі.

Висновки

В даній роботі описані пристосування та інструмент для осцилюючого (двонапрявленого) свердління ПКМ. Даний спосіб дав можливість значно підвищити якість отворів (зокрема всередині отвору) за рахунок уникнення розшарування та розлохмачування волокон матеріалу.

Порівняно з триперими свердлами було виявлено зменшення величини зношування на 8 %. Спосіб осцилюючого свердління дозволив підвищити точність отворів на 10%.

Були проведені експериментальні дослідження по вимірюванню температури зони різання. Застосовувалося два способи – метод природної термопари та метод лазерного пірометра. Була отримана тарировочна характеристика природної термопари. Було виявлено, що при застосуванні осцилюючого свердління температура зони різання знизилася на 16%, порівняно зі стандартним свердлінням.

Запропонований спосіб осцилюючого свердління дав можливість обробки нахилених поверхонь, що є актуальним про обробці отворів у криволінійних поверхнях деталей. В результаті проведених експериментальних досліджень було виявлено, що найвищу якість отвору навіть при куті $\alpha=45^\circ$ дає осцилююче свердло з подвійним головним кутом в плані 110° . Дане свердло показало оптимальні результати також після досліджень величини зношування інструменту, відхилення круглості отворів та температури зони різання. Збільшення кута 2ϕ призводить до відхилення інструменту від вертикальної осі та зниження якості отвору в ПКМ.

Перелік літературних джерел: 1. Пристрій для дослідження розшарування композиційних матеріалів: пат. На корисну модель 88898 Україна: МПК-2013 G01N/08 B29L9/00 /О.В. Глоба, Д.Ю. Суворов, І.О. Булах. - № u 2013 10299; заявл. 21.08.2013; опубл. 10.04.2014, Бюл. №7/2014. 2. Залога В.А. Измерение температуры при сверлении волокнистых полимерных композиционных материалов [Текст] / В.А. Залога, Д. В. Криворучко, В.А. Колесник, А.А. Нешта, И.О. Осадчий // Ж. Резание и инструмент в технологических системах. – 2013. – Вып. 83. – С. 138-145. 3. Globa A. The research of the polymer composit materials drilling [Text] / A. Globa, I. Bulakh // Machines, technologies, materials – International virtual journal for science, technics and innovations for the industry. – Sofia, 2013. – P. 41-44. 4. Булах І.О. Залежність температури свердла для обробки ПКМ від конструкції / І.О. Булах, О.В. Глоба, С.М. Милокост // Тези доповідей загальноуніверситетської науково-технічної конференції молодих вчених та студентів, присвяченої дню Науки. Секція "Машинобудування", підсекція "Інтегровані технології машинобудування". – К: НТУУ "КПІ", 2014. – С. 16-17.

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

ДОСЛІДЖЕННЯ ОСЦИЛЮЮЧОГО СВЕРДЛІННЯ ПКМ ТИПУ ВУГЛЕПЛАСТИК

Булах І.О., Глоба О.В.

У даній роботі описані пристосування та інструмент для осцилюючого (двонапрявленого) свердління ПКМ. Подані результати експериментів щодо вимірювання температури зони різання методом природної термопари та за допомогою лазерного пірометра. Отримана тарировочна характеристика термопари. Проведені експериментальні випробування пристрою та інструменту для осцилюючого свердління при обробці нахилених поверхонь зі зміною кута нахилу. Визначено інструмент оптимальної конструкції для отримання високої якості отворів у ПКМ при різному нахилі площини зразка матеріалу до горизонталі.

ИССЛЕДОВАНИЕ ОСЦИЛЛИРУЮЩЕГО СВЕРЛЕНИЯ ПКМ ТИПА УГЛЕПЛАСТИК

Булах И.А., Глоба А.В.

В данной работе описано приспособление и инструмент для осциллирующего (двунаправленного) сверления ПКМ. Изложены результаты экспериментов по измерению температуры зоны резания методом естественной термопары и при помощи лазерного пирометра. Получена тарировочная характеристика термопары. Проведены экспериментальные испытания приспособления и инструмента для осциллирующего сверления при обработке наклонных поверхностей с изменением угла наклона. Определён инструмент оптимальной конструкции для получения высокого качества отверстий в ПКМ при разном наклоне плоскости образца материала к горизонтали.

INVESTIGATION OF OSCILLATING DRILLING OF CARBON PLASTIC PCM

Bulakh I.A., Globa A.V.

In this paper the device and tool for oscillating (bidirectional) PCM drilling were described. The results of experiments with measuring the temperature of the cutting zone by natural thermocouple and using the laser pyrometer were submitted. We obtained a calibration characteristic of the thermocouple. Experimental testing of device and tool for oscillating drilling in the processing of inclined surfaces with a change of the angle were done. The optimal drill construction for producing high holes quality in PCM at different materials sample plane inclination to the horizontal was determined.

Ключові слова: ПКМ, осцилююче свердління, температура зони різання, природна термопара, пірометр, обробка нахилених поверхонь.

Ключевые слова: ПКМ, осциллирующее сверление, температура зоны резания, естественная термопара, пирометр, обработка наклонных поверхностей.

Key words: PCM, oscillating drilling, the temperature of cutting zone, natural thermocouple, pyrometer, processing of inclined surfaces.

Дата надходження статті: 28 травня 2014 р.

УДК 621.914.2

Вовк В.В.

НТУУ "КПІ", г. Київ, Україна

itm@kpi.ua

ОСОБЕННОСТИ ОПРЕДЕЛЕНИЯ ТОЛЩИНЫ СРЕЗАЕМОГО СЛОЯ СФЕРИЧЕСКИМИ КОНЦЕВЫМИ ФРЕЗАМИ

Актуальной задачей машиностроения является обеспечение высокой производительности и качества обработки разнообразных поверхностей резанием. Вместе с тем, при проектировании поверхностям деталей вместо простых (плоских, цилиндрических, конических и так далее) придают форму сложных фасонных поверхностей, которые обеспечивают их высокие эксплуатационные и эргономичные показатели, снижение металлоемкости изделия. Наряду с другими методами обработки такие поверхности достаточно производительно обрабатываются и резанием, но это требует применения станков из ЧПУ и качественного инструмента, в частности сферических концевых фрез для полустачковой и чистовой обработки.

При разработке конструкций такого инструмента, расчетах на прочность и назначении режимов резания возникает задача анализа загрузки режущих кромок, одним из основных показателей которой является площадь срезаемого слоя. Определению толщины срезаемого слоя посвящены работы [1-2], площадь же срезаемого слоя при известной толщине среза в каждой точке легко определить интегрированием толщины среза вдоль активной длины режущей кромки [2]. Количественным же показателем, который характеризует загрузку кромок являются возникающие в процессе обработки силы резания.

Для расчета усилий резания и анализа влияния режимов резания на их величины при фрезеровании сферическими концевыми фрезами необходимо знать толщину срезаемого слоя в каждой точке режущей кромки фрезы и ее изменение при вращении фрезы вокруг оси. Кроме того толщину среза необходимо учитывать только на активной длине режущей кромки и определенных для каждой точки кромки углах контакта с заготовкой в зависимости от заданных глубины резания, шага между проходами фрезы и угла опережения. Определение толщины срезаемого слоя этим инструментом приведено в работе [1] для частного случая, а именно для фрезы, режущая кромка которой лежит в осевой плоскости. Для других конструкций фрез кромка не будет лежать в осевой плоскости и расположение точек режущей кромки на дуге контакта с заготовкой при заданном положении зуба будет различным. Кроме того, в данной работе не рассмотрено каким образом влияет придание оси инструмента наклона в направлении подачи, то есть угла опережения, на толщину среза.

Целью работы является определение толщины срезаемого слоя сферическими концевыми фрезами для заданных режимов резания и угла опережения, изменения ее в процессе вращения фрезы с учетом величины припуска, который срезается.

Для решения этой задачи вводятся следующие системы координат (рис. 1): с деталью связываем неподвижную систему координат $X_0Y_0Z_0$, ось X_0 которой совпадает с направлением вектора подачи \vec{V}_s , а подвижную систему координат XYZ связываем с зубом фрезы, при чем ось Z направим вдоль оси вращения фрезы, наклоненной под углом опережения t_{on} в направлении вектора подачи \vec{V}_s . Необходимые для последующих расчетов координаты точек режущих кромок, касательный к режущей кромке вектор \vec{P} и вектор скорости главного движения резания \vec{V} в этой системе координат для различных форм передней и задней поверхностей сферических фрез определены в работе [3]. Положение зуба в пространстве при вращении вокруг оси фрезы будем определять углом $t_{нов}$. Введем также неподвижную промежуточную систему координат $X_1Y_1Z_1$, оси которой в момент времени $t_{нов} = 0$ будут совпадут с одноименными осями системы XYZ .

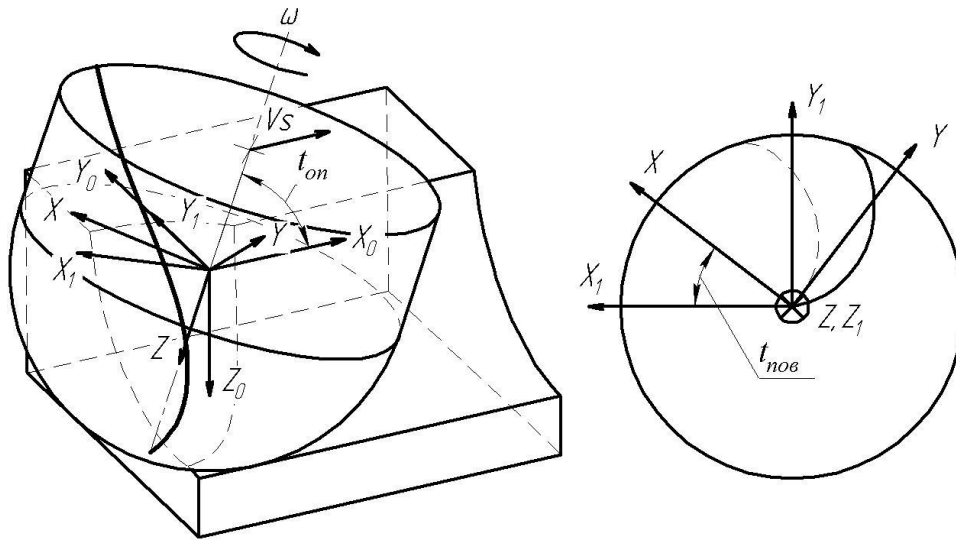


Рис. 1 – Схема обработки и выбранные системы координат

Формулы перехода от системы координат XYZ, в которой известна режущая кромка, к неподвижной системе X₁Y₁Z₁ будут:

$$\begin{aligned} X_1 &= X \cdot \cos(t_{nob}) - Y \cdot \sin(t_{nob}) \\ Y_1 &= Y \cdot \cos(t_{nob}) + X \cdot \sin(t_{nob}) \\ Z_1 &= Z \end{aligned} \quad (1)$$

Формулы перехода от системы координат X₁Y₁Z₁ к системе X₀Y₀Z₀ будут:

$$\begin{aligned} X_0 &= -X_1 \cdot \cos(t_{on}) - Z_1 \cdot \sin(t_{on}) \\ Y_0 &= Y_1 \\ Z_0 &= Z_1 \cdot \cos(t_{on}) - X_1 \cdot \sin(t_{on}) \end{aligned} \quad (2)$$

Тогда формулы перехода от системы XYZ к системе X₀Y₀Z₀ примут вид:

$$\begin{aligned} X_0 &= -[X \cdot \cos(t_{nob}) - Y \cdot \sin(t_{nob})] \cdot \cos(t_{on}) - Z \cdot \sin(t_{on}) \\ Y_0 &= Y \cdot \cos(t_{nob}) + X \cdot \sin(t_{nob}) \\ Z_0 &= Z \cdot \cos(t_{on}) - [X \cdot \cos(t_{nob}) - Y \cdot \sin(t_{nob})] \cdot \sin(t_{on}) \end{aligned} \quad (3)$$

В качестве примера приведем определение толщины срезаемого слоя для фрезы с плоской передней поверхностью, режущая кромка которой определяется как линия пересечения передней плоскости со сферической исходной инструментальной поверхностью.

Согласно [3] в системе координат XYZ координаты точек режущей кромки фрезы с плоской передней поверхностью имеют вид:

$$\begin{aligned} X_j &= R \cos \varepsilon \cdot [(1 - \cos t_j) \sin \varepsilon \cos \gamma_n - \sin t_j \sin \gamma_n] \\ Y_j &= R \cos \varepsilon \cdot [\sin t_j \cos \gamma_n + (1 - \cos t_j) \sin \varepsilon \sin \gamma_n] \\ Z_j &= R \cos \varepsilon \cdot (\cos t_j \cos \varepsilon + t g \varepsilon \sin \varepsilon), \end{aligned} \quad (4)$$

где R - радиус сферической части фрезы; t - угловой параметр, определяющий положение точки на режущей кромке; ε - угол между передней поверхностью и осью фрезы $t g \varepsilon = t g \gamma_i \cdot \cos \gamma_n$; γ_n - поперечный передний угол $t g \gamma_n = \frac{t g \gamma_i (1 - \sin \delta)}{\cos \delta}$; γ_i - инструментальный передний угол; δ - угол, определяющий положение секущей плоскости, в которой задается угол γ_i .

Вектор, касательный к режущей кромке в системе XYZ:

$$\begin{aligned} \vec{P}_j &= \vec{i} (\sin t_j \sin \varepsilon \cos \gamma_n - \cos t_j \sin \gamma_n) + \\ &+ \vec{j} (\cos t_j \cos \gamma_n + \sin t_j \sin \varepsilon \sin \gamma_n) + \vec{k} (-\sin t_j \cos \varepsilon) \end{aligned} \quad (5)$$

Вектор скорости главного движения резания в системе XYZ:

$$\vec{V}_j = -\vec{i} \cdot \cos \mu_j - \vec{j} \cdot \sin \mu_j, \quad (5)$$

где μ - угол, определяющий направление скорости; определяется через координаты точки режущей кромки $\operatorname{tg} \mu = -X/Y$.

Для определения толщины срезаемого слоя определяем направления векторов \vec{P} и \vec{V} в системе $X_0Y_0Z_0$, используя формулы перехода от системы XYZ к $X_0Y_0Z_0$. В системе координат $X_0Y_0Z_0$ вектор скорости подачи направлен вдоль оси X_0 , и приняв его длину равной подаче на зуб S_z , получим:

$$\vec{S} = \vec{i} \cdot S_z \quad (6)$$

Тогда толщину срезаемого слоя можно определить по известной зависимости:

$$a = \frac{\vec{N}_p \cdot \vec{S}}{|\vec{N}_p|}, \quad (7)$$

где \vec{N}_p - вектор нормали к статической поверхности резания, который в каждой точке кромки определяем как вектор нормали к статической плоскости резания $\vec{N}_p = \vec{V} \times \vec{P}$.

Расчет толщины срезаемого слоя при фрезеровании плоскости с заданной глубиной резания a_p и шагом между проходами фрезы a_e необходимо проводить только для тех точек режущих кромок и при тех угловых положений зуба, в которых происходит сьем припуска.

Эта зависимость позволяет учитывать будет ли в данном положении зуба происходить сьем материала, в этом случае нормаль к поверхности резания будет обращена с сторону вектора скорости подачи и толщина срезаемого слоя будет положительной величиной, когда же эта нормаль буде обращена в обратную сторону – толщина среза будет отрицательной и в расчетах следует считать ее равной нулю. Для учета заданной глубины резания a_p при расчетах следует ввести следующее ограничение: если у точек режущей кромки (например для точки А на рис. 2) при ее вращении в главном движении резания координата $Z_0 \leq R - a_p$, тогда толщину срезаемого слоя в этих точках принимаем равной нулю, поскольку они находятся за пределами припуска.

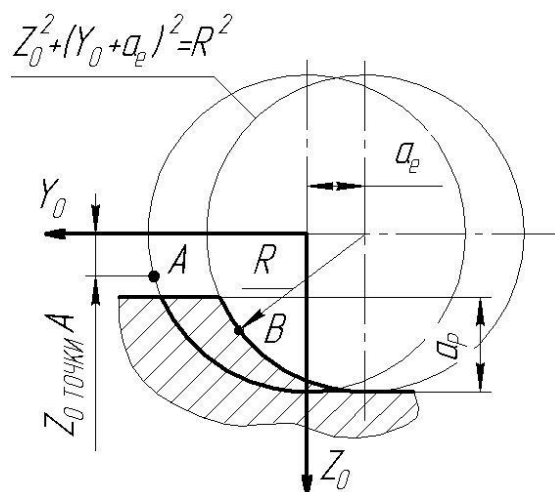


Рис. 2 – Определение границ зоны срезаемого припуска

Также учитываем момент времени, когда точки режущих кромок уже будут выходить из зоны резания (т. В на рис. 2), при этом толщину среза также принимаем равной нулю, в

случае, если для координат точки выполняется условие $Z_0^2 + (Y_0 + a_e)^2 \leq R^2$, иначе толщина среза будет рассчитываться в области, уже обработанной на предыдущем проходе.

На рис. 3 представлены результаты расчета толщины среза при фрезеровании плоскости сферической фрезой с плоской передней поверхностью при постоянных режимах обработки и различных углах опережения. При этом точка на режущей кромке фрезы определяется углом t , а угловое положение зуба – углом $t_{нов}$.

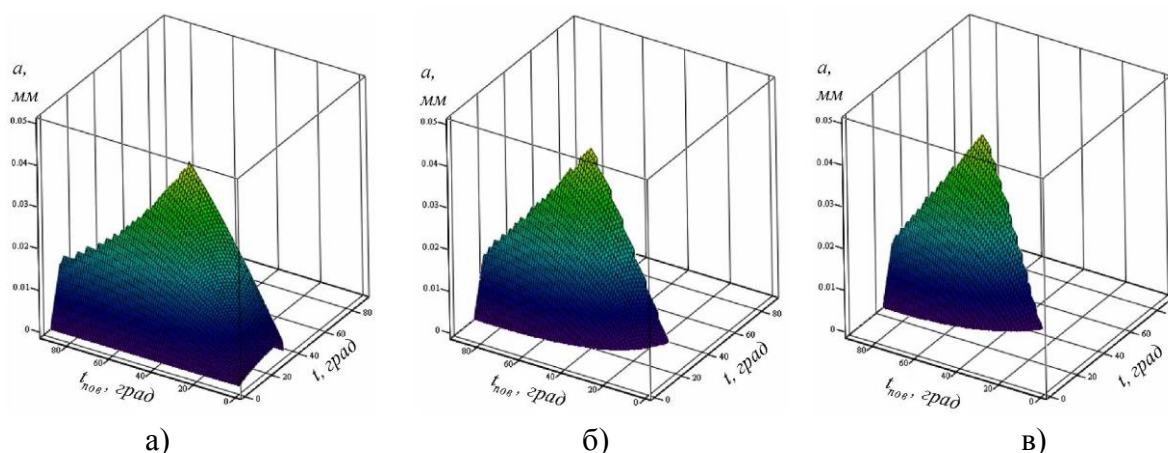


Рис. 3 - Изменение толщины срезаемого слоя вдоль режущей кромки и в процессе резания зубом сферической фрезы с плоской передней поверхностью ($R = 3$, $\gamma_i = 10^\circ$, $\delta = 30^\circ$) при разных углах опережения и $a_p = a_e = 0,5$ мм, $S_z = 0.1$ мм/зуб:

а) - $t_{он} = 0$; б) - $t_{он} = 10^\circ$; в) - $t_{он} = 20^\circ$.

Анализ этих графиков показал, что максимальная толщина среза при различных углах опережения остается постоянной, но за счет наклона фрезы в направлении подачи зуб фрезы врезается в заготовку на больших углах поворота зуба фрезы и происходит более интенсивное нарастание толщины среза в процессе вращения фрезы. Это приводит к более резкому нарастанию силы резания, но с другой стороны и к уменьшению дуги трения зуба об обрабатываемую поверхность при его врезании. Кроме того, придание оси фрезы угла опережения позволяет сместить активную длину режущих к периферии, то есть повысить минимальную скорость резания в вершинных точках фрезы.

Выводы

Полученные зависимости позволяют определить и проанализировать изменение толщины срезаемого слоя как вдоль режущей кромки так и в процессе вращения зуба сферической фрезы в зависимости от заданных режимов резания и угла опережения, и могут быть использованы для определения усилий резания при обработке таким инструментом.

Перечень источников литературы: 1. Внуков Ю.Н., Саржинская А.Г. Особенности расчета составляющих силы резания при торцевом фрезеровании сферическими фрезами // Сучасні технології в машинобудуванні: зб. наук. праць. – Вип. 5. – Харків: НТУ ХПІ, 2010. – 350 с. – С.12-17 2. Лавриненко С. Н., Кулинич Г. В., Сазонова М. С. Моделирование площади среза режущими кромками лезвийного инструмента в зависимости от величины подачи, глубины резания и геометрии лезвия // Сучасні технології в машинобудуванні: зб. наук. праць. – Вип. 4. – Харків: НТУ ХПІ, 2010. – 312 с. – С.143-148. 3. Геометричне забезпечення САПР різальної частини сферичних кінцевих фрез: дис. к.т.н.: 05.03.01 / Вовк В.В. – Київ, – 2010.- 187 с.

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

ОСОБЛИВОСТІ ВИЗНАЧЕННЯ ТОВЩИНИ ЗРІЗУ СФЕРИЧНИМИ КІНЦЕВИМИ ФРЕЗАМИ

Вовк В.В., Середенко Б.Н.

В даній роботі розглянуті питання визначення товщини зрізуваного шару різальними кромками сферичних кінцевих фрез з урахуванням заданих режимів різання та припуску, необхідних для розрахунку зусиль різання при обробленні таким інструментом. Отримані залежності дозволяють визначити зміну товщини зрізу як вздовж активної довжини різальної кромки в заданому положенні зуба, так і в процесі обертання зуба фрези з різними формами передніх та задніх поверхонь. На прикладі растрової обробки площини сферичною кінцевою фрезою з плоскою передньою поверхнею встановлено вплив кута випередження на товщину зрізуваного шару.

ОСОБЕННОСТИ ОПРЕДЕЛЕНИЯ ТОЛЩИНЫ СРЕЗАЕМОГО СЛОЯ СФЕРИЧЕСКИМИ КОНЦЕВЫМИ ФРЕЗАМИ

Вовк В.В., Середенко Б.М.

В данной работе рассмотрены вопросы определения толщины срезаемого слоя режущими кромками сферических концевых фрез с учетом заданных режимов резания и припуска, необходимые для расчета усилий резания при обработке таким инструментом. Полученные зависимости позволяют определить изменение толщины среза как вдоль активной длины режущей кромки в заданном положении зуба, так и в процессе вращения зуба фрезы с различными формами передних и задних поверхностей. На примере растровой обработки плоскости сферической концевой фрезой с плоской передней поверхностью установлено влияние угла опережения на толщину срезаемого слоя.

FEATURES OF FINDING THICKNESS OF CUT BY BALL END MILL

Vovk V.V., Seredenko B.M.

In the given work the questions of determination of thickness the cut are considered by the cutting edges of ball mill subject to defined cutting parameters and stock material, necessary for the calculation of the cutting force. The received dependences allow define the change of thickness cut both along active length of cutting edge in the defined position of tooth and in the process of rotation of tooth of milling cutter with the different forms of front and back surfaces. Are determined the influence of the advance angle on the thickness of cut by raster cutting of plane by ball end mill with a flat front surface.

Ключові слова: Фрезерування, товщина зрізу, сферична фреза, кут випередження, завантаження кромки

Ключевые слова: Фрезерование, толщина среза, сферическая фреза, угол опережения, усилия резания, загрузка кромки

Key words: Milling, thickness cut, ball mill, advance angle, cutting forces, cutting edge load

Дата надходження статті: 24 квітня 2014 р.

УДК 621.002

Богданова Л.М., Гузенко Д.Е.
ДГМА, г. Краматорск, Украина
ntc_instrument@mail.ru

РАЗРАБОТКА ПРОГРАММНО-МЕТОДИЧЕСКОГО КОМПЛЕКСА ДЛЯ ОПРЕДЕЛЕНИЯ ОПТИМАЛЬНЫХ РЕЖИМОВ РЕЗАНИЯ

Введение

В задачах нелинейного программирования обычно приходится иметь дело с максимизацией (минимизацией) единственной целевой функции при наличии системы ограничений. Однако в реальной ситуации при решении задач, связанных с оптимизацией параметров механообработки, необходимо учитывать набор из нескольких целевых функций, которые следует рассматривать одновременно. Расширением нелинейного программирования с единственной целевой функцией на случай нескольких целевых функций является многокритериальное программирование.

Отдельными алгоритмами оптимизации можно выделить интеллектуальные алгоритмы оптимизации на базе нейронных сетей, генетических алгоритмов и их объединения. Гибридный алгоритм, включающий в себя нейронные сети и генетический алгоритм, позволяет реализовать несколько аспектов стохастической оптимизации в рамках одного алгоритма, а именно: формирование и модификация множества приближенных к оптимальным параметров и фильтрация полученных параметров на соответствие заданным граничным условиям.

Выбор методов для многокритериальной оптимизации является сложной задачей, решение которой зависит от конкретной предметной области, в которой будет проводиться оптимизация. В рамках оптимизации параметров технологического процесса механической обработки обусловлена необходимость выбора универсального метода оптимизации, учитывающего множество критериев, без необходимости приводить задачу к однокритериальной, возможность работы на больших диапазонах ограничений при удовлетворительном времени выполнения оптимизации. Методом, соответствующим данным требованиям, является эвристический метод оптимизации – генетический алгоритм и нейронная сеть. Данные методы искусственного интеллекта являются довольно специфическими и требуют всестороннего исследования для возможности применения их комбинации в рамках предметной области.

Среди задач, решаемых с использованием методов искусственного интеллекта, есть примеры успешных решений в области управления процессами в машиностроении в аспекте диагностики, мониторинга, безопасности и собственно управления.

Цель работы

Назработка проекта для создания программно-методического комплекса определения оптимальных режимов резания.

Основная часть

Процесс определения оптимальных режимов резания осуществляется технологом на основе обработки больших объемов информации.

Анализируется конструкторская документация, программа выпуска изделий, чертежи изделий на директивную заготовку и изменения технологического процесса.

Процесс контролируется и нормируется ГОСТами, нормативными материалами, каталогами технологического оборудования, тарифно-квалификационными справочниками и методами оптимизации. Обработка собранной информации позволяет определить оптимальные режимы резания.

Использование UML-технологии при проектировании ПМК позволяет формализовать

потоки данных, исполнителей процессов, управляющие структуры в виде диаграммы бизнес-процесса (рис. 1).



Рис. 1 – Диаграмма бизнес-процесса «Определение оптимальных режимов резания»

В рамках оптимизации параметров технологического процесса механической обработки технологический процесс содержит в себе сведения о детали, которую будут обрабатывать, оборудовании, на котором будет производиться обработка детали, инструменте, с помощью которого будет производиться обработка и операции, которая характеризует этап технологического процесса.

Для повышения эффективности технологического процесса и уменьшения издержек необходимо проводить оптимизацию различных параметров технологического процесса, чем занимается высокая вариативность оптимизаторов. Оптимизации могут подвергаться как маршруты изготовления детали, так и конкретные параметры обработки детали, такие как режимы резания. Наиболее эффективно выполнять оптимизацию параметров для целевых функций получения прибыли и себестоимости производства.

Для выполнения оптимизации используются различные методы, созданные для выполнения сложных многокритериальных оптимизаций. К таким методам относятся: метод последовательных уступок, метод весовых множителей, стохастическая оптимизация и другие.

В качестве программных составляющих гибридного алгоритма используются нейронная сеть и генетический алгоритм. Нейронные сети могут быть разделены по топологиям и выполняемой функциональности. Генетический алгоритм для своей деятельности использует популяцию, состоящую из хромосом оптимизируемых параметров.

На основе диаграммы предметной области (рис. 2) с использованием шаблонов проектирования программных систем была разработана диаграмма классов ПМК для определения оптимальных режимов резания.

В рамках предметной области алгоритм оптимизации будет осуществлять работу непосредственно с генетическими операторами и нейронной сетью. Разработанная на основе шаблона проектирования «Стратегия» модульная структура ПМК для определения оптимальных режимов резания (рис. 3) позволяет добавлять другие алгоритмы выполнения оптимизации..

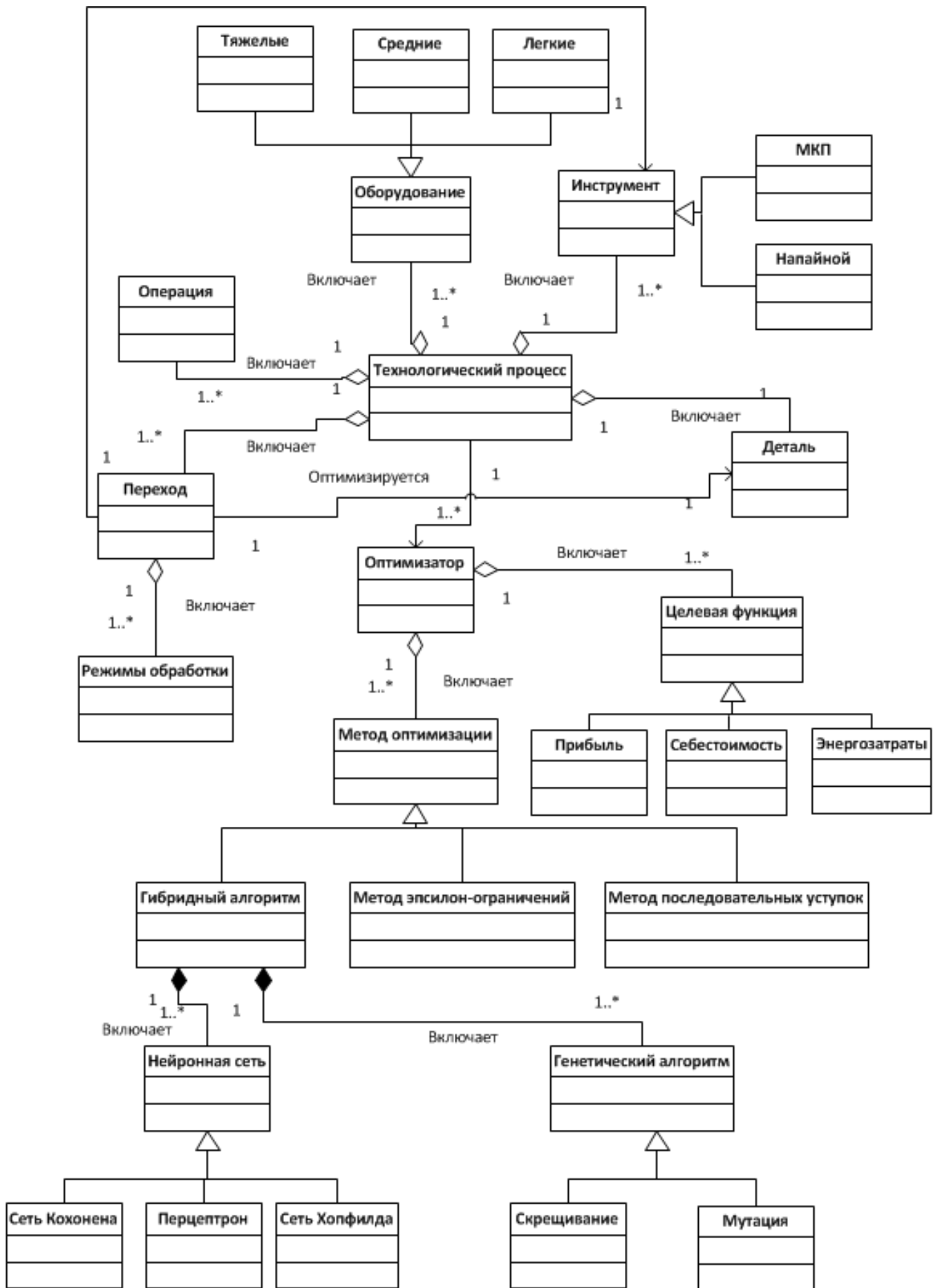


Рис. 2 – Диаграмма классов для оптимизации параметров технологического процесса механической обработки

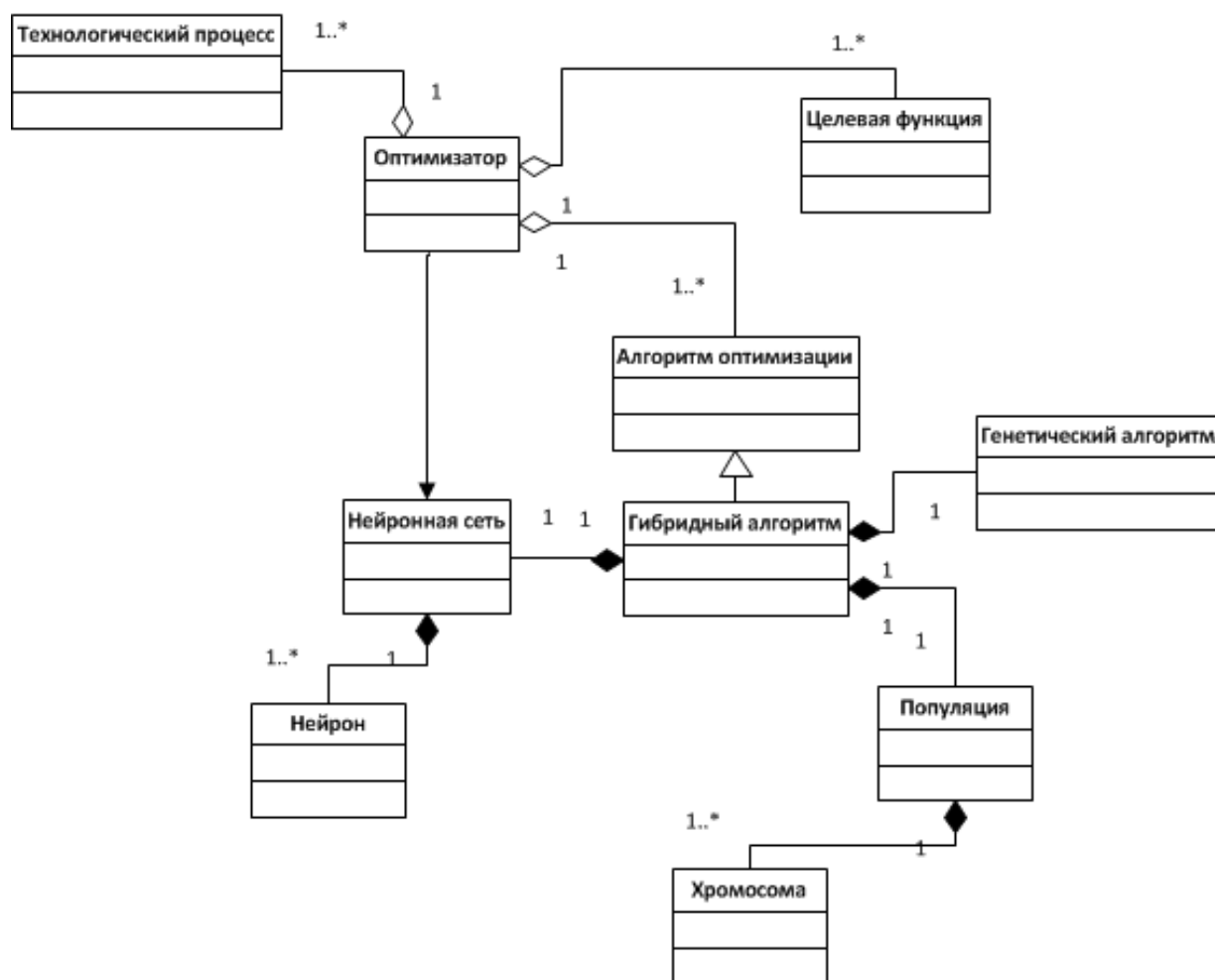


Рис. 3 – Диаграмма классов ПМК для определения оптимальных режимов резания

Выводы

Разработанный программно-методический комплекс для определения оптимальных режимов резания будет использоваться в выявлении целесообразности использования методов искусственного интеллекта в задачах многокритериальной оптимизации параметров технологического процесса механической обработки. ПМК позволит установить факторы, влияющие на временные характеристики метода оптимизации, его погрешность, будут выявлены особенности реализации для использования в рамках предметной области механической обработки. Также ПМК позволит повысить эффективность использования режущего инструмента, т.е. определять ниши максимальной производительности и оптимальные режимы работы для каждого типоразмера пластин из классификатора Sandvik Coromant.

Перечень источников литературы: 1. Holland J. H. Adaptation in natural and artificial systems. An introductory analysis with application to biology, control, and artificial intelligence. — London: Bradford book edition, 1994 —211 p. 2. Саймон Хайкин. Нейронные сети: полный курс, 2-е издание. — Пер. с англ. — М.: Издательский дом «Вильямс», 2006. - 1104с. 3. Энергосбережение в металлообработке: монография / В.С. Гузенко, Е.В. Мироненко. — Краматорск: ДГМА, 2007. — 264 с. 4. А.Д. Локтев, И.Ф. Гущин, В.А. Батуев и др. Общемашиностроительные нормативы режимов резания: Справочник: В 2-х т.: Т. 1 / А.Д. Локтев, В.А. Батуев и др. — М.: Машиностроение, 1991. — 640 с. 5. Ларман К. «Применение UML и шаблонов проектирования. 2-е издание». Пер. с англ. — М.: Издательский дом "Вильямс", 2004. — 624 с.

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

**РАЗРАБОТКА ПРОГРАМНО-МЕТОДИЧЕСКОГО КОМПЛЕКСА ДЛЯ ОПРЕДЕЛЕНИЯ
ОПТИМАЛЬНЫХ РЕЖИМОВ РЕЗАНИЯ**

Богданова Л.М., Гузенко Д.Е.

Стаття містить матеріали, необхідні для реалізації програмно-методичного комплексу для визначення оптимальних режимів різання в механообробці, що використовує в якості методів оптимізації стохастический підхід на базі методів штучного інтелекту: генетичного алгоритму і нейронних мереж.

**РОЗРОБКА ПРОГРАМНО-МЕТОДИЧНОГО КОМПЛЕКСУ ДЛЯ ВИЗНАЧЕННЯ
ОПТИМАЛЬНИХ РЕЖИМІВ РІЗАННЯ**

Богданова Л.М., Гузенко Д.Є.

Стаття содержит матеріали, необхідиме для реалізації програмно-методического комплексу для определения оптимальних режимов різання в механообробці, ісползующого в качестве методов оптимізації стохастический подход на базе методов іскусственного інтелекта: генетического алгоритма и нейронных сетей.

**DEVELOPMENT OF PROGRAM-METHODICAL COMPLEX FOR DETERMENING
THE OPTIMUM CUTTING CONDITIONS**

Bogdanova L.M., Guzenko D.E.

This article contains the materials needed for realization of program-methodical complex for the determination of the optimum cutting conditions in machining. A stochastic approach based on artificial intelligence methods: genetic algorithm and neural networks, - used as a method to optimize.

Ключові слова: Технологічний процес, механічна обробка, стохастична оптимізація, нейронні мережі, генетичний алгоритм, гібридний алгоритм

Ключевые слова: Технологический процесс, механическая обработка, стохастическая оптимізація, нейронные сети, генетический алгоритм, гибридный алгоритм

Key words: Technological process, mechanical processing, stochastic optimization, neural networks, genetic algorithm, hybrid algorithm

Дата надходження статті: 24 квітня 2014 р.

УДК 621.941: 534.647

Девин Л.Н., Рычев С.В.
 ИСМ им. В.Н. Бакуля НАН Украины
 ldevin@ism.kiev.ua (г. Киев)

ВЕРОЯТНОСТЬ РАЗРУШЕНИЯ РЕЗЦОВ ИЗ МОНОКРИСТАЛЛОВ АЛМАЗА ПРИ ТОНКОМ ТОЧЕНИИ АЛЮМИНИЕВЫХ СПЛАВОВ

Алмазные монокристаллы наиболее эффективно применяют в резцах при чистовых операциях при обработке деталей, изготовленных из цветных сплавов [1]. При обработке таких материалов твердосплавные резцы не обеспечивают требуемой точности и шероховатости поверхности. Традиционные операции, на которых используют алмазные резцы – чистовые, т.е. алмазное тонкое или микро- точение. При чистовой обработке силы резания не велики, однако напряжения, возникающие в остро заточенном режущем клине, могут достигать значительных величин. Учитывая высокую хрупкость алмаза и его сравнительно невысокую прочность при растяжении [2], даже небольшие вибрации могут привести к сколу вершины резца. В связи с этим целесообразно оценить вероятность разрушения (сколов) вершины такого резца.

Целью работы является количественно оценить надежность (вероятность разрушения) резцов из алмазных монокристаллов при изменении скорости резания и угла наклона режущей кромки резца при косоугольном точении алюминиевых сплавов.

Процесс тонкого алмазного точения обычно выполняют на высокоточных токарных станках при подаче $S = 10 - 60$ мкм/об и глубине резания $t = 50 - 300$ мкм. Обозначим напряжения, возникающие в опасных точках вершины резца при точении S_R , а прочность монокристалла алмаза при растяжении и сжатии - соответственно S_P и S_C . В ходе обработки за счет неоднородности свойств материала детали и нестационарности процесса стружкообразования величина силы резания колеблется. С учетом этого напряжения в опасных точках резца характеризовали средним значением \bar{S}_R и среднеквадратическим отклонением σ_{S_R} , предполагая, что их распределение не противоречит нормальному закону [3].

Прочность монокристалла алмаза также характеризовали средними значениями предела прочности при растяжении и сжатии и их среднеквадратическими отклонениями $\sigma_{S_R}, \sigma_{S_C}$. Известно, что распределение прочности хрупких материалов наиболее хорошо описывается законом Вейбулла. Однако при оценке параметров распределения по малой выборке (до 20-30 образцов) трудно отдать предпочтение закону Вейбулла по сравнению с нормальным или логарифмически нормальным распределением [4].

Как и в работе [5] для упрощения расчетов на первом этапе допустим, что распределение прочности S_P и S_C подчиняется нормальному закону (см. рис. 1.)

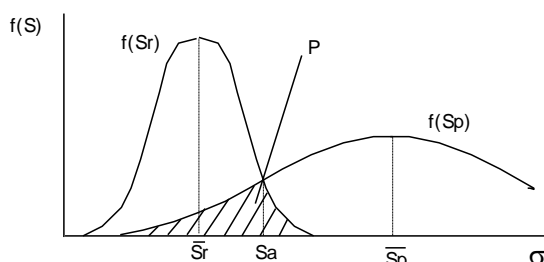


Рис.1 –Дифференциальные функции распределения S_R и S_P

Из [5] известно, что вероятность разрушения реза Р в данном случае будет равна площади фигуры, образованной пересечением кривых этих функций. Тогда

$$P = \int_0^{S_A} f(S_P) dS + \int_{S_A}^{\infty} f(S_R) dS, \quad (1)$$

где S_A - напряжение, соответствующее точке А пересечения дифференциальных функций $f(S_P)$ и $f(S_R)$.

Величину S_A находили, решая систему уравнений:

$$\begin{cases} f(S_P) = \frac{1}{\sigma_{S_P} \sqrt{2\pi}} \exp\left[-(S_A - \bar{S}_P)^2 / 2\sigma_{S_P}^2\right] \\ f(S_R) = \frac{1}{\sigma_{S_R} \sqrt{2\pi}} \exp\left[-(S_A - \bar{S}_R)^2 / 2\sigma_{S_R}^2\right] \end{cases}; \quad (2)$$

откуда:

$$(\sigma_{S_R}^2 - \sigma_{S_P}^2) S_A^2 + 2(\sigma_{S_R} S_R - \sigma_{S_P} S_P) S_A + \sigma_{S_R}^2 S_R^2 - \sigma_{S_P}^2 S_P^2 - 2\sigma_{S_P}^2 \sigma_{S_R}^2 \ln(\sigma_{S_R} / \sigma_{S_P}) = 0 \quad (3)$$

Координата точки А - S_A является корнем уравнения (3).

Для вычисления напряжений на передней и задней гранях реза использовали формулу (4) [6,7].

$$S_R = -\frac{2R}{br} \left\{ \frac{\cos\left[v_0 - \left(\frac{\beta}{2} + \gamma\right)\right] \cos\left[\theta - \left(\frac{\beta}{2} + \gamma\right)\right]}{\beta + \sin\beta} + \frac{\sin\left[v_0 - \left(\frac{\beta}{2} + \gamma\right)\right] \sin\left[\theta - \left(\frac{\beta}{2} + \gamma\right)\right]}{\beta - \sin\beta} \right\}, \quad (4)$$

где r, θ - полярные координаты.

Расстояние r от режущей кромки до зоны максимальных напряжений принимали равным $2c$ [6-8]. Обычно полная длина контакта $c = (1.8-2.5)c_1$. Здесь c_1 - длина пластического контакта, которую для $\gamma = 0$ вычисляли по формуле [8]:

$$C_1 = \frac{a \sin\left(\frac{\pi}{4}\right)}{\sin\Phi \sin\left(\frac{\pi}{4} + \Phi\right)}, \quad (5)$$

где $a = S \sin\phi$ - толщина среза; S - подача; Φ - угол плоскости сдвига, $\Phi = \arctg\left(\frac{1}{\xi}\right)$;

ξ - усадка стружки.

Пределы прочности при растяжении и сжатии монокристаллов алмаза по литературным данным находятся в широких пределах. Так, в [2, 9] S_c от 200 до 8900 МПа, предел прочности при изгибе $S_{и} = 200-500$ МПа. Учитывая, что для хрупких материалов обычно S_p составляет $(1/30-1/60) S_c$ и около $1/2 S_{и}$, в дальнейших расчетах приняли $S_p = 200$ МПа, $S_c = 1960$ МПа.

Для изучения процесса тонкого косоугольного точения монокристаллами алмаза в Институте сверхтвердых материалов им. В. Н. Бакуля НАН Украины была использована автоматизированная система измерения сил резания [10,11]. На рис. 2 представлена блок-схема аппаратной части системы.

Для проведения экспериментов по косоугольному точению была разработана специальная конструкция резцедержателя, позволяющая поворачивать режущую кромку реза на угол λ (рис.3). Резцовую вставку с монокристаллом алмаза 1 крепили в державке реза 2, которая с помощью прижима 3 фиксировалась на борштанге 4. Датчик акустической

емисии 5 размещали в нижней части державки резца 2. Поворот державки резца 2 на угол λ осуществляли при помощи прижима и винтов 6.

Для точения использовали резцовую вставку с монокристаллом синтетического алмаза фирмы De Beers весом 0.1 карат, ориентация {111}. Монокристалл алмаза закрепляли в режущей вставке 1 методом пайки. Заточку кристалла осуществляли на станке ЗАР3637, доводку - на чугунном притире шаржированного алмазным порошком марки АМ 40. Геометрия резца после доводки: радиус при вершине – 1 мм, углы $\gamma=0^\circ$, $\alpha=1.5^\circ$.

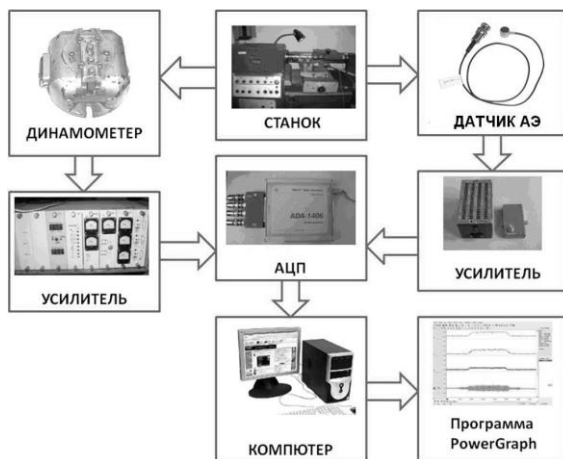


Рис. 2 – Блок-схема автоматизированной измерительной системы

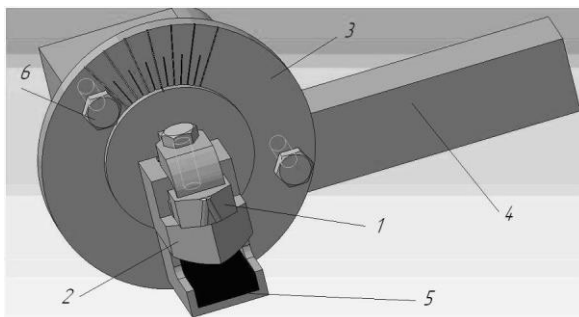


Рис. 3 – Державка резца для косоугольного резания

Автоматизированная система измерения составляющих силы резания состояла из универсального динамометра УДМ – 100 конструкции ВНИИИ (Россия) и разработанного нами тензоуселителя «Топаз», а также АЦП ADA 1406 фирмы HОLIT Data Systems и персонального компьютера [8]. Управление АЦП, регистрацию и предварительную обработку экспериментальных данных для сигнала АЭ и силы резания выполняли программой «PowerGraph» [9].

Исследования при резании проводили на высокоточном токарном станке ТПК-125ВМ с бесступенчатым регулированием скорости вращения шпинделя главного движения от 100 до 2400 об/мин. Эксперименты проводили при торцевом точении, обрабатываемый материал – алюминиевый сплав АМг6.

Учитывая малые величины составляющих силы резания, нами особое внимание было уделено устранению дрейфа нуля. Это был комплекс действий по предварительной обработке исходных данных, который включал в себя смещение начало процесса резания в нулевую точку и устранение дрейфа нуля в программе PowerGraph. Для выполнения этих операций исходный файл разбивался на три блока. Первый блок – 5 с до начала резания, второй – стационарное резание, третий – 5 с после выхода резца из заготовки. С помощью функции усреднения (mean) вычисляли средние значения на всех блоках по трем каналам (P_x , P_y и P_z), затем полученные значения на первом блоке вычитались с помощью функции калибровка (calibrate). Затем устранялся дрейф нуля при помощи функции «no trend». Если

после применения данной операции нулевая точка вновь смещалась, выполняли вторую итерацию по вышеописанному алгоритму (команды mean и calibrate). На рис. 4 представлен образец полученной исходной осциллограммы составляющих P_x , P_y и P_z (а) и после предварительной обработки, в том числе устранения дрейфа нуля и градуировки (б).

Зависимости величин составляющих силы резания от угла наклона режущей кромки при $V = 50$ м/мин приведены на рис. 5а, а от скорости резания при $\lambda = 5^\circ$ – на рис 5б.

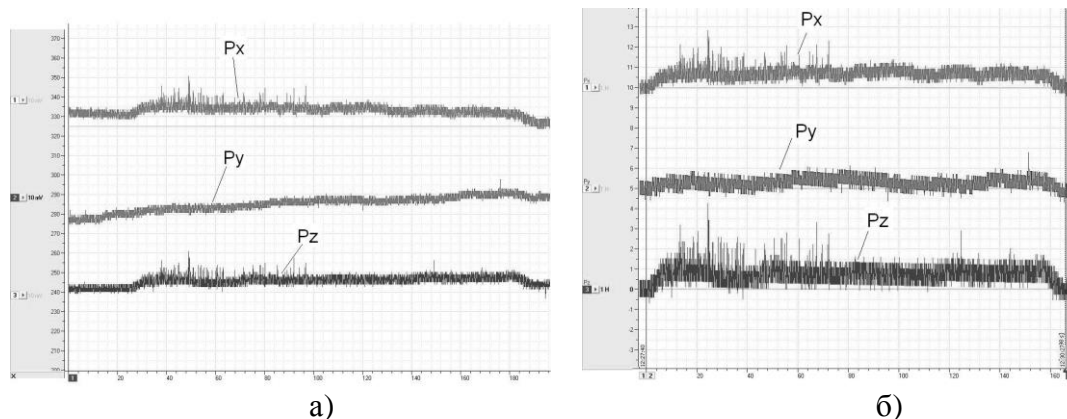


Рис.4 – Пример записи и предварительной обработки экспериментальных данных в «PowerGraph»: а) запись 3-х составляющих силы резания; б) результат предварительной обработки данных

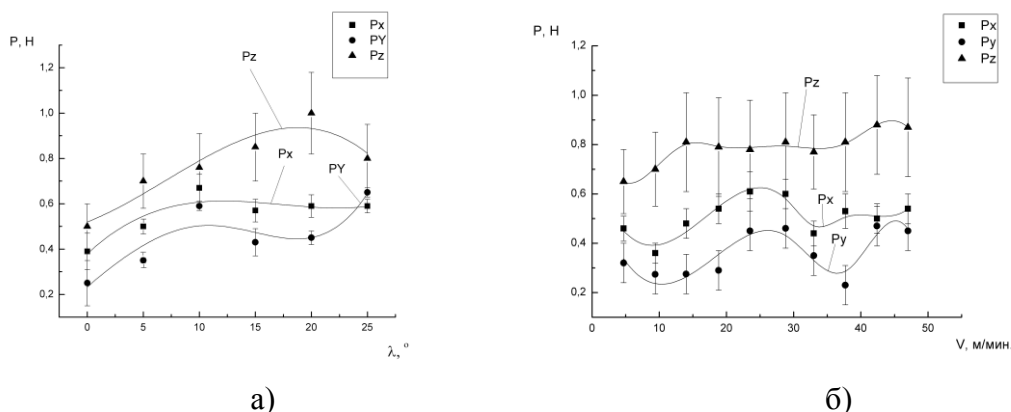


Рис 5 – Влияние угла λ (а) и скорости резания V (б) на составляющие сил резания.

По полученным величинам сил резания были вычислены напряжения на гранях резца, которые показаны на рис. 6

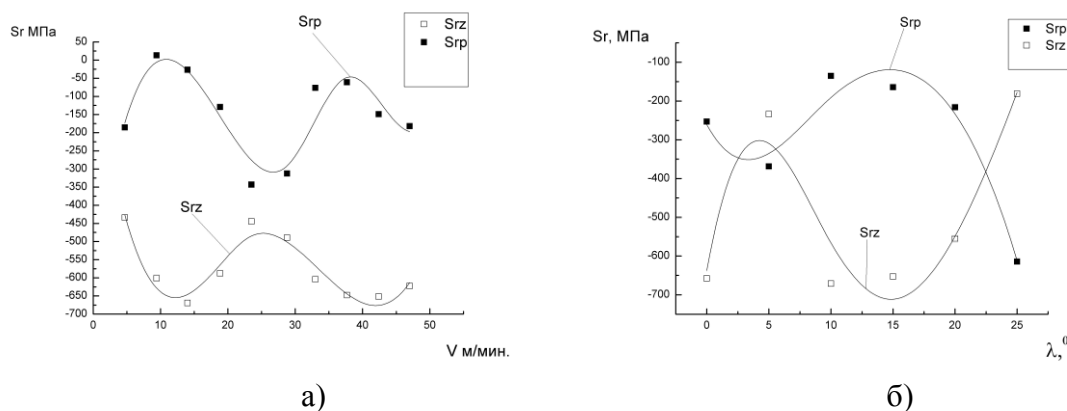


Рис.6 – Изменение напряжений на передней S_{rp} и задней S_{rz} гранях резца от скорости резания при $\lambda = 5^\circ$ (а) и от угла λ при $V = 50$ м/мин (б)

На протяжении периода стойкости резец может разрушиться как со стороны передней грани, так и со стороны задней. Для расчета вероятности разрушения напряжения на гранях резцов сравнивали с пределами прочности при растяжении и сжатии. В этом случае формула (1) выглядит иначе:

$$P = \begin{cases} \int_0^{S_a} f(S_P)dS + \int_{S_a}^{\infty} f(S_R)dS \\ \int_{-\infty}^{S_a} f(S_R)dS + \int_{S_a}^0 f(S_C)dS \end{cases} \quad (6)$$

Учитывая, что вероятности разрушения по передней и задней граням являются независимыми случайными величинами, вероятность разрушения резца в целом вычисляли по формуле $P = P_{\Pi} + P_3 P_{\Pi} P_3$ [12].

На рис. 7 приведены кривые вероятности разрушения, вычисленные по формулам (6).

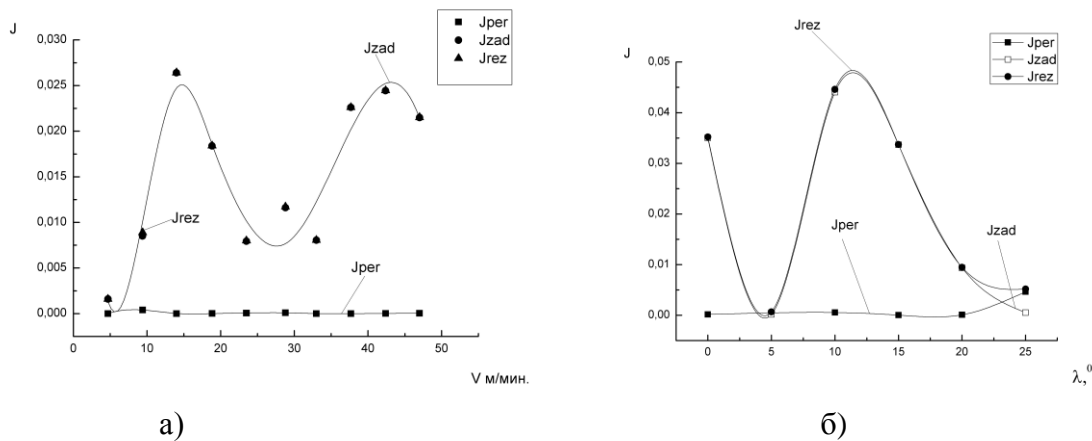


Рис. 7 – Изменение вероятности разрушения резцов при изменении скорости резания при $\lambda = 5^\circ$ (а) и угла λ при скорости 50 м/мин (б)

Как видно из графика вероятность разрушения резца со стороны задней грани существенно зависит от скорости резания. Имеется два диапазона скоростей, где вероятность разрушения максимальна. Для выяснения причин на рис. 8 приведены графики изменения угла ν от скорости и угла наклона режущей кромки. Из рис. 8 видно, что при $V=10-20$ и $V=35-45$ м/мин угол ν больше 45° , а вектор равнодействующей направлен в сторону задней грани, что приводит к увеличению сжимающих напряжений на задней грани. Именно этот факт вызывает резкое увеличение вероятности сколов резца со стороны задней грани в указанных диапазонах скоростей резания (Рис. 7а).

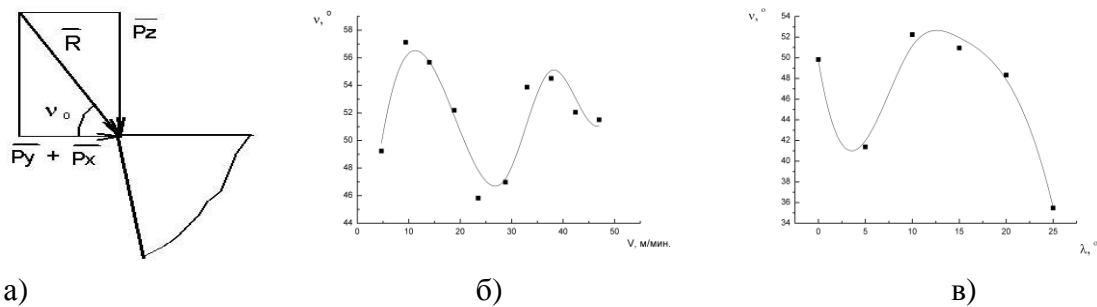


Рис.8 Составляющие и равнодействующая R силы резания (а) и изменение угла ν , определяющего напряжения при увеличении скорости резания (б) и при изменении угла λ (в)

Изменение угла наклона режущей кромки λ также существенно влияет на увеличение угла ν (рис. 8в) и при $\nu > 45^\circ$ вектор равнодействующей направлен в сторону задней грани, что также приводит к увеличению сжимающих напряжений на задней грани (рис.6б) и увеличению вероятности сколов резца со стороны задней грани при $\lambda = 10-15^\circ$.

Выводы

Таким образом, применение автоматизированной системы исследования процессов течения позволило исследовать особенности резания при тонком точении алюминиевых сплавов резцами из монокристаллического алмаза.

Установлено влияние скорости резания и угла наклона резца на вероятность разрушения резцов при тонком косоугольном резании. Показано, что вероятность сколов резца со стороны задней грани увеличивается в 5 раз при $V=10-20$ и $V=35-45$ м/мин и в 3 раза при косоугольном резании с углом $\lambda=10-15^\circ$.

Выявленные закономерности позволяют более обоснованно выбирать режимы резания и угол наклона резца из синтетических алмазов при тонком точении.

Авторы выражают благодарность сотрудникам лаборатории 18/1 ИСМ НАНУ к.т.н. Н.Е. Стахниву, к.т.н. А.А. Осадчому и инж. В.Н. Ничипоренко за помощь в проведении экспериментов, а зав. группой С.Н. Иванову и инж. Н.Я. Карлюченко за изготовление резцовых вставок из алмаза.

Перечень источников литературы: 1. Несмелов А.Ф. Алмазные инструменты в промышленности – М.: «Машиностроение» 1964. – 277 с. 2. Новиков Н.В. Физические свойства алмаза - справочник – К.: Наукова думка 1987. – 188 с. 3. Хаэт Г. Л. Прочность режущего инструмента. - М. : Машиностроение, 1975. - 168 с. 4. Прочность материалов при высоких температурах / Г.С. Писаренко, В.Н. Руденко, Г.Н. Третьяченко, В.Г. Трощенко. - Киев :Наук. Думка, 1966. - 791 с. 5. Девин Л.Н., Вильгельм М. Прогнозирование вероятности разрушения резцов на основе КНБ. Сверхтвердые материалы. - 1992, №6 - С.41-46 5. Базовский И. Надежность. Теория и практика. - М. :Мир, 1965. - 373 с. 6. Лоладзе Т.Н. Прочность и износостойкость режущего инструмента. - М.: Машиностроение, 1982. - 320 с. 7. Бетанели А.И. Расчет хрупкой прочности режущей части инструмента //Надежность режущего инструмента. - Киев : Техніка, 1972. - с. 96-105. 8. Виноградов А.А. Контактные нагрузки на режущих поверхностях //Резание и инструмент. - 1990. - №44. - с. 124-128. 9. Породоразрушающий инструмент для геологоразведочных скважин: Справочник /Н.И.Корнилов, В.С.Травкин, Л.К.Берестень и др. – М.: Недра, 1979. - 361 с. 10. Девин Л.Н., Стахнив Н.Е, Сулима А.Г., Автоматизированная система для измерения сигнала акустической эмиссии в процессе прецизионного алмазного точения / Современные проблемы производства и ремонта в промышленности и на транспорте - Материалы 11-го Международного научно-технического семинара, 21 -25 февраля 2011г., г. Свалява. – Киев: АТМ Украины 2011. С.79-81. 11. Девин Л.Н. Прогнозирование работоспособности металлорежущего инструмента. – Киев: Наук. думка. 1992.-131с. 12. Гмурман В.Е. Введение в теорию вероятности и математическую статистику. - М. : Высш. Шк., 1963. - 238 с.

Рецензент: **Клименко С.А.**, д.т.н., проф. ИСМ НАНУ

ВЕРОЯТНОСТЬ РАЗРУШЕНИЯ РЕЗЦОВ ИЗ МОНОКРИСТАЛЛОВ АЛМАЗА ПРИ
ТОНКОМ ТОЧЕНИИ АЛЮМИНИЕВЫХ СПЛАВОВ

Девин Л.Н., Рычев С.В.

В работе исследована надежность работы резцов из монокристаллов природного алмаза при косоугольном тонком точении алюминиевых сплавов. Приведены результаты исследования силы резания и вероятности разрушения монокристаллов алмаза при различных скоростях резания и углах наклона режущей кромки.

ЙМОВІРНІСТЬ РУЙНУВАННЯ РЕЗЦОВ ІЗ МОНОКРИСТАЛІВ АЛМАЗУ ПРИ
ТОНКОМУ ТОЧІННІ АЛЮМІНІЄВИХ СПЛАВІВ

Девін Л.М., Ричев С.В.

У роботі досліджена надійність роботи різців з монокристалів природного алмазу при тонкому косокутному точінні алюмінієвих сплавів. Наведено результати дослідження сили різання та ймовірності руйнування монокристалів алмазу при різних швидкостях різання і кутах нахилу ріжучого леза.

PROBABILITY OF SINGLE CRYSTALS DIAMOND CUTTERS FRACTURE FOR FINE
TURNING ALUMINUM ALLOY

Devin L., Rychev S.

We study the reliability of the cutters of natural diamond single crystals with oblique turning thin aluminum alloys. The research results of the cutting force and the probability of fracture of diamond single crystals with different cutting speeds and angles of inclination.

Ключевые слова: Монокристаллы алмаза, вероятность разрушения, косоугольное точение, алюминиевые сплавы

Ключові слова: Монокристали алмазу, ймовірність руйнування, косокутне точіння, алюмінієві сплави

Key words: Synthesis, warp of axes, mathematical models, optimization, computer-aided design

Дата надходження статті: 24 квітня 2014 р.

УДК669.018.25

Родічев Ю. М.¹, Сорока¹О. Б., КовальовВ. Д.², ВасильченкоЯ. В.²¹Інститут проблем міцності ім. Г.С.Писаренка НАН України, м. Київ, Україна²Донбаська державна машинобудівна академіяrym3@mail.ru**ОЦІНКА КОНСТРУКЦІЙНОЇ МІЦНОСТІ ТА ОСОБЛИВОСТЕЙ РУЙНУВАННЯ
МОДИФІКОВАНИХ ТВЕРДИХ СПЛАВІВ*****Постановка проблеми***

Вихід з ладу різального інструменту при обробці на важких верстатах призводить до простоїв унікального висококошторисного устаткування, і, як наслідок, до значних виробничих витрат. Аналіз відмов інструменту при обробці на важких верстатах показує, що поряд з виходом з ладу інструменту внаслідок зносу, 70...80% відмов спричиняється крихким руйнуванням твердосплавної пластини, яке проявляється в викришуванні різальних кромки, поломці та сколюванні різальної частини [1,2]. Особливо екстремальною з точки зору навантаження на різальні пластини є чорнова обробка, яка відбувається із значними величинами глибин різання (15...20 мм) та подач (до 3 мм), а також супроводжується коливаннями фізико-механічних властивостей оброблюваного матеріалу. За таких надважких умов на вітчизняних підприємствах важкого машинобудування використовуються напайні твердосплавні пластини із вольфрамокобальтових та титанокобальтових сплавів.

Опір руйнуванню інструменту при обробці на важких верстатах значною мірою визначається величиною границі міцності твердосплавної пластини. При застосуванні напайних пластин важливим є продовження як сумарного строку їх експлуатації, так і часу роботи без руйнування різальної частини при кожному акті точіння. Це обумовлює необхідність визначення вихідного значення границі міцності та її розкиду у межах виборки пластин, вияв причин значного розкиду із застосуванням методів, що є доступними в умовах інструментального цеху, визначення валичини необхідного зйому поверхнього шару при переагострюванні, а також вибір простого дешевого та доступного у виробничих умовах методу модифікації твердого сплаву, що дозволить підвищити як вихідну конструкційну міцність пластини, так і міцність після кожного переагострювання.

Аналіз методів оцінки міцності твердих сплавів. Згідно з ГОСТ 20019-74 «Сплавы твердые спеченные. Метод определения предела прочности при поперечном изгибе» [3], границю міцності визначають на шліфованих брусках прямокутного поперечного перерізу розмірами 20ммх6,5ммх2,25мм та 35ммх5ммх5мм притовщині зйому не менше 0,1мм. У відповідності з європейським стандартом для випробувань твердих сплавів ISO 3327, американським - ASTM B406, японським - JIS 026-1983 границя міцності на згин визначається при випробуванні призматичних та циліндричних шліфованих зразків (товщина зйому 0.1 мм) за схемою трьохточкового та чотирьохточкового згину (рис.1). У «Measurement Good Practice Guide No. 20. Mechanical Tests for Hardmetals» [4] відзначається, що стандартні зразки різної геометрії дають різні значення границі міцності, які можуть відрізнятись на 50%, а стан поверхні зразків може мати навіть більший вплив на величину границі міцності, ніж геометрія зразка. Залежно від обробки поверхні, ця різниця може сягати 100%. Відповідно до європейського стандарту ISO 3327, застосовуються також зразки з пазом глибиною 0,5...1мм та радіусом 0,5мм. Такі зразки, за висновками [4], мають ряд переваг, оскільки у цьому випадку розсіювання результатів випробувань зменшується, для руйнування зразка потрібне значно менше навантаження, отримана величина границі міцності має більше значення внаслідок меншої ймовірності великих дефектів в перетині.

Міжнародними стандартами передбачається можливість застосування зразків при випробуваннях за схемою чотирьохточкового згину із співвідношенням товщини зразка та довжини області чистого згину в діапазоні 0,2...0,5. Для зразків, які тестуються в умовах

трьохточкового згину співвідношення товщини зразка та відстані між опорами становить 0,075..0,345.

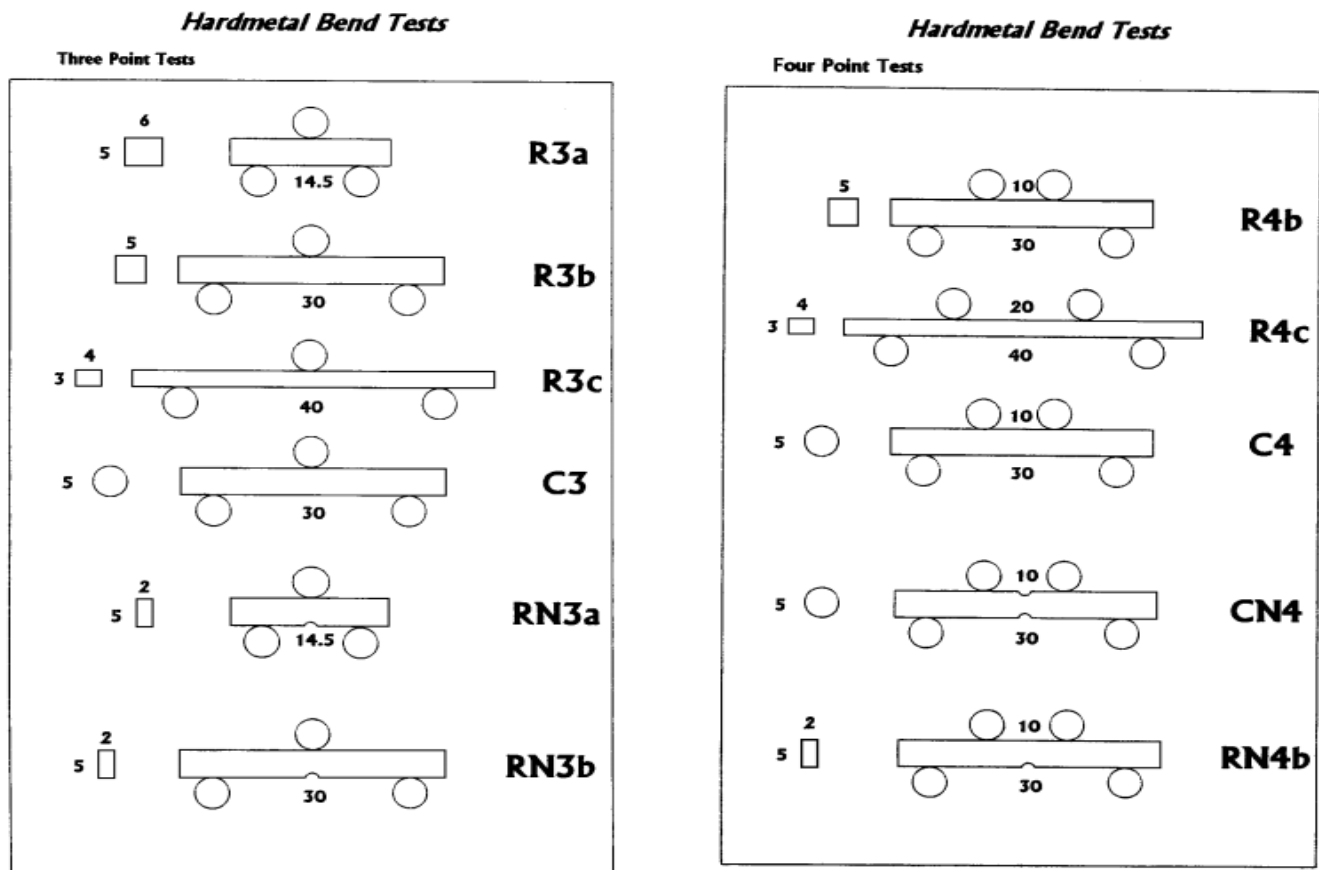
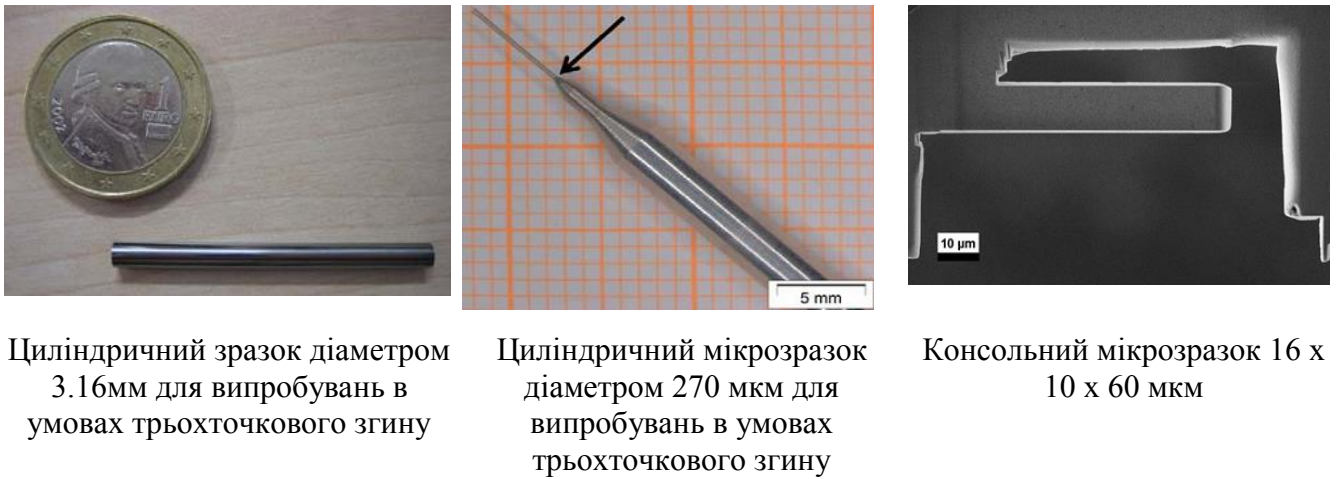


Рис. 1 – Схеми випробувань та розміри зразків (у мм) при визначенні границі міцності на згин твердих сплавів [4]

Для оцінки впливу конструкційних та технологічних факторів застосовуються спеціальні зразки, які відрізняються від стандартних. Так, у роботі [5] при дослідженні впливу масштабного ефекту на міцність високооднорідних вольфрамокобальтових сплавів для визначення границі міцності при згині застосовувались циліндричні зразки діаметром 3.16мм та 270мкм, а також консольні мікрозразки розмірами 16 x 10 x 60мкм (рис.2). Встановлено залежність границі міцності від розмірів зразка: міцність зростає із зменшенням розміру зразка. Зроблено висновок, що для мікрозразків вирогідність наявності дефекту, що спричиняє руйнування нижче, ніж для зразків міліметрової розмірності. В зразку діаметром 3.16мм спостерігаються агломерати зерен WC та мікропори, які є джерелом руйнування. В мікрометричному консольному зразку не знайдено дефектів, що слугували б джерелом руйнування.



Циліндричний зразок діаметром 3.16мм для випробувань в умовах трьохточкового згину

Циліндричний мікрозразок діаметром 270 мкм для випробувань в умовах трьохточкового згину

Консольний мікрозразок 16 x 10 x 60 мкм

Рис. 2 – Зразки для визначення границі міцності на згин [5]

Внаслідок великої різниці у технології виготовлення стандартних зразків та різальних пластин, яка, в першу чергу, проявляється в різниці розмірів та розподілу дефектів по поверхні та об'єму, результати випробувань стандартних зразків з твердих сплавів на згинне відображають реальних властивостей різальної пластини, які обумовлені технологічними та конструкційними факторами. Вони лише визначають важливі тенденції механічної поведінки матеріалу, які можуть бути базовими для орієнтовної оцінки роботоздатності та контролю якості інструменту за відсутності можливості виконання відповідних складних експериментів.

Аналіз впливу модифікації імпульсним магнітним полем на механічні характеристики твердого сплаву. Задача підвищення характеристик міцності твердого сплаву обумовлює необхідність розвитку методів модифікації, що впливають на весь об'єм матеріалу. Вимоги, що висуваються до цих методів – невисока вартість, екологічна чистота та можливість застосування в умовах цеху машинобудівного підприємства. Цим вимогам задовольняє метод обробки імпульсним магнітним полем (ОІМП).

Дослідження в області магнітопольових впливів підтверджують, що за допомогою помірних магнітних полів можливим є прямий безконтактний вплив на динаміку структурних дефектів різного рівня, вплив на їх поведінку і, як наслідок, зміна макровластивостей матеріалу і експлуатаційних властивостей виробу [6]. Фізичні основи ОІМП стосовно інструмента зі швидкорізальних сталей сформульовані С.М. Постніковим і представниками його наукової школи в роботах [7,8]. Відомо, що метод імпульсної магнітної обробки дозволяє підвищити стійкість інструменту зі швидкорізальної сталі в 1,5... 2,0 рази [9, 10], отримано також тридцятивідсоткове підвищення границі міцності на згин сталі Р18 після ОІМП [11]. Кількість досліджень впливу ОІМП на твердосплавний інструмент обмежена. Наявні в літературі результати свідчать про підвищення структурної однорідності, збільшення мікротвердості, зменшення залишкових напружень та підвищення в 1,8...2 рази зносостійкості твердих сплавів ВК8 і Т15К6 в результаті комбінованої обробки, яка складається з нагріву током високої частоти та ОІМП [12,13].

Модифікація твердосплавних різальних пластин ОІМП здійснюється на устаткуванні, яке складається з генератора імпульсів із блоком живлення й індуктора. Результати, отримані авторами при випробуваннях конструкційної міцності змінних різальних пластин із твердих сплавів Т5К10 та Т15К6 показали, що, залежно від режимів ОІМП, границя міцності на згин при статичному навантаженні підвищується на 14...27%, а період стійкості до руйнування при лабораторних випробуваннях різців, оснащених різальними пластинами з Т15К6, методом «руйнуючої подачі» збільшується на 17% [14].

Мета роботи – розробка методичних основ оцінки конструкційної міцності твердосплавних пластин та встановлення її зв'язку з показниками, що можуть бути визначені

при дослідженнях та в умовах виробництва сервісною службою підприємства, встановлення впливу ОІМП на конструкційну міцність пластин.

Методи та результати досліджень

Методи оцінки конструкційної міцності. При оцінці конструкційної міцності, коли йдеться про реальний об'єкт, для врахування технології його вироблення та можливості оцінки впливу неоднорідності структури і властивостей по поверхні та об'єму випробу, на практиці застосовують два різних підхода.

Перший – виготовлення зразків-свідків за тією ж технологією, що й досліджуваний об'єкт. В цьому випадку така оцінка виконується виробником і не передбачена на підприємствах-споживачах інструментальних пластин.

Другий підхід передбачає виготовлення спеціальних зразків з різальних пластин. Розміри таких зразків можуть принципово відрізнятися від стандартних у зв'язку з розмірами та конфігурацією пластин. Можна сформулювати деякі принципи таких випробувань:

- співвідношення геометричних розмірів зразка, виготовленого з пластини, по можливості, повинно знаходитися в межах, які передбачені для стандартних зразків;
- оцінка локальної міцності потребує створення спеціальних зразків та схем навантаження, що відрізняються від стандартних;
- розміри зразків та схема випробувань повинні забезпечити зниження зусилля, необхідного для руйнування зразка; забезпечити прогнозований рівень напружень при випробуваннях за схемами трьохточкового та консольного згину; виключити можливість руйнування поверхні зламу зразків внаслідок доламування, яке ускладнює можливість фрактографічних досліджень поверхонь зламу та джерел руйнування;
- зразки мають забезпечити оцінку впливу неоднорідності властивостей пластини по об'єму та поверхні пластин на характеристики міцності, в тому числі, локальної. Ця вимога є також необхідною при оцінці впливу модифікації твердого сплаву.

На основі цього було розроблено комплексний підхід оцінки конструкційної міцності твердосплавних пластин, який реалізовано при визначенні характеристик міцності та особливостей руйнування напайних пластин.

Для дослідження міцності напайних пластин з них було виготовлено зразки шляхом розрізання вздовж пластини, що дозволило задовольнити вимозі щодо зменшення зусилля навантаження, виявлення впливу дефектності на характеристики міцності, а також отримати данні про міцність та дефектність різних частин пластини (рис.3).



Рис. 3 – Напайні різальні пластини із сплаву ВК3 та ВК8 (а); зразки з пластин ВК3 та ВК8, виготовлені шляхом ерозійної різки (б)

Досліджувану поверхню розташовували в зоні розтягу при трьохточковому згині на гідравлічній машині ZD-4 з використанням спеціально розроблених пристосувань[14]. Зменшення товщини виготовлених зразків дозволило зменшити накопичену енергію в системі зразок - навантажувальний пристрій, і створити умови для більш повільного росту тріщин на стадії докритичного розвитку. Проведення фрактографічних досліджень з

використанням цифрового мікроскопу BW-400X дозволило визначити джерела руйнування, які обумовлені мікро- та макродефектами структури, характером формування тріщин.

В якості об'єкта випробувань використано також твердосплавні різальні пластини, у лезвійній частині яких шляхом виконання повздовжніх та поперечних надрізів утворюється належна одно- або багатоярусна система консольних міні-балочок, які одна за одною навантажуються поперечною силою до руйнування, і отримані за рахунок цього локальні значення міцності та характеру руйнування використовуються для достовірної оцінки якості та дефектності матеріалу у окремих ділянках леза інструменту [15]. Враховуючи обмежені розміри міні-балочок та характерного для крихких матеріалів випадкового положення джерела руйнування у межах робочої частини балки, для визначення фактичного рівня напружень при руйнуванні довжина кожної балочки (стрілка 4 рис. 4) оцінюється як відстань від джерела руйнування (стрілка 5) до краю балки, що показано на рис. 4. Для забезпечення точності вимірювань застосовується оптична мікроскопія поверхонь зламу та контуру макротріщини, утвореному при її просуванні від джерела руйнування по напрямку, вказаному стрілкою 6.

Позитивний ефект полягає у тому, що за рахунок випробування балочок, розташованих у відповідних місцях контролю на лезвійній частині інструменту, спосіб дозволяє локально контролювати механічний стан, ступінь дефектності та зміцнення інструменту методами поверхневої та об'ємної модифікації в разі використання в якості об'єкта випробувань твердосплавного інструменту, пластин на різних стадіях їх експлуатації та інструменту модифікованого відповідними технологіями. За даними випробувань визначається розподіл показників міцності та дефектності вздовж різних ділянок робочої частини лезвійного інструменту, параметри однорідності, максимальне і мінімальне значення. За рахунок випробування кількох консольних балочок у різних ділянках лезвійної частини інструменту, точного вимірювання довжини ширини та товщини виламаного уламку балочки достовірно контролюється механічний стан окремих ділянок робочих передніх та задніх поверхонь з урахуванням впливу визначальних конструкційних, технологічних та експлуатаційних факторів. Це дозволить оптимізувати технологію виготовлення та зміцнення робочої частини інструменту, а також оцінити ефективність застосованих технологій поверхневої та об'ємної модифікації інструменту або ступінь деградації стану лезвійного інструменту під час випробувальних або експлуатаційних робіт.

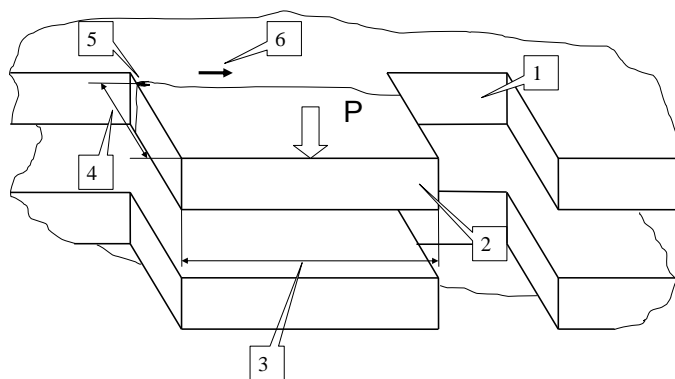
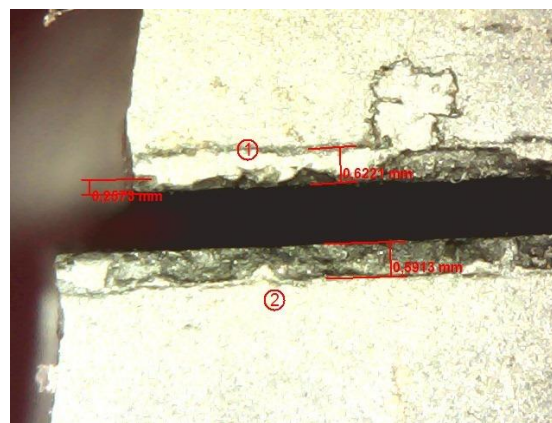
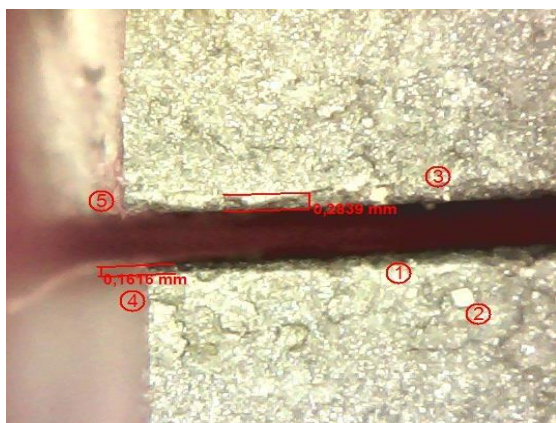


Рис. 4 – Фрагмент робочої частини лезвійного інструменту з двома ярусами консольних балочок: 1- прорізи, 2- консольна балочка під час випробування силою P , 3-ширина балки, 4-довжина балки, 5- джерело руйнування крайова мікротріщина, 6- напрямок просування макротріщини при руйнуванні балки

Важливим при застосуванні запропонованих методик є також можливість більш точного виявлення впливу як об'ємної, так і поверхневої модифікації твердого сплаву на характеристики конструкційної міцності.

Експериментальні результати випробувань на міцність та фрактографічних досліджень. Випробування зразків, виготовлених методом електроерозійної різки з напайних пластин із сплаву ВК8 (товщина зразка 3,25...3,85мм; відстань між опорами 20мм, співвідношення товщини до відстані між опорами 0,1625...0,1925; різальна поверхня в зоні розтягу) показали, що в одній партії пластин спостерігається значний розкид значень границі міцності (таблиця 1). Значення границі міцності на згин $\sigma_{зг}$ були в межах 900...1477МПа. Фрактографічні дослідження виявили, що низький рівень міцності ($\sigma_{зг}= 900$ МПа) обумовлений підвищеним рівнем дефектності (рис.5, розміри дано з масштабним коефіцієнтом $k \times 2,86$), в той час як для високоміцних зразків ($\sigma_{зг}=1477$ МПа) відсутні особливо великі дефекти поверхні. Значення границі міцності на згин зразка з ВК8 з низьким рівнем дефектності наближається до такого, що міститься в довідковій літературі. Так, за даними [16] – $\sigma_{зг}= 1480$ МПа. Відповідно до ГОСТ 3882-74[17] границя міцності на згин ВК8 має становити не менше ніж 1666МПа. Таким чином, фактичний рівень конструкційної міцності твердосплавних пластин значно відрізняється і є значно меншим від такого, що визначається при випробуванні стандартних зразків.

Показано, що руйнування зразків відбувається в результаті утворення та просування магістральної тріщини. Для зразка з низьким рівнем вихідної дефектності спостерігається декілька поверхневих тріщин, які одночасно просуваються поряд з магістральною, що є ознакою високої якості матеріалу та повної реалізації його міцності (рис.6, $k \times 2,86$).



Вихідний зразок $\sigma = 1477$ МПа ($k \times 2,86$)

Вихідний зразок $\sigma = 900$ МПа ($k \times 2,86$)

Рис. 5 – Кромочні дефекти вихідних зразків з високим та низьким рівнем міцності

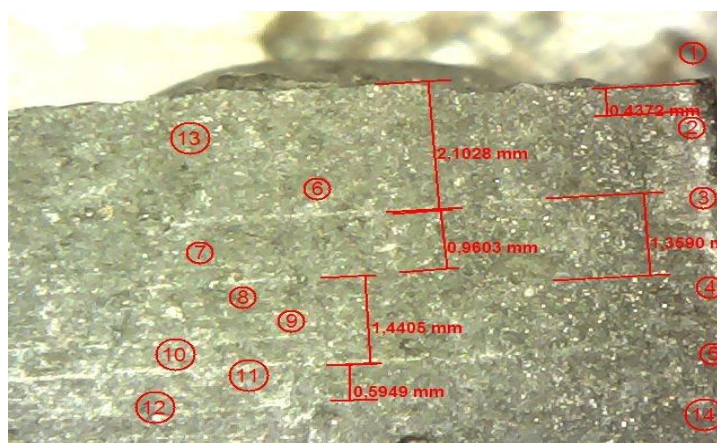


Рис. 6 – Поверхневі тріщини, які одночасно просуваються поряд з магістральною

У напайній пластині твердого сплаву ВК3 25x10x6мм з використанням електроерозійної різки утворили трьохярусну систему міні-балочок, як показано на рис.7. Для визначення розподілу міцності по ділянках верхньої різальної поверхні пластини верхній ряд консольних балочок завширшки 3...4 мм, з товщиною 1...1,17 мм та з довжиною 1,32...1.62мм було випробувано за схемою, вказаною на рис. 4.

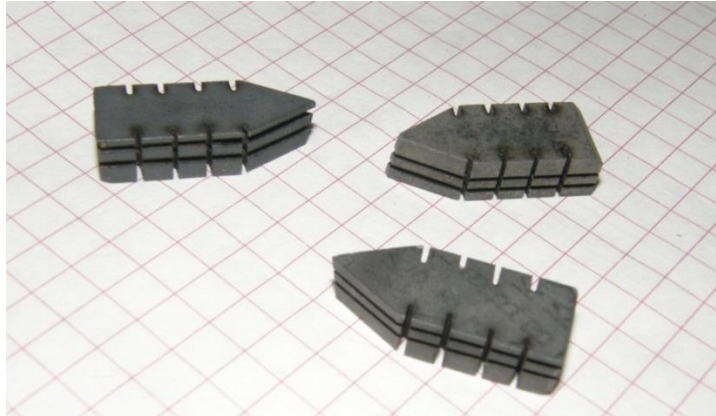


Рис. 7 – Зразки у вигляді міні-балок, отримані на пластинах з ВК3

Загальний вид руйнування міні-балочок, зафіксований при випробуваннях, показано на рис. 7. Розміри дано з масштабним коефіцієнтом $\times 0,3611$.

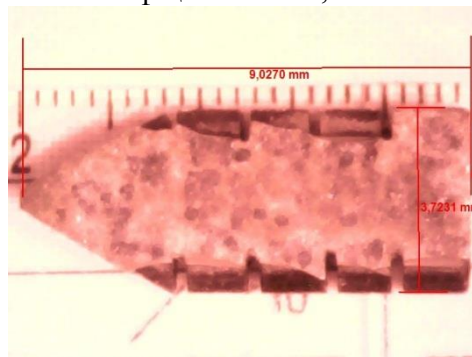


Рис. 7 – Загальний вид руйнування консольних міні-балочок на верхній різальній поверхні твердосплавної пластини ВК3

Розрахунок значень локальної міцності на згин твердого сплаву у даній конструкції пластин виконували за рівнянням:

$$\sigma_{зг} = 6 Pl / Bh^2, \quad (2.1)$$

де P максимальна сила при руйнуванні балочки, H ; l – довжина балочки, мм, визначена за схемою на рис.2.8, B та h – ширина і висота перерізу, мм.

Механічні випробування показали, що фактична міцність окремих ділянок різальної частини пластини не є стабільною і коливається у межах 677...1005МПа, залежно від ступеню локальної технологічної дефектності поверхні. Це значно відрізняється від рівня міцності 1176 МПа (ГОСТ 3882-74) [17], отриманого для шліфованих призматичних зразків сплаву ВК3 відповідно до ГОСТ 20019-74 [3].

Запропоновані способи контролю мають підвищену достовірність оцінки конструкційної міцності твердосплавних інструментальних матеріалів для різального інструменту у порівнянні з відомими аналогами та стандартними зразками і дозволяють оцінювати вплив конструкційних, технологічних і експлуатаційних факторів на механічний стан різних ділянок робочої частини інструменту.

Фрактографічні дослідження з використанням цифрового мікроскопу BW-400X можуть бути рекомендовані для застосування сервісною службою підприємства з метою

відбраковування пластин з особливо глибокими дефектами; для визначення товщини зйому дефектного шару, що забезпечить міцність пластини, на рівні, передбаченому ГОСТ.

Вплив ОІМП на характеристики міцності зразків, виготовлених з напайних пластин.

Порівняльні випробування зразків, виготовлених методом електроерозійної різки з напайних пластин із сплаву ВК8 (товщина зразка h - 3,25...3,85мм; відстань між опорами - 20мм, співвідношення товщини до відстані між опорами - 0,1625...0,1925 різальна поверхня в зоні розтягу) та сплаву ВК3 (товщина зразка h - 2,85...3мм; відстань між опорами - 20мм, співвідношення товщини до відстані між опорами - 0,1425...0,1500 різальна поверхня в зоні розтягу), у вихідному стані та після ОІМП дозволили виявити вплив модифікації імпульсним магнітним полем на границю міцності зразків. Об'єм випробувань становив по 6 зразків кожного виду. Результати дано у

Аналіз результатів випробувань зразків із сплаву ВК3 показує (табл.1), що внаслідок ОІМП спостерігається стабілізація властивостей матеріалу, зменшується розкид величини границі міцності, значно підвищується мінімальна величина границі міцності $\sigma_{зг \min}$ (на 40%), середнє $\bar{\sigma}_{зг}$ значення границі міцності збільшуються приблизно на 6%, максимальне $\sigma_{зг \max}$ практично не змінюється.

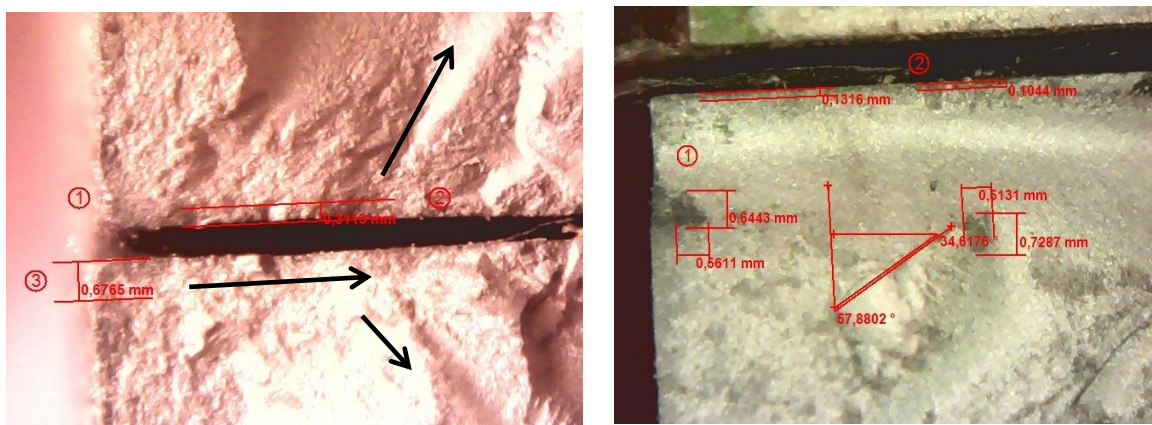
Результати випробувань зразків, виготовлених з пластин ВК8, показали, що після ОІМП зменшується розкид величини границі міцності, спостерігається підвищення середніх значень границі міцності на згин на 9%, максимальних значень – на 12%, мінімальних – на 20%.

Таблиця 1

Результати випробувань при трьохточковому згині зразків, отриманих розрізанням пластин ВК3 та ВК8

Матеріал	Стан	$\sigma_{зг \min}$, МПа	$\sigma_{зг \max}$, МПа	$\bar{\sigma}_{зг}$, МПа	Коефіцієнт варіації v , %
ВК3	вихідний	739	1403	1120	19,0
	після ОІМП	1034	1396	1190	12,0
ВК8	вихідний	900	1477	1205	17,5
	після ОІМП	1086	1653	1317	14,0

Порівняння поверхні зламу зразків до та після ОІМП дано на рис.8.



Зразок без обробки з низькою дефектністю
 $\sigma_{зг}$ - 1477МПа

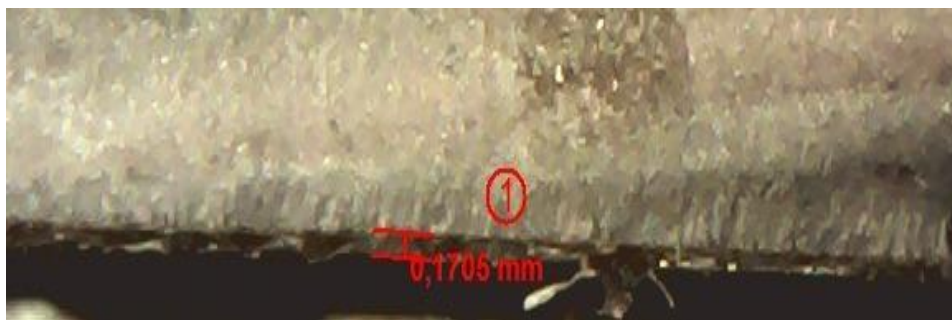
Зразок після ОІМП $\sigma_{зг}$ - 1653МПа,
однорідність, менша рельєфність зламу

Рис. 8 – Фокус зламу та початкові ділянки росту магістральної тріщини (кx2,86)

Стрілками показано послідовність утворення і просування магістральної поверхневої макротріщини, що призводить до руйнування пластини. Джерелом руйнування вихідних і зміцнених пластин завжди були крайові кутові мікрodefekти поверхонь, показані цифрами 1

на рис. 8. На першому етапі при навантаженні значно меншому від руйнівного утворюється кутова мікротріщина за контуром наближеним до чверті кола. Її початкова глибина становила біля 100-110 мкм. При підвищенні навантаження мікротріщина просувалася вздовж поверхні та у глибину (показано стрілками відповідно до характерних знаків рельєфу зламу). При цьому біля джерела руйнування глибина першого контуру тріщини становила 200-250 мкм. Підвищена пошкодженість поверхні твердосплавних пластин призводить до утворення довгих поверхневих магістральної та розташованих поруч інших докритичних тріщин, що показані на рис. 6. Таким чином, стан поверхневого шару, що утворюється при виготовленні та механічному обробленні пластин має дуже важливе значення для формування критичної тріщини і значною мірою визначає рівень гарничних напружень при руйнуванні інструменту. Початкова глибина поверхневої мікротріщини після оброблення пластин ОІМП з максимальним рівнем міцності 1653МПа зменшилася майже удвічі у порівнянні з не модифікованою пластиною.

Отримано також, що ОІМП спричиняє зменшення товщини тріщинуватого шару (рис.9).



Вихідний зразок



Зразок після ОІМП

Рис. 9 – Тріщинуватий шар вихідного зразка та зразка після ОІМП (кx2,86)

Очевидним є зменшення шорсткості та рельєфності поверхні зламу, що вказує на певну зміну механізмів руйнування при застосування ОІМП для зміцнення пластин. До них може бути віднесено зменшення залишкових напружень у кобальтовій фазі та можливі зміни у дефектності мікроструктури матеріалу.

Висновки

1. Розроблено методичні засади оцінки характеристик конструкційної міцності твердосплавних різальних пластин з використанням вирізаних з них спеціальних зразків, їх випробувань в умовах поперечного і консольного згину, фрактографічного аналізу поверхонь зламів для визначення джерел руйнування і особливостей докритичного розвитку мікротріщин. Комплексний технічний підхід дозволяє враховувати вплив на механічну поведінку різальних пластин визначальних конструкційних, технологічних факторів та методів поверхневої і об'ємної модифікації.

2. За результатами оцінки конструкційної міцності напайних пластин з сплавів ВК3 і ВК8 показано, що їх реальні характеристики міцності значно відрізняються від результатів випробувань стандартних зразків і дозволяють підвищити достовірність контролю якості різального інструменту та вдосконалити технологію його оброблення та модифікації за параметрами міцності.

3. Показано значний вплив на міцність і руйнування досліджених твердосплавних пластин дефектів структури поверхневого шару. Рекомендовано враховувати результати оцінки параметрів поверхневого дефектного шару при заточуванні інструменту з напаяними різальними пластинами

4. Встановлено, що модифікація твердих сплавів ВК3 та ВК8 обробкою імпульсним магнітним полем призводить до підвищення їх однорідності, зменшення товщини тріщинуватого шару, стабілізації механічних характеристик, зростання границі міцності на згин.

Перелік літературних джерел: 1. Основы рациональной эксплуатации режущего инструмента / Г.П. Клименко - Краматорськ: ДГМА, 2006.- 200с.; 2. Сборный твердосплавный инструмент / Г.Л.Хает, К.Г.Гах, К.Г.Громаков и др. – М.:Машиностроение, 1989. – 256с.; 3. ГОСТ 20019-74 «Сплавы твердые спеченные. Метод определения предела прочности при поперечном изгибе»; 4. B Roebuck, M Gee, E G Bennett & R Morrell // Measurement Good Practice Guide No. 20. Mechanical Tests for Hardmetals / Centre for Materials Measurement and Technology National Physical Laboratory Teddington, Middlesex, United Kingdom, TW11 0LW : Crown Copyright 1999 – 78P.; 5. S. Wurster, R. Pippan, M. Jenko, R. Ebner, P. Supancic // Comparison of bending strength of WC-CO hard metal in millimeter and micrometer sized specimens // доступ: <http://www.gruppofrattura.it/ocs/index.php/esis/ECF18/paper/viewFile/6057/1942>.; 6. Перспективность метода низкоэнергетической обработки материалов с использованием магнитного поля, №9 2012 Комшина А. В., Помельникова А. С. <http://technomag.edu.ru/doc/454270.html>. Наука и образование, Научное издание МГТУ им.Баумана. – С.463-488.; 7. Постников С.Н. Некоторые физические аспекты магнитной обработки инструмента // Вопросы электрофизики трения и обработки резанием: тез. докл. Горьковского политехнического института, 1974. – Вып.4. – С. 27-35.; 8. Постников С.Н. Перестройка дефектных комплексов в кристаллических твердых телах под действием магнитных полей допороговых энергий. Прикладные проблемы прочности и пластичности. Статика и динамика деформируемых систем // Всесоюзный межвузовский сборник. – Горький, 1980. – 138с.; 9. Мальгин В.Б. Магнитное упрочнение инструмента и деталей машин – М.: Машиностроение, 1989 – 112 с.; 10. Полетаев В.А., Помельникова А.С., Шипко М.Н. Влияние обработки в импульсном магнитном поле и коротком разряде на прочность сталей // МиТОМ, 2000 – №4. – С. 34-37.; 11. Воробьев Р. А. Структурные превращения и физико-механические свойства инструментальных и пружинных сталей при магнитно-импульсном воздействии. Автореферат дисс. к.т.н. – Нижний Новгород, 2011. – 18с.; 12. Обоснование схемы комбинированной магнитно-импульсной обработки твердосплавного режущего инструмента / А. Ю. Козлюк, А.Г. Овчаренко, М.О. Курепин // Ползуновский вестник. – 2012. – №1. – С.131-134.; 13. Повышение износостойкости пластин из твердого сплава / А.Г.Овчаренко, А.Ю. Козлюк, М.О. Курепин // Обработка металлов. – 2010. – №2. – С.13-15.; 14. Зміцнення твердосплавного різального інструменту для важкого машинобудування на основі поверхневої та об'ємної модифікації фізичними методами / О.Б.Сорока, Ю.М. Родічев, В.Д.Ковальов та ін. // Вісник Тернопільського Національного технічного університету ім. І.Пулюя. – 2013. – №3(71). – С.133-145.; 15. Пат. на кор. модель 89666 Україна «Зразок для оцінки міцності різальної частини твердосплавного інструменту шляхом його випробування на консольний згин» / О.Б.Сорока, Ю.М. Родічев, В.Д.Ковальов, Я.В. Васильченко, № u201314289; Заяв. 06.12.13; Опубл. 25.04.14, Бюл. № 8.; 16. Лошак М.Г. Прочность и долговечность твердых сплавов. Киев : Наук. Думка, 1984. 328 с.; 17. ГОСТ 3882-74 «Сплавы твердые спеченные. Марки».

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

ОЦІНКА КОНСТРУКЦІЙНОЇ МІЦНОСТІ ТА ОСОБЛИВОСТЕЙ РУЙНУВАННЯ МОДИФІКОВАНИХ ТВЕРДИХ СПЛАВІВ

Родічев Ю.М., Сорока О. Б., Ковальов В. Д., Васильченко Я.В.

Розроблено методичні засади оцінки характеристик конструкційної міцності твердосплавних різальних пластин. Використано спеціальні зразки, вирізані з пластин. Представлено та проаналізовано результати випробувань на згин та результати фактографічного аналізу. Показано, що реальні характеристики міцності зразків з твердосплавних пластин значно відрізняються від результатів випробувань стандартних зразків. Отримані результати дозволяють підвищити достовірність контролю якості інструменту та вдосконалити технологію його оброблення і модифікації за параметрами міцності. Встановлено, що модифікація твердих сплавів ВК3 та ВК8 обробкою імпульсним магнітним полем призводить до підвищення їх однорідності, зменшення товщини тріщинуватого шару, стабілізації механічних характеристик, зростання границі міцності на згин.

ОЦЕНКА КОНСТРУКЦИОННОЙ ПРОЧНОСТИ И ОСОБЕННОСТЕЙ РАЗРУШЕНИЕ МОДИФИЦИРОВАННЫХ ТВЕРДЫХ СПЛАВОВ

Родичев Ю.М., Сорока Е. Б., Ковалев В. Д., Васильченко Я.В.

Разработаны методические основы оценки характеристик конструкционной прочности твердосплавных режущих пластин. Используются специальные образцы, вырезанные из режущих пластин. Представлены и проанализированы результаты испытаний на изгиб и результаты фактографического анализа. Показано, что реальные характеристики прочности образцов из твердосплавных пластин значительно отличаются от результатов испытаний стандартных образцов. Полученные результаты позволяют повысить достоверность контроля качества инструмента и усовершенствовать технологию его обработки и модификации по параметрам прочности. Установлено, что модификация твердых сплавов ВК3 и ВК8 обработкой импульсным магнитным полем приводит к повышению их однородности, уменьшению толщины трещиноватого слоя, стабилизации механических характеристик, увеличению предела прочности на изгиб.

EVALUATION OF STRUCTURAL STRENGTH AND FRACTURE FEATURES OF MODIFIED CEMENTED CARBIDE

Rodichev Y., Soroka O., Kovalov V., Vasilchenko Y.

The methodological basis to evaluate cemented carbide structural strength is developed. It is suggested to test specimens which are the cut portion of cutting plate. The results of bending tests and fractography are presented and analyzed. The difference in bending strength values for cemented carbide standard specimens and structural strength of cutting plates is shown. Obtained results allow enhancing the reliability of quality control of the cutting tool technology and improving its processing and modification on the parameters of strength. It is obtained that the treatment of carbide tool with pulsed magnetic field leads to the stabilization of material characteristics and increasing in bending strength limit.

Ключевые слова: Твердый сплав, конструкционная прочность, предел прочности при изгибе, фактография, дефектность, источник разрушения, модификация, импульсное магнитное поле.

Ключові слова: Твердий сплав, конструкційна міцність, границя міцності на згин, фактографія, дефектність, джерело руйнування, модифікація, імпульсне магнітне поле.

Key words: Cemented carbide, structural strength, bending strength, fractography, defects, the source of destruction, modification, pulsed magnetic field.

Дата надходження статті: 15 травня 2014 р.

УДК 621.74.01

Пуховський Є. С., Мельник Н. О., Кореньков В. М.
 НТУУ «КПІ», м. Київ, Україна
vnkorenkov@gmail.com

ВИРІШЕННЯ ПИТАННЯ КЕРУВАННЯ ПОДАЧЕЮ В ПРОЦЕСІ ФРЕЗЕРУВАННЯ

З моменту виникнення верстатів з числовим програмним керуванням (ЧПК) значні покращення відбулися в проектуванні технологічних процесів. Зараз багато інтегрованих систем автоматизованого проектування та виробництва (CAD/CAM) здатні згенерувати траєкторію руху інструменту для різних операцій, але більшість з них досі страждають від необхідності значного втручання користувача. Системи часто не генерують оптимальної траєкторії, отже потреба в значних втручаннях і зниження часу працездатності інструменту – це поширені проблеми проектування операцій з ЧПК. Також визначення сил різання при 5-осевому фрезеруванні циліндричними фрезами поверхонь довільної форми (особливо при застосуванні циліндричних кулькових фрез) досі є певним викликом (Zhang, 2011).

В фрезеруванні є кілька прогалин, які потрібно з'єднати по порядку: моделювання, симуляція і оптимізація до потрібного рівня: придатності для різних видів поверхонь, надійності та точності.

Є багато публікацій про підвищення ефективності оброблення з використанням ЧПК і Chandrasekaran та ін. (Chandrasekaran, et al., 2010) систематизували їх у своєму огляді. Наступним витком розвитку САМ-систем має бути можливість управління подачею. Це може бути втілено в реальність шляхом використання принципово нового способу генерування траєкторії. Розширення можливостей САМ-систем може бути здійснено лише шляхом переходу на принципово інший вид початкових даних, а саме: переходу від аналітичних сплайнових моделей до дискретного представлення тривимірної форми (voxel-моделі, dixel- моделі тощо). Як показує практика, майже всі САЕ-системи працюють на основі дискретного представлення даних. Окрім того, самі ж інтерполятори стійок, отримуючи векторну інформацію про напрям руху (G-код), дискретизують її у відповідності до параметрів точності верстата. Тому вектор розвитку САМ-систем очевидний – повна інтеграція з CNC-системами та перехід на дискретні моделі, що дозволить по-перше, виконувати аналіз об'ємів зрізаного шару, по-друге, уникнути проміжних форм опису траєкторії (cldata- та G-коду).

Мета роботи полягає в написанні програми, яка поєднує в собі елементи тривимірного інтерполятора, генератора траєкторії та аналізатора об'ємів зрізаного припуску.

Зараз існує два методи для планування керуванням подачею: один базується на MRR (Material Removal Rate) і другий базований на силі різання. Lan (Lan, T.S, Hsu, K.S, 2007) запропонував математичну модель і критерії прийняття рішень з метою досягнення оптимального управління MRR. Yazar (Yazar, Z, Koch, K. F, Altan, T., 1994) виконує оптимізацію подачі базуючись на обрахунку сили різання в 3-осьовому фрезеруванні штампів та прес-форм. Baek та інші (Baek, D. K, Ko, T. J, Kim, H. S.) сфокусувалися на пошуку оптимальної подачі для торцевого фрезерування з метою максимізації MRR з обмеженням поверхневої шорсткості. Liu (Liu, X. W, Cheng, K., 2005) вивів теоретичну динамічну модель сили різання для фрезерування кінцевими фрезами. Taunsi (Taunsi, N, Elbestawi, M. A., 2003) інтегрував динаміку приводу подачі з плануванням траєкторії (за мінімальний час) для того, щоб досягти бажаної подачі у відповідному положенні. Li (Li, Z, Zhang, Z.H, Zheng, L.) вивчав питання оптимізації швидкості подачі для варіанту процесу фрезерування спираючись на розрахунки сили різання (рис.1).

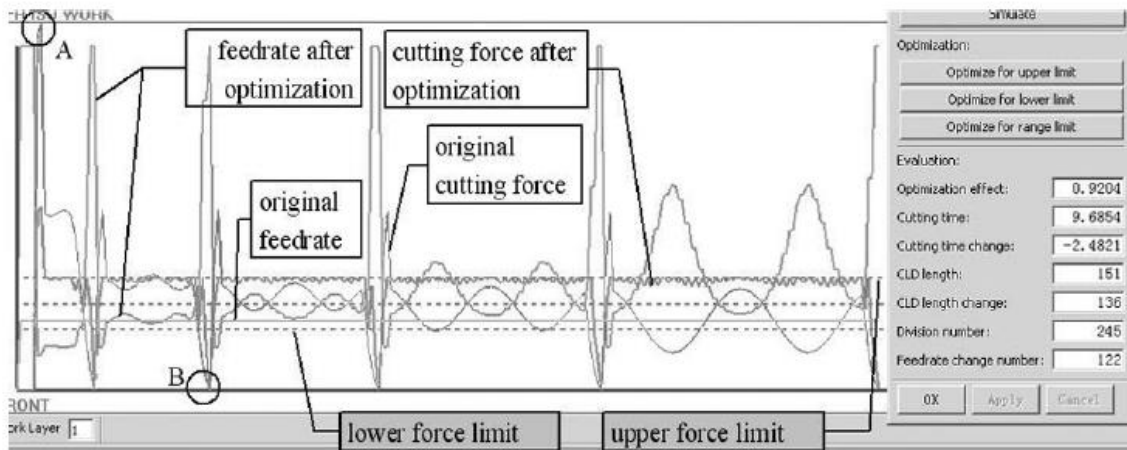


Рис. 1 – Результат оптимізації

Ко та ін. (Ko, J. H, Cho, D. W., 2004) представив автономну модель планування подачі на основі механістичної моделі сили різання для фрезерування фрезами з плоским кінцем, регулюючи час прискорення і гальмування контролера. Erdim та ін. (Erdim, H., Lazoglu, I., Ozturk, B., 2006) розробив автономну систему планування подачі для скульптурної обробки поверхні на основі моделі сили різання, яка була побудована за попередніх досліджень. Li (Li, J. G., Zhao, H., Yao, Y. X., Liu, C. Q., 2007) побудував рамки системи оптимізації так, що процеси перевірки надійності, оптимізації параметрів розкрою і компенсація помилки, можуть бути інтегровані в єдину систему. Merdol і Altintas (Doruk Merdol, S., Altintas, Y., 2008) запропонували, щоб цільова функція була обрана як швидкість видалення матеріалу (MRR) і оптимізація процесів фрезерування базувалася на основі певних користувацьких обмежень, таких як максимальне відхилення інструменту, необхідного крутного моменту і вібробійкість. Karunakaran (Karunakaran, K. P, Shringi, R., 2010) розробив систему NC симуляції базовану на острее для оптимізації, використовуючи модель миттєвої сили.

В результаті проведеного огляду, було визначено, що основою силових розрахунків має бути геометрична модель зрізаного шару і від способу математичного представлення цієї моделі буде залежати інформативність силових моделей.

Перш за все слід визначитись зі способами представлення тривимірних моделей, які існують в сучасних програмних продуктах.

Твердотільне моделювання – єдиний спосіб який забезпечує однозначний і повний опис 3D геометрії тіла.

Просторова геометрія (Constructive Solid Geometry, CSG).

В просторовій геометрії об'єкт задається набором елементарних тіл та операцій над ними (додавання, віднімання, перетин та ін.). В якості елементарних тіл можуть бути кулі, конуси, паралелепіпеди та ін. Сама поверхня задається за допомогою дерева побудови

B-Rep - Boundary Representation. Описує безліч граничних точок як сукупність вершин, ребер і граней. Примітиви і базові операції - ті ж, що і для CSG, відмінності полягають лише в способах зберігання моделі в пам'яті. Таке уявлення усуває основні неоднозначності моделей поверхонь. Воно доцільно при проектуванні поверхонь, взаємодіючих із зовнішнім середовищем (обводи ЛА і судів, канали та ін.)

Воксель - елемент об'ємного зображення, що містить значення певної величини в клітинах рівномірної просторової ґрадки. Аналогічний пікселю у 2D зображеннях для 3D. Подібно пікселю, воксели, не містять інформації про своє розміщення в просторі, натомість координати обчислюються на основі їх позиції в тривимірній матриці, яка утворює єдине просторове зображення.

Дексельне представлення об'єкта будується на основі обчислень перетинів променя з тілом. При використанні такого методу спостерігається деяка втрата якості інформації на ділянках поверхні нормалі яких перпендикулярні до напрямку променя. Для подолання цієї

проблеми використовують тридексельну модель, у якій промені генеруються не по одному, а по трьох напрямках.

Z-буфер. Масив даних, де для кожного фрагменту зображення співставляється «глибина». Метод Z-буфера широко застосовується в CAD-системах та інших графічних програмах. Вперше метод буфера глибини для відображення форми рельєфних поверхонь застосував Р. Андерсон (Anderson, 1978). Подальші дослідження (Hook, 1986) (Hsu, P.L., Yang, W.T., 1993) (Jerard, R.B., Fussell, B.K., Ercan, M.T., 2001) були направлені на розширення можливостей методу і підвищення його продуктивності.

Змістовним і інформативним є робота (Gebhardt, та ін.) з порівнянням ефективності полігональних сіток, хмари точок та вокселів при представленні з ультра-високою роздільною здатністю територій середовища. В ній порівнюють об'єм збереженої інформації на диску файлів за високих розрешень при формуванні, проектуванні та моделюванні з використанням хмар точок, полігонального представлення, воксельних градок, розріджених вокселів та воксельного окдереву. Підсумуємо результати в табл.1.

Таблиця 1

Порівняння недоліків та переваг методів представлення твердотільних тривимірних моделей

Спосіб представлення	Переваги	Недоліки
Хмара точок (ХТ) (англ. point cloud)	- орієнтація на проблемну область; - легкість отримання і моделювання; - значна гнучкість в методах візуалізації.	- важкість в підтримці багато масштабності; - не якісна або повільна візуалізація.
Полігональні сітки	- поширене представлення; - апаратна підтримка	- не ефективні в роботі з дискретними даними через підтримку зв'язності, виникають складності препроцесінга; - не ефективні для великих моделей через труднощі з організацією багатомасштабності.
Просторова геометрія (Constructive Solid Geometry, CSG).	- можливість виконувати різні операції (насамперед булеві операції); - можливість отримати лінії перетину в аналітичній формі; - можливість моделювати більшість промислових деталей	- велику складність і трудомісткість обчислень.
B-Rep - Boundary Representation	- поверхні довільної форми, що стикаються одне з одним, містять повну інформацію про топологію об'єкта - можливість виконувати над поверхнями операції, зберігаючи при цьому єдину модель їхнього внутрішнього устрою - моделювання об'єктів довільної форми і складності.	- використання булевих операцій, які при збереженні "дерева побудов" і повної топології об'єктів викликають велику складність і трудомісткість обчислень.
Воксельне представлення (Voxel)	- проста структура; - регулярна структура; - апаратна підтримка	- великий об'єм даних (використання спеціальних структур); - структури даних, які використовуються, зберігають внутрішні, невидимі частини об'єкту, тоді як для вирішення поставленої задачі достатнім є лише опис поверхонь.
Дексельне (dixel) і тридексельне	- більш структуроване представлення даних	- деяка втрата якості інформації

(Tri-dexel)		
Z-буфер	- легка і швидка (без ітерацій) навігація по моделі поверхні	- можливі випадки невизначеності топології; - квадратичне збільшення розрахункових витрат при рості числа розбиттів; - зниження точності апроксимації зі збільшенням кутів нахилу поверхонь тіл

Враховуючи мету, для досягнення якої було виконано огляд методів представлення, а саме використання моделі для вирішення задач машинобудування, voxel, dexel, Tri-dexel та Z-буфер методи є не тільки задовільними, а і найбільш придатними, щоб задовольнити всі критерії якості, що ставляться перед ними. Наразі є багато рішень задач, що працюють на основі цих моделей. Огляд наукових праць та прикладних задач, що базуються на основі використання методів voxel, dexel, Tri-dexel та Z-буфер дозволив прийняти остаточне рішення та зупинитися на одному з них.

Стаття (Yong-Hyun, et al., 2006) також розкриває алгоритм для машинної симуляції на базі окдерера. Хоч більшість комерційних машинних симуляторів базуються на моделях Z-map, які мають кілька обмежень в терміні досягання високого рівня точності в 5-осьовому машинному моделюванні, автори праці стверджують, що представлення за допомогою окдерера, як 3-вимірного методу розкладання, дає можливість очікувати, що алгоритм базований на окдереві має подолати дані обмеження. З такими моделями вимоги до пам'яті зменшуються. Більше того, рекурсивні підрозділи опрацьовані в межах, що зменшує непотрібні розрахунки. Для симуляції дослідники виконали порівняння чотирьох типів моделей: звичайна Z-map модель, Z-map модель з згладжуванням (*Supersampling*), модель з октодеревом, модель базована на октодереві з використанням згладжування, для розмірів градки 0,5, 0,3 і 0,1мм. Згладжена модель з октодеревом показала кращі результати для градки з розміром 0,1мм, але гірший при більшій градці ніж Z-map модель і Z-map модель з згладжуванням. Моделі на базі октодерера зі згладжуванням спрогнозували 10-40 разів більш точніше ніж звичайні октодерера, навіть за однакових термінів з 0,5 мм градкою. В праці (Lee, та ін., 2011) автори поставили на меті сприяти задоволенню потреб сучасного світу, а саме зменшення циклу розробки ТП, швидкому переналадженню згідно з потребами маркетингового світу і зменшення собівартості виготовленої продукції. В результаті вони прийшли до наступних висновків: використовуючи адаптовані октодерера можна збільшити результативність віртуального різання при цьому зменшивши витрати пам'яті. Метою досліджень (Jang, et al., 2000) було удосконалення симулятора для мульти-осьового ЧПК оброблення, базованого на вокселях. Симулятора демонструє процес оброблення в якому вихідна заготовка покроково конвертується в оброблену деталь. Воксельне представлення використовувалось для раціонального моделювання форми заготовки, що знаходиться в процесі, які згенеровані інструментом неперервного віднімання об'єму від заготовки. Воксельне представлення також спрощує розрахунки впорядкованих бульових розрахунків розміщення, а також об'єм матеріалу, що знімається. Використовуючи MRR, вимірний числом видалених вокселів, подача може бути адаптовано пристосована для збільшення продуктивності. Автори стверджують, що використовуючи запропонований ними симулятор, базований на вокселях непередбачувані помилки, що можуть виникати на протязі фрезерування на мульти-осевих верстатах з ЧПК можуть бути знижені.

Отже, після огляду було прийнято рішення зупинитися на voxel представленні.

Для вирішення питання керування подачею в процесі фрезерування потрібно розробити алгоритм оптимізації, який полягає у обчисленні елементарного об'єму (кількості вокселів), що зрізується під час руху фрези. Критерієм оптимізації може виступати мінімізація часу обробки, за умови сталості об'єму зрізаного шару на кожному кроці. Для цього, зазвичай, використовують величину MRR, яка для метричної системи обраховується за формулами (1-2):

$$\text{MRR} = \frac{\text{Об'єм} \cdot \text{матеріалу} \cdot \text{що} \cdot \text{знімається}}{\text{час} \cdot \text{різання}} \Rightarrow Q \quad (1)$$

$$\text{MRR} = Q = W \cdot t \cdot f_m, \text{ (см}^3\text{/с)}, \quad (2)$$

де W – ширина фрезерування, t – глибина, f_m – таблична (машинна) подача $f_m = f_t \cdot N \cdot n$, де f_t – подача на зуб, N – частота обертання шпинделя (об/хв), n – кількість зубів фрези).

Величина MRR в подальшому використовується для обчислення потужності.

Для забезпечення потрібної точності потрібно врахувати деформації та похибки, які виникають між заготовкою та інструментом під час взаємодії в динаміці процесу різання (Budak, 2011;).

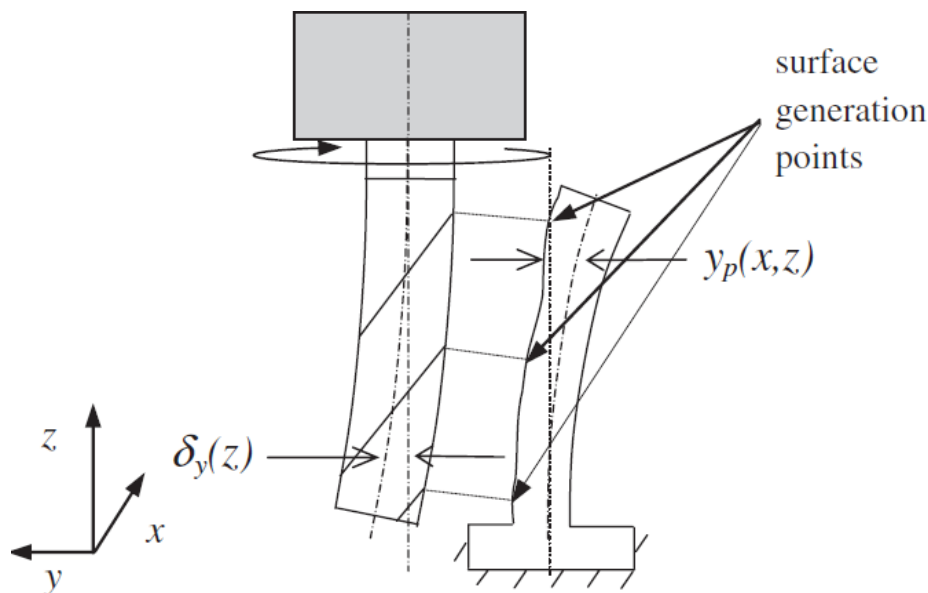


Рис. 2 – Генерація поверхні при периферійному фрезеруванні.

Також обов'язковим критерієм буде сила різання. Запланована математична модель з накладеними на неї обмеженнями в результаті має привести нас до певного діапазону значень подач за якого будуть виконуватися та задовольнятися обмеження по продуктивності та обмеження по точності. Продуктивність процесу має бути максимально допустимою, час стійкості інструменту – максимальний, точність має задовольняти вимоги.

Висновки

Подальша робота буде спрямована на створення САМ-системи, яка зможе будувати траєкторію та обчислювати режими різання з керуванням подачею при п'ятиосьовому обробленні фрезеруванням.

Список літературних джерел: 1. Feedrate scheduling model considering transverse rupture strength of a tool for 3D ball-end milling. [Article] / auth. Ko, J. H, Cho, D. W. // Int J Mach Tool Manufact. - 2004. - 44. - pp. 1070–1076. 2. Feedrate scheduling strategies for free-form surfaces. [Article] / auth. Erdim, H., Lazoglu, I., Ozturk, B. // Int J Mach Tool Manufact. - 2006. - 46 (7–8). - pp. 747–757. 3. Improved dynamic cutting force model in ball-end milling. Part I: theoretical modeling and experimental calibration. [Article] / auth. Liu, X. W, Cheng, K. // Int J Adv Manufact Technol. - 2005. - 26(5). - pp. 457–465. 4. Octree-based NC simulation system for optimization of feed rate in milling using instantaneous force model. [Article] / auth. Karunakaran, K. P, Shringi, R. // Int J Adv Manufact Technol. - 2010. - 46(5–8). - pp. 465–490. 5. Off-line

optimization on NC machining based on virtual machining. [Article] / auth. Li, J. G., Zhao, H., Yao, Y. X., Liu, C. Q. // *Int J Adv Manufact Technol.* - 2007. - 36(9–10). - pp. 908–917. **6.** Optimized feed scheduling in three axes machining. Part I: fundamentals of the optimized feed scheduling strategy. [Article] / auth. Taunsi, N, Elbestawi, M. A. // *Int J Mach Tool Manufact.* - 2003. - 43. - pp. 253–267. **7.** Virtual simulation and optimization of milling applications—part II: optimization and feedrate scheduling. [Article] / auth. Doruk Merdol, S., Altintas, Y. // *J Manufact Sci Engin.* - 2008. - 130. - pp. 214–224. **8.** Analytical models for high performance milling. Part I: Cutting forces, structural deformations and tolerance integrity [Journal] / auth. Budak E. // *International Journal of Machine Tools & Manufacture.* - 2011; - 57 : Vols. 905-916. **9.** Application of soft computing techniques in machining performance prediction and optimization: a literature review [Journal] / auth. Chandrasekaran M [et al.] // *International Journal of Advanced Manufacturing Technology.* - 2010. - 46. - pp. 445-464. **10.** Chip volume prediction using a numerical control verification model. [Article] / auth. Baek, D. K, Ko, T. J, Kim, H. S. // *Int J Mach Tool Manufact.* - 46(12–13). - pp. 1326–1335. **11.** Detecting and eliminating collisions in NC 345 machining [Article] / auth. Anderson R.O. // *Comput. Aided Des..* - 1978. - 10(2). - pp. 231-237. **12.** Feedrate optimization based on cutting force calculations in 3-axis milling of dies and molds with sculptured surfaces. [Article] / auth. Yazar, Z, Koch, K. F, Altan, T. // *Int J Mach Tool Manufact.* - 1994. - 34(3). - pp. 365–377. **13.** Feedrate optimization for variant milling process based on cutting force prediction. [Article] / auth. Li, Z. Z, Zhang, Z.H, Zheng, L. // *Int J Adv Manufact Technol.* - 2004 : [s.n.]. - 24(7–8). - pp. 541–552. **14.** Improvement of cutting simulation using the octree method [Article] / auth. Yong-Hyun Kim and Sung-Lim Ko // *Int J Adv Manuf Technol* 28. - 2006. - pp. 1152–1160. **15.** Motion and Virtual Cutting Simulation System for a Five-Axis Virtual Machine Tool [Journal] / auth. Lee Rong-Shean and Mei Ko-Jen // *International Journal of Automation and Smart Technology.* - 2011. - 1 : Vol. 1. **16.** On-line optimization of cutting conditions for NC machining [Article] / auth. Jerard, R.B., Fussell, B.K., Ercan, M.T. // *NSF Design, Manufacturing and Industrial Innovation Research Conf..* - January 2001. - pp. 7–10. **17.** Polygons, Point-Clouds, and Voxels, a Comparison of High-Fidelity Terrain Representations [Article] / auth. Gebhardt Scott, Payzer Eliezer and Salemann Leo // *Lockheed Martin Simulation, Training & Support.* **18.** Process modeling and toolpath optimization for five-axis ball-end milling based on tool motion analysis. [Article] / auth. Zhang Liqiang // *Int J Adv Manuf Technol.* - 2011. - 57. - pp. 905–916. **19.** Real-time 3D-simulation of 3-axis milling using isometric projection [Article] / auth. Hsu, P.L., Yang, W.T. // *Compute. Aided Des..* - 1993. - 25 (4). - pp. 215–224. **20.** Real-time shaded NC-milling display [Article] / auth. Hook T.V. // *Proc. ACM..* - 1986. - 20(4). - pp. 15-20. **21.** The implementation of optimum MRR on digital PC-based lathe system. [Article] / auth. Lan, T.S, Hsu, K.S // *Int J Adv Manufact Technol.* - 2007. - 35(3–4). - pp. 248–254. **22.** Voxel-based computational models of real human anatomy: a review [Article] / auth. Caon M.. **23.** Voxel-based Virtual Multi-Axis Machining [Journal] / auth. Jang Donggo, Kim Kwangsoo and Jung Jungmin // *Springer - Int J Adv Manuf Technol.* - 2000. - 16. - pp. 709-713.

Рецензент: Пасічник В. А., д.т.н., проф.

ВИРШЕННЯ ПИТАННЯ КЕРУВАННЯ ПОДАЧЕЮ В ПРОЦЕСІ ФРЕЗЕРУВАННЯ

Пушовський Є. С., Мельник Н. О., Кореньков В. М.

Наступним витком розвитку САМ-систем має бути можливість управління подачею. Розширення можливостей САМ-систем може бути здійснено лише шляхом переходу на принципово інший вид початкових даних, а саме: переходу від аналітичних сплайнових моделей до дискретного представлення тривимірної форми. В даній статті пропонується огляд сучасних наукових праць з даного питання.

РЕШЕНИЕ ЗАДАНИЯ УПРАВЛЕНИЯ ПОДАЧЕЙ ПРИ ФРЕЗЕРОВАНИИ

Є. С. Пушовський, Н. О. Мельник, В. М. Кореньков

Следующим витком развития САМ-систем должна быть возможность управления подачей. Расширение возможностей может быть произведено только путем перехода на принципиально иной вид исходных данных, а именно: перехода от аналитических сплайновых моделей к дискретному представлению трехмерной формы. В данной статье предлагается обзор современных научных работ з данного вопроса.

RESOLVING THE ISSUE OF FEED CONTROL IN MILLING PROCESS

Y. Puhovsky, N. Melnyk, V. M. Korenkov

Another source of CAM systems must be able to control the feed. Empowering CAM systems can be achieved only by adopting a fundamentally different type of initial data, namely the transition from analytical models to discrete spline representation of three-dimensional shapes. In this paper, a review of current research papers on the subject.

Ключові слова: САМ-система, воксель, дексель, тридексель, швидкість видалення матеріалу

Ключевые слова: САМ-система, воксель, дексель, Material Removal Rate, тридексель

Key words: CAM-system, voxel, dixel, Tri-dixel, material removal rate

Дата надходження статті: 15 травня 2014 р.

УДК 621.91:678.5

Бесарабець Ю.Й., Адаменко Ю.І., Степаненко С.О.
НТУУ "КПІ", Київ, Україна
itm@kpi.ua

ВПЛИВ ГЕОМЕТРИЧНИХ ПАРАМЕТРІВ ЛЕЗА КОМБІНОВАНИХ ІНСТРУМЕНТІВ НА СИЛОВІ ФАКТОРИ ПІД ЧАС ОБРОБКИ ОТВОРІВ У КОМПОЗИТАХ

Полімерні композиційні матеріали знаходять все більш широке застосування у різних галузях машинобудування, зокрема в авіабудуванні, автомобілебудуванні, ракетній техніці тощо. Полімерні та металополімерні композиційні матеріали відзначаються комплексом високих механічних характеристик у поєднанні з низькою густиною та питомою міцністю.

Деталі з композиційних матеріалів на етапі їх формування виконують наблизеними за формою та розмірами до готових виробів. Проте повністю уникнути механічної обробки неможливо. Найбільш поширеним методом сполучення деталей з композиційних матеріалів з іншими деталями є болтові та клепальні з'єднання. Для цього в деталях виконують отвори. Операція свердління є досить складною через складність отримання якісної поверхні обробленого отвору. Під час свердління полімерних композитів виникає низка дефектів – розшарування, спучування на вході та на виході інструменту, ворсистість, викришування країв отвору, термодеструкція поверхневого шару та ін.

Найбільш небезпечним з перелічених вище дефектів є розшарування ламінатів. Цей дефект суттєво знижує механічну міцність деталі і він не може бути усунений подальшою чистою обробкою.

Проблемі зниження розшарувань під час оброблення отворів присвячена велика кількість робіт [1, 2, 3, 4] та ін. Встановлено, що основною причиною виникнення розшарувань багат шарових композиційних матеріалів є осьова сила. В разі, якщо осьова сила перевищує критичне для даного оброблюваного матеріалу значення, то це призводить до розшарування.

Як встановлено попередніми дослідженнями, найбільший вплив на розшарування створюють режими різання, а саме - подача, стан різального інструменту – його зношення, а також конструктивні та геометричні параметри інструменту.

Метою даної роботи є розробка конструкції інструменту, що забезпечує підвищення якості обробки отворів у деталях з полімерних композиційних матеріалів та дослідження впливу вершини 2ϕ та переднього кута γ на силу різання та крутний момент під час обробки вуглепластика.

Одним з напрямків удосконалення різальних інструментів для обробки полімерних композиційних матеріалів є застосування ступінчастих свердел [5]. Свердло меншого діаметра обробляє пілотний отвір у суцільному матеріалі, а потім ступінь більшого діаметра остаточно формує отвір заданого діаметра. При цьому діаметр першого отвору вибраний таким, що можливе виникнення дефектного шару, який утворюється після проходження першого ступеню, має бути видалений свердлом більшого діаметра.

Відомим є пристрій, що складається з комбінованого різального інструменту та різальної втулки. Комбінований різальний інструмент складається з двох частин. Перша частина (центральна різальна пластина), призначена для обробки початкового отвору в суцільному матеріалі на прямій подачі. Друга частина (відкидний ніж) формує остаточно оброблену поверхню під час зворотної подачі інструменту. В момент закінчення обробки відкидний ніж притискає шари матеріалу до опорно-різальної втулки, що значно знижує ризик розшарувань, спучування та сколів матеріалу.

Попередні експериментальні дослідження конструкції довели можливість її успішного застосування для обробки отворів у композиційних матеріалах, проте були виявлені і деякі недоліки. Зокрема, під час обробки отвору відкидним ножом виникає радіальна сила різання.

Вона викликає збільшення зазору між різально-направляючою втулкою та лезом ножа. При цьому волокна композиту не зрізаються, а обриваються, що призводить до підвищення ворсистості обробленої поверхні, а відповідно і до зниження якості обробки. Іншим недоліком конструкції пристрою є певна складність процесу оброблення. Адже обробка отвору відбувається за прямого та реверсного обертання інструменту.

Тому була розроблена конструкція пристрою, яка забезпечує якісний зріз на виході інструмента з заготовки та спрощує конструкцію пристрою.

Пристрій складається з різального інструменту та різально-направляючої втулки. Інструмент складається з корпусу, на якому розміщені два різальних ступені. Перший ступінь складається з центральної різальної пластини 1, що призначена для обробки початкового отвору діаметром D_1 в суцільній заготовці (рис.1). Другий ступінь складається з двох відкидних ножів 2 і 3, встановлених на осі 4. Ножі розташовані у поздовжній площині в пазу корпусу. Таке розташування ножів дозволяє отримати доцільні геометричні параметри леза ножа та утворює достатньо місця для відведення стружки із зони різання. Відкидні ножі, а також різально-направляюча втулка призначені для обробки остаточного отвору діаметром D_2 . Обробка отвору виконується у такій послідовності. Різально-направляюча втулка притискається до заготовки і на протязі всього періоду обробки є нерухомою. Свердлу надається обертальний рух та рух подачі S_1 , тобто зверху донизу. Свердло врізається в матеріал заготовки і обробляє отвір діаметром D_1 . Під час обробки попереднього отвору ножі 2 і 3 повертаються навколо осі 4 і розміщуються всередині пазу корпусу інструменту. У такому положенні ножі проходять через отвір діаметром D_1 .

Після того як різальна пластина 1 обробила отвір діаметром D_1 і вийшла з контакту із заготовкою, рух подачі продовжується до того часу, поки через отвір не пройдуть поворотні ножі 2 і 3. Під дією сил інерції поворотні ножі повертаються навколо осі 4 і займають робоче положення, притискаючись до опорних поверхонь корпусу. В цей момент пряма подача вимикається та вмикається зворотна подача S_2 , тобто знизу вгору. Під час руху вгору ножі формують остаточний оброблений отвір діаметром D_2 . Особливістю роботи пристрою є те, що напрямок подачі інструменту змінюється, а напрямок обертання залишається постійним (без реверсу), що спрощує конструкцію пристрою.

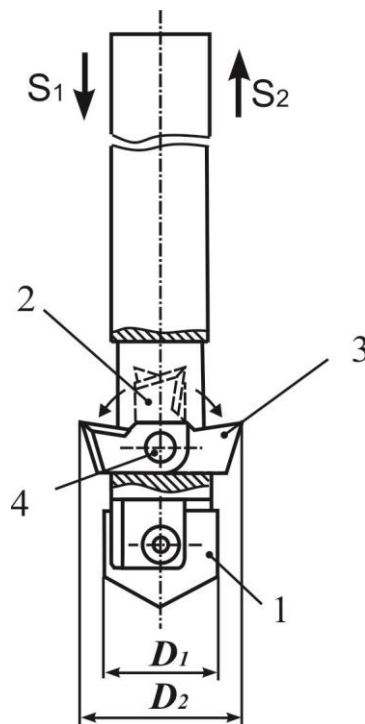


Рис.1 – Схема інструменту

На виході ножів з контакту з деталлю різальна втулка та інструмент стискають шари матеріалу між собою, що значно підвищує жорсткість заготовки та запобігає появі дефектів.

Для обґрунтованого вибору геометричних параметрів різальної частини інструменту був виконаний аналіз їх впливу на осьову силу. Для цього, використовуючи відомі залежності, досліджувався вплив на осьову силу кута при вершині свердла 2φ , переднього кута. Діаметр першого ступеню був прийнятий $D_1=8$ мм, а другого ступеню $D_2=10$ мм.

Сила різання P_0 та крутний момент M_C визначаються за існуючими залежностями [6]:

$$P_0 = C_P D^{X_P} S^{Y_P} K_P \quad (1)$$

$$K_P = K_{Ph} K_{P\varphi} K_{P\alpha} K_{P\gamma} \quad (2)$$

$$M_C = C_M D^{X_m} S^{Y_m} K_M \quad (3)$$

$$K_M = K_{Mh} K_{M\varphi} \quad (4)$$

де C_P , X_P , Y_P , C_M , X_m , Y_m - числові значення постійних і показники ступенів; K_{Ph} , $K_{P\varphi}$, $K_{P\alpha}$, $K_{P\gamma}$, K_{Mh} , $K_{M\varphi}$ - поправочні коефіцієнти відповідно на змінені умови роботи при розрахунку осової сили й крутного моменту.

Наведені залежності (1), (2), (3), (4) дають змогу провести розрахунки сили різання та крутного моменту при свердлінні та розсвердленні отворів.

Вплив кута в плані 2φ на сили різання та крутний момент залежно від подачі зображений на (рис.2).

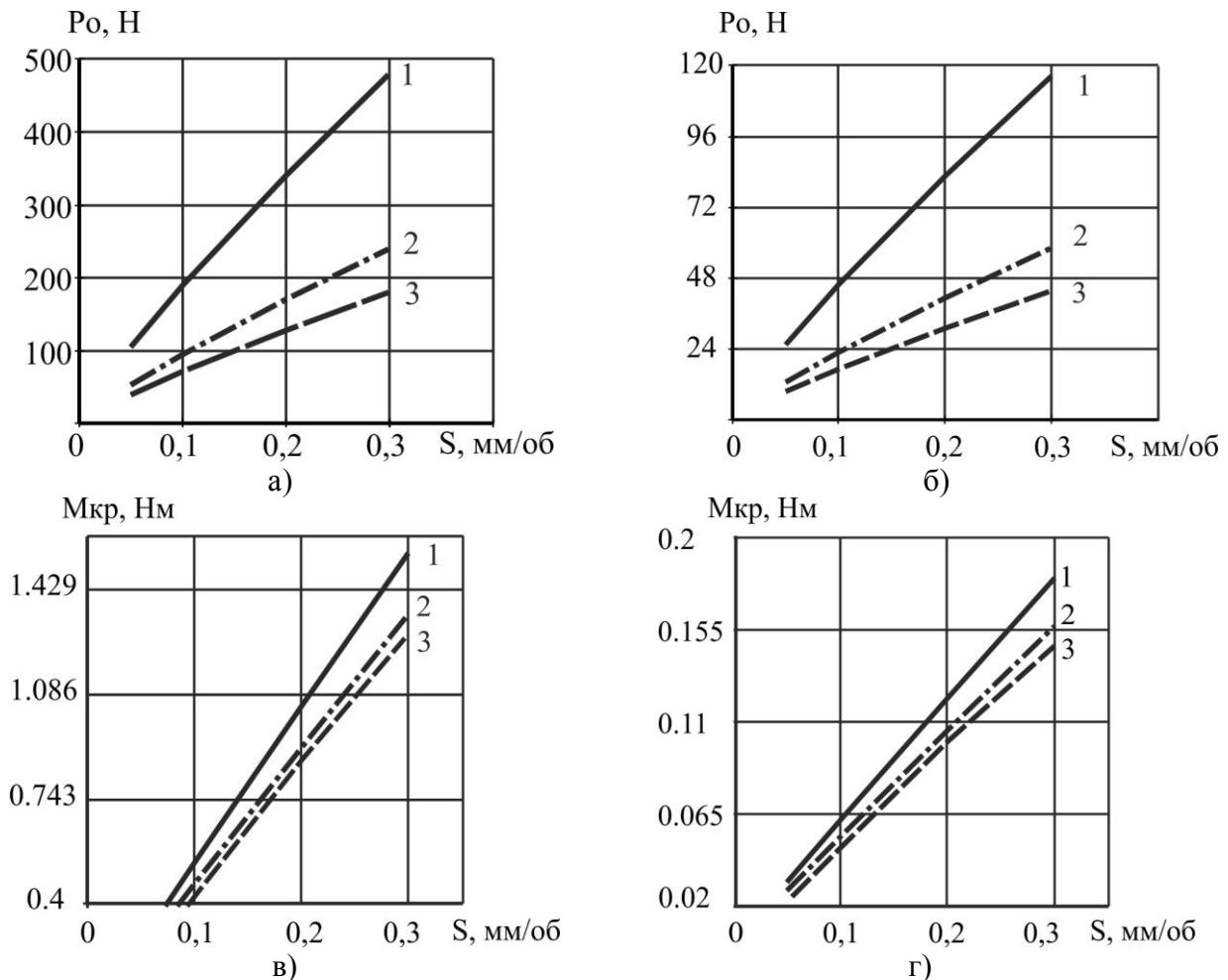


Рис. 2 – Вплив кута в плані 2φ на силу різання при:
 а) свердлінні отвору 8 мм, б) розсвердленні отвору 10 мм
 та крутного моменту при в) свердлінні отвору 8 мм, г) розсвердленні отвору 10 мм;
 1 - $2\varphi = 120^\circ$, 2 - $2\varphi = 100^\circ$, 3 - $2\varphi = 90^\circ$

Із графіків (рис. 2) видно, що осьова сила і крутний момент збільшуються при зростанні кута в плані. При цьому і осьова сила і крутний момент при $2\varphi = 120^\circ$ більш різко зростають при збільшенні подачі.

Вплив переднього кута γ на сили різання зображенні на (рис 3):

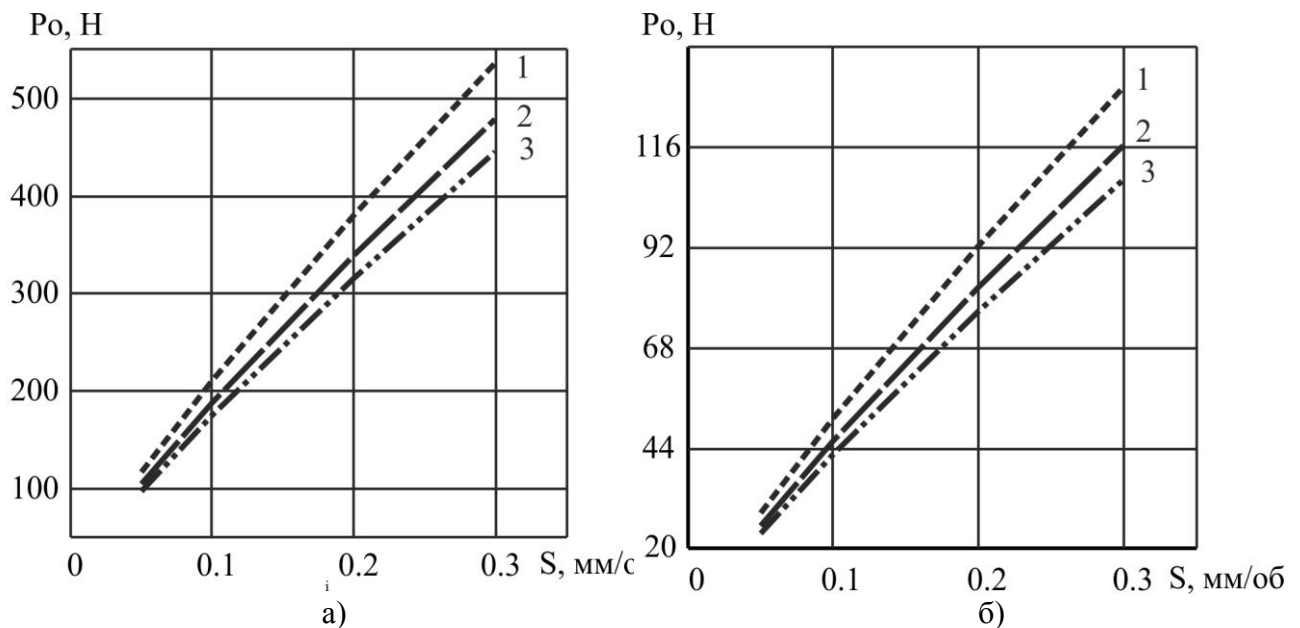


Рис. 3 – Вплив переднього кута γ на сили різання при:
а) - свердлінні отвору 8 мм, б) розсвердленні отвору 10 мм;
1 - $\gamma = 5^\circ$, $\gamma = 10^\circ$, $\gamma = 15^\circ$

Як показує аналіз залежностей, осьова сила різання має менше значення у разі $2\varphi=90^\circ$, проте з іншого боку зменшення кута в плані викликає розклинюючу дію на поверхню отвору, що теж може призвести до розшарування матеріалу.

Висновки

Запропонований оригінальний пристрій, що складається з комбінованого різального інструменту та різальної втулки. Різальна пластина призначена для обробки початкового отвору у листовій заготовці, а поворотні ножі призначені для обробки остаточного отвору. Причому поворотні ножі працюють на зворотній подачі інструменту за того ж напрямку обертання інструменту.

Встановлений вплив кута при вершині свердла та переднього кута на осьову силу та крутний момент залежно від величини подачі.

Перелік джерел літератури: 1. Hocheng H., C.C.Tsao. Comprehensive analysis of delamination in drilling of composite materials with various drill bits // Journal of Materials Processing Technology №140, 2003: 335–339. 2. . Duraõ Luis Miguel, Antonio G. Magalhaes, Joao Manuel R. S. Tavares, A. Torres Marques. Analyzing objects in images for estimating the delamination influence on load carrying capacity of composite laminates // Electronic Letters on Computer Vision and Image Analysis 7(2): 11-21, 2008; 3. Хавин Г.Л. Моделирование межслойного разрушения при сверлении композиционных материалов // Резание и инструмент в технологических системах, 2013, выпуск 83, С.277-285. 4. Пристрій для обробки отворів у композитах. Адаменко Ю.І., Бесарабець Ю.Й., Корбут Є.В., Грабівський О.В. 5. Патент на корисну модель UA 77455, МПК В23В 51/08 (2006.01), Опубл. 11.02.2013, Бюл. 7. 6. Степанов А.А. Обработка резанием высокопрочных композиционных полимерных материалов, Л.: Машиностроение, Ленингр. отд-ние, 1987. -176 с.

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

**ВЛИЯНИЕ ГЕОМЕТРИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ ЛЕЗВИЯ КОМБИНИРОВАННЫХ
ИНСТРУМЕНТОВ НА СИЛОВЫЕ ФАКТОРЫ ПРИ ОБРАБОТКЕ ОТВЕРСТИЙ В
КОМПОЗИТАХ**

Бесарабец Ю.И., Адаменко Ю.И., Степаненко С.А.

Предложена конструкция приспособления для обработки отверстий, состоящего из режущего инструмента и режущей втулки. Окончательно отверстие формируется при обратном движении инструмента. Установлено влияние геометрических параметров ступеней сверла на осевую силу и крутящий момент.

**ВПЛИВ ГЕОМЕТРИЧНИХ ПАРАМЕТРІВ ЛЕЗА КОМБІНОВАНИХ
ІНСТРУМЕНТІВ НА СИЛОВІ ФАКТОРИ ПІД ЧАС ОБРОБКИ ОТВОРІВ У КОМПОЗИТАХ**
Бесарабець Ю.Й., Адаменко Ю.І., Степаненко С.О.

Запропонована конструкція пристосування для обробки отворів, що складається з різального інструменту і різальної втулки. Остаточно отвір формується при зворотному русі інструменту. Встановлений вплив геометричних параметрів ступенів сверла на осьову силу і крутний момент.

**INFLUENCE OF GEOMETRICAL PARAMETERS OF BLADE OF THE COMBINED
INSTRUMENTS ON POWER FACTORS AT TREATMENT OF HOLES IN COMPOS**

Besarabets Y, Adamenko Y, Stepanenko S.

The construction of adaptation is offered for treatment of opening, consisting of toolpiece and cutting hob. Finally opening is formed at reverse motion of instrument. Influence of geometrical parameters of the stages of drill is set on axial force and twisting moment.

Ключевые слова: Композиты, обработка отверстий, осевая сила, крутящий момент, сверло

Ключові слова: Композити, обробка отворів, осьова сила, свердло, крутний момент

Key words: Composites, processing holes, axial force, drill, twisting moment

Дата надходження статті: 28 травня 2014 р.

УДК 621.9.01

Дерев'янченко О.Г, Криницин Д.О.

Одеса, ОНПУ, Україна

**ДІАГНОСТУВАННЯ ПРОТОЧИН В СТРУКТУРІ РІЗАЛЬНОЇ
ЧАСТИНИ РІЗЦІВ***Аналіз попередніх досліджень*

Розробка систем контролю, діагностування дефектів та відмов різальної частини (РЧ) різальних інструментів (РІ) є однією з важливих завдань верстатобудування та інструментальної промисловості [1]. В умовах чорнової обробки такі системи виконують в основному розпізнавання відмов інструментів внаслідок руйнування РЧ на основі використання непрямих методів контролю. В умовах чистової обробки відмови РІ часто виникають внаслідок виникнення та розвитку таких специфічних дефектів, як канавковий знос, проточини та інші. Зародження та розвиток цих дефекти зручно реєструвати з використанням систем прямого контролю, і в першу чергу – систем технічного зору (СТЗ). Такі системи забезпечують контроль станів РЧ різних інструментів (зокрема різців) як на спеціальних стендах, так і в зоні інструментальних магазинів сучасних верстатів [2]. Внаслідок того, що кожний дефект різця характеризується особливою формою, параметрами, законами розвитку та місцем розташування в структурі РЧ, виникає необхідність розробки відповідних методів та підходів до розпізнавання, математичного та програмного забезпечення.

Мета дослідження

Метою даної статті є викладення деяких результатів розробок підходу до діагностування специфічних дефектів різальної частини різців – проточин, відповідного алгоритмічного та програмного забезпечення.

Основні результати досліджень

Попереднім етапом діагностування є отримання цифрових зображень РЧ з використанням відповідної системи. В ОНПУ розроблена комплексна система діагностування поточних станів РІ та прогнозування їх залишкового ресурсу - СДПРРІ (рис.1).

У цій системі існує можливість виконання контролю як на стендах, так і в зоні інструментального магазину (ІМ) свердлильно-фрезерно-розточувального (СФР) верстату мод. 2202ВФ4. Відповідно використовують стендові варіанти СТЗ ($СТЗ_2$) та спеціалізований варіант - $СТЗ_1$ (тут цифрова камера та пристрої її орієнтації відносно РІ розміщуються в зоні ІМ). Контроль виконується після того, як система зміни РІ переміщує його з зони різання в контрольну позицію інструментального магазину. Серед множини інструментів ($PI_1, PI_2, \dots, PI_j, \dots, PI_N$) контролюється той, що повернений до магазину (PI_j).

Інформація від СТЗ надходить до системи інтелектуальної обробки зображень РЧ (СІОЗ РЧ). Після обробки вона зберігається та накопичується у базі даних моделей динаміки станів (динамічних моделей - ДМ) різальної частини (БД ДМ РЧ).

Динамічна модель РЧ розточувального різця, що контролюється (ДМ РЧ_j), формується в результаті обробки інформації наступними модулями: класифікаторами форм (КЛФ), поточних структур РЧ та текстур (КЛТ) зон зносу, модулем створення 3D-моделей (МЗD-M). У її структурі присутні дані відносно умов експлуатації РІ, що надходять з відповідної бази даних верстатів, інструментів, деталей та режимів різання (БД ВІДР). Класифікатор поточних

структур РЧ розпізнає стан її елементів на основі реалізації методу формування радіус-векторної характеристики форм (РВХФ) контурів зон зношування та методу кореляційного аналізу еталонних контурів та фактичного контуру зони зношування (КАЕКФК). Класифікатор текстур зон зношування РЧ виконує розпізнавання з використанням методу локалізації внутрішніх контурів та методу інтегральних оцінок локальних порушень гладкості контуру (ІОЛПГК). В модулі прогнозування залишкового ресурсу інструмента (МПЗР РІ) у відповідності до конкретного набору розпізнаних дефектів активуються моделі їх розвитку, виконується багатопараметричне прогнозування. Експерт навчає систему на наборах станів РІ, і далі вона здатна функціонувати в автономному режимі.

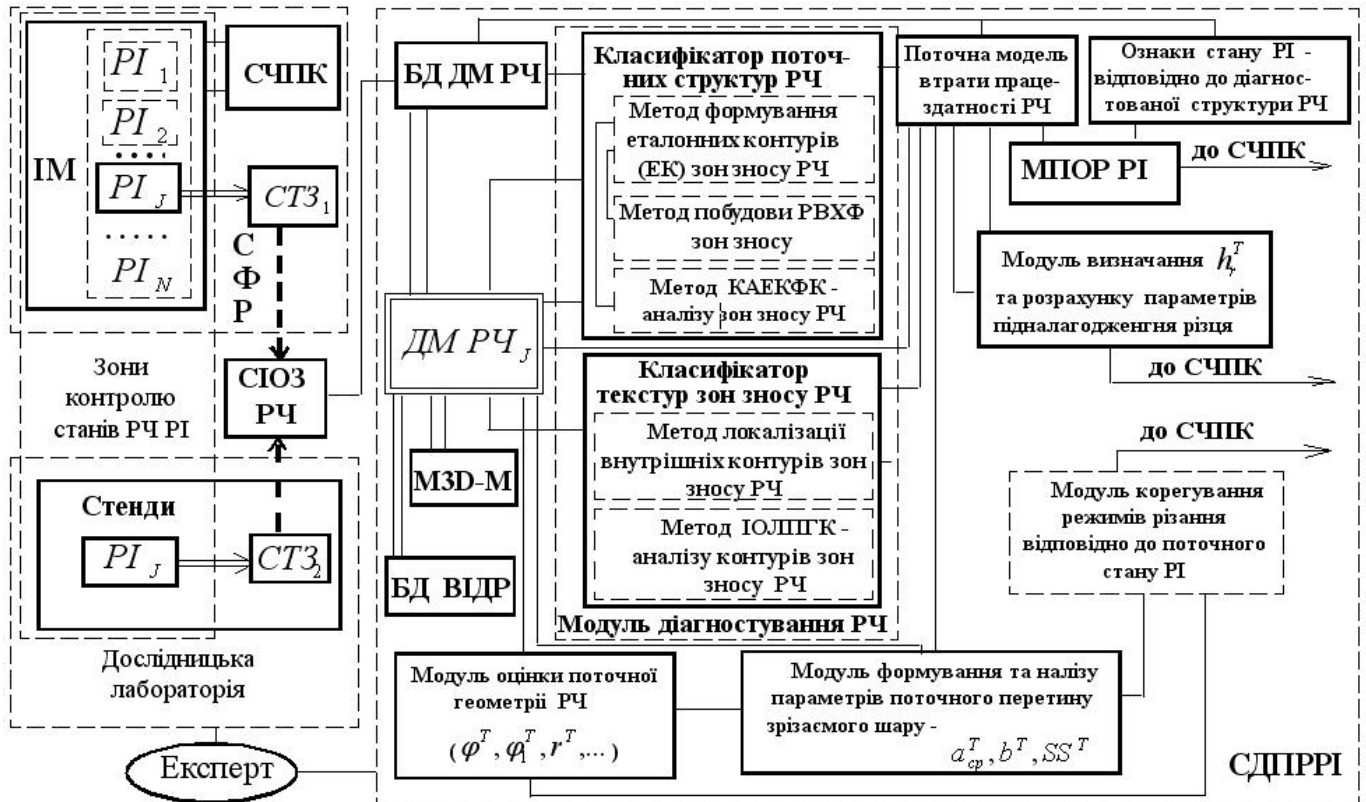
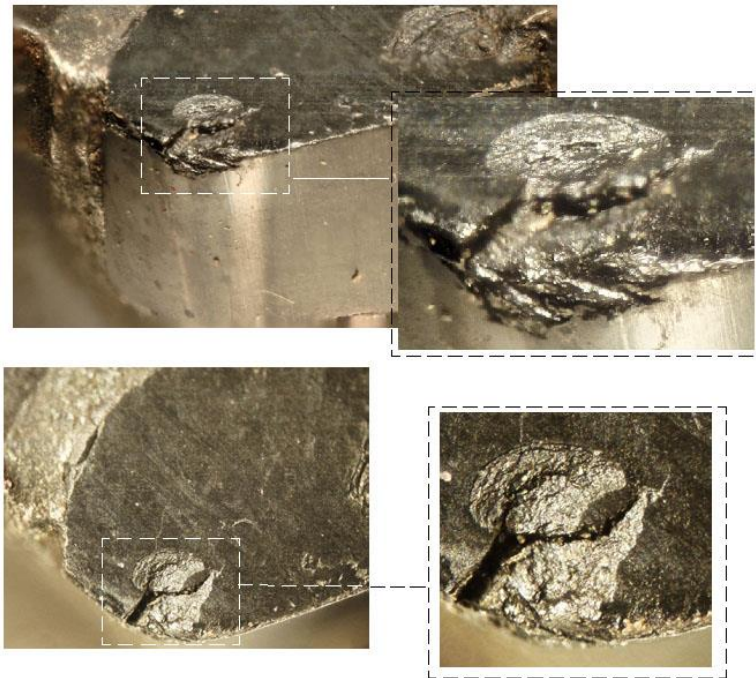


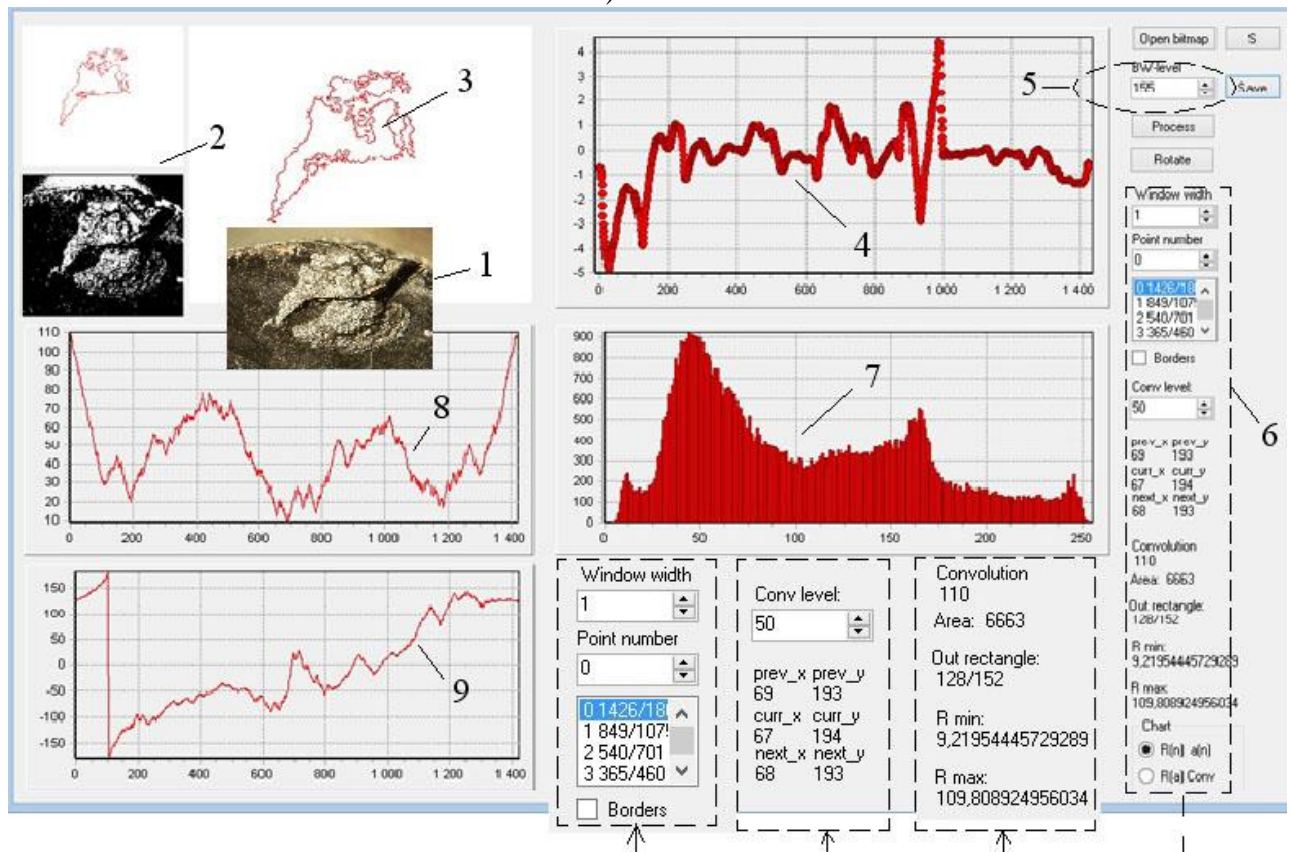
Рис. 1 – Схема системи діагностування поточних станів різальної частини та прогнозування остатнього ресурсу інструментів

Додаткові модулі визначають комплекси параметрів поточної геометрії РЧ, РК та змін їх форми: $\varphi_{cp}^{T_i}, \varphi_{1cp}^{T_i}, r^{T_i}$ – поточні значення головного, допоміжного кутів «в плані» та радіусу при вершині РІ; a_{cp}^T, b^T, SS^T – відповідно середня товщина шару, що зрізаний, його ширина та площа; $h_p^{T_i}$ – поточне значення радіального зношування та інші.

Якість діагностування дефектів РЧ системою СДПРІ в значній мірі залежить від якості обробки відповідних зображень та визначення набору параметрів. Приклад зображень РЧ різця в одному з поточних станів та вигляд робочої панелі для їх обробки наведені на рис. 2.



a)



б)

Рис. 2. – Зображення зон зносу РЧ різця з композиту 01 (а) та деякі результати їх попередньої обробки (б)

У верхній лівій частині панелі (рис. 2б) знаходяться вікна, куди завантажується вихідне зображення 1 зони дефекту, його бінарний варіант 2 та відповідний контур 3. Формуються графіки нормованого радіус-векторного подання (4, 8) контурів дефекту в полярних координатах. Вісь абсцис відображає номер поточної точки контуру, а вісь ординат

- значення радіус-вектора поточної точки контуру. Графік 9, що характеризує ступінь "гладкості" локальних ділянок контуру дефекту, виведений у нижньому вікні панелі. У зоні 5 виконується індикація порогу переходу від зображення дефекту "у відтінках сірого" до бінарного. Якість зображення відображує гістограма 7. Набір параметрів геометрії та форми контуру дефекту формується у зоні 6.

Розроблено підхід до діагностування специфічних дефектів різальної частини різців – проточин, основні елементи якого представлено на рис. 3 - 5.

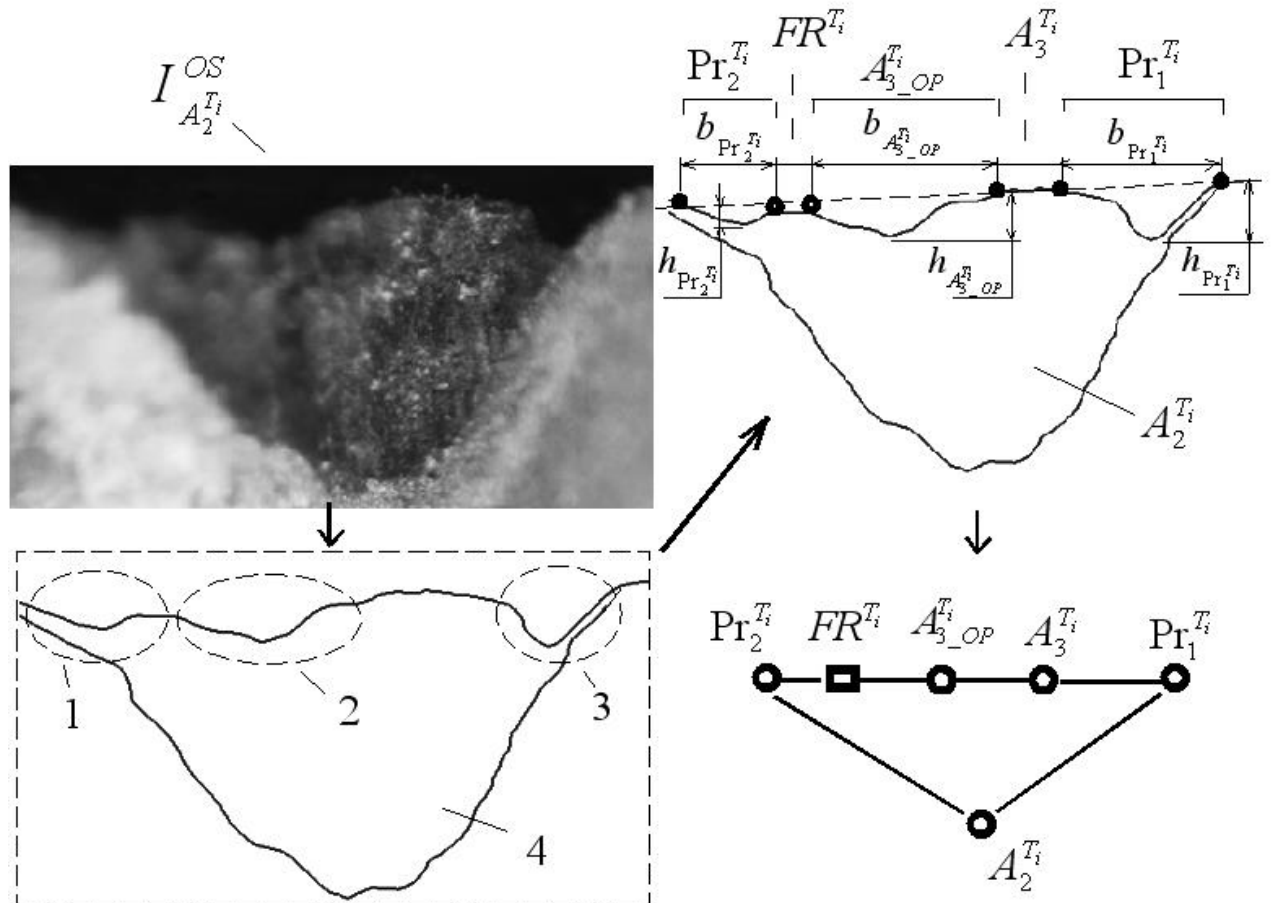


Рис. 3. – Розпізнавання проточин в структурі задньої поверхні різальної частини різця на стадії їх зародження. 1, 3 – зони зародження проточин, 2 – зона опускання різальної кромки, 4 – загальна зона зносу A_2^T

Після отримання цифрового зображення ($I_{A_2^{T_i}}^{OS}$) зони A_2^T з використанням СДПР РІ відбувається розпізнавання зон зародження проточин ($Pr_1^{T_i}, Pr_2^{T_i}$), зони зміщення РК ($A_{3-OP}^{T_i}$) та перехідних її зон ($FR^{T_i}, A_3^{T_i}$). Виконуються розрахунки параметрів дефектів - $h_{Pr_2^{T_i}}, b_{Pr_2^{T_i}}; b_{Pr_1^{T_i}}, h_{Pr_1^{T_i}}; b_{A_{3-OP}^{T_i}}, h_{A_{3-OP}^{T_i}}$ та інш. Будується граф поточної структури РЧ зношеного різця, елементами якого є зони зносу та дефектів, зв'язки відображають відношення сусідства.

Деякі результати розпізнавання розвинених проточин наведено на рис. 4.

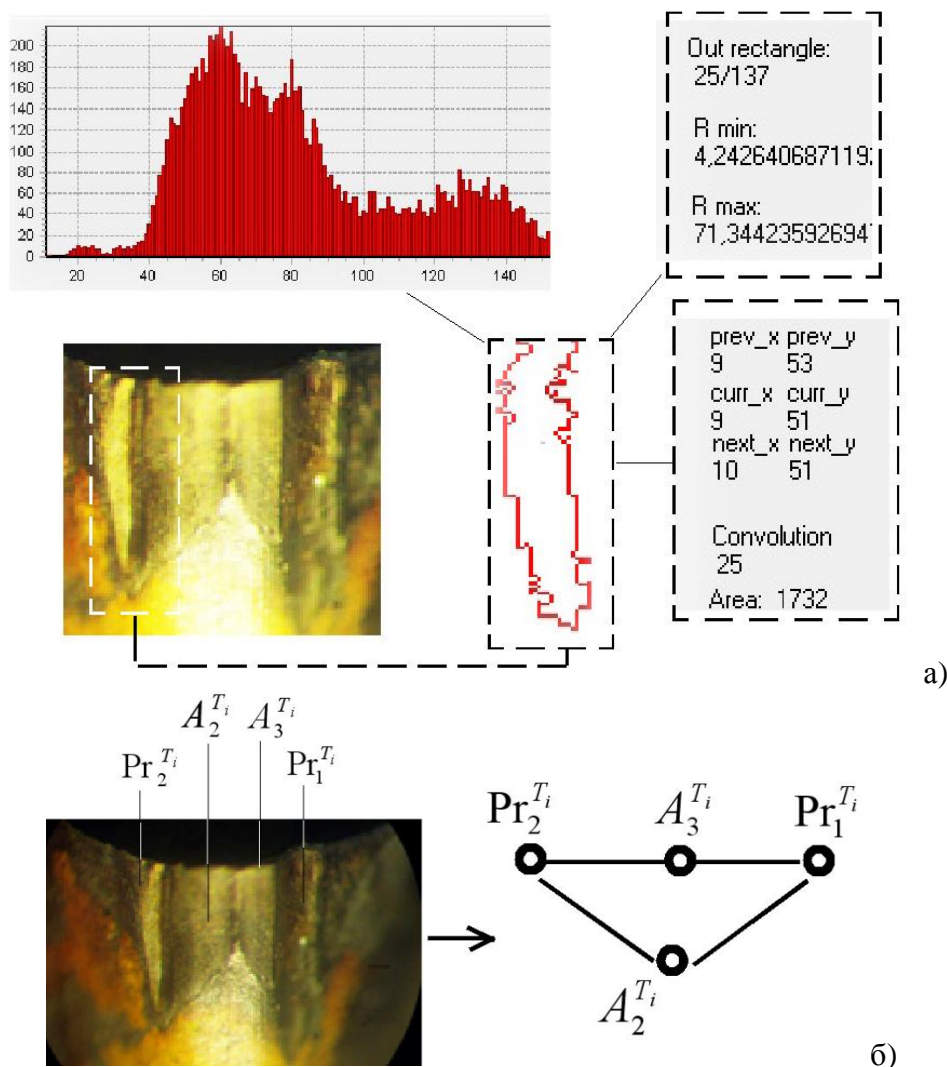
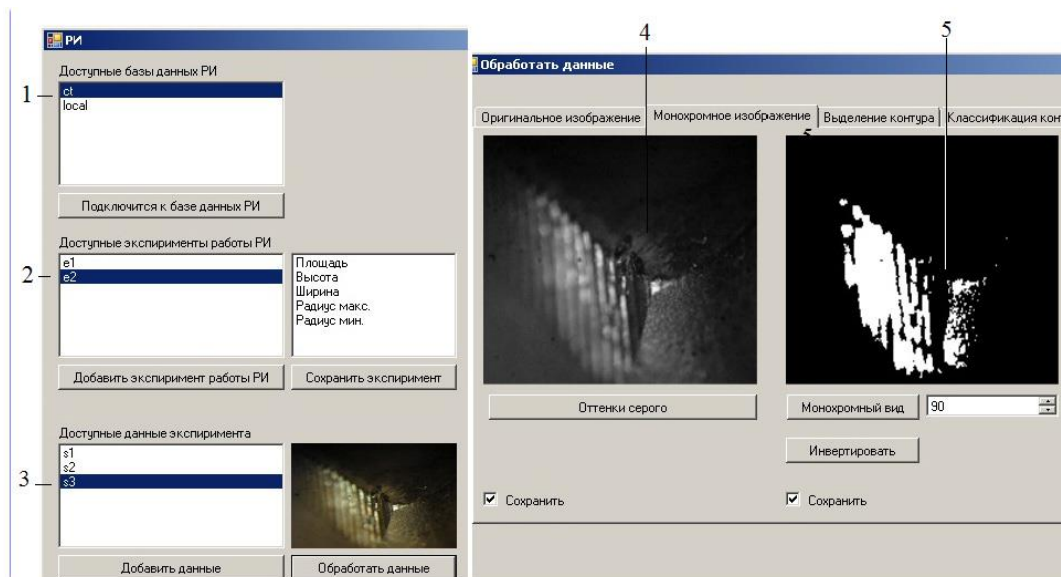
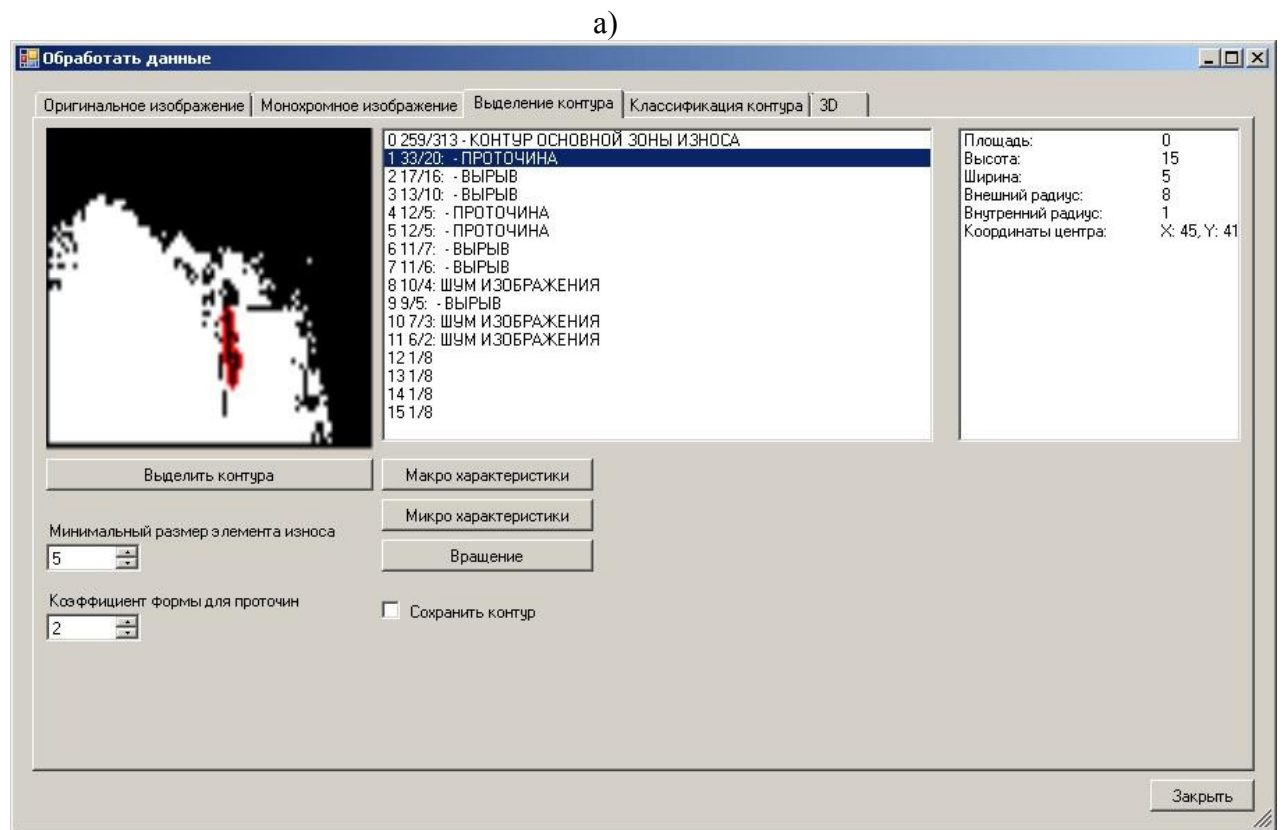


Рис. 4. – Розпізнавання проточин в структурі ріжучої частини РІ на стадії їх зростання: а) фрагменти панелі обробки зображення та розпізнавання проточин; б) формування відповідного графу структури зношеної задньої поверхні різця

Для підвищення якості діагностування проточин виконується їх додаткове розпізнавання з використанням програмного комплексу, зображення робочих панелей якого приведені на рис. 5.





б)

Рис. 5 – Розпізнавання проточини з використанням спеціального програмного комплексу:

а) панель попередньої обробки: 1, 2, 3 – вікна налаштувань, 4, 5 – вікна зображень задньої поверхні різця – у відтінках сірого (I^{OS} , I^{BIN}); б) панель розпізнавання проточин (знайдена проточина помічається кольором) і визначення її параметрів

Висновки

1. Розроблено підхід до діагностування специфічних дефектів різальної частини різців – проточин. Його засновано на обробці цифрових зображень різальної частини, що реєструються з використанням систем технічного зору в структурі спеціальної діагностичної системи.

2. Для обробки зображень зон дефектів та діагностичної інформації створено спеціальні програмні комплекси. Їх використання забезпечує надійне розпізнавання дефектів типу проточин.

Список джерел літератури: 1. Диагностика процесса металлообработки / Остафьев В.А., Антонюк В.С., Тымчик Г.С. - К.: Техника, 1991.- 152 с. 2. Интеллектуальная система диагностирования отказов и прогнозирования ресурсов режущих инструментов / А.Г. Деревянченко, Д.А. Криницын – Монография. – Одесса:Астропринт. 2012 - 200 с.

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

ДІАГНОСТУВАННЯ ПРОТОЧИН В СТРУКТУРІ РІЗАЛЬНОЇ ЧАСТИНИ РІЗЦІВ

Дерев'янченко О.Г, Криницин Д.О.

Розроблено підхід до діагностування специфічних дефектів різальної частини різців – проточин. Його засновано на обробці цифрових зображень різальної частини, що реєструються з використанням систем технічного зору. Для обробки діагностичної інформації створено спеціальний програмний комплекс.

ДИАГНОСТИРОВАНИЕ ПРОТОЧИН В СТРУКТУРЕ РЕЖУЩЕЙ ЧАСТИ РЕЗЦОВ

Деревянченко А.Г, Криницин Д.А.

Разработан подход к диагностированию специфических дефектов режущей части резцов – проточин. Он основан на обработке цифровых изображений режущей части, регистрируемых с использованием систем технического зрения. Для этого создан специальный программный комплекс.

GROOVES DIAGNOSING IN THE STRUCTURE OF CUTTING TOOLS PART

An approach to diagnosing of specific defects of cutting tools part - grooves is considered. He is based on the digital image processing, which are registered with the systems of technical sight of cutting part using. The special programmatic complex for this purpose is developed.

Ключові слова: Різець, ріжуча частина, проточини, діагностування, програмний комплекс

Ключевые слова: Резец, режущая часть, проточины, диагностирование, программный комплекс

Key words: Cutter, cutting tools part, grooves, diagnosing, programmatic complex

Дата надходження статті: 24 квітня 2014 р.

УДК 621.9.02:621.793

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

ВОЗМОЖНОСТИ ПОВЫШЕНИЯ СТОЙКОСТИ ТВЕРДОСПЛАВНОГО ИНСТРУМЕНТА ЗА СЧЕТ НАНЕСЕНИЯ ИЗНОСОСТОЙКИХ ПОКРЫТИЙ С БОРИДНЫМИ СЛОЯМИ

Постановка проблемы

Широкое внедрение автоматизированных станочных комплексов с ЧПУ сопровождается резким ростом стоимости станко-минуты работы оборудования, ужесточением условий эксплуатации режущего инструмента, увеличением доли суммарных затрат на инструмент до 10–15 % в общей структуре расходов на механическую обработку. Указанные факторы обуславливают необходимость сочетания высокой производительности обработки и надежности режущего инструмента как важного условия эффективной эксплуатации автоматизированных систем механической обработки. Основным направлением повышения работоспособности режущего инструмента при обработке на высокопроизводительных режимах резания является нанесение на рабочие поверхности инструмента износостойких покрытий.

Эффект повышения показателей стойкости твердосплавного режущего инструмента с износостойким покрытием в решающей степени зависит от характеристик материалов слоев применяемых покрытий. Указанное обстоятельство обуславливает актуальность освоения и широкого внедрения перспективных материалов слоев износостойких покрытий, обеспечивающих высокие стойкостные характеристики инструмента.

Анализ исследований и публикаций по рассматриваемой проблеме

Износостойкое покрытие на рабочих поверхностях режущего инструмента в работе [1] рассматривается в качестве уникальной промежуточной технологической среды между инструментальным материалом основы и обрабатываемым материалом, способной повышать сопротивляемость инструмента процессу изнашивания при одновременном снижении факторов внешнего воздействия, обуславливающих изнашивание. Интенсивность изнашивания и стойкость инструмента с покрытием в значительной степени зависят от сопротивляемости покрытия как процессам изнашивания контактного слоя, так и процессам локального разрушения в результате растрескивания и отслаивания слоев под воздействием комплекса термомеханических явлений в зоне резания. Сопротивляемость покрытия изнашиванию контактного слоя и локальному разрушению зависит, в первую очередь, от химического состава и механических свойств материалов слоев покрытия.

Согласно работе [1], комплекс требований к износостойким покрытиям для режущего инструмента включает:

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

Прочность адгезионного сцепления покрытия с материалом основы определяется степенью близости кристаллохимических и теплофизических характеристик контактирующих материалов, а минимальная интенсивность взаимодействия материала контактного слоя покрытия с материалом обрабатываемой заготовки обеспечивается при максимальном отличии кристаллохимических характеристик и минимальной склонности к диффузионному растворению указанных материалов [1]. Таким образом, большинство факторов, определяющих прочность сцепления покрытия с основой и интенсивность адгезионных, диффузионных процессов и химических реакций на контактных поверхностях

інструмента при резанні, обуславлюються хімічним складом матеріалів шарів покриття. Першочередним вимогою до механічних властивостей матеріалів шарів покриття є вимога високої твердості як найважливішого фактора зносостійкості матеріала. В зв'язі з цим звертає на себе увагу можливість застосування в якості матеріалів шарів покриття для режущих інструментів високотвердих боридів перехідних металів IV–VI груп Періодическої системи хімічних елементів Д. І. Менделєєва (діборида титана TiB_2 , діборида тантала TaB_2 , діборида гафнія HfB_2 і др.) [2–4]. Крім найвищої середі сполучень перехідних металів твердості, бориди відрізняються високою температурою плавлення, корозійною стійкістю, теплопровідністю, що відповідає загальним експлуатаційним вимогам до матеріалів шарів покриття, а також термодинамічною стійкістю, пасивністю до оброблюваних матеріалів, невисоким коефіцієнтом термічного розширення. Ці переваги свідчать про перспективність застосування боридів перехідних металів в якості матеріалів шарів зносостійких покриттів для твердосплавних режущих інструментів [5].

Обзор нерешенных частей проблемы

Незважаючи на неоспоримі переваги боридів перехідних металів, застосування покриттів з боридними шарами для твердосплавного режущого інструмента обмежується крихкістю боридів і невисокою міцністю їх адгезійної зв'язі з інструментальним матеріалом основи і іншими шарами покриття. Це обумовлює недостатню опірність боридних шарів покриття растрескиванню і відшаруванню при резанні, і, як наслідок – недостатньо високі показники стійкості твердосплавного інструмента.

В зв'язі з зазначеними обставинами, набуває актуальності рішення задачі підвищення опірності зносостійких покриттів з високотвердими боридними шарами процесам растрескивання і відшарування шарів під дією термомеханічних явищ при резанні, що обумовлює необхідність підвищення показників пружності матеріалів боридних шарів покриття [4]. Задача направленої зміни співвідношення твердості і пружності матеріалів боридних шарів покриття може бути успішно вирішена на основі використання сучасних досягнень фізического матеріалознавства [3, 6–7].

Метою роботи є обґрунтування можливостей підвищення стійкості твердосплавного режущого інструмента за рахунок нанесення зносостійких покриттів з шарами з боридів перехідних металів IV–VI груп Періодическої системи хімічних елементів Д. І. Менделєєва і направленої зміни співвідношення характеристик твердості і пружності матеріала цих шарів.

Основная часть

Зміна механічних характеристик матеріалів боридних шарів зносостійких покриттів може бути забезпечено при застосуванні покриттів з наноструктурованими гетерогенними шарами, компонентами яких є зерна кристалічної фази середнім розміром $d < 50$ нм і прослойки міжзеренного простору (аморфна фаза) [6]. Визначаюче вплив на механічні властивості матеріала наноструктурованого шару з заданого бориду металу здійснюють розмірно-структурні характеристики матеріала: тип структури, середній розмір d зерна і об'ємна частка ω міжфазних меж розділу. При цьому величина ω залежить як від розміру зерен, так і від типу структури (колоннарної, глобулярної і т.д.) матеріала шару, який разом з значенням d визначає наногіометрію шару. При постійності типу структури по глибині шару між d і ω зниження d завжди супроводжується монотонним зростанням величини ω .

Середній розмір d зерна кристалічної фази здійснює визначаюче вплив на твердість H матеріала шару, а об'ємна частка ω пружних міжзеренних прослоєк аморфної фази – на модуль Юнга E матеріала. Вплив середнього розміру d зерна наноструктурованого шару на характер деформаційних процесів і твердість H матеріала шару показано на рисунку 1. Екстремальний характер залежності $H = f(d)$

с максимумом при $d = d_c$ обусловлен сменой доминирующего фактора деформационных процессов при переходе через критическое значение d_c . При $d > d_c$ преобладают внутризеренные дислокационные процессы, при $d < d_c$ – межзеренное локальное проскальзывание, обусловленное отсутствием внутренних источников дислокаций при малых d и большой объемной долей ω границ раздела фаз. Для наиболее используемого диапазона размеров $d > d_c$ с доминированием дислокационных процессов в материале слоя зависимость $H = f(d)$ определяется соотношением Холла–Петча [6]:

$$H \sim \frac{1}{\sqrt{d}}. \quad (1)$$

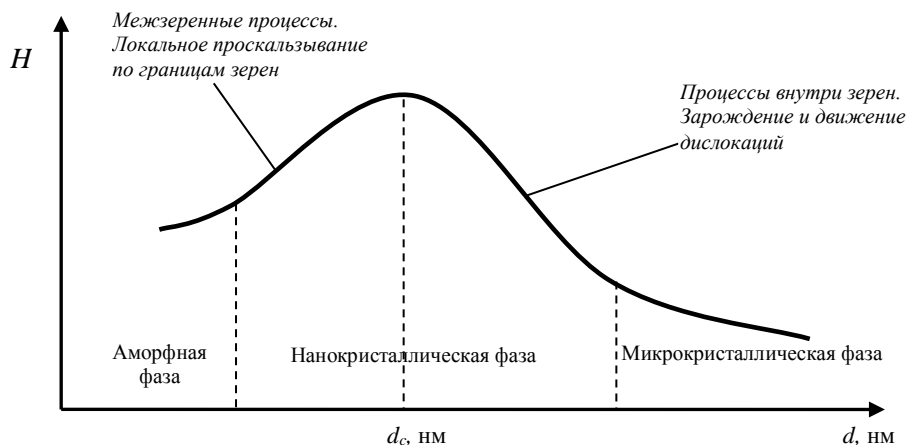


Рис. 1 – Схема влияния среднего размера d зерна материала слоя износостойкого покрытия на характер деформационных процессов и твердость H материала слоя [6]

Рост объемной доли ω упругих межзеренных прослоек, сопровождающий снижение величины d , логически закономерно обуславливает монотонно убывающий характер зависимости модуля Юнга E материала от величины ω во всем диапазоне изменения размерно-структурных характеристик материала наноструктурированного слоя:

$$E \sim \frac{1}{\omega^n}; n > 0. \quad (2)$$

Снижение модуля Юнга E высокотвердого наноструктурированного боридного слоя при обоснованном выборе значений d и ω для заданных химического состава и типа структуры материала позволяет обеспечить высокое значение индекса пластичности $\frac{H}{E}$

материала слоя. Высокая твердость боридных слоев гарантирует высокую сопротивляемость покрытий различным физическим механизмам изнашивания, а низкие значения модуля Юнга – сопротивляемость локальному разрушению за счет растрескивания и отслаивания слоев. Совместное действие указанных факторов обеспечивает снижение интенсивности изнашивания и повышение стойкости твердосплавного режущего инструмента с покрытием.

Общая схема взаимосвязи показателей работоспособности твердосплавного инструмента с износостойким покрытием с наноструктурированными боридными слоями с характеристиками материалов этих слоев представлена на рисунке 2.

В качестве перспективного метода нанесения покрытий с наноструктурированными боридными слоями может быть рекомендован метод ВЧ-магнетронного распыления [3]. Особенностью данного метода является возможность за счет варьирования режимов распыления обеспечить изменение объемной доли ω межзеренных прослоек аморфной фазы, что позволит управлять сопротивляемостью покрытия локальному разрушению вследствие растрескивания и отслаивания слоев при необходимом уровне твердости слоя.

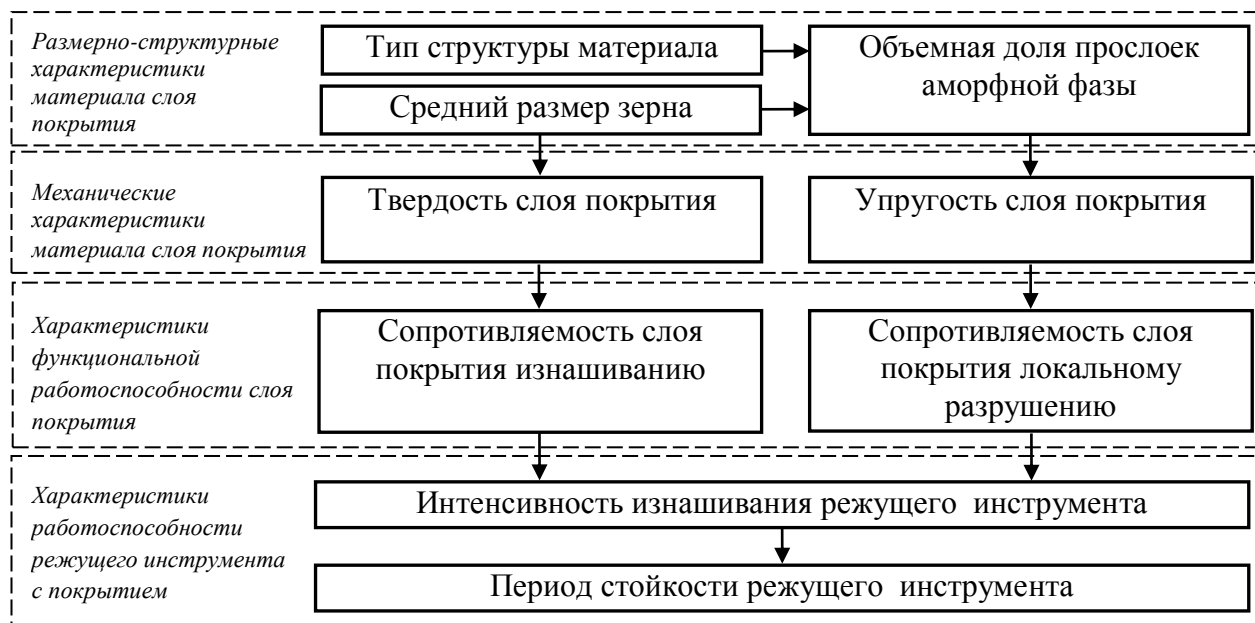


Рис. 2 – Общая схема взаимосвязи показателей работоспособности твердосплавного инструмента с износостойким покрытием с наноструктурированными боридными слоями с характеристиками материалов боридных слоев

Систематизация и анализ представленных в работе [3] результатов исследований механических характеристик наноструктурированного слоя диборида гафния, нанесенного ВЧ-магнетронным распылением, подтверждает их значительное превосходство перед аналогичными характеристиками монокристалла HfB_2 (рисунок 3).

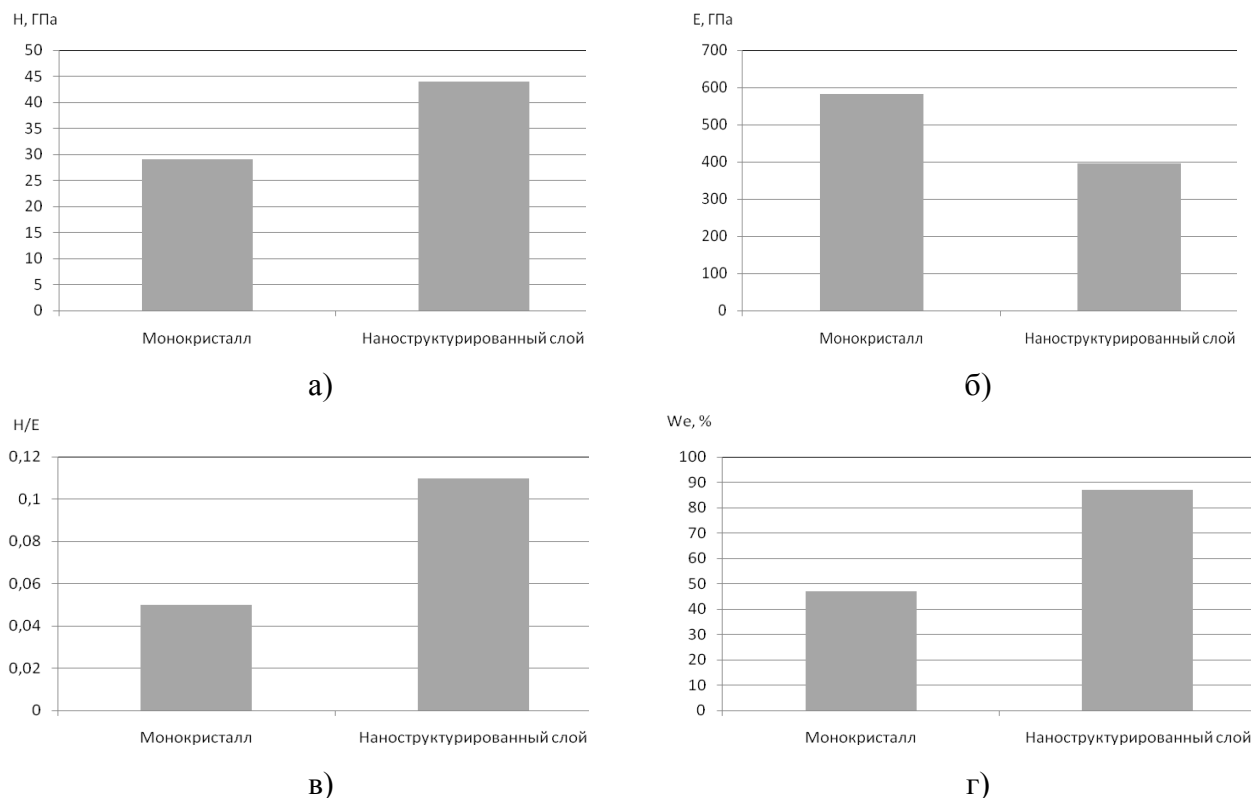


Рис. 3 – Сравнительная характеристика механических свойств монокристалла и нанокристаллического слоя диборида гафния [3]: а) твердость H ; б) модуль Юнга E ; в) индекс пластичности $\frac{H}{E}$; г) величина упругого восстановления W_e материала)

В частности, твердость H наноструктурированного слоя диборида гафния превосходит твердость монокристалла в 1,51 раза; значение модуля Юнга E для наноструктурированного слоя ниже значения E для монокристалла в 1,47 раза. Высокие твердость и упругость наноструктурированного слоя обеспечивают резкий (в 2,2 раза) рост индекса пластичности $\frac{H}{E}$ слоя по сравнению с монокристаллом HfB_2 . Дополнительным фактором превосходства механических свойств наноструктурированного слоя, наряду с высокой объемной долей межзеренных прослоек, является сверхстехиометрия слоя по бору. Достижимый уровень механических свойств материала наноструктурированного слоя диборида гафния обеспечивает уникально высокое значение упругого восстановления материала слоя при деформации ($W_e = 87\%$), в 1,85 раза превышающее W_e для монокристалла HfB_2 и близкое к значениям W_e для алмаза [3], что позволяет гарантировать низкие показатели интенсивности изнашивания, и как следствие – высокую стойкость твердосплавного режущего инструмента с износостойким покрытием.

Выводы

В статье на основании известных теоретических положений и экспериментальных данных обоснована перспективность применения износостойких покрытий с наносимыми ВЧ-магнетронным распылением наноструктурированными слоями из высокотвердых боридов переходных металлов IV–VI групп Периодической системы химических элементов Д. И. Менделеева для повышения стойкости твердосплавного режущего инструмента. Определяющим фактором повышения стойкости инструмента является высокая сопротивляемость наноструктурированных боридных слоев процессам изнашивания и локального разрушения при резании, достигаемая за счет повышения соотношения твердости и модуля Юнга материала слоя при модификации размерно-структурных характеристик материала слоя, обеспечиваемом варьированием режимов его распыления.

Перечень источников литературы: 1. Работоспособность режущего инструмента с износостойкими покрытиями / А. С. Верещака. – М.: Машиностроение, 1993. – 336 с. – ISBN 5-217-01482-2. 2. Некоторые закономерности формирования структуры и свойств пленок диборидов и боридонитридов переходных металлов / А. А. Гончаров, А. В. Агулов, В. В. Петухов // Письма в ЖТФ. – 2009. – Том 35, вып. 24. – С. 35–41. 3. Механические свойства нанокристаллических твердых пленок $HfB_{2.7}$ / С. Н. Дуб, А. А. Гончаров, С. С. Пономарев, В. Б. Филиппов, Г. Н. Толмачева, А. В. Агулов // Сверхтвердые материалы. – 2011. – № 3. – С. 9–19. 4. Перспективы повышения стойкости инструмента за счет выбора рационального сочетания характеристик твердости и упругости материалов слоев износостойкого покрытия / В. В. Калинин // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Збірник наукових праць. – Краматорськ, вип. № 29, 2011. – С. 62–69. 5. Защитные пленочные покрытия диборида гафния и оптимизационная модель процесса резания / А. В. Агулов, А. И. Бажин, Л. В. Васильева, А. А. Гончаров, В. В. Калинин, В. А. Ступак // Быстрозакаленные материалы и покрытия. Труды 12-й Всероссийской с международным участием научно-технической конференции в 2-х томах. Том 1. 26–27 ноября 2013 г. МАТИ: Сб. трудов. – М.: МАТИ, 2013. – С. 304–309. 6. Структура и свойства твердых и сверхтвердых нанокompозитных покрытий / А. Д. Погребняк, А. П. Шпак, Н. А. Азаренков, В. М. Береснев // Успехи физических наук. – 2009. – Том 179, № 1. – С. 35–64. 7. Особенности структуры и физико-механических свойств наноструктурных тонких пленок / Д. В. Штанский, С. А. Кулинич, Е. А. Левашов, J. J. Moore // Физика твердого тела. – 2003. – Том 45. Вып. 6. – С. 1122–1129.

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

МОЖЛИВОСТІ ПІДВИЩЕННЯ СТІЙКОСТІ ТВЕРДОСПЛАВНОГО ІНСТРУМЕНТУ ЗА РАХУНОК НАНЕСЕННЯ ЗНОСОСТІЙКИХ ПОКРИТТІВ З БОРИДНИМИ ШАРАМИ

Калініченко В. В., Щусь Д. В.

В даній роботі обґрунтовано перспективність використання зносостійких покриттів з наноструктурованими шарами з боридів перехідних металів IV–VI груп Періодичної системи хімічних елементів Д. І. Менделєєва для підвищення стійкості твердосплавного різального інструменту при високопродуктивній механічній обробці. Визначальним фактором підвищення стійкості інструменту є висока здатність наноструктурованих боридних шарів до опору зношуванню та локальному руйнуванню в процесі різання, яка досягається за рахунок підвищення співвідношення твердості та модулю Юнга матеріалу шару при модифікації розмірно-структурних характеристик матеріалу, що забезпечується варіюванням технологічних режимів нанесення шару.

ВОЗМОЖНОСТИ ПОВЫШЕНИЯ СТОЙКОСТИ ТВЕРДОСПЛАВНОГО ИНСТРУМЕНТА ЗА СЧЕТ НАНЕСЕНИЯ ИЗНОСОСТОЙКИХ ПОКРЫТИЙ С БОРИДНЫМИ СЛОЯМИ

Калиниченко В. В., Щусь Д. В.

В данной работе обоснована перспективность применения износостойких покрытий с наноструктурированными слоями из боридов переходных металлов IV–VI групп Периодической системы химических элементов Д. И. Менделеева для повышения стойкости твердосплавного режущего инструмента при высокопроизводительной механической обработке. Определяющим фактором повышения стойкости инструмента является высокая сопротивляемость наноструктурированных боридных слоев изнашиванию и локальному разрушению в процессе резания, достигаемая за счет повышения соотношения твердости и модуля Юнга материала слоя при модификации размерно-структурных характеристик материала, обеспечиваемом варьированием технологических режимов нанесения слоя.

POSSIBILITIES OF INCREASE OF CUTTING POWER OF HARD-ALLOY TOOL FOR ACCOUNT OF CAUSING OF WEARPROOF COVERAGE'S WITH BORIDE LAYERS

Kalinichenko V. V., Shshus' D. V.

In this work substantiated the prospects of application of wearproof coverage's with the nanostructured layers from the borides of transitional metals of IV–VI groups of the Mendeleev's Periodic table for the increase of cutting power of hard-alloy tool at the high-performance tooling. The determinative of increase of cutting power of hard-alloy tool is high-resistivity of the nanostructured boride layers to the wear and local destruction at cutting, arrived at due to the increase of correlation of hardness and Young's modulus of material layer at modification of size-structural characteristics of material, provided by varying of the technological modes of layer deposition.

Ключові слова: Твердосплавний інструмент, зносостійке покриття, бориди металів, наноструктурований шар, розмірно-структурні характеристики, твердість, модуль Юнга, локальне руйнування, стійкість

Ключевые слова: Твердосплавный инструмент, износостойкое покрытие, бориды металлов, наноструктурированный слой, размерно-структурные характеристики, твердость, модуль Юнга, локальное разрушение, стойкость

Key words: Hard-alloy tool, wearproof coverage, borides of metals, nanostructured layer, size-structural characteristics, hardness, Young's modulus, local destruction, cutting power

Поступила в редакцию 30.11.2013 г.

УДК 621.904:681.518

Субботин О.В., Ставицкий В.О.
ДГМА, Краматорск, Украина

ОСОБЕННОСТИ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ ПОЛИМЕРНЫХ МАТЕРИАЛОВ НА МЕТАЛЛОРЕЖУЩИХ СТАНКАХ

Введение

Производство полимерных материалов является одной из наиболее развивающихся отраслей отечественной промышленности. Изделия из пластмасс применяются почти во всех областях народного хозяйства, особенно в машиностроении, авиастроении, электротехнической промышленности и в промышленности строительных материалов, что позволяет заменять и экономить большое количество черных и цветных металлов. В значительных количествах и с большим экономическим эффектом, пластмассы используются в легкой и пищевой промышленности. Это дает возможность удовлетворять потребности населения в товарах культурно-бытового и хозяйственного назначения, а также повысить культуру торговли и бытового обслуживания.

Несмотря на имеющиеся прогрессивные методы переработки пластмасс в готовые изделия, как правило, пока нельзя обойтись без какого-либо вида механической обработки, которая является широко распространенной операцией в технологическом процессе изготовления деталей из пластмасс.

Вследствие наличия особенностей структуры, строения и свойств пластмасс их механическая обработка имеет ряд специфических отличий по сравнению с механической обработкой металлов. Это вынуждает создавать специальное оборудование и режущий инструмент, обеспечивающие необходимую производительность и требуемое качество обработки [1].

Производство полимерных материалов не только увеличивается из года в год в объемном исчислении. Наряду с этим показателем развития промышленности пластмасс наиболее важным для условий их механической обработки является постоянное пополнение классов пластмасс, изменение их структуры и свойств. Таким образом, специалист, занятый механической обработкой пластмасс, должен быть постоянно информирован о развитии промышленности пластмасс и своевременно, когда это потребуется, вносить коррективы в технологический процесс механической обработки [2].

Основная часть

На процесс механической обработки деталей из пластмасс, так же как и деталей из других материалов, влияет множество факторов, главными из которых являются: станок – его тип, размеры, мощность, состояние; режущий инструмент – его конструкция и размеры, состояние, материал и геометрия режущей части; режимы резания – скорость и глубина резания, подача, количество проходов; форма, размеры и жесткость обрабатываемой детали [3].

Производительность, экономичность процесса, а также точность и шероховатость поверхности зависят от перечисленных факторов, поэтому правильному технологическому процессу обработки должно соответствовать их оптимальное сочетание.

Низкие плотность и твердость, невысокая теплостойкость, крайне низкая теплопроводность, высокое сопротивление воздействию вибраций, интенсивное истирающее воздействие на режущий инструмент – все это необходимо учитывать при назначении режимов резания и выборе геометрических параметров инструмента [2,3].

Низкая теплопроводность пластмасс, которая находится в пределах $0,13 \dots 0,30$ ккал/м·ч·град, что примерно в 500 раз меньше, чем у металлов, обуславливает слабый отвод теплоты со стружкой обрабатываемого изделия. Следовательно, в режущий инструмент при обработке пластмасс отводится значительно больше теплоты, чем при обработке металлов.

При обработке пластмасс количество теплоты, уходящей со стружкой, составляет $55 \dots 60\%$, в изделие – 19% , в инструмент – 24% , а при резании металлов соответственно $75 \dots 80\%$, $20 \dots 30\%$, $1 \dots 3\%$. Поэтому при резании пластмасс вся теплота концентрируется в поверхностном слое, распространяясь ниже линии среза на глубину не более $0,15 \dots 0,3$ мм. Уже на глубине $0,01 \dots 0,03$ мм температура пластмассы примерно в два раза ниже температуры в зоне резания.

Несмотря на то, что общее количество теплоты при резании пластмасс значительно меньше, чем при резании металлов, температура в зоне резания и, что особенно важно, температура поверхностного слоя материала довольно высока, порядка $500 \dots 600^\circ\text{C}$. Предельно допустимыми температурами в контактном слое инструмент-деталь, лимитирующими разложение материала, являются: для термореактивных пластмасс 160°C , для термопластичных $60 \dots 130^\circ\text{C}$. Сосредоточиваясь в поверхностном слое обрабатываемого материала, температура резания одновременно с действием резких динамических нагрузок, возникающих в процессе обработки, вызывает разложение поверхностного слоя материала и служит причиной образования расслоений, задигов и других видов брака. Это отражается как на качестве поверхности, так и на достигаемой точности. Данное явление иллюстрирует рисунок 1.

В связи с высоким коэффициентом термического расширения полимеров при их обработке возникают дополнительные трудности, вызванные температурным расширением изделия, что приводит к увеличению работы трения между обрабатываемой поверхностью изделия и задней поверхностью режущей кромки инструмента.

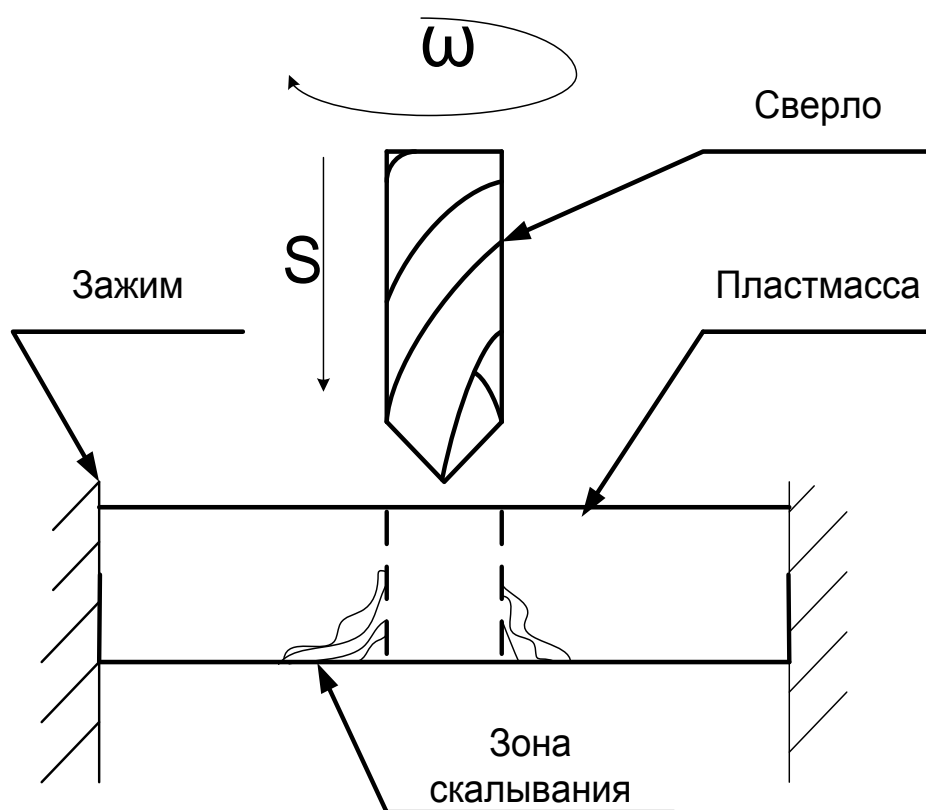


Рис. 1 – Скалывание материала при сверлении пластмассы

Силы резания при обработке пластмасс в 10...20 раз меньше сил, возникающих при обработке металлов. В то же время упругие свойства пластмасс значительно выше, чем у металлов. В результате на точность обработки пластмасс в меньшей степени влияют упругие деформации системы станок-приспособление-инструмент, но весьма значительное влияние оказывают упругие деформации самих деталей как под действием сил резания, так и в результате усилий закрепления.

Производительность того или иного способа механической обработки пластмасс во многом зависит от выбора режимов резания, то есть от скорости, подачи и глубины резания [3]. Низкое сопротивление пластмасс сжатию и срезу обуславливает, как отмечалось выше, небольшие силы резания, что создает предпосылки к применению высоких скоростей резания с большими сечениями среза. Однако скоростное резание при обработке пластмасс не используется в достаточной степени в связи с особенностями физико-механических свойств и строения пластмасс.

Выбор режимов резания во многом предопределяет температуру, силы резания, износ инструмента и качество обработанной поверхности.

Несмотря на то, что с увеличением скорости сила резания уменьшается, температура в зоне обработки возрастает, так как с повышением скорости резания увеличивается работа трения и упругих деформаций в единицу времени при практически неизменной теплопроводности инструмента и обрабатываемого материала. С повышением температуры изменяются физико-механические свойства пластмасс.

С увеличением температуры поверхностного слоя выше температуры деструкции полимера истирающая способность, например, стеклопластиков, увеличивается, так как деструкция связующего приводит к увеличению абразивных свойств обработанной поверхности стеклопластика. Согласно данным, стойкость режущего инструмента при обработке стеклопластиков снижается от 10 до 50 раз при возрастании скорости резания в 3...6 раз.

Таким образом, увеличение интенсивности изнашивания инструмента при повышении скорости резания объясняется ростом температуры в зоне резания, лучшей сцепляемостью нагретой пластмассы с частицами твердого сплава, увеличением абразивных свойств стеклонеполнителей при термодеструкции связующего, возрастающей динамичностью процесса резания. Все это сдерживает рост скорости резания при обработке пластмасс и, следовательно, ограничивает повышение производительности и применение современных скоростных методов обработки и скоростного оборудования.

Касаясь изменения величины подачи при механической обработке пластмасс, можно отметить, что с увеличением подачи снижается стойкость инструмента и значительно ухудшается качество обработанной поверхности, что вызвано в основном ростом сил резания и повышением температуры в зоне резания.

Обработка пластмасс на больших подачах даже при работе режущим инструментом с оптимальной геометрией порождает на обрабатываемой поверхности характерные дефекты (сколы, трещины, расслоения, разломачивание наполнителя и прочее).

Если увеличение выкрашивания, сколов, трещин материала с увеличением подачи и глубины резания происходит в результате повышения удельной силы резания на единицу длины режущей кромки, то с увеличением скорости резания рост выкрашивания, сколов, трещин вызван возрастанием динамических нагрузок. С появлением выкрашивания, которое наблюдается уже после первых секунд скоростного процесса резания, качество обработанной поверхности быстро снижается.

В связи с тем, что при всех видах механической обработки пластмасс происходит разогрев материала и режущего инструмента, возникает необходимость в охлаждении зоны резания. Это следует учитывать при разработке технологического процесса обработки полимерных материалов.

Выводы

Как следует из многочисленных исследований обрабатываемости пластмасс, основные параметры процессов обработки (силы резания, скорость резания и прочее) описываются степенными функциями, как и при механической обработке металлов.

Однако при составлении технологического процесса обработки пластмасс все отмеченные особенности обработки должны быть учтены с целью оптимального выбора геометрии режущего инструмента и режимов резания.

Стремление повысить производительность и качество, накладывает ограничения на технологические параметры процесса с тем, чтобы обеспечить надежность и срок службы деталей в условиях эксплуатации. При этом одним из основных параметров обработки является качество получаемой поверхности. В процессе сверления повышенный износ инструмента изменяет вид сходящей стружки и ухудшает качество обрабатываемой поверхности.

В связи с этим совершенствование технологических процессов механической обработки полимерных материалов, приводящих к снижению себестоимости обработки и повышению качества изготовления изделий машиностроительного производства, является весьма актуальной задачей.

Перечень источников литературы: 1. Обработка изделий из пластмасс/ В.А. Копин, В.А. Макаров, А.М. Ростовцев,- М.: Химия, 1988. 176 с. 2. Обработка пластмасс резанием/ А. Кобаяши. М.: Машиностроение, 1974. 192 с. 3. Электрические прямоугольные соединители. Основные вопросы теории и практики механической обработки пластмасс / А.Л.Сафонов, Л.И.Сафонов // Технологии в электронной промышленности. 2009. № 7.- С. 44-50.

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

ОСОБЕННОСТИ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ ПОЛИМЕРНЫХ МАТЕРИАЛОВ НА МЕТАЛЛОРЕЖУЩИХ СТАНКАХ

Субботин О.В., Ставицкий В.О.

Показано, что при механической обработке пластмасс с увеличением скорости сила резания уменьшается, а температура в зоне обработки возрастает. С увеличением подачи снижается стойкость инструмента и значительно ухудшается качество обработанной поверхности. Стремление повысить производительность и качество формообразования накладывает ограничения на технологические параметры процесса с тем, чтобы обеспечить надежность и срок службы деталей в условиях эксплуатации. Это вынуждает создавать специальное оборудование и системы управления, обеспечивающие необходимую производительность и требуемое качество обработки.

ОСОБЛИВОСТІ МЕХАНІЧНОЇ ОБРОБКИ ПОЛІМЕРНИХ МАТЕРІАЛІВ НА МЕТАЛОРІЗАЛЬНИХ ВЕРСТАТАХ

Суботін О.В., Ставицький В.О.

Показано, що при механічній обробці пластмас із збільшенням швидкості сила різання зменшується, а температура в зоні обробки зростає. Із збільшенням подачі знижується стійкість інструменту і значно погіршується якість обробленої поверхні. Прагнення підвищити продуктивність і якість формоутворення накладає обмеження на технологічні параметри процесу з тим, щоб забезпечити надійність і термін служби деталей в умовах експлуатації. Це змушує створювати спеціальне обладнання та системи управління, що забезпечують необхідну продуктивність і необхідну якість обробки.

MACHINING FEATURES OF POLYMERIC MATERIALS BY MACHINE TOOLS

Subbotin O.V, Stavytskyy V.O.

It is shown that in the machining of plastics with increasing speed cutting force decreases, and the temperature in the treatment area increases. With the increase in supply decreases the tool life and significantly deteriorates the quality of the processed surface. The desire to increase productivity and quality of formation imposes restrictions on the process parameters in order to ensure the reliability and durability of components under operating conditions. This forces the user to create special equipment and management system, providing the necessary performance and quality processing.

Ключевые слова: Обработка пластмассы, технологические параметры, производительность, формообразование поверхности, оборудование, система управления

Ключові слова: Обробка пластмаси, технологічні параметри, продуктивність, формоутворення поверхні, обладнання, система управління

Keywords: Processing of plastics, process parameters, performance, shaping the surface equipment control system

Дата надходження статті: 24 квітня 2014 р.

РОЗДІЛ 2 ЯКІСТЬ ТА НАДІЙНІСТЬ МЕТАЛОРІЗАЛЬНОГО ОБЛАДНАННЯ

УДК 621.7, 621.9

Жартовский А.В., Держевецкий В.В., Ковган А.Г.

ДГМА, г. Краматорск, Украина

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНАЯ УСТАНОВКА ДЛЯ ЭЛЕКТРОФИЗИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ МАТЕРИАЛОВ

При обработке металлов резанием режущий инструмент находится под действием высоких значений нагрузок и температур. Надежность работы инструмента обеспечивает высокое качество обрабатываемой поверхности и снижает вероятность возникновения брака из-за его поломок. Это направление развивается путем создания новых материалов режущих пластин и новых типов их покрытий. Создание сверхтвердых нано композитных пленок и покрытий с их уникальными прочностными свойствами является одним из важных направлений развития нано технологий и получения новых материалов.

Это связано с новыми возможностями целенаправленного формирования комплекса их физических свойств. Изменением фазового состава и структуры достигаются уникальные прочностные свойства, высокие вязкость разрушения, адгезия.

Современными исследованиями физиков [1] доказано существование трех фаз электрического разряда в вакууме. Первая — пробой, вторая — искра, и окончательная — дуга. В стадии искры и происходит взрывная электронная эмиссия, т.к. в этой стадии между катодной плазмой и анодом течет ток, который оказался электронным.

Взрывная электронная эмиссия – это единственный вид электронной эмиссии, позволяющий получить потоки электронов мощностью до 1013 Вт с плотностью тока до 109 А/см². Ток взрывной электронной эмиссии необычен по структуре. Он состоит из отдельных порций электронов 10¹¹, 10¹² штук, имеющих характер электронных лавин, получивших название эктонов. Время образования лавин 10⁻⁹, 10⁻⁸ с [2].

В электрическом разряде могут быть получены высокие давления и температуры необходимые для синтеза различных веществ. Ударные волны широко используются для получения вещества при высоких давлениях и температурах [3,4].

В веществе при высоких значениях давления сжатия протекают фазовые переходы и химические реакции, синтезируются новые материалы с уникальными физико-химическими свойствами. Для получения таких материалов могут быть использованы схемы обработки «по слою порошка» или электродом заданного химического состава.

Пропускание электрического тока через контакт сопровождается выделением тепла.

Для получения ударных волн и реализации ранее указанных процессов в пространстве между поверхностями в электрическом контакте и синтеза вещества необходимо управление параметрами пропускаемого электрического тока [3].

Разработана экспериментальная установка для обработки материалов импульсным электрическим током с компьютерным управлением процессом.

Целью работы является повышение надежности управления импульсным режимом работы установки.

Задачами являются

- разработка схемы управления с применением персонального компьютера;
- разработка программного обеспечения персонального компьютера для обеспечения режима работы установки.

Экспериментальная установка предназначена для осуществления синтеза вещества в импульсном электрическом разряде в режиме одиночного импульса или нанесения покрытия

на металлическую поверхность из электрода или по слою порошка. Экспериментальным путем получена вольтамперная характеристика, которая в доступном рабочем диапазоне от 5 до 80В имеет вид $I=5U$, где I – амплитудное значение импульсного тока, U – напряжение на нагрузке.

Разработанная установка имеет структурную схему, представленную на рис.1.

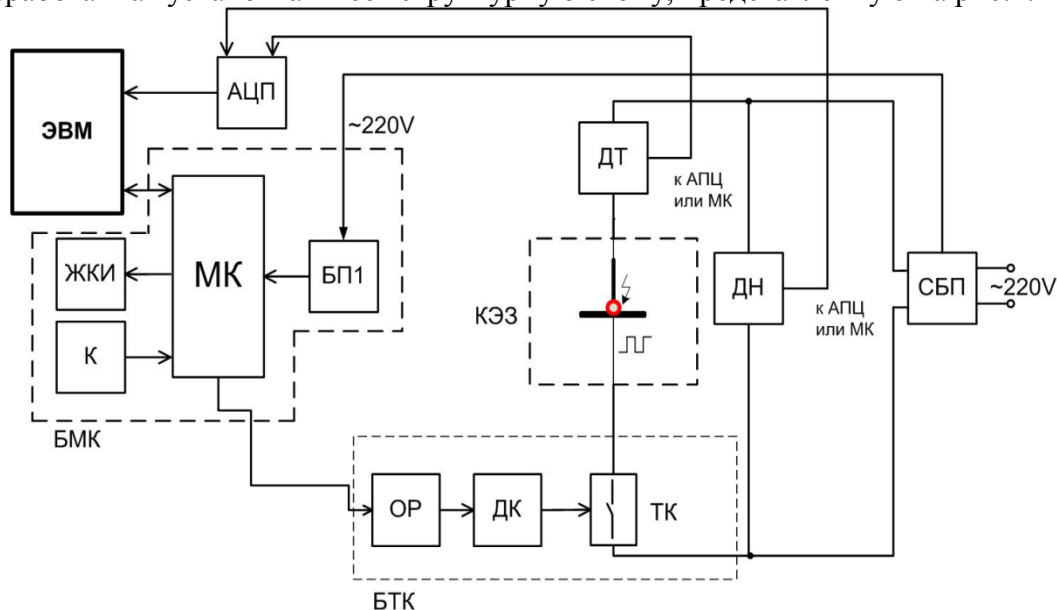


Рис.1 – Структурная схема установки:

ЭВМ – электронно-вычислительная машина; АЦП – аналогово-цифровой преобразователь; БМК – блок микроконтроллера; МК – микроконтроллер;

ЖКИ – жидкокристаллический индикатор; К – клавиатура; БТК – блок транзисторного ключа; ОР – оптронная развязка; ДК – драйвер транзисторного ключа; ТК – транзисторный ключ; КЭЗ – контакт «электрод-заготовка»; СБП – силовой блок питания; БП1 – блоки питания электроники; ДТ – датчик тока; ДН – датчик напряжения.

В состав установки входят следующие составные части:

1. Блок микроконтроллера (МК), который содержит микроконтроллер, жидкокристаллический индикатор, клавиатуру, и блок питания электроники;
2. Блок транзисторного ключа (БТК) состоит из оптронной развязки, драйвера ключа, и самого транзисторного ключа;
3. ЭВМ – электронно-вычислительная машина.

ДТ – датчик тока; ДН – датчик напряжения предназначены для снятия параметров с блока КЭЗ – контакт «электрод – заготовка»;

КЭЗ и передачи их в ЭВМ. АЦП обеспечивает получение цифровых сигналов.

Работа установки осуществляется после включения силового блока питания (СБП) и блока питания электроники (БП1).

Сигнал от микроконтроллера (МК) подается на блок транзисторного ключа (БТК) и проходит через оптронные развязку (ОР) на драйвер транзисторного ключа (ДК), где он усиливается и открывает транзисторной ключ (ТК). В момент замыкания электрической цепи и импульс тока от силового блока питания (СБП) проходит через контакт «электрод-заготовка» (КЭЗ). Через заданный интервал времени микроконтроллер (МК) закрывает транзисторной ключ (ТК), таким образом, формируя длительность импульса тока. Напряжение необходимого уровня формируется в силовом блоке питания и контролируется в ходе всего технологического процесса при помощи ДН и ДТ. Сигналы от датчиков подаются на осциллограф, затем переносятся в ЭВМ, с помощью цифрового носителя информации, где выполняется их обработка.

Настройка параметров работы устройства осуществляется с помощью клавиатуры (К) и жидкокристаллического индикатора (ЖКИ), а также с помощью компьютера через COM порт.

Ключевым звеном управления экспериментальной установкой является микроконтроллер, а персональный служит средством ввода и вывода информации для общения с пользователем.

В схеме применен микроконтроллер LPC2134 фирмы Phillips / NXP.

Микроконтроллер LPC2134 16/32 bit ARM7TDMI-S оснащен 128Кб Flash памятью, 16Кб памяти данных RAM, RTC, 8x 10 бит АЦП 2.44 мкс, 2x UART, I2C, SPI, 2x 32бит таймера, 8x CCR, 6x PWM, WDT, 5В совместимые порты ввода-вывода, работоспособность вплоть до 60МГц.

Принципиальная схема предусматривает подключение микроконтроллера к интерфейсу RS-232, кнопку перезагрузки микроконтроллера и кнопку запуска микроконтроллера в режиме прошивки.

Программное обеспечение экспериментальной установки можно условно разделить на две составляющие: программное обеспечение «нижнего» уровня и «верхнего» уровня.

Программное обеспечение «нижнего» уровня представляет собой программу, записанную в микроконтроллер, отвечающую за все базовые функции контроллера:

- отправка сигналов на транзисторный блок. Контроллер передает импульсный сигнал, и управляет открытием и закрытием блока транзисторных ключей;
- работа с портом последовательного ввода-вывода RS232. Прием микроконтроллером сигнала с компьютера.

Данное программное обеспечение включает в себя программирование нужных функций каждого пина микроконтроллера (пинов ввода, вывода, широтно-импульсной модуляции, порта RS232).

Программное обеспечение «верхнего» уровня представляет собой программу, ориентированную на работу с ЭВМ.

Программа управления работает удаленно, через интерфейс RS-232 и имеет больше степеней защиты.

Разработанная программа способна формировать список доступных COM-портов компьютера, позволяет вносить изменения в параметры работы установки, контролировать вводимые параметры во избежание ошибок, предоставлять выбор режима работы установки, отправлять задания и сигналы старта и останова работы установки, а также вести записи о работе установки.

Программное обеспечение «верхнего» уровня работает удаленно и имеет высокоразвитую систему защиты от некорректных действий пользователя, ограждая его от случайных нажатий или ввода неверных параметров.

Программа верхнего уровня может осуществлять следующие действия:

- формирование списка доступных COM-портов компьютера и возможность выбора нужного порта пользователем;
- изменение параметров работы установки, таких как частота и длительность импульсов;
- контролировать вводимые параметры во избежание ошибок;
- выбор режима работы экспериментальной установки;
- отправка задания и сигналов старта и останова работы установки;
- инициализация пользователя (требование ввода имени пользователя и пароля для возможности работы с установкой);
- возможность изменения паролей программы;
- ведение записей о работе установки;
- подсчет и отображение времени работы установки в течении каждого сеанса;

– вывод подсказок и предупреждений на экран в требуемых ситуациях для минимизации возможности выполнения пользователем неправильных действий во время работы с программой;

– возможность выбора языка интерфейса программы.

Программа позволяет расширить существующие возможности работы системы и увеличить степень защиты от ошибочных действий оператора, которые могут привести к аварийным перегрузкам и разрушению элементов оборудования.

Программа имеет ряд классов, отвечающих за отдельные функции, приведенные в табл. 1.

Таблица 1

Классы программы микроконтроллера и их описания

Класс	Описание
MAIN	Отвечает за стартовую инициализацию, вызов необходимых в начале работы методов.
UART	Отвечает за распознавание COM-порта и работу с интерфейсом RS-232.
IRQ	Отвечает за настройку IRQ-прерываний.
LCD	Отвечает за вывод микроконтроллером информации на ЖК-дисплей пульта управления.
KLAV	Отвечает за обработку сигналов с клавиатуры пульта управления.
PWM	Отвечает за формирования импульсов широтно-импульсным модулятором.
RTW-Menu	Отвечает за экранное меню пульта управления.

Связь микроконтроллера и программы персонального компьютера осуществляется введением в класс программы микроконтроллера UART механизм приема и обработки приема сигналов через интерфейс RS-232.

Компьютерная программа управления экспериментальной установкой может давать микроконтроллеру следующие указания:

- подать питание на блок транзисторного ключа;
- снять питание с блока транзисторного ключа;
- старт импульсов множественного режима работы;
- стоп импульсов множественного режима работы;
- отправка единичного импульса;
- отправка значения частоты импульсов;
- отправка значения длительности импульса множественного режима работы;
- отправка значения длительности импульса единичного режима работы.

Для корректного отклика микроконтроллера на сигналы с персонального компьютера по интерфейсу RS-232 разработан безопасный алгоритм приема сообщений, обеспечивающий выбор только корректных сообщений.

Такой механизм исключает возможность выполнения микроконтроллером функций в случае получения ряда случайной информации по интерфейсу RS-232, если он подключения к не верному порту или открыт другим приложением.

Выводы

Разработана и изготовлена экспериментальная установка для электрофизической обработки материалов. Установка предназначена для осуществления синтеза вещества в импульсном электрическом разряде в режиме одиночного импульса или нанесения покрытия на металлическую поверхность из электрода или по слою порошка.

Для повышения надежности управления импульсным режимом работы в схеме управления установки применен персональный компьютер. Разработано программное обеспечение персонального компьютера.

Перечень источников литературы: 1. http://rosnauka.ucoz.ru/publ/otkrytija/vzryvnaja_ehlektronnaja_ehmissija / 8-1-0-79:Текст доклада академика РАН, директора Физического института им. П.Н. Лебедева РАН (ФИАН) Г.А. Месяца на тему "Взрывная электронная эмиссия: Порционная концепция электрической дуги", на Президиуме РАН 15 октября 2013 года. **2.** Физика высоких плотностей энергий / Под ред. П. Калдирола, Г. Кнопфеля. М.: Мир, 1974. **4.** Ударные волны и экстремальные состояния вещества / Под ред. В.Е. Фортова, Л.В. Альтшулера, Р.Ф. Трунина, А.И. Фунтикова. М.: Наука, 2000.

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

ЕКСПЕРИМЕНТАЛЬНА УСТАНОВКА ДЛЯ ЕЛЕКТРОФІЗИЧНОЇ ОБРОБКИ МАТЕРІАЛІВ

Жартовський О.В. Держевецький В.В., Ковган А.Г.

В представленій роботі приведена структурна схема експериментальної установки для електрофізичної обробки матеріалів. Описана робота основних блоків. Описаний принцип побудови комп'ютерної програми, що управляє. Використання програми дозволяє розширити існуючі можливості роботи системи і збільшити міру захисту від помилкових дій оператора, які можуть привести до аварійних перевантажень і руйнування елементів устаткування.

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНАЯ УСТАНОВКА ДЛЯ ЭЛЕКТРОФИЗИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ МАТЕРИАЛОВ

Жартовский А.В., Держевецкий В.В., Ковган А.Г.

В представленной работе приведена структурная схема экспериментальной установки для электрофизической обработки материалов. Описана работа основных блоков. Описан принцип построения управляющей компьютерной программы. Применение программы позволяет расширить существующие возможности работы системы и увеличить степень защиты от ошибочных действий оператора, которые могут привести к аварийным перегрузкам и разрушению элементов оборудования.

EXPERIMENTAL FLUIDIZER ELECTROPHYSICS TREATMENT OF MATERIALS

Jartovsky A.V., Derzhevetsky V.V., Kovgan A.G.

In the presented work the flow diagram of experimental fluidizer is resulted electro physics treatment of materials. Work of basic blocks is described. Principle of construction of computer control program is described. Application of the program allows to extend existent possibilities of work of the system and increase the degree of protecting from the erroneous actions of operator, which can result in emergency overloads and destruction of elements of equipment.

Ключові слова: Надтверді нано-композитні плівки і покриття, фазові переходи, високий тиск, комп'ютерна програма.

Ключевые слова: Сверхтвердые нано композитные пленки и покрытия, фазовые переходы, высокие давления, компьютерная программа.

Keywords: Superhard nano-composite tapes and coverages, phase transitions, high pressures, computer program.

Дата надходження статті: 24 квітня 2014 р.

УДК 621.9.

Сукова Т.А.
ДГМА, г.Краматорск, Украина
msi@dgma.com.ua

ПОВЫШЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ ТЯЖЕЛОГО МЕТАЛЛОРЕЖУЩЕГО ОБОРУДОВАНИЯ НА ОСНОВЕ ОПРЕДЕЛЕНИЯ ЕГО РАЦИОНАЛЬНЫХ ТЕХНИЧЕСКИХ И КОНСТРУКТИВНЫХ ПАРАМЕТРОВ

Расширение технологических возможностей тяжелого металлорежущего оборудования является актуальной задачей для обеспечения конкурентоспособности выпускаемой машиностроительной продукции. Очень часто на производстве используется целый комплекс тяжелых станков для обработки крупногабаритных деталей, поэтому в настоящее время всё более актуальным становится вопрос создания тяжёлых многоцелевых станков.

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

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

Давыдов И.И. предлагал на этапе анализа компоновок искусственно синтезировать силовое соотношение, заменяющее усилие резания и наиболее полно раскрывающее свойства компоновки многооперационного станка при различных видах обработки [2]. Но, единственность соотношения предлагаемого силового фактора резко сужала область его использования и не позволяла перенести его на всю гамму станков и на перспективные разработки.

Обработка большинства деталей проводится на тяжелых токарных станках с числовым программным управлением. Эти детали входят в состав современных тяжелых машин. Учитывая специфику установки, базирования и обработки сложных тяжёлых деталей целесообразно развитие направления разработки тяжёлых многоцелевых станков, позволяющих без переустановки детали выполнить максимально возможный перечень технологических операций.

Есть требования, которые предъявляются к обработке крупногабаритных деталей: производительность и точность получаемого размера. Соответственно, и оборудование, применяемое при данном процессе, должно иметь достаточную жесткость, точность и скорость, необходимую для успешной реализации поставленной задачи.

Целью работы является повышение производительности и работоспособности тяжелого металлорежущего оборудования на основе определения его рациональных технических и конструктивных параметров.

Поставленная цель сформировала следующие задачи исследования:

1. Провести статистические исследования условий обработки крупногабаритных деталей на предприятиях тяжелого машиностроения;
2. Разработать математические модели и алгоритм определения оптимальных режимов резания и конструктивных параметров оборудования и режущих инструментов;
3. Экспериментально исследовать влияние конструктивных параметров металлорежущего оборудования на точность, качество и продуктивность обработки;
4. Провести теоретические исследования зависимостей показателей механической обработки от конструктивных характеристик оборудования и инструмента;

5. Разработать практические рекомендации по проектированию металлорежущего оборудования для предприятий тяжелого машиностроения.

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

Существует функционально-структурный подход к построению перспективных токарных многоцелевых станков. В работе выявлены наиболее распространенные группы деталей и разработаны комплексные детали-представители. На основе исследования характеристик комплексных деталей-представителей сформированы функциональные модели токарных многоцелевых станков, где в качестве основных функций приняты формообразующие координатные перемещения исполнительных органов станка, а вспомогательные функции определяют перемещения исполнительных органов станка относительно друг друга и подготовки для реализации формообразующих координат. Определение функций оборудования позволило определить рациональную технологическую насыщенность станков для изготовления определенных групп деталей.

Более обобщающим представляется подход к созданию нового оборудования, предложенный профессором Базровым Б.М. в рамках модульной технологии изготовления деталей[3]. В качестве объекта классификации деталей принято сочетание поверхностей, называемое модулем поверхностей (МП). Затем на основе анализа МП разрабатываются модульные технологические процессы, которые представляют собой последовательность операций обработки тех или иных МП. На следующем этапе формулируются требования к созданию перспективного типажа металлорежущего оборудования для реализации модульной технологии. К недостаткам данного метода следует отнести достаточно сложную систему классификации деталей, требующую высокой квалификации технологов для определения видов МП; область применения метода преимущественно крупносерийное производство. Кроме того, в работе нет системного подхода к формированию технологической насыщенности перспективного оборудования и методик выбора существующего оборудования с ЧПУ.

Большой объем разработок выполнен по групповой технологии изготовления деталей, позволившей повысить специализацию серийного производства. В рамках групповой технологии предложены различные методы классификации и группирования деталей для формирования предметно - специализированных производственных участков. При этом, предлагается модернизировать существующий типаж металлорежущего оборудования с целью повышения его специализации и, соответственно производительности обработки. Вместе с тем, в известных работах не выявлена взаимосвязь между характеристиками деталей и параметрами оборудования и не сформированы требования к созданию нового металлорежущего оборудования (в том числе с программным управлением), специализированного на изготовлении определенных групп деталей.

Таким образом, анализ работ показал, что к настоящему времени выполнены серьезные наработки в области выбора существующего и проектирования нового металлорежущего оборудования. Однако отсутствует системный подход, позволяющий на основе исследования взаимосвязи характеристик подлежащих обработке деталей, параметров технологических процессов их изготовления и технологической насыщенности оборудования, осуществлять потребителями выбор наиболее эффективного металлургического оборудования с ЧПУ для своих производственных условий, в том числе разработку технологических структур нового оборудования.

Все работы по критериям выбора оборудования можно условно разделить на три основные группы:

1) выбор группы оборудования из большого их числа по основным параметрам: тип, мощность, размеры рабочего пространства, класс точности и др.;

2) выбор моделей станков на основании технико-экономических расчетов;

3) выбор оборудования на основании характеристик подлежащих обработке заготовок деталей.

Очевидно, что первая группа методов носит субъективный характер и ориентирована на высокопрофессионального пользователя.

Вторая группа методов предусматривает выполнение технико-экономических расчетов при выборе существующего или проектировании нового оборудования.

Например, сравниваются два основных варианта реализации технологических процессов в серийном производстве:

- обработка на универсальном оборудовании с ручным управлением;
- обработка на многооперационном станке с ЧПУ.

Для сравнения вариантов рассчитываются приведенные затраты $Z_{пр}$ на изготовление одной детали:

$$Z_{пр} = \sum A \cdot T_{шк} + C_{пр}/n, \quad (1)$$

где A - стоимость станко-часа, руб./ч;

$T_{шк}$ - штучно-калькуляционное время обработки детали на станке, ч;

$C_{пр}$ - стоимость установочных приспособлений, руб.;

n - количество обрабатываемых деталей в год, шт.

Затем определяется количество деталей n , при котором эффективно применение станка с ЧПУ:

$$n < \frac{\sum AT_{нз} - (C_0 + C_{пг}) + (C_{пр} + C_{прм})}{A_M T_{мтшт} - \sum AT_{шт}}, \quad (2)$$

где $T_{га}$ - подготовительно-заключительное время;

C_0 - однократные затраты для подготовки к обработке заготовок на станке с ЧПУ;

$C_{пг}$ - повторяющиеся для каждой партии затраты на станок с ЧПУ;

$C_{пр}$ - стоимость установочного приспособления на станке с ЧПУ;

A_M - стоимость станко-часа станка с ЧПУ;

Третья группа методов, как правило не требует при сравнении вариантов разработки технологических процессов, а основывается на оценке характеристик деталей, например показателя «сложности детали» $C_{ст}$. Она рассчитывается в зависимости от ряда конструктивных и технологических характеристик.

Получено регрессионное уравнение между трудоемкостью обработки на станке с ЧПУ $T_{шт}$ и сложностью детали $C_{ст}$:

$$T_{шт} = 9 + 126C_{ст} \quad (3)$$

По мнению авторов, линия регрессии служит границей области эффективного оборудования с ЧПУ или РУ.

Однако, неясно как при определенной сложности $C_{ст}$ выбрать наиболее эффективный вариант оборудования, так как параметр $C_{ст}$ связан с параметрами станков. Кроме того, выбор станка технологом под конкретную деталь не дает гарантии, что станок в целом будет эффективно эксплуатироваться в производстве. Определение конструктивной сложности C_k по количеству поверхностей детали достаточно трудоемко.

Анализ эксплуатации тяжелых токарных станков с ЧПУ показал, что часто их технологическая насыщенность не соответствует конструктивно-технологическим характеристикам обрабатываемых заготовок. Например, размеры рабочего пространства станков существенно превышают габаритные размеры устанавливаемых заготовок, число формообразующих движений и инструментов в магазине также бывают излишними по отношению к заготовкам. Это приводит к более высокой материалоемкости и энергоемкости станков, а, следовательно, к завышенной себестоимости изготовления деталей.

В процессе эксплуатации станков получены сведения об использовании станков на заводах и о потребности заводов, эксплуатирующих эти станки. Такая информация позволяет наиболее полно выявить причины, снижающие эффективность использования станков и наметить пути их устранения.

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

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

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

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

Проведен анализ базы знаний по геометрической форме деталей. Он показал, что широко применяются детали типа тел вращения. Они были выделены и проанализированы. По степени влияния факторов на выходные параметры были определены существенные факторы и проранжированы в ряд. Наиболее сильным из них по влиянию на подачу и скорость резания оказался основной размерный параметр станка – наибольший диаметр обрабатываемой детали над станиной D_c . Поэтому группирование элементов базы данных производилось по данному признаку. Внутри каждой группы исследовалось распределение всех параметров детали, элементов, режима резания, мощности, сил резания.

Анализ распределения деталей по точности диаметральных размеров позволил установить, что примерно равные доли составляют детали с квалитетами 14-16 (30%), 12-13 (26,4%), 10-11 (12,2%), 8-9 (16,9%).

Распределение деталей по предприятиям Донецкой области показало, что свыше 90% деталей изготовлено на восьми наиболее крупных предприятиях (станкостроительное и приборостроительное объединения, машиностроительный и механический заводы, авиационно-промышленный комплекс, завод тяжелых и уникальных станков и др.). Поэтому, для исследований принимаются детали данных предприятий.

Статистический анализ БЗ показал возможность группирования деталей по наиболее характерным признакам (геометрическая форма, габаритные размеры, материал заготовки, точность и др.) и выработки на этой основе рекомендаций по выбору металлургического оборудования с программным управлением, потребительские свойства которого отвечали бы технологическим задачам, решаемым на большинстве производств серийного типа.

Процесс формирования групп деталей, которые целесообразно принять в качестве основы для создания станков с ЧПУ, можно представить в виде следующей последовательности [4-6]:

- обоснование информационной модели детали;
- формирование представительной базы знаний о деталях;
- объединение деталей в конструкторско-технологические группы (КТГ);
- выбор КТГ деталей, которые экономически целесообразно обрабатывать на станках с ЧПУ и разработка комплексных деталей-представителей (КД).

Интересен метод оценки взаимосвязи между сложностью детали, технологическими возможностями станков с ЧПУ и их стоимостью, основанный на использовании классификационных рядов. Технологические возможности ряда токарных станков в основном ранжированы по инструментальному оснащению, увеличение которого приводит к повышению стоимости станков. Наиболее дорогая модель станка с ЧПУ, которой заканчивается классификационный ряд, имеет магазин инструментов, дающий большие возможности для обработки сложных деталей. Затем осуществ-

ляется классификация деталей по признакам технологических возможностей станков, т.е. детали фактически ранжируются по сложности их обработки.

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

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

Спроектированный тяжелый многооперационный станок предназначен для токарной, фрезерной, сверлильной, глубокорасточной и шлифовальной обработки крупных деталей типа тел вращения (валы роторов, диски и т.п.) из различных материалов.

На станке можно производить обработку сложных прямолинейных и криволинейных поверхностей с постоянной скоростью резания, нарезания цилиндрических и конических резьб, расточки отверстий, расположенных по оси вращения детали.

При использовании съемного фрезерно-сверлильного приспособления возможно сверление на периферии обрабатываемой детали и фрезерования шпоночных пазов.

Станок оснащается двумя суппортами - универсальным, для выполнения токарных операций, и специальным, для выполнения токарных, сверлильных, фрезерных, шлифовальных операций, токарной обработки закаленных поверхностей и выставления оси детали на ось станка в кулачках передней бабки в люнете. Режим работы станка - программный с управлением работы суппорта и шпиндельной бабки от устройства ЧПУ.

Быстрая смена оснастки обеспечивает максимальную гибкость и универсальность в применении станка, которые позволяют производить растачивание и обработку поверхности за одну установку. Станок способен производить токарную фрезерную, шлифовальную, сверлильные, расточные обработки.

Выводы

В результате проведенных исследований решена актуальная научно-техническая проблема, имеющая важное промышленное значение, заключающаяся в разработке технологических основ проектирования нового металлорежущего оборудования с программным управлением, специализированного на изготовлении широко распространенных в производстве потребителей групп деталей экономически целесообразной сложности и оперативного выбора рационального оборудования из существующего типажа станков для определенных производственных условий.

В ходе работы проанализированы существующие конструкции, компоновочные схемы, технические характеристики тяжелых многоцелевых станков современных производителей, проработаны технические характеристики проектируемого тяжёлого многоцелевого станка. На основании статистического исследования предприятий установлены необходимые

конструктивные параметры тяжелых токарных станков, связанные с размерами обрабатываемых деталей и режимами резания, и обоснована целесообразность создания станков по модульному принципу. Создан многоцелевой тяжелый станок для увеличения производительности, качества обработки и уменьшения ее себестоимости, т.к. существующая конструкция тяжелых станков не обеспечивает многооперационную обработку деталей. На этом станке применяются сменные модули для шлифования, фрезерования, сверления и т.п.

Перечень источников литературы: 1.Использование экспертных знаний при синтезе компоновок несущей системы станка. Исхаков З.Ф. в кн. Технология механообработки: физика процессов и оптимальное управление. Часть 2. Уфа. 1994 51 с.2. Анализ компоновок металлорежущих станков. Врагов Ю.Д. М.: Машиностроение, 1978. – 208 с.3.Модульная технология в машиностроении. М.: Машиностроение 2001. - 368 с.4. Интегрированная автоматизированная система технологической подготовки группового производства. Епифанов В. В. Вестник машиностроения. – 1996. -№10. –С. 38-45. 5. Разработка классификационной системы для автоматизации технологической подготовки группового производства. Епифанов В. В. Машиностроитель. -2001.-№ 9.-С. 33-35. 6. Группирование деталей типа тел вращения с применением кластерного анализа. Епифанов В. В. Машиностроитель. – 2004. - № 2. – С.34 – 38.

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

ПОВЫШЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ ТЯЖЕЛОГО МЕТАЛЛОРЕЖУЩЕГО
ОБОРУДОВАНИЯ НА ОСНОВЕ ОПРЕДЕЛЕНИЯ ЕГО РАЦИОНАЛЬНЫХ
ТЕХНИЧЕСКИХ И КОНСТРУКТИВНЫХ ПАРАМЕТРОВ

Сукова Т.А.

Проведены статистические исследования условий обработки крупногабаритных деталей на предприятиях тяжелого машиностроения. Разработаны математические модели и алгоритм определения оптимальных режимов резания и конструктивных параметров оборудования и режущих инструментов. Экспериментально исследовано влияние конструктивных параметров металлорежущего оборудования на точность, качество и продуктивность обработки. Проведены теоретические исследования зависимостей показателей механической обработки от конструктивных характеристик оборудования и инструмента. Разработаны практические рекомендации по проектированию металлорежущего оборудования для предприятий тяжелого машиностроения и создан многоцелевой тяжелый станок.

ПІДВИЩЕННЯ ЕФЕКТИВНОСТІ ВАЖКОГО МЕТАЛОРІЗАЛЬНОГО
ОБЛАДНАННЯ НА ОСНОВІ ВИЗНАЧЕННЯ ЙОГО РАЦІОНАЛЬНИХ
ТЕХНІЧНИХ ТА КОНСТРУКТИВНИХ ПАРАМЕТРІВ

Сукова Т.А.

Проведено статистичні дослідження умов обробки великогабаритних деталей на підприємствах важкого машинобудування. Розроблено математичні моделі та алгоритм визначення оптимальних режимів різання і конструктивних параметрів устаткування і ріжучих інструментів. Експериментально досліджено вплив конструктивних параметрів металорізального обладнання на точність, якість і продуктивність обробки. Проведено теоретичні дослідження залежностей показників механічної обробки від конструктивних характеристик обладнання та інструменту. Розроблено практичні рекомендації з проектування металорізального обладнання для підприємств важкого машинобудування і створений багатопільовий важкий верстат.

IMPROVING THE EFFICIENCY OF HEAVY METAL-CUTTING EQUIPMENT BASED
ON THE DETERMINING ITS RATIONAL TECHNICAL AND DESIGN PARAMETERS

Sukova T.A.

Statistical investigations of large parts processing conditions at the enterprises of heavy engineering are conducted. Mathematical models and algorithms determine the optimum cutting conditions and design parameters of equipment and cutting tools are developed. Influence of the design parameters of cutting equipment on the accuracy, quality and efficiency of processing are experimentally studied. Theoretical investigations of machining data dependence on the design characteristics of the equipment and tools are conducted. Practical recommendations for the design of metal-cutting equipment for heavy engineering are designed and heavy machining center is created.

Ключевые слова: Многоцелевой тяжелый станок, математическая модель, режимы резания, металлорежущее оборудование, точность, качество

Ключові слова: Багатопільовий важкий верстат, математична модель, режими різання, металорізальне обладнання, точність, якість

Key words: Heavy machining center, mathematical model, cutting conditions, metal-cutting equipment, accuracy, quality

Дата надходження статті: 24 квітня 2014 р.

РОЗДІЛ 3

ТЕХНОЛОГІЯ МАШИНОБУДУВАННЯ

УДК 621.924.093

Бурыкин В.В., Найдено А.Г., Манохин А.С.

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

Email: atm@ism.kiev.ua

КАЧЕСТВО ПОВЕРХНОСТНОГО СЛОЯ ОПТИЧЕСКИХ ИЗДЕЛИЙ ПОСЛЕ АЛМАЗНОГО МИКРОТОЧЕНИЯ

Эксплуатационные характеристики различных деталей оптических систем обуславливают специфические требования к состоянию рабочих поверхностей: шероховатость, ограничения по размерам и количеству дефектов, видимых при определенном увеличении, класс оптической чистоты по ГОСТ 11141-84, а также глубину нарушенного слоя, лучевую прочность, точность геометрических форм в долях световой волны. Выполнение всех этих требований обеспечивает высокие показатели светоотражения обработанных изделий. Среди вышеперечисленных показателей наиболее весомой характеристикой, связанной с отражательной способностью, является высота микронеровностей на обработанной поверхности [1]. В настоящее время алмазное микроточение является наиболее перспективным видом финишной обработки оптических элементов телескопов, которое позволяет получить качественные поверхности с коэффициентом зеркального отражения от 0,97 и выше при гарантированной высокой точности и повторяемости формы изделия [2]. Однако, помимо обеспечения требуемой шероховатости оптической поверхности и отражающей способности при изготовлении металлических оптических элементов, необходимо оценивать напряженно-деформированное состояние их поверхностного слоя [3].

Целью работы является оценка состояния поверхности алюминиевых зеркал, а именно уровня неоднородности напряженно-деформированного поверхностного слоя и его микрогеометрии после алмазного микроточения при различных режимах резания.

С этой целью была разработана методика контроля металлографического состояния поверхностного слоя алюминиевых зеркал после алмазного микроточения. В качестве образцов для исследования использовали плоские зеркала, изготовленные из алюминиевого сплава марки Б95 ($R_m = 450$ МПа; $A = 8\%$; $Z = 12\%$; НВ 147 МПа) с помощью станка для алмазного микроточения МО1045. Внешний вид образцов и их размеры приведены на рис. 1.

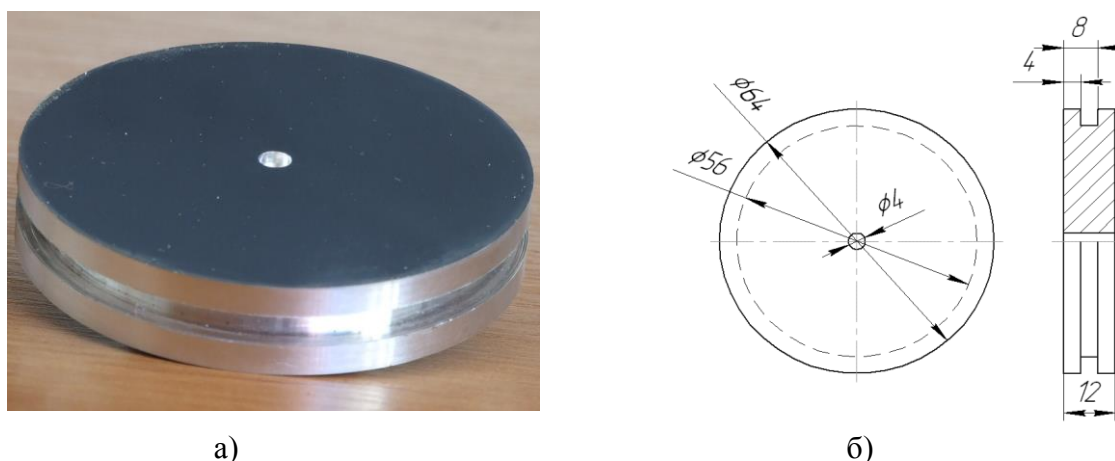


Рис. 1 – Внешний вид (а) и размеры (б) образца

Характеристики возможностей станка MO1045: габарит изделия – до 600 мм; форма обработанной поверхности – плоскость, сфера, асферика; радиус кривизны ± 30 мм до ∞ ; асферизация – 300 мкм; погрешность формы – 0,15 мкм; шероховатость поверхности R_{max} – 20 нм.

Образцы обрабатывались монокристаллическим алмазным инструментом по торцу при постоянном числе оборотов шпинделя станка 300 об/мин с глубиной резания, мкм: 3, 5, 7 и 9 (типичные глубины резания при точении металлических зеркал). Применяли резец из природного алмаза (2,0 карата) со следующими геометрическими параметрами: радиус при вершине резца $R = 18$ мм, радиус округления режущей кромки $\rho = 30$ нм, задний угол $\alpha = 12^\circ$, передний угол: $\gamma = -5^\circ$. Особенностью данного алмазного резца является кристаллографическая ориентация алмаза, которая способствовала его высокой работоспособности при длине пути резания между переточками 200–800 км [2].

Контроль поверхности алюминиевых зеркал осуществляли с помощью вихретокового портативного дефектоскопа ВД 3-71 с вихретоковым преобразователем (ВТП) ПН-05-МДФ01. Дефектоскоп имеет диапазон рабочих частот от 500 Гц до 6 МГц и позволяет осуществлять выборку с частотой до 3 кГц, регулировать напряжение сигнала возбуждения ВТП (удвоенная амплитуда) – от 0,5 до 8,0 В и изменять коэффициент усиления от 0 до 40 дБ с шагом 1 и 10 дБ. Также дефектоскоп в комплекте с программным обеспечением, оснащен режимом двусторонней связи с персональным компьютером для ввода в нее информации из памяти дефектоскопа и возможности распечатки этой информации на принтере. При обработке результатов контроля дефектоскоп может также фильтровать сигнал ВТП (фильтры низких и высоких частот, полосовой, дифференциальный, усредняющий).

Работа дефектоскопа основана на использовании эффекта возбуждения вихревых токов в металле, которые возникают в результате действия возбуждающего электромагнитного поля [3]. Возбуждающее электромагнитное поле формируется вихретоковым преобразователем, на который от генератора попадает напряжение возбуждения. Вихревые токи, протекая в металле, формируют вторичное электромагнитное поле. Поле, сформированное в результате объединения возбуждающего и вторичного электромагнитных полей, в ВТП приводит электродвижущую силу. Если поверхностный слой объекта контроля имеет дефект или неоднородность свойств, то линии вихревых токов искажаются, изменяя тем самым вторичное электромагнитное поле. Как следствие, меняется и результирующее электромагнитное поле, что приводит к изменению напряжения, сложившегося на выходе ВТП, которое отражалось на экране дефектоскопа и сохранялось в памяти.

Предварительные исследования чувствительности дефектоскопа на образцах с различной степенью неоднородности материала по глубине за счет изменения режимов резания показали, что более чувствительной к неоднородности свойств поверхности оказалась частота 2 МГц [4]. На этой оптимальной частоте и проводили все исследования. Для получения статистически достоверной информации контроль осуществляли по четырем условным секторам (0° , 90° , 180° , 270°) и в пяти зонах (рис. 2). Это позволило установить влияние изменения скорости резания при алмазном микроточении на уровень неоднородности напряженно-деформированного поверхностного слоя образца.

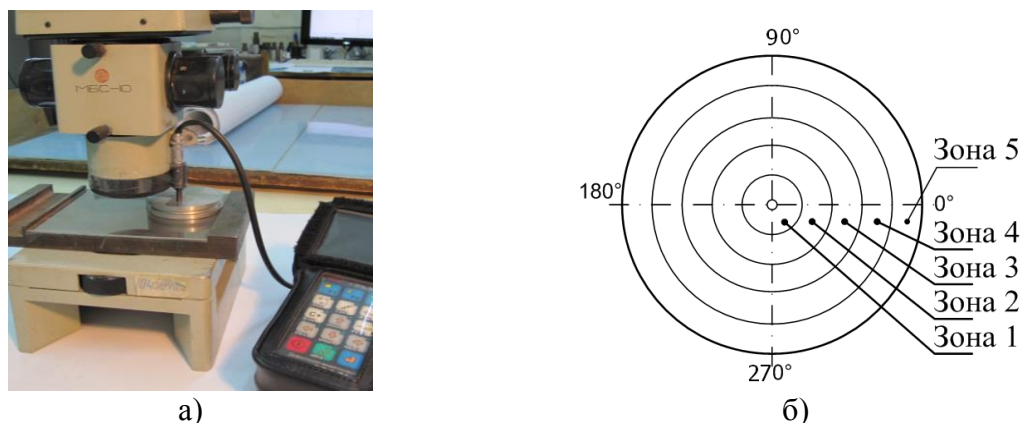


Рис. 2 – Приспособление (а) и зоны контроля алюминиевых образцов (б)

Полученные значения амплитуд сохраняли в памяти дефектоскопа, которые в дальнейшем обрабатывали методами математической статистики – вычисляли среднее значение амплитуд и их среднеквадратичные отклонения. Разработанная методика оказалась чувствительной к изменениям уровня неоднородности напряженно-деформированного поверхностного слоя зеркал, полученных при различных скоростях и глубинах резания (3, 5, 7 и 9 мкм) резцом с монокристаллом алмаза (рис. 3).

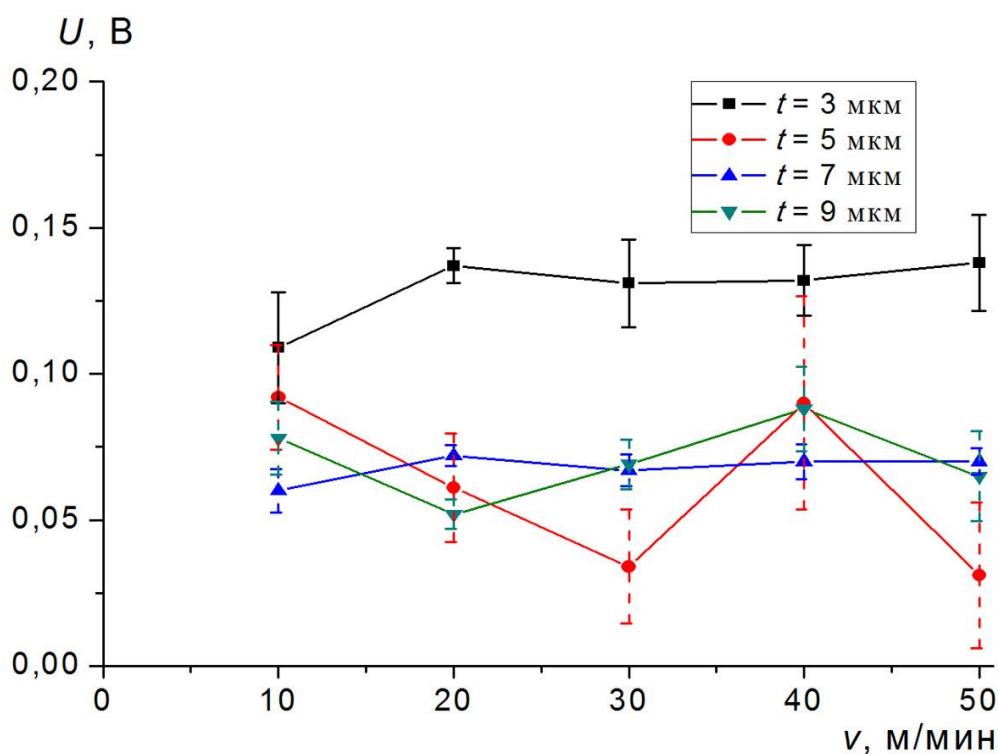


Рис. 3 – Зависимость амплитуды сигнала U от скорости резания v для глубины резания t

Анализ графиков показал, что с ростом глубины резания, амплитуда сигнала U , которая отражает уровень неоднородности напряженно-деформированного поверхностного слоя, менялась больше, чем с изменением скорости резания. Низкие значения уровня неоднородности и их колебания (среднеквадратичные отклонения) в различных точках поверхности наблюдали у образца, полученного при точении алюминиевого сплава В95 с глубиной резания 7 мкм. С увеличением глубины резания, колебания уровня неоднородности напряженно-деформированного поверхностного слоя несколько увеличивались при почти неизменной его общей величине. Четкой зависимости влияния скорости резания на характер изменения неоднородности поверхностного слоя установить не удалось.

Разработанная методика может быть использована для контроля зеркал из алюминиевых сплавов других марок, например АМГ3, АМГ5 и Д16Т.

Оценка шероховатости обработанной поверхности алюминиевых зеркал производилась с помощью 3D оптического профилометра Contour GTK0 фирмы Zeiss. Используя бесконтактный метод получения топографии поверхности в 3D формате, прибор позволяет регистрировать особенности рельефа от нанометровой до миллиметровой высоты и получать их изображения в высоком разрешении. Из высотных параметров шероховатости поверхности на приборе измеряли: Ra – среднее арифметическое отклонение профиля; Rp – высоту наибольшего выступа профиля; Rq – среднеквадратическое отклонение профиля; Rt – максимальную высоту шероховатости и Rv – глубину наибольшей впадины профиля.

На рис.4 представлено трехмерное изображение обработанной поверхности из алюминиевого сплава марки В95 после алмазного микроточения при использовании в приборе

объектива 20×. Продольные бороздки на поверхности, шаг которых совпадает с шагом подачи, образованы вершиной режущей кромки резца. Образцы из алюминия марки В95 обладают высокой прочностью, пониженной пластичностью и характеризуются малой суммарной высотой микронеровностей за счет снижения составляющей связанной с пластическим оттеснением обрабатываемого материала. Они чувствительны к надрезам, склонны к коррозионному растрескиванию под напряжением. Основной вклад в формирование шероховатости вносят микровыступы, образованные вследствие комплекса явлений, сопровождающих процесс резания и имеющих стохастический характер.

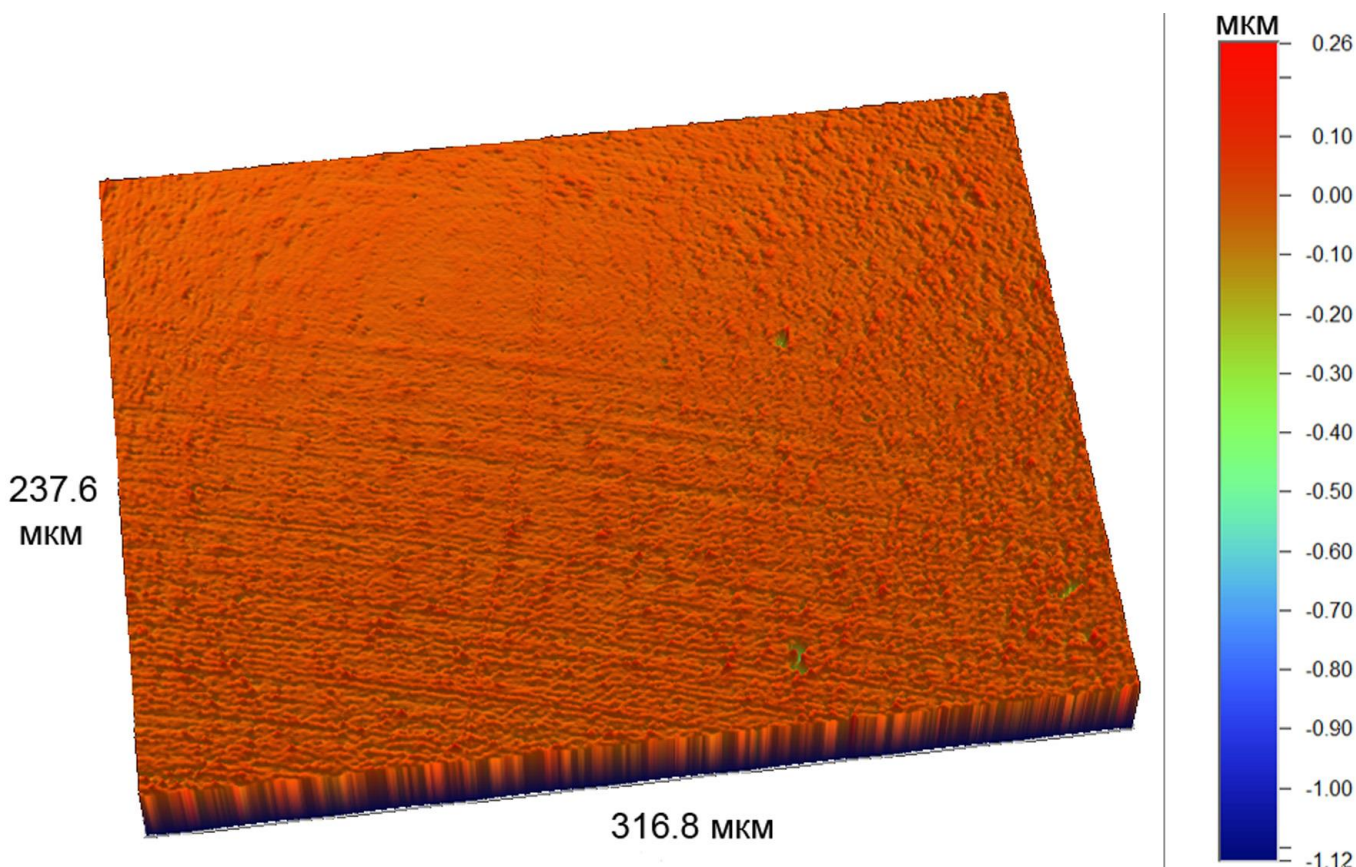


Рис. 4 – 3D-изображение поверхности обработанных деталей из В95 при использовании объектива 20×

Точение алюминиевых сплавов с режимами, обеспечивающими разрушение материала при пластической деформации, позволяет получить поверхности без следов дефектов, связанных с хрупким разрушением. Профиль обработанной поверхности, отличается высокими опорными характеристиками и низкой шероховатостью.

Высота микронеровностей по параметрам Ra , Rp , Rq , Rt и Rv определялась на поперечных сечениях трехмерных изображений обработанных поверхностей. Пример профилограммы, полученной в таком сечении, представлен на рис. 5.

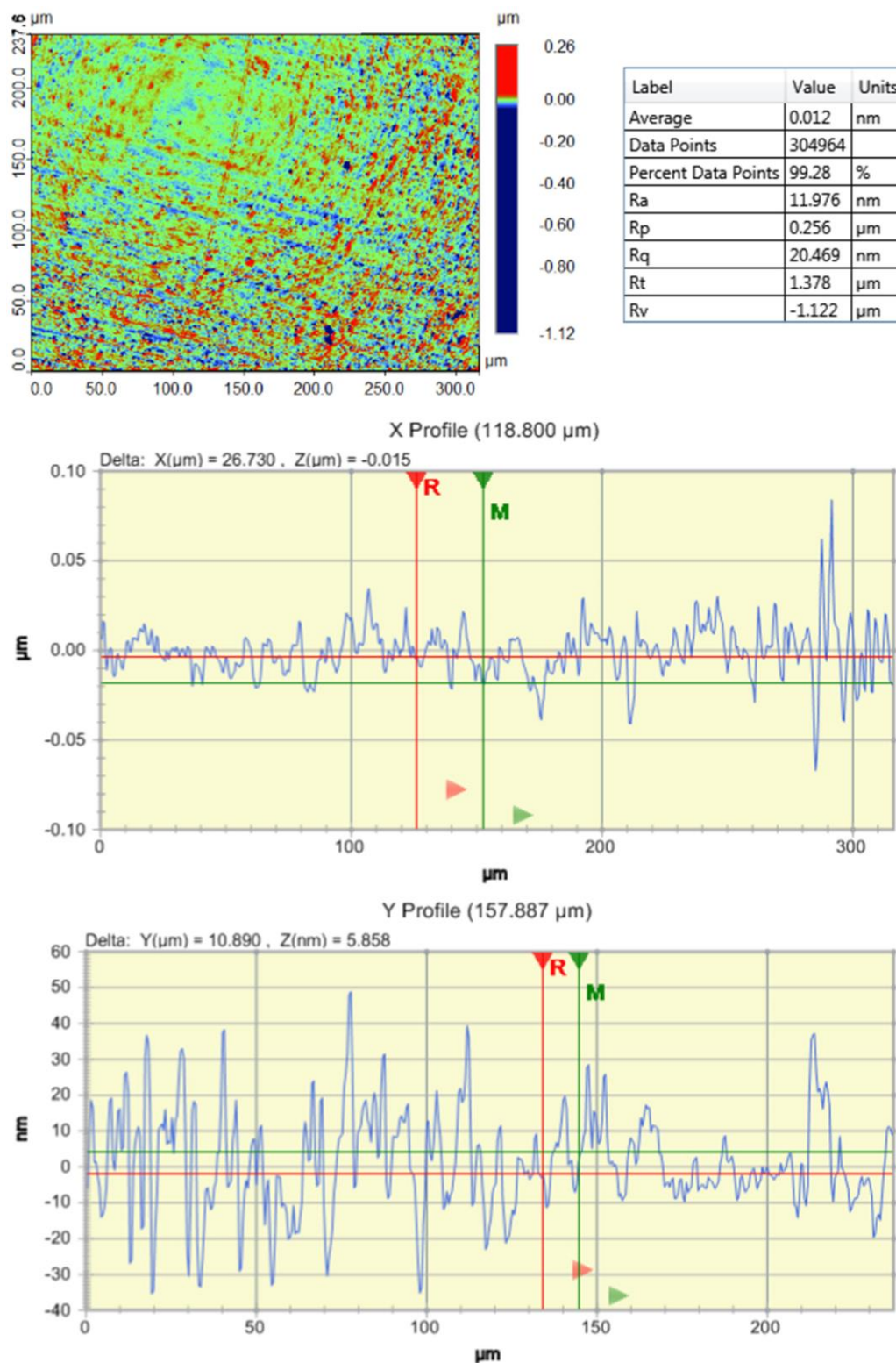


Рис. 5 – Профилограммы поверхности деталей из В95 после алмазного микрооточения ($S = 2$ мкм/об, $t = 2$ мкм, $v = 60\text{--}130$ м/мин) при использовании объективов $20\times$

На рис. 6 и 7 показано влияние подачи и глубины резания на высоту микронеровностей Ra при точении алюминиевого сплава В95. С ростом подачи высота микронеровностей возрастала. Более интенсивный рост характерен для материала с пониженной пластичностью. В диапазоне подач $1\text{--}10$ мкм/об для сплава В95 шероховатость обработанной поверхности Ra составила $7\text{--}14$ нм.

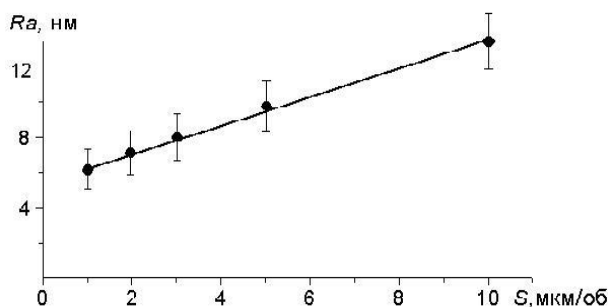


Рис. 6 – Влияние подачи на шероховатость обработанной поверхности деталей из В95 ($t = 3$ мкм)

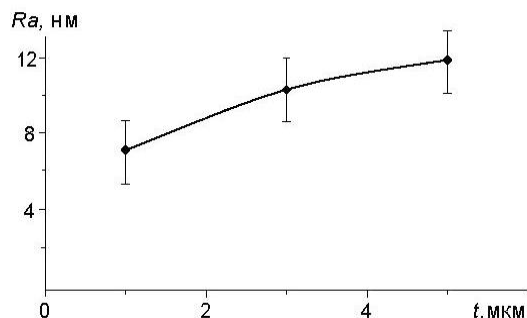


Рис.7 – Влияние глубины резания на шероховатость обработанной поверхности деталей из В95 ($S = 5$ мкм/об)

Увеличение глубины резания вследствие интенсификации силового воздействия приводило к росту шероховатости, однако данный фактор влияет на качество обработки в меньшей степени в сравнении с подачей.

Снижение толщины резания до величин сопоставимых с радиусом округления режущей кромки оказывает значительное влияние на процесс стружкообразования и, как следствие, качество обработанной поверхности. Это связано с изменением действительного значения переднего угла инструмента, что приводит в свою очередь к росту напряжений в зоне первичных деформаций и степени деформации срезаемого материала. Для материалов с высокими пластическими свойствами (различные марки мягкого алюминия, медь) боковое пластическое течение материала, уходящего в стружку, рост степени упругого восстановления обработанной поверхности с увеличением величины деформации поминаемого режущей кромкой материала вызывает рост высоты микронеровностей. Глубина 3 мкм и подача 1 мкм/об, соответствуют средней толщине срезаемого слоя 0,05 мкм (при этом в зоне прилегающей к вершине режущей кромки этот параметр будет еще меньше). Такая толщина среза сопоставима с радиусом округления режущей кромки, применявшегося алмазного резца (30 нм).

Результаты исследований свидетельствуют о том, что максимального качества обработки можно достичь только в том случае, если величина толщины срезаемого слоя близка к значениям радиуса округления кромки режущего инструмента. В таких условиях в зоне непосредственно прилегающей к режущей кромке инструмента возникает зона крайне высоких гидростатических напряжений, обуславливающих переход хрупких материалов в пластическое состояние.

Полученные нами экспериментальные данные при обработке алюминиевых сплавов свидетельствуют о возможности производить обработку в режиме пластического течения удаляемого в стружку материала. В этом случае высота формируемых микронеровностей была в диапазонах: $R_a = 7-14$ нм; $R_p = 0,37-2,35$ мкм; $R_q = 17-35$ нм; $R_t = 1,41-4,28$ мкм и $R_v = -1,04 - -1,93$ мкм ($S = 2$ мкм/об, $t = 2$ мкм, $v = 60-130$ м/мин).

Выводы

Метод вихревых токов чувствителен к состоянию поверхности алюминиевых зеркал, полученных при различных скоростях и глубинах резания резцом с монокристаллом алмаза, что делает его эффективным неразрушающим методом контроля процесса алмазного микроточения. Установлено, что с увеличением глубины резания от 3 до 9 мкм уровень неоднородности напряженно-деформированного поверхностного слоя уменьшается. Низкие его значения и наиболее равномерное их распределение по поверхности зеркала наблюдали при глубине резания 7 мкм. Четкой зависимости влияния скорости резания на характер изменения уровня неоднородности поверхностного слоя установить не удалось. Высота, формируемых микронеровностей была в следующих диапазонах: $R_a = 7-14$ нм; $R_p = 0,37-2,35$ мкм; $R_q = 17-35$ нм; $R_t = 1,41-4,28$ мкм и $R_v = -1,04-1,93$ мкм ($s = 2$ мкм/об, $t = 2$ мкм, $v = 60-130$ м/мин). Увеличение глубины резания вследствие интенсификации силового воздействия приводит к росту шероховатости, однако данный фактор влияет на качество обработки в меньшей степени в сравнении с подачей. В результате проведенных исследований достигнута цель и разработаны

положения по управлению режимами алмазного микрооточения, обеспечивающие повышение качества поверхностного слоя металлооптических поверхностей.

Перечень источников литературы: 1. Поперенко Л.В., Філатов Ю.Д. Технологія обробки оптичних поверхонь.– К.: ВПЦ «Київський університет», 2004.– 166 с. 2. Добровольский Г.Г. Введение в механику алмазного микрооточения // Сучасне машинобудування.– 2000.– № 3–4.– С. 37–54. 3. Компьютерное моделирование состояния поверхностного слоя деталей металлооптики, обработанных алмазным микрооточением / А.С. Манохин, С.А. Клименко, Д.В. Криворучко и др. // Високі технології в машинобудуванні: зб. наук. праць.– Харків: НТУ «ХПІ», 2012.– № 1.– С. 230–239. 4. Учанин В. Н., Цирг В. Н. Обнаружение скрытых коррозионных повреждений авиационных конструкций вихретоковым методом / Физ.-хим. механика материалов.– 1990.– №4.– С. 103–104. 5. Применение токовихревой дефектоскопии для оценки состояния поверхности после алмазного микрооточения металлических зеркал / Л.Н. Девин, А.Г. Сулима, А.А. Осадчий, В.Н. Нечипоренко // Современные проблемы производства и ремонта в промышленности и на транспорте: материалы междунар. научн.-техн. семинара, 21–25 февраля 2011 г., Свалява–К.: АТМ України, 2011.– С. 82–84.

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

КІСТЬ ПОВЕРХНЕВОГО ШАРУ ОПТИЧНИХ ВИРОБІВ ПІСЛЯ АЛМАЗНОГО МІКРОТОЧІННЯ

Бурикін В.В., Найденко А.Г., Манохін А.С.

Розглянуто питання оцінки стану поверхні алюмінієвих дзеркал, рівня неоднорідності напружено-деформованого поверхневого шару і висотні параметри мікрогеометрії поверхні після алмазного мікроточіння при різних режимах різання.

КАЧЕСТВО ПОВЕРХНОСТНОГО СЛОЯ ОПТИЧЕСКИХ ИЗДЕЛИЙ ПОСЛЕ АЛМАЗНОГО МИКРОТОЧЕНИЯ

Бурькин В.В., Найденко А.Г., Манохин А.С.

Рассмотрены вопросы оценки состояния поверхности алюминиевых зеркал, уровня неоднородности напряженно-деформированного поверхностного слоя и высотные параметры микрогеометрии поверхности после алмазного микрооточения при различных режимах резания.

THE QUALITY OF THE OPTICAL PRODUCTS SURFACE LAYER AFTER DIAMOND MICROTURNING

Burykin V.V., Najdenko A.G., Manokhin A.S.

The questions of evaluation of the aluminum mirrors surface state, the level of stress-strain heterogeneity of the surface layer and the altitude of the surface microgeometry parameters after diamond microturning at different cutting conditions has been considered.

Ключові слова: Алмазне мікроточіння, неоднорідність, шорсткість поверхні, режими різання, якість

Ключевые слова: Алмазное микрооточение, неоднородность, шероховатость поверхности, режимы резания, качество

Key words: Diamond microturning, heterogeneity, surface roughness, cutting conditions, quality

Дата поступления статьи: 25 апреля 2014 г.

УДК 621.9.048

Лебедь В.Т., Тарельник Н.В.
ДГМА, г. Краматорск, Украина

ПРОБЛЕМЫ И ПЕРСПЕКТИВЫ ПОВЫШЕНИЯ КАЧЕСТВА КРУПНОГАБАРИТНЫХ СОСТАВНЫХ ПРОКАТНЫХ ВАЛКОВ

Введение

Одним из наиболее распространенных узлов в механизмах и машинах является прессовое соединение или соединение с гарантированным натягом. Такие соединения широко применяются в машиностроении при изготовлении составных прокатных валков (СПВ), роторов турбин, компрессоров и насосов, валов с зубчатыми колесами редукторов машин и др.

Наиболее характерными случаями отказов работы прессовых и прессово-шпоночных соединений являются нарушение прочности сопряжения, фреттинг-усталостные повреждения и поломки вследствие усталости. Поэтому повышение работоспособности этих соединений является одной из важнейших задач в обеспечении надежности и долговечности деталей машин.

Анализ последних исследований и публикаций

Сборка неподвижных поверхностей может осуществляться запрессовкой вала в отверстие, нагреванием детали, которая имеет отверстие и охватывает или охлаждением вала [1].

Анализ результатов эксплуатации СПВ ряда типоразмеров показывает, что отмечается большое число случаев низкой надежности фиксации бандажа на оси валка в процессе сборки термовоздействием [2]. Это способствовало разработке широкого спектра дополнительных конструктивных, технологических и других видов и средств крепления [3].

Соединение деталей машин с натягом (разностью посадочных размеров) осуществляют за счет их предварительной деформации.

Согласно [4, 5] к достоинствам таких соединений можно отнести: возможность выполнения их для очень больших нагрузок и хорошее восприятие ими ударных нагрузок; цилиндрические и конические соединения сравнительно дешевы и просты в выполнении; обеспечивают хорошее центрирование сопрягаемых деталей; не требуют специальных крепежных деталей.

Недостатки соединений: относительная сложность сборки и разборки; высокая концентрация напряжений; склонность к контактной коррозии из-за неизбежных осевых микросмещений точек деталей вблизи краев соединения и, как следствие пониженная прочность соединений при переменных нагрузках; отсутствие жесткой фиксации деталей; трудности неразрушающего контроля.

В связи с необходимостью сохранения точности под нагрузкой соединения должны удовлетворять условиям жесткости.

Современная технология располагает многочисленными способами изменения качества поверхности деталей, из которых одним из наиболее перспективных является метод электроэрозионного легирования (ЭЭЛ), при помощи которого можно изменить твердость металлической поверхности:

- повысить нанесением на поверхность материала более высокой твердости или диффузионным введением в поверхностный слой необходимых химических элементов из окружающей среды или из материала анода;
- понизить, нанося на поверхность более мягкие материалы;
- повысить при обработке незакаленного, но закаливающегося материала, применяя импульсы с большей энергией или более длительные, разогревающие металл несколько глубже суммарной толщины нанесенного и диффузионного слоев [6].

При сборке неподвижных соединений сопряженные поверхности деталей подвергаются пластическому деформированию, поэтому желательно, чтобы твердые металлические детали имели более мягкий поверхностный слой.

Перед технологами нередко ставится задача снижения твердости поверхности, например, с целью увеличения герметичности соединения.

В [7] предложен способ достижения поставленной цели, когда методом ЭЭЛ на сопрягаемой, предварительно термообработанной поверхности детали, формируют поверхностный слой с использованием графитового электрода.

При ЭЭЛ графитовым электродом под твердым поверхностным слоем расположена переходная зона – подслой, который обычно является зоной отпуска. Твердость в зоне отпуска ниже твердости основного металла и ее глубина может достигать 400 мкм.

Качество сопрягаемых деталей неподвижных соединений можно повысить за счет нанесения специальных покрытий, изменяющих структуру их контактирующих поверхностей. Так в [8] предложен следующий способ обработки сопрягаемых поверхностей стальных и/или чугунных деталей.

Способ осуществляется следующим образом. На сопрягаемую поверхность стальных и/или чугунных деталей (независимо от их термообработки) методом ЭЭЛ наносят покрытие из никеля, микротвердость которого меньше микротвердости основы детали.

После этого на поверхностный слой из никеля этим же методом и на этих же режимах наносят кольцевые участки покрытия электродами из твердых сплавов группы ВК или ТК с интервалом и шириной 4-6 мм (рис. 1)

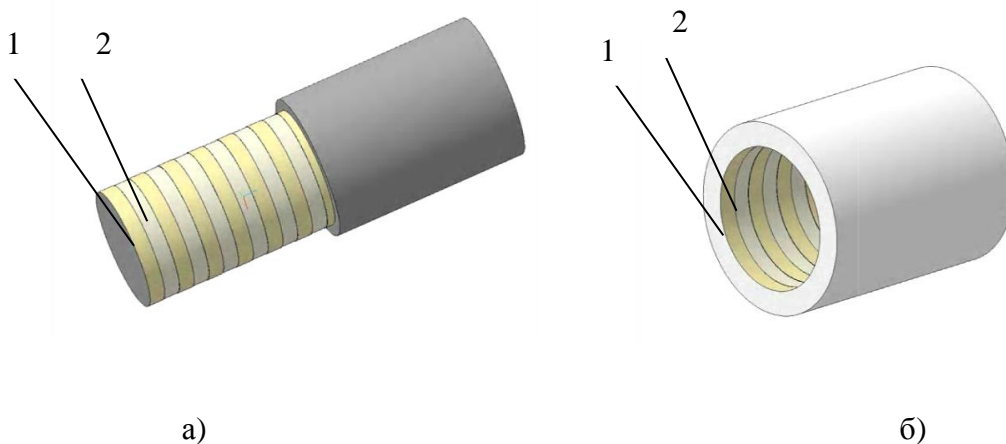


Рис. 1 - Поверхности вала (а) и втулки (б) с кольцевыми участками электроэрозионных покрытий: 1 - твердым сплавом группы ВК или ТК; 2 – никелем.

В сформированном таким образом поверхностном слое прочность, надежность и долговечность неподвижного соединения обеспечивается покрытием, состоящим из поверхностей кольцеобразных участков, сформированных последовательным нанесением никеля и твердого сплава ВК или ТК (участки 1, рис. 1). В данном случае образуется покрытие с твердым, износостойким и имеющим высокий (0,3-0,7) коэффициент трения поверхностным слоем под которым находится слой, микротвердость которого ниже микротвердости основы. При сборке твердый поверхностный слой вминается в мягкий нижележащий слой.

Герметичность неподвижного соединения обеспечивает покрытие, состоящее из поверхностей кольцеобразных участков никеля, микротвердость которого ниже микротвердости основы (участки 2, рис. 1).

Особенность прессовых соединений состоит в том, что детали этих соединений еще до приложения рабочих нагрузок находятся в напряженном состоянии, вызванном наличием

натяга на посадочных поверхностях. Суммирование рабочих напряжений и напряжений от натяга может привести к их значительной концентрации в отдельных местах сопряжения. Снижение предела выносливости вала в подступичной части происходит под торцами ступицы в результате концентрации напряжения и процесса фреттинг-усталости. Уменьшить влияние этих факторов можно путем снижения общей жесткости ступицы, и в особенности, у ее торцов, например, путем запрессовки по торцам ступицы колец из более мягкого материала в выполненные на посадочном диаметре прямоугольные канавки [9].

Результаты испытаний показали, что предел выносливости образцов диаметром $d = 20$ мм из стали 40Х со ступицами диаметром $D = 37$ мм и длиной 90 мм, имеющими кольца из красной меди М2, повысился при чистом изгибе с частотой 50 Гц в 2 раза (с 150 до 300 МПа).

В [10] для повышения усталостной прочности валов пресовых соединений, предлагается на внутреннюю поверхность ступицы наносить, методом ЭЭЛ у ее торцов кольцеобразные покрытия из более мягких материалов шириной 5-10 мм. В качестве материалов электродов можно рекомендовать медь и оловянную бронзу, что позволяет формировать на стальной поверхности покрытия со сплошностью до 100%.

Следует отметить, что использование установок ЭЭЛ с ручным вибратором типа «Элитрон 22А» и «Элитрон 52А», которые применялись для нанесения покрытий в выше описанных способах [7, 8, 10] нецелесообразно из-за их низкой производительности. Учитывая большие размеры, а соответственно и площади поверхностей деталей СПВ, возникает необходимость использования для этих целей механизированные установки типа: «ЭИЛ-9» и «Элитрон-357».

Цель исследований

Таким образом, целью работы является повышение эффективности использования крупногабаритных СПВ путем нанесения на их контактирующие поверхности твердых и мягких покрытий методом ЭЭЛ.

Методика исследований

На параметры качества покрытий при ЭЭЛ оказывают влияние множество факторов, из числа которых в первую очередь следует выделить режимы легирования.

Для проведения исследований использовали цилиндрические образцы из стали 20 диаметром 38 мм и длиной 25 мм, соединенные проставками диаметром 25 мм и длиной 15 мм (рис. 2).



Рис. 2 – Круглый образец из стали 20

Поверхности образцов перед ЭЭЛ шлифовались до $Ra = 0,5$ мкм.

ЭЭЛ производилось на механизированной установке модели «ЭИЛ-9» (рис. 3). Основные режимы ее работы приведены в табл. 2.

Установка содержит источник технологического тока (генератор) и электропривод с электродной головкой, монтируемой на токарно-винторезных станках. Допускаемые габаритные размеры обрабатываемой поверхности обуславливаются моделью применяемого станка.



Рис. 3 – Механизованная установка ЭЭЛ модели «ЭИЛ-9»

Таблица 2

Зависимость силы тока от режима работы генератора

Режим обработки	1-й канал	2-й канал	Уровень	Сила рабочего тока генератора, А
1	Вкл.	Откл.	1	10
2	”	Вкл.	1	15
3	”	Откл.	2	20
4	”	Вкл.	2	30

При ЭЭЛ на установке «ЭИЛ-9» не происходит искажений исходной геометрической формы упрочняемой или восстанавливаемой детали, отсутствуют поводки. Это обусловлено тем, что в процессе легирования температура нагрева детали не превышает 100 °С.

В качестве материала электродов использовалась проволока из бронзы, марки БрО10Ф1.

Из плоских и цилиндрических образцов вырезали отдельные сегменты, из которых изготавливали шлифы для металлографических и дюротрических исследований. После изготовления шлифы исследовали на оптическом микроскопе "Неофот-2", где проводилась оценка качества слоя, его сплошности, толщины и строения зон подслоя - диффузионной зоны и зоны термического влияния. Одновременно проводился дюротрический анализ на распределение микротвердости в поверхностном слое и по глубине шлифа от поверхности. Замер микротвердости проводили на микротвердомере ПМТ-3 вдавливанием алмазной пирамиды под различной нагрузкой.

Толщину слоя покрытия измеряли микрометром, а шероховатость поверхности - на приборе профилографе - профилометре мод. 201 завода «Калибр» путем снятия и обработки профилограмм. Сплошность покрытия оценивали визуально.

Результаты исследований

На рис. 4 показана структура поверхностного слоя стали 20 после ЭЭЛ на механизированной установке «ЭИЛ-9» бронзой марки БрО10Ф1, которая наносилась на 2-м режиме при токе короткого замыкания $I_{к.з.} = 15$ А. ЭЭЛ осуществлялось за два парохода.

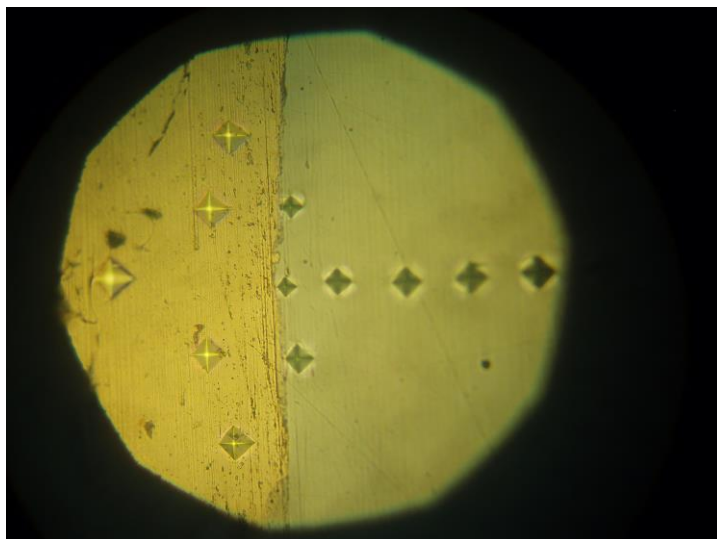


Рис. 4 – Структура поверхностного слоя стали 20 после ЭЭЛ на установке «ЭИЛ-9» бронзой марки БрО10Ф1. X200

При нанесении бронзы за один проход толщина слоя покрытия составляла 0,17 - 0,18 мм.

ДюрOMETрический анализ распределения микротвердости по глубине поверхностного слоя показывает, что твердость по мере углубления плавно увеличивается от 750 до 990 МПа (табл. 3). Далее ниже, в переходной зоне между бронзой и сталью 20, твердость увеличивается до 1400 и 1450 МПа. Затем по мере углубления в зоне термического влияния микротвердость стали 20 возрастает до 3920 МПа, а затем плавно снижается до микротвердости в состоянии поставки 1700 – 1800 МПа. Глубина зоны повышенной твердости составляет 90 – 100 мкм.

Следует отметить, что для получения более толстых слоев необходимо увеличить число проходов.

Таблица 3

ДюрOMETрический анализ поверхностного слоя стали 20 с бронзовым и баббитовым покрытием, нанесенным методом ЭЭЛ

h_{сл}, мкм	50	00	50	00	50	00	150	300	450	600	750	800	250
H_ц, МПа	50	00	90	400	450	920	050	290	020	970	810	700	810

Выводы

На основании проведенных исследований можно сделать следующие выводы:

1. Для повышения качества прессовых соединений (увеличения несущей способности, повышения герметичности соединения и прочности валов, снижения фреттинг-коррозии) в последнее время широкое развитие получило направление, связанное с введением в зону контакта мягких и твердых прослоек.

2. Резервом повышения качества крупногабаритных СПВ может быть технология нанесения в районе торцов бандажа на контактирующие поверхности сопрягаемых деталей методом ЭЭЛ мягких покрытий, например из бронзы.

Перечень источников литературы: 1. Технология тепловой сборки составных крупногабаритных деталей / В.Т., Лебедь А.А. Кулаченко // Прогрессивные технологии и системы машиностроения. – Донецк: ДонНТУ, 2004.- Вып. 28. – С. 84-94. 2. Опорные валки станов холодной прокатки / П.В. Скигоев, А.Д. Петров, А.И. Карманов // Обзоры НИИинформтяжмаш.- М., 1967.- № 1.- С.67. 3. Исследование, усовершенствование конструкции, отработка и внедрение технологии изготовления и восстановления крупных

опорных валков. Тема № 143-0655-03, номер гос. Регистрации 0185.0046681 / Рук. Темы М.В. Гедеон.- Краматорск, 1988.- 144 с. **4.** Решетов Д.Н. Детали машин: Учебник для студентов машиностроительных и механических специальностей вузов.- М.: Машиностроение, 1989.- 496 с. **5.** Иосилевич Г.Б. Детали машин: Учебник для студентов машиностроительных специальностей вузов.- М.: Машиностроение, 1988.- 368 с. **6.** Лазаренко Н.И. Электроискровое легирование металлических поверхностей.- М. Машиностроение, 1976.- 46 с. **7.** Спосіб обробки сполучених поверхонь деталей (варіанти): Пат. 66105. Україна. МПК В23Н 1/00 /Марцинковський В.С., Тарельник В.Б.; Опубл. 10.04.08, Бюл. № 7.-3 с. **8.** Способ обработки сопрягаемых поверхностей стальных и/или чугунных деталей: Пат. 2410212. Российская Федерация. МПК В23Н 9/00 / Марцинковський В.С., Тарельник В.Б., Коноплянченко Е.В., Олейник И.А.; Опубл. 27.01.11, Бюл. № 3.-7 с. **9.** Л.Т. Балацкий. Прочность прессовых соединений. К.: Техніка, 1982. – 151 с. **10.** Способ изготовления неподвижного соединения типа вал-ступица стальных деталей (варианты): Пат. 2501986. Российская Федерация. МПК В23Н 9/00 / Марцинковський В.С., Тарельник В.Б., Братущак М.П., Опубл. 20.12.2013, Бюл. № 35.-14 с.

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

**ПРОБЛЕМЫ И ПЕРСПЕКТИВЫ ПОВЫШЕНИЯ КАЧЕСТВА
КРУПНОГАБАРИТНЫХ СОСТАВНЫХ ПРОКАТНЫХ ВАЛКОВ**
Лебедь В.Т., Тарельник Н.В.

Проведен анализ проблем и существующих методов повышения качества неподвижных соединений. Для повышения качества крупногабаритных составных прокатных валков предложена технология нанесения в районе торцов бандажа на контактирующие поверхности сопрягаемых деталей методом ЭЭЛ мягких покрытий, например из бронзы.

**ПРОБЛЕМИ І ПЕРСПЕКТИВИ ПІДВИЩЕННЯ ЯКОСТІ ВЕЛИКОГАБАРИТНИХ
СКЛАДЕНИХ ПРОКАТНИХ ВАЛКІВ**
Лебедь В.Т., Тарельник Н.В.

Проведен аналіз проблем і існуючих методів підвищення якості нерухомих з'єднань. Для підвищення якості великогабаритних складених прокатних валків запропонована технологія нанесення в районі торців бандажа на контактуючі поверхні деталей, що сполучаються, методом ЭЭЛ м'яких покриттів, наприклад з бронзи.

**PROBLEMS AND PERSPECTIVES OF QUALITY IMPROVEMENT OF LARGE
COMPOSITE MILL ROLLS**
Lebed V.T., Tarel'nik N.V.

Existing problems and the methods to improve the quality of fixed connections were analyzed. To improve the quality of large composite mill rolls proposed soft coating application technology, such as bronze, in the ends of the shell on the contact surfaces of mating parts by electroerosive alloying method.

Ключевые слова: Составные прокатные валки, электроэрозионное легирование, неподвижное соединение, качество, поверхностный слой, герметичность, прочность

Ключові слова: Складені прокатні валки, електроерозійне легування, нерухоме з'єднання, якість, поверхневий шар, герметичність, міцність

Key words: Composite mill rolls, electroerosive alloying method, fixed connection, quality, case, impermeability, strength

Дата поступления статьи: 25 апреля 2014 г.

УДК 621.9.04

Кагляк О. Д., Романов Б. С., Мельник Н.О., Мельник О.О., Головка Л.Ф.

НТУУ «КПІ», м. Київ, Україна

Kaglyak_o@meta.ua**ВИКОРИСТАННЯ ЛОКАЛЬНОГО ЛАЗЕРНОГО НАГРІВАННЯ ДЛЯ ФОРМОУТВОРЕННЯ ПРОСТОРОВИХ КОНСТРУКЦІЙ З ЛИСТОВИХ МАТЕРІАЛІВ*****Вступ***

Надання листовим матеріалам просторової конфігурації, традиційно, виконується за допомогою обробки тиском. Це, зокрема, обробка в згинальних та витяжних штампах. Однак ці види обробки стикаються з цілим рядом проблем коли необхідно сформувані вироби, виготовлені з пружних, крихких матеріалів. Також при обробці листів значної товщини необхідно використовувати надпотужне крупно габаритне обладнання, застосування якого пов'язане з суттєвими енергетичними та економічними затратами. Окрім того, існує явище зворотного ефекту, що погіршує точність обробки, можливе потоншення матеріалу в зоні обробки та не достатня стійкість до розгинання. А також, існують складності в обробці крупно габаритних виробів, та формуванні полочок менших за бмм.

Задля уникнення згаданих проблем почали розвиватися способи теплодеформаційного формоутворення (ТДФ) за допомогою локального лінійного нагрівання. В цих методах використовують різні джерела теплової енергії, зокрема – високочастотне індуктивне нагрівання, обробка зварювальною дугою, обробка факелом газового пальника. Однак, зазначені способи ТДФ також мають певні недоліки, пов'язані з визначенням величини теплової енергії та місцем її прикладання для отримання потрібної форми, а також певні проблеми з повторюваністю результатів. Зокрема, використання згаданих джерел теплової енергії ускладнене тим що, вони слабо контрольовані, важко позиціонуються, спостерігається схильність до оплавлення поверхні зразка. Натомість лазерне випромінювання, як теплове джерело, чітко визначене, легко дозується та позиціонується, також лазерна обробка легко піддається автоматизації. Лазерне формоутворення (ЛФ) процес гнучкий та легко переналаштовується на нові види продукції, а також не потребує високовартісного інструменту.

Механізми лазерного формоутворення.

В залежності від умов опромінення, властивостей оброблюваного матеріалу та параметрів лазерного променя, більшість дослідників виділяють наступні механізми лазерного формоутворення: механізм градієнту температур (МГТ) [1, 2, 3]; механізм випинання (МВ) [2, 4, 5]; механізм зсідання (МЗ) [1, 4]; механізм поліморфних перетворень (МПП) [2, 6, 7].

Механізм градієнту температур являється найбільш вивченим механізмом лазерного формоутворення. Загалом, його можна описати наступним чином: під час швидкісного нагрівання поверхні лазерним променем, інтенсивно нагріваються верхні шари матеріалу, в той час як нижні залишаються холодними (в силу локальності процесу) і поступово нагріваються за рахунок теплопровідності, в результаті чого виникає різкий перепад температури (градієнт температур) по товщині зразка, що призводить до різного теплового розширення різних шарів матеріалу, та викликає формування листа.

Механізм випинання.

Якщо змінювати параметри процесу то можна перейти до механізму випинання. Зазвичай у випадку механізму випинання, діаметр лазерного променя значно більший за товщину листа. Він становить близько десяти товщин, на відміну від МГТ, де діаметр променя спів розмірний з товщиною листа. Тобто, у випадку МВ не має різкого перепаду температур по глибині зразка. Під час нагрівання теплові напруження стискання розвиваються в листі, і призводять до термопружних напружень, які в свою чергу призводять до локального термопластично-пружного випинання матеріалу.

Механізм зсідання МЗ.

Для МЗ параметри процесу обираються подібно до МВ, але розмір опроміненої зони значно менший порівняно з товщиною листа. Завдяки нагріванню близькому до рівномірного, та обмеженню теплового розширення оточуючим матеріалом, лист стискається майже постійним напруженням вздовж товщини, що пояснюється скороченням листа та збільшенням його товщини.

Механізм поліморфних перетворень (МПП). [2, 4]

В матеріалах, для яких під час нагрівання та охолодження характерне протікання поліморфних перетворень, діє ще один механізм формування. Це механізм поліморфних перетворень, який обумовлений локальною зміною об'єму матеріалу під час ротікання цих перетворень.

Схема проведення експерименту та методика виконання досліджень

Оброблялися зразки з нержавіючої сталі аустенітного класу та низько легованої вуглецевої сталі 65Г з розмірами 100x50мм товщиною 0,5..1,5мм. На поверхню зразка наносилось покриття з оксиду цинку. Зразок закріплювався консольно в струбціні. На відстані 10мм від місця закріплення, променем твердотільного YAG-лазера з діодним накачуванням, неперервної дії здійснювався прохід на всю ширину зразка. На відстані 10мм від вільного краю зразка встановлювався індикатор переміщення, рис.1. Переміщення математично обраховувалося та визначалась величина деформації, котра представлялася у вигляді кута згинання (град).

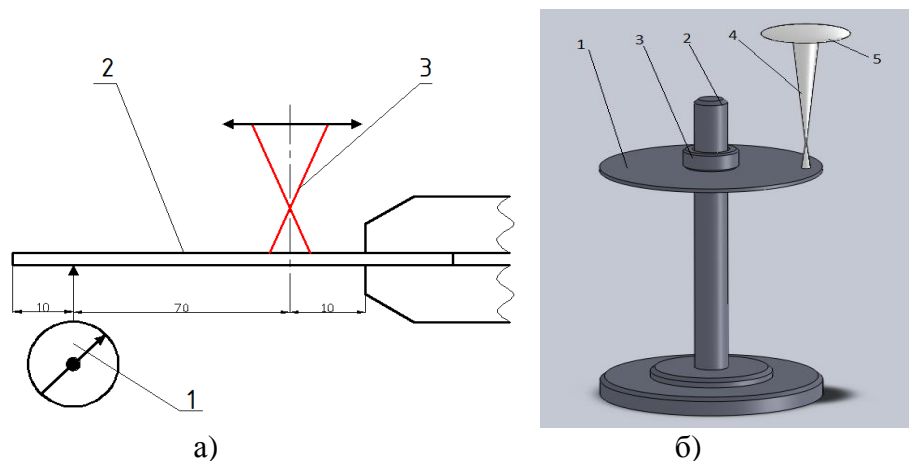


Рис. 1 – Схема проведення експерименту: а) пластин (1 – індикатор переміщень, 2 – зразок, 3 – лазерний промінь); б) дисків (1 – зразок, 2 – стійка, 3 – фіксатор, 4 – лазерний промінь, 5 – лінза).

Результати експериментальних досліджень

Загалом, абсолютна величина деформації прямо пропорційна до кількості формувальних проходів, як у випадку обробки вуглецевих сталей, так і при обробці нержавіючих сталей аустенітного класу. Однак, при обробці вуглецевих сталей має місце явище «пост деформації» [8, 9], яка може мати напрямок що співпадає з напрямком основної деформації, або протилежний йому. Явище «пост деформації» обумовлене протіканням поліморфних перетворень. При чому, при збільшенні діаметру променя чи швидкості обробки, це явище набуває більш вираженого характеру, а напрямок «пост деформації» стає протилежним до основної деформації та зменшує загальний кут згинання. При досягненні певного рубіжного значення, величина «пост деформації» стає співрозмірною з величиною основної деформації, після чого формування припиняється.

Протікання поліморфних перетворень у вуглецевих сталях знижує продуктивність формування за допомогою механізму градієнту температур. Для оцінки рівня впливу поліморфних перетворень на процес лазерного формоутворення проводилася одночасне

опромінення зразка зі сталі 65Г та сталі 12Х18Н10Т. Величина абсолютної та відносної деформації в зразку з вуглецевої сталі були значно нижчими ні для нерж.сталі. Зокрема, за 34 проходи при потужності 0.8 кВт., швидкості 1.2 м/хв. та діаметрі променя 3мм., зразок з нерж сталі вдалося сформувати на 90°, натомість зразок з вуглецевої сталі лише на 30°.

У випадку обробки зразків товщиною більше 1.2мм. зі швидкостями близькими до 4.5м/хв., в нержавіючих сталях проявляється «предеформація», протилежна за напрямком до головної деформації та передує їй. «Предеформація» обумовлена початковим тепловим розширенням верхніх шарів матеріалу і поступається місцем основній на етапі охолодження. У зразках з вуглецевої сталі, після «предеформації» та головної деформації діє також «постдеформація», яка має напрямок протилежний до головної. Поява, при збільшенні швидкості переміщення лазерного променя, «предеформації» та «постдеформації» обумовлене зменшенням енергетичного вкладу та зниженням інтенсивності нагрівання зони обробки. Що дозволяє вільно протікати процесам розширення локального об'єму та поліморфним перетворенням відбуватися в повній мірі. Очевидно, що при нижчих швидкостях руху променя (інтенсивнішому енергетичному вкладі), локальне теплове розширення обмежене холодними сусідніми областями матеріалу. При цьому, також підвищується швидкість нагрівання та охолодження оброблюваної області зразка, що впливає на перебіг поліморфних перетворень та призводить до утворення значної кількості залишкового аустеніту.

Проведення серії експериментальних досліджень дало змогу виокремити діапазон режимів, які забезпечують прогнозоване формування зразків різної товщини. При чому, характер залежностей як для нержавіючої сталі 12Х18Н10Т, так і для вуглецевої сталі 65Г був подібним (рис. 2).

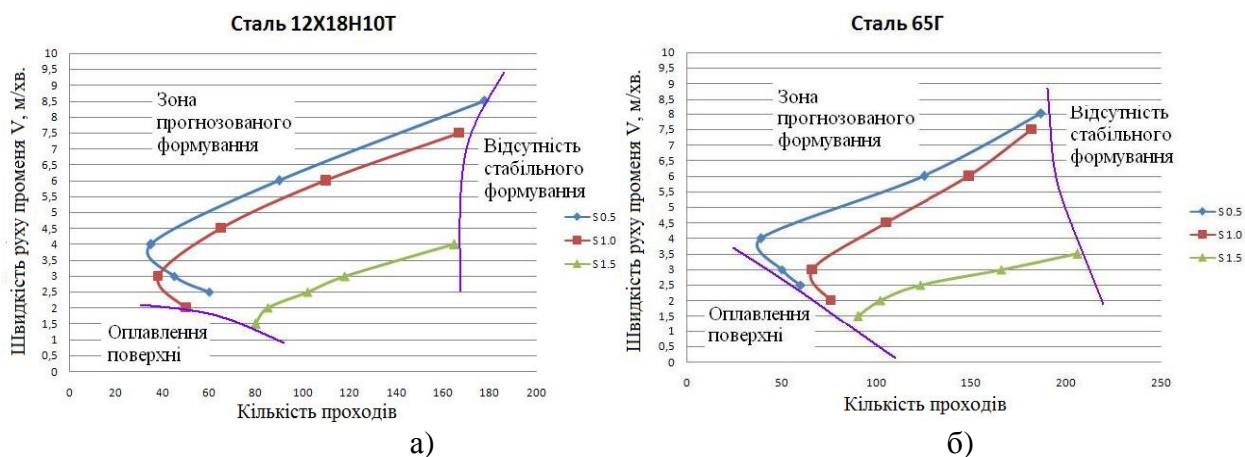


Рис. 2 – Діапазон швидкостей переміщення лазерного променя при якому досягалося формування на кут 90° товщиною 0,5; 1,0; 1,5 мм., при потужності променя 1кВт та діаметрі променя 4мм.: а) зразків зі сталі 12Х18Н10Т; б) сталі 65Г

Очевидно, що при малому (близько 1,5 м/хв.) значенні швидкості переміщення лазерного променя, за рахунок високого енергетичного вкладу, відбувається оплавлення поверхні зразка, що є небажаним під час процесу лазерного формоутворення. Збільшення швидкості усуває оплавлення поверхні та дозволяє проводити кероване формування. Подальше збільшення швидкості підвищує ефективність процесу (зменшує кількість проходів необхідних для формування на кут 90°). Збільшення ефективності процесу зі збільшенням швидкості руху лазерного променя відбувається до досягнення певного оптимуму, після проходження якого, ефективність процесу починає падати (збільшується кількість проходів необхідних для формування на кут 90°), але процес залишається контрольованим. Це падіння продовжується до моменту коли величина можливого формування зменшується і сформувати кут 90° не видається можливим.

Область прогнозованого формування займає досить широкий діапазон, що дозволяє плавно варіювати режими обробки.

Окремо слід зазначити, що лазерносформовані конструкції мають вищу стійкість до силових навантажень порівняно з конструкціями сформованими обробкою тиском; та не поступаються таким в стійкості до теплових навантажень. Детально дослідження стійкості сформованих конструкцій до теплових та силових навантажень представлено у попередній роботі [10]. Більше того лазерне формоутворення дозволяє формувати матеріали, які при формуванні обробкою тиском руйнуються (рис.3).

Опромінення зразків по прямолінійним траєкторіям, дозволяє формувати необхідний наперед заданий кут (рис.3в), при цьому траєкторія кожного наступного проходу співпадала з попереднім.

Опромінення за паралельними траєкторіями, або за траєкторіями які перехрещуються дозволяє отримати вироби складної просторової конфігурації (рис.4).

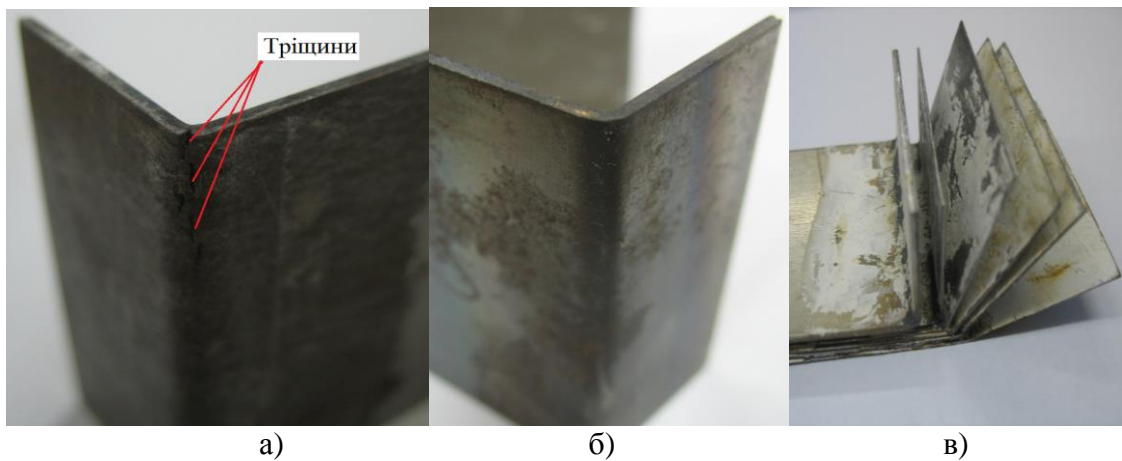


Рис. 3 – Зразки зі сталі 65Г товщиною 1.5мм.сформовані за допомогою обробки: а) тиском; б) лазерного формоутворення; в) зразки різних марок сталей сформовані лазерним нагріванням

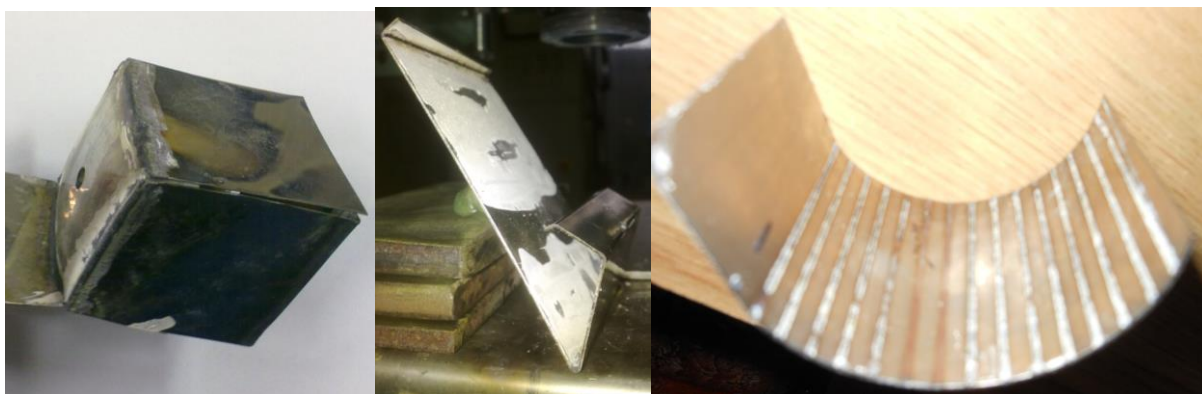


Рис. 4 – Зразки сформовані лазерним нагріванням

Формування при опроміненні за криволінійними траєкторіями вивчалось при обробці дисків з низько вуглецевої сталі (розвиток попередньої роботи [11]), в результаті чого були отримані наступні результати. При опроміненні дисків в околі центрального отвору та по середині радіусу диску (рис.5а), при швидкості руху променя поверхнею зразка 3 м/хв., діаметрі променя 4мм. та потужності 0,8 кВт., деформація не була рівномірною. Зразки набули «сідлоподібної» форми, така форма утворилася за рахунок перерозподілу напружень, які виникли в результаті послідовного обходу по колу лазерного променя. У випадку опромінення диска за траєкторією, що пролягала на відстані 10 мм. від зовнішнього краю

диску, було отримано результат відмінний від попереднього. Розподіл деформації був рівномірним і було отримано сегмент сфери (рис. 5 б).

При опроміненні зразка концентричними колами, починаючи від центру, було отримано складну просторову форму з чергуванням ввігнутих та випуклих ділянок, рис. 5 в.

Початок опромінення з кола найбільшого діаметру, змінює результат обробки та призводить до утворення сідлоподібної форми так само як і обробка дисків за спіральною траєкторією, як в напрямку від центру до периферії, так і в зворотному. Отже, можна зазначити, що в більшості описаних випадків не вдавалося отримати рівномірний розподіл напружень, тому зразок формувалася не рівномірно. Це відбувалося в силу того, що опромінення зразка відбувалося за рахунок послідовного обходу теплового джерела по замкнутій траєкторії. При цьому, нагрівання зразка на одній ділянці призводить до утворення тепло-деформаційного фону на ще необроблених зонах, тобто умови оброблення кожної наступної ділянки зразка відрізняються від умов оброблення попередніх ділянок.

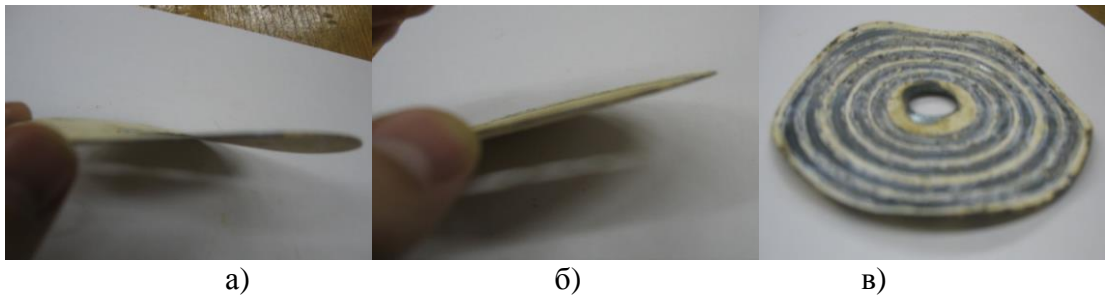


Рис. 5 – Формування дисків: а) на середині діаметра диску, б) на відстані 10мм від зовнішнього краю, в) концентричними колами від центру до периферії

Для усунення цього ефекту нерівномірності, зразок обертася з частотою 11000 об./хв., що дозволило наблизити умов рівномірного нагрівання по замкнутому контуру, рис. 6.



Рис. 6 – Обробка диска при його обертанні з частотою 11000 об./хв.

В такому випадку швидкість руху зони фокусування поверхнею зразка (за умови що вісь променя лежить на діаметрі 96 мм.) становитиме 3315,84 м/хв.. При цьому час опромінення кожної точки траєкторії становитиме (при діаметрі променя 3мм.) $0,54 \cdot 10^{-6}$ с., а пауза до повторного опромінення – $5,4 \cdot 10^{-3}$ с. Величиною енергетичного вкладу, в такому випадку, зручно керувати за допомогою визначення часу опромінення.

За таких умов обробки, не залежно від розташування проходу, зразки формувалися рівномірно по всій площині і утворювали сегменти сфери. З огляду на це, можна зауважити, що обробка за умов рівномірного одночасного нагрівання дозволяє отримувати стабільніші та прогнозованіші результати ніж за умови поступового обходу по контуру.

Висновки

1. Проаналізовані механізми лазерного формоутворення, найбільш ефективним та керованим серед яких є механізм градієнту температур.

2. Показано, що при опроміненні аустенітних сталей та сталей мартенситного класу характерна майже прямо пропорційна залежність величини деформації від кількості лазерних впливів. Однак, при високих швидкостях обробки в сталях аустенітного класу проявляється явище «предеформації», яке знижує величину основної деформації. В сталях мартенситного класу, окрім «предеформації» діє також «постдеформація», яка також знижує результат формування.

3. При товщині зразка, співрозмірній з глибиною ЗТВ, для досягнення бажаної величини деформації слід підвищувати швидкість обробки, що обумовлює відповідне зменшення кількості проходів. За умов, коли товщина зразка більша за глибину ЗТВ, підвищення швидкості переміщення та збільшення кількості проходів зменшує продуктивність обробки, але підвищує її точність.

4. Формування дисків, для досягнення рівномірного розподілу напружень, доцільно проводити при рівномірному одночасному нагріванні.

Перелік літературних джерел: 1. A new analytical model for laser bending. : Laser Assisted Net Shape Engineering 2. Proceedings of the LANE'97 / C.L. Yau, K.C. Chan, W.B. Lee. //, Vol. 2, 1997, pp. 357–366. 2. Vollertsen F. Model for the temperature gradient mechanism of laser bending : Proceedings of the LANE'94 / F. Vollertsen, M. Rodle. // Vol. 1, 1994, pp. 371–378. 3. Advances in laser forming. J. Magee, K.G. Watkins, W.M. Steen. – Journal of Laser Application 10 (1998) 235–246. 4. Computer simulation and experimental investigation of sheet metal bending using laser beam scanning. / Z. Hu, M. Labudovic, H. Wang. // International Journal of Machine Tools and Manufacture. – 2001. – № 41. – pp. 589-607. 5. Modelling of Simultaneous Transformations in Steels. / J. Chen. // PhD thesis. – Department of Materials Science and Metallurgy University of Cambridge England February, 2009. – 156p. 6. Extending laser bending for the generation of convex shapes. / H. Arnet, F. Vollertsen. – Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers Part B: Journal of Engineering Manufacture 209 (1995) 433–442. 7. Micorstructure Integrated Modeling of Multiscan Laser Forming. J. Cheng, Y. Yao. Journal of Manufacturing Science and Engineering. 2002. Vol. 124; pp. 379-387. 8. Лазерне формоутворення просторових металевих конструкцій / О.Д. Кагляк, Л.Ф. Головка, О.О. Гончарук // Восточно-европейский журнал передовых технологий. – 2009. – № 6/1(42). – С. 4-11. 9. Особливості лазерного формоутворення листових матеріалів / О.Д. Кагляк, О.О. Гончарук, Л.Ф. Головка, А.М. Лутай // Восточно-европейский журнал передовых технологий. – 2012. – № 2/13(56). – С. 32-40. 10. Стійкість металевих конструкцій отриманих лазерним формуванням / О.Д. Кагляк, О.О. Гончарук, О.В. Сіора, А.М. Палагеша, Н.О. Мельник // Восточно-европейский журнал передовых технологий. – 2012. – № 3/7(57). – С. 43-47. 11. Лазерна формувальна обробка дисків з низько вуглецевої сталі / О.Д. Кагляк // Технологический аудит и резервы производства. – 2012. – №3/2 (5). – с. 15-17.

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

ВИКОРИСТАННЯ ЛОКАЛЬНОГО ЛАЗЕРНОГО НАГРІВАННЯ ДЛЯ
ФОРМОУТВОРЕННЯ ПРОСТОРОВИХ КОНСТРУКЦІЙ З ЛИСТОВИХ МАТЕРІАЛІВ
Кагляк О. Д., Романов Б. С., Мельник Н.О., Мельник О.О., Головка Л.Ф.

Проаналізовані механізми лазерного формоутворення, найбільш дослідженим та найбільш ефективним являється механізм градієнту температур. Приведені результати експериментальних досліджень. Величина деформації прямо пропорційна до кількості формувальних проходів, як у випадку обробки вуглецевих сталей, так і при обробці нержавіючих сталей аустенітного класу. При обробці вуглецевих сталей має місце явище «пост деформації», яка може мати напрямок що співпадає з напрямком основної деформації, або протилежний йому. Досліджена стійкість лазерноформованих конструкцій. Напрацьовані рекомендації щодо режимів обробки металевих пластин.

ИСПОЛЬЗОВАНИЕ ЛОКАЛЬНОГО ЛАЗЕРНОГО НАГРЕВА ДЛЯ
ФОРМООБРАЗОВАНИЯ ПРОСТРАНСТВЕННЫХ КОНСТРУКЦИЙ ИЗ ЛИСТОВЫХ
МАТЕРИАЛОВ

Кагляк О. Д., Романов Б. С., Мельник Н.О., Мельник О.О., Головка Л.Ф.

Проанализированы механизмы лазерного формообразования, наиболее исследованным и наиболее эффективным является механизм градиента температур. Приведены результаты экспериментальных исследований. Величина деформации прямо пропорциональна количеству проходов, как в случае обработки углеродистых сталей, так и при обработке нержавеющей сталей аустенитного класса. При обработке углеродистых сталей имеет место явление «постдеформации», которое может иметь направление, которое совпадает с направлением основной деформации, или противоположно ему. Исследована стойкость лазерноформированных конструкций. Нарботаны рекомендации относительно режимов обработки металлических пластин.

FORMING OF SPATIAL SHEET METAL CONSTRUCTION BY USING LOCAL
LASER HEATING

Kaglyak O.D., Romanov B.S., Melnyk N.O., Melnyk O.O., Golovko L.F.

The mechanisms of laser forming are analyzed, most known and most effective is thermal gradient mechanism. The experimental result are presented. Value of deformation is proportion to number of passes in case of treatment of carbon steel and austenitic stainless steel. In case of treatment of carbon steel, “postdeformation” effect is observed, which can be codirectional with main deformation or against it. Fastnesses of laser formed construction is explored. Treatment recommendation of carbon steel 65Г and stainless steel 12X18H10T are presented.

Ключові слова: Лазерне формоутворення, листові матеріали, деформація, теплові способи формоутворення, стійкість

Ключевые слова: Лазерное формообразование, листовые материалы, деформация, тепловые способы формообразования, стойкость

Key words: Laser forming, sheet materials, deformation, heat forming methods, fastnesses

Дата поступления статьи: 25 апреля 2014 г.

УДК 621.74.01

Лашина Ю.В., Овчаренко А.И.
НТУУ "КПИ", г. Киев, Украина
y.lashyna@gmail.com

ПРОЕКТИРОВАНИЕ КОНСТРУКЦИЙ ЛИТЫХ ЗАГОТОВОК С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ БАЗ ДАННЫХ

Одним из наиболее актуальных методов повышения эффективности современного производства является использование информационных технологий на всех этапах жизненного цикла изделия. Важным и ответственным этапом технологической подготовки производства является проектирование конструкций заготовок, от которых в значительной мере зависят качество и точность готовых деталей, производительность и расходы предприятия. В серийном и массовом производстве широко используются процессы литья, позволяющие изготавливать изделия различных конфигураций – от простых до очень сложных.

Современные системы автоматизированного проектирования (CAD/CAM) позволяют проектировать трехмерные модели отливок и литейной оснастки, а также процессы ее изготовления [1]. Результаты проектирования затем могут быть экспортированы в системы автоматизации инженерных расчетов (CAE) с целью моделирования и анализа процессов литья [2]. Среди программного обеспечения, позволяющего автоматизировать проектирование конструкций литых деталей, можно отметить модуль TFlex/Отливка, который разработан ЗАО «Топ Системы» совместно с АО «Литаформ» и МАМИ [3]. В состав данного модуля входит САПР «Чертеж отливки», который позволяет технологу выбирать плоскость разъема, определять точность поверхностей и припуски на механическую обработку в соответствии со стандартами. В то же время, рынок таких программных продуктов невелик и, как правило, технологам приходится выполнять трудоемкие и сложные процедуры, связанные с поиском необходимых значений в большом количестве таблиц и примечаний. Кроме того, человеческий фактор, как правило, определяет возникновение механических ошибок, которые в конечном итоге приводят к потере времени и средств.

Целью работы является автоматизация поддержки принятия решений при проектировании конструкции отливок путем разработки программного обеспечения и базы данных на основе стандарта.

Содержание и порядок решения задачи проектирования конструкции отливки регламентируется международным стандартом ISO 8062 [4]. В странах бывшего СССР используется ГОСТ № 26645-85 [5]. Разработка базы данных и прикладной программы осуществлялась в несколько этапов, рассмотрим их более подробно.

Этап 1. Анализ структуры ГОСТ № 26645-85 и методики его использования. Определим исходные данные и источник их возникновения для таблиц, которые содержат конечный результат, необходимый для конструирования отливки. В стандарте эти таблицы приведены первыми [4, табл. 1-8]. Исходными данными для этих таблиц являются как характеристики детали, так и данные из таблиц, которые находятся в приложении [4, табл. 9-16]. Для представления связей между таблицами построим схему, в которой прямоугольниками с цифрами обозначим номера таблиц, а стрелками – связи между ними. Над каждой стрелкой укажем, какие данные передаются (рис. 1). Пунктирными стрелками обозначим данные, которые необходимо получить по конструкторской документации. Буквами обозначим информацию, которая соответствует детали (Д), отливке (О) и процессу литья (П).

На следующем шаге необходимо проанализировать исходные данные для промежуточных таблиц [4, табл. 9, 10, 11, 13].

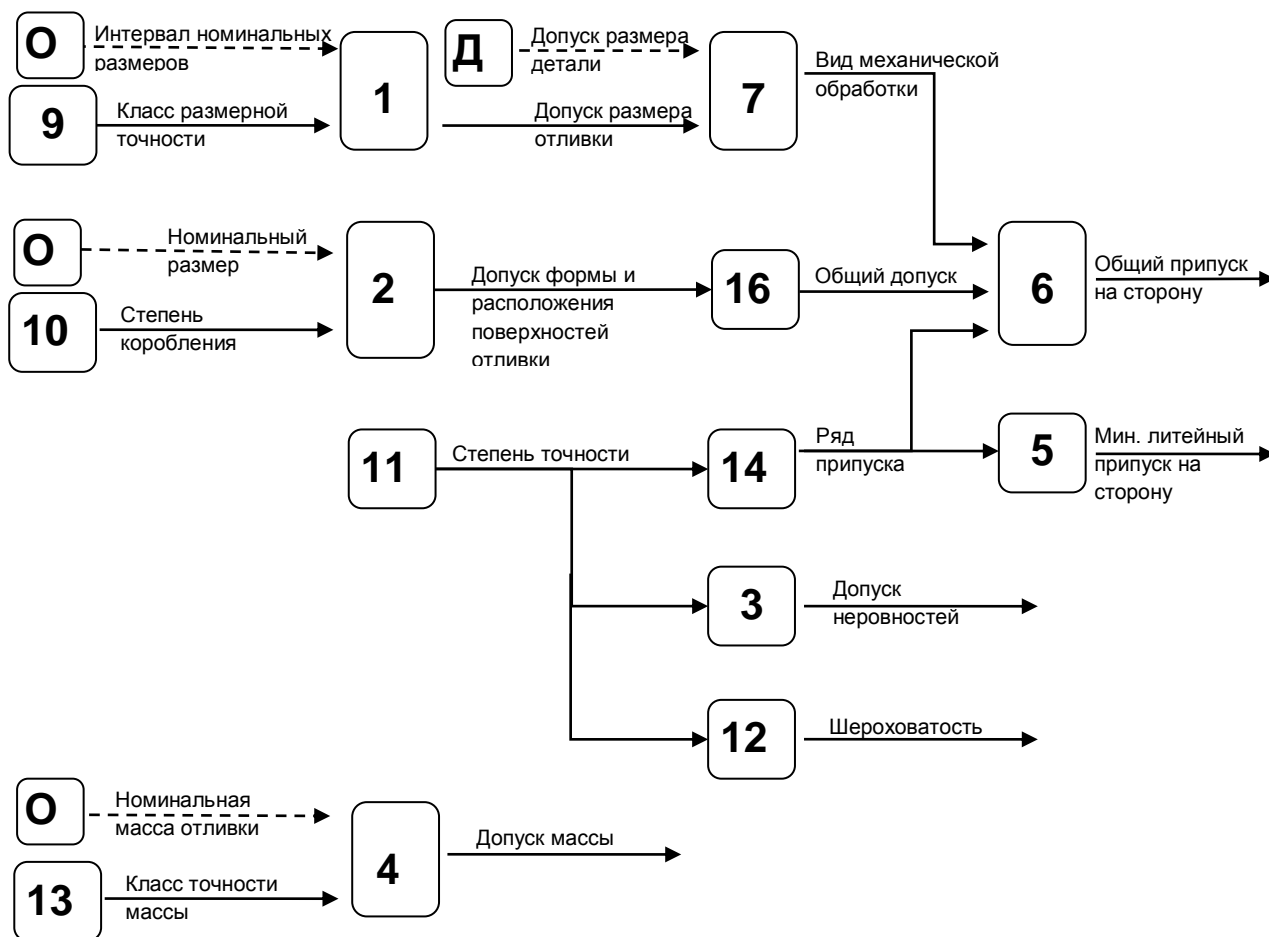


Рис. 1 – Информационные связи между таблицами ГОСТ №26645-85

Исходными данными для промежуточных таблиц являются данные о конструкции и материале отливки, а также данные о технологическом процессе литья и литейной форме. В свою очередь конструкция отливки и её материал определяются конструкцией и материалом детали. Результаты анализа необходимых данных представлены на рис.2.

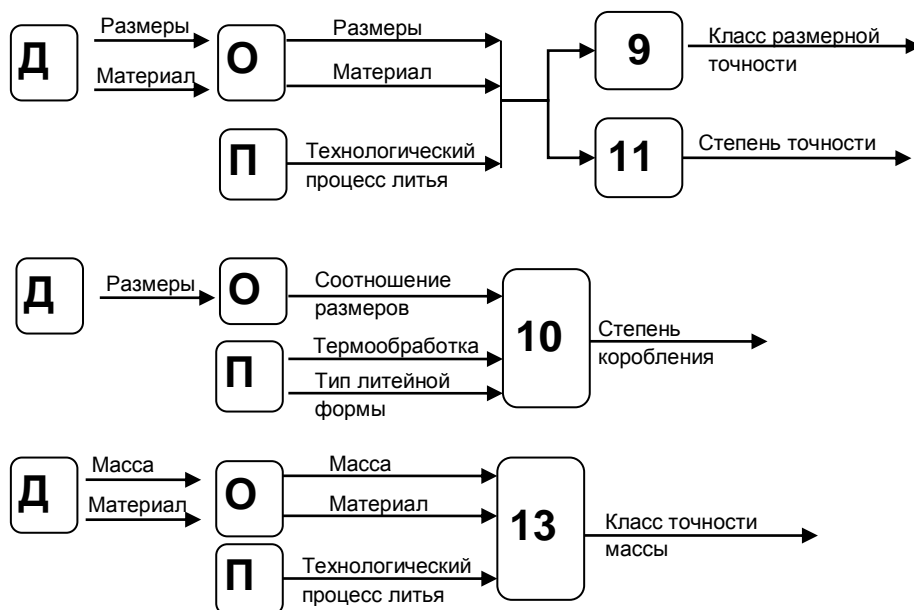


Рис. 2 – Информационные связи между деталью, отливкой, процессом литья и таблицами ГОСТ №26645-85

Этап 2. Формализация принятия решений. На данном этапе необходимо исключить неоднозначность принятия решений там, где в таблицах даны диапазоны значений с примечанием: «Меньшие из значений относятся к простым отливкам и условиям массового автоматизированного производства, большие – к сложным отливкам единичного и мелкосерийного производства, средние – к отливкам средней сложности и условиям механизированного серийного производства». Соответственно, при выборе значения должны быть учтены два фактора: сложность формы отливки и серийность производства. Предложено определяющим фактором считать конфигурацию литой детали, серийность производства считать вторичным фактором, а возможные значения распределить между сочетаниями факторов равномерно. Пример определения значения класса размерной точности отливки для диапазона «4 – 7» [2, табл. 9] приведен в табл.1.

Таблица 1

Конфигурация отливки	Производство		
	Единичное и мелкосерийное	Среднесерийное	Серийное
Простая	4	4	5
Средней сложности	5	5	6
Сложная	6	7	7

Этап 3. Определение исходных данных. На основе анализа, проведенного на предыдущем этапе можно сделать вывод, что при проектировании конструкции отливки исходные данные могут быть разделены на две группы: конструкторские и технологические.

Исходные данные о конструкции детали:

- Максимальный и минимальный размеры детали
- Допуск формы и расположения поверхностей детали
- Масса детали
- Материал
- Конфигурация отливки

Исходные данные о технологии изготовления отливки:

- Тип производства
- Технологический процесс литья (в т.ч. наличие термообработки)
- Тип литейной формы (одноразовая или многократного использования)

Этап 4. Нормализация данных. В результате выполнения этапа разработана схема базы данных (рис. 3).

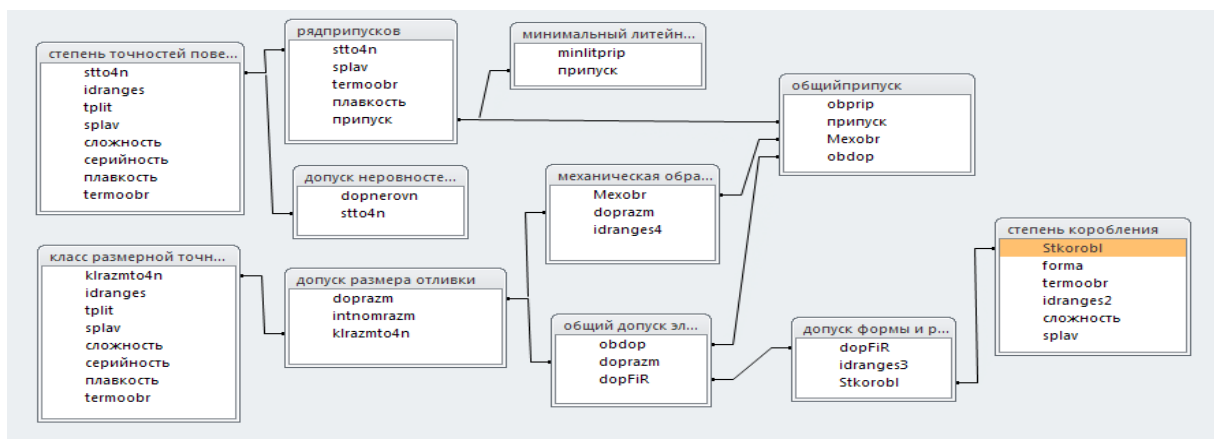


Рис. 3 – Схема данных в среде Microsoft Access

Этап 5. Создание базы данных. Связи между таблицами данных созданы с помощью стандартных запросов *Microsoft Access*, а также с применением *Microsoft Visual Basic* и *SQL* в более сложных случаях [6].

Этап 6. Разработка пользовательского интерфейса. Интерфейс взаимодействия пользователя с базой данных представлен на рис. 4. Главное окно содержит элементы ввода исходных данных (рис. 4, а), после заполнения которых в соответствующие поля (рис. 4, б) выводятся искомые значения параметров отливки.

а)

б)

Рис.4 – Интерфейс взаимодействия базы данных с пользователем:
а) ввод исходных данных, б) вывод результатов

Выводы

Несмотря на широкое применение информационных технологий на всех этапах жизненного цикла изделия, некоторые задачи остаются нерешенными в полной мере и требуют трудоемкой работы технолога, которая может стать источником возникновения ошибок, что повлечет за собой неоправданные затраты времени и средств.

Использование представленного программного обеспечения и базы данных на этапе технологической подготовки производства обеспечит: поддержку принятия решений с соблюдением действующих стандартов, уменьшение затрат времени и количества ошибок при проектировании конструкций изделий, получаемых с помощью литья. Следующим этапом развития программного обеспечения авторы видят его интеграцию с системой трехмерного проектирования для обеспечения интерактивной поддержки конструирования заготовок деталей, получаемых с помощью процессов литья.

Перечень источников литературы: 1. Выбор оптимальной CAD/CAM-системы для проектирования литейной оснастки // САПР и графика. – 2008. – №2. – С. 46-49. 2. Сравнительный анализ систем компьютерного моделирования металлургических и литейных процессов / Н.И. Тарасевич, И.В. Корниец, И.Н. Тарасевич // Металл и литье Украины. — 2010. — № 5. — С. 20 - 25. 3. САПР "Отливка" [Электронный ресурс]. – Режим доступа: <http://www.litaform.ru/rus/spr/programs.html> 4. ISO 8062-3:2007 Geometrical product specifications (GPS) - Dimensional and geometrical tolerances for moulded parts - Part 3: General dimensional and geometrical and machining allowances for castings, hereinafter ISO 8062:2007. 5. ГОСТ № 26645-85 «Отливки из металлов и сплавов допуски размеров, массы и припуски на механическую обработку» – М.: Изд-во стандартов, 2002. – 36 с. 6. Microsoft Corporation [Электронный ресурс]. – Режим доступа: <http://office.microsoft.com/>

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

АВТОМАТИЗАЦИЯ ПРОЕКТИРОВАНИЯ КОНСТРУКЦИЙ ОТЛИВОК С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ БАЗЫ ДАННЫХ

Лашина Ю.В., Овчаренко А.И.

В статье представлены результаты решения задачи автоматизации проектирования конструкций заготовок, получаемых с помощью процессов литья. Рассмотрены этапы проектирования базы данных на основе анализа структуры и методики использования стандарта, регламентирующего назначение допусков размеров и припусков на механическую обработку отливок из металлов и сплавов. Для разработанной базы данных создан пользовательский интерфейс, обеспечивающий поддержку принятия решений, уменьшение затрат времени и количества ошибок при проектировании конструкций отливок и технологических процессов их изготовления.

АВТОМАТИЗАЦІЯ ПРОЕКТУВАННЯ КОНСТРУКЦІЙ ВИЛИВКІВ З ВИКОРИСТАННЯМ БАЗИ ДАНИХ

Лашина Ю.В., Овчаренко А.І.

В статті представлені результати вирішення завдання автоматизації проектування конструкцій заготовок, які отримують за допомогою процесів лиття. Розглянуто етапи проектування бази даних на основі аналізу структури та методики використання стандарту, що регламентує призначення допусків розмірів та припусків на механічне оброблення виливків з металів і сплавів. Для розробленої бази даних створений інтерфейс користувача, що забезпечує підтримку прийняття рішень, зменшення витрат часу і кількості помилок при проектуванні конструкцій виливків і технологічних процесів їх виготовлення.

AUTOMATION OF DESIGNING CASTINGS USING DATABASE

Lashyna Y.V., Ovcharenko A.I.

This article presents the results of problem solving for automation of designing castings. Stages of the database design are considered. It is based on the analysis of the structure and use of standard regulating the assignment of tolerances and machining allowances for castings of metal or alloy. The user interface for the developed database provides a support of decision making, reducing a loss of time and an amount of mistakes in designing castings and their manufacturing processes.

Ключевые слова: Отливка, допуск, припуск, база данных, автоматизация проектирования.

Ключові слова: Виливок, допуск, припуск, база даних, автоматизація проектування.

Keywords: Casting, tolerance, allowance, database, design automation.

Дата поступления статьи: 25 апреля 2014 г.

УДК 621.753.1/2(035)

Мартынов А.П., Зенкин А.С., Васильев А.П.

ДГМА, г. Краматорск, КНУТД, г. Киев, НКМЗ, г. Краматорск, Украина

СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ НОРМИРОВАНИЯ КОНСТРУКТИВНО-ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ НЕПОДВИЖНЫХ СОЕДИНЕНИЙ ДЕТАЛЕЙ НА ОСНОВЕ АВТОМАТИЗИРОВАННОГО ПРОЕКТИРОВАНИЯ

Неподвижные соединения с натягом широко применяются в самых разных машинах и позволяют по сравнению с другими видами неподвижных соединений (например, шлицевых или шпоночных) получить значительные преимущества – упрощение конструкции сборочной единицы (из-за отсутствия дополнительного крепления) и процесса его сборки, снижение трудозатрат на обработку, высокую точность центрирования соединяемых деталей [1, 2].

В технической и справочной литературе приведены рекомендуемые на основе опыта машиностроения посадки неподвижных соединений, для формирования которых предприятия располагают соответствующими средствами реализации сборки при любых габаритах и серийности производства – от единичного и мелкосерийного до массового [3-8].

Однако эти рекомендации во многих случаях носят ориентировочный, иногда даже условный характер, поскольку не учитывают конкретные конструктивно-технологические особенности проектируемого изделия. Как показано, например, в [9], одна и та же посадка, назначенная для разных диаметров соединения, приводит к разным значениям как среднего так и относительного натягов, что затрудняет использование метода аналогий для нормирования этих посадок по рекомендациям справочников. Особенно резко отличаются указанные числовые величины при небольших диаметрах (до 80...100 мм), в связи с чем формальное использование для малых диаметров рекомендаций справочной литературы может привести к назначению ложных посадок, вследствие чего величина натяга в соединении окажется недостаточной для передачи нагрузки или снизится прочность деталей.

Кроме того, повышение точности соединения, увеличение срока службы и надежности соединения, а зачастую и большая определенность характера соединения в большинстве случаев требует назначения посадок с жесткими допусками, что приводит к необходимости использования более точного и дорогого оборудования для обработки и контроля. Неоднозначно влияют на характер сообщения и надежность также шероховатость и некоторые другие технологические факторы [1]. Общеизвестно вдобавок, что с увеличением точности деталей соединений увеличивается количество брака, что никак не согласуется с современными представлениями о системе управления качеством продукции на предприятиях по стандартам ISO серии 9000.

Таким образом, здесь мало применим метод аналогов и необходимо по возможности использовать расчетные методы выбора посадок соединений, которые затруднены сложностью учета степени влияния значительного количества определяющих факторов.

Назначение посадки с натягом – относительно сложная многовариантная задача, решение которой зависит от множества конструктивно-технологических особенностей сборочной единицы и возможностей производства, в котором будет осуществляться изготовление и сборка соединения.

Использование для решения этой задачи компьютеров позволяет быстро обработать значительный объем информации о конструктивно-технологических особенностях сборочных единиц с такими соединениями и, применив более совершенные методы расчета, обоснованно выбрать подходящую посадку, повысить прочность собираемых деталей, снизить их металлоемкость и напряженное состояние, что благоприятно скажется на работоспособности и надежности машин в эксплуатации.

Известны попытки автоматизировать процесс выбора посадок с натягом [10, 11, 12

и др.], которые, однако, разработаны в значительной степени для использования в учебных целях и предоставляют мало возможностей для оптимизации параметров соединения.

Кроме того, все эти без исключения системы ориентированы на использование стандартных посадок по ГОСТ 25346-89, что нельзя признать достаточным, поскольку для развития международной торговли и создания конкурентоспособной продукции необходимо в полной мере применять действующие в Украине альтернативные стандарты GPS [13].

Целью данной работы является совершенствование методики автоматизированного расчёта и оптимизации выбора посадок с натягом с учетом всего комплекса определяющих конструктивно-технологические факторов и действующих альтернативных стандартов.

Для этого решалась задача обеспечения возможности исследования и учета степени влияния указанных многочисленных факторов, определяющих как характер сопряжения, так и процесс обработки и сборки деталей, что, в конечном счете, позволит реализовать управление качеством сопряжений неподвижных соединений и с учетом всех особенностей выбрать оптимальную посадку из числа представленных в стандартах.

Согласно расчетному методу выбирается стандартная посадка, при которой обеспечивается, с одной стороны, отсутствие смещения соединяемых деталей под воздействием внешних нагрузок (при этом получают минимально необходимый расчетный натяг) и, с другой стороны, исключается разрушение более слабой из сопрягаемых деталей (при этом получают максимально допустимый предельный натяг) с выполнением при этом неравенств:

$$N_{\min \text{ ст}} \geq N_{\min \text{ расч}} \quad N_{\max \text{ ст}} \leq N_{\max \text{ расч}},$$

где $N_{\min \text{ расч}}$, $N_{\max \text{ расч}}$, $N_{\min \text{ ст}}$ и $N_{\max \text{ ст}}$ – соответственно предельные расчетные табличные значения выбранной стандартной посадки с натягом.

В результате выбора конкретной стандартной посадки в соединении получаем запасы прочности: эксплуатационный $\Delta_{\text{эк}}$ и технологический $\Delta_{\text{эк}} = \Delta_{\text{эк1}} + \Delta_{\text{эк2}}$ как разницы между величинами одноименных предельных натягов (см. рис. 1).

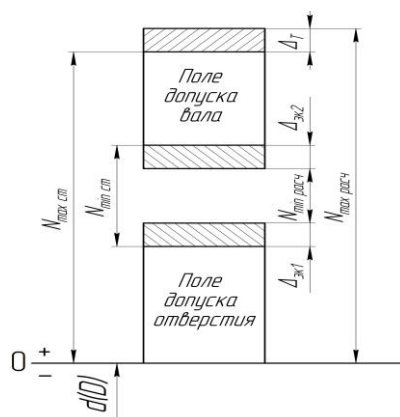


Рис. 1 – Схема расположения расчетных и стандартных полей допусков соединения

Как видно из схемы расположения полей допусков в системе отверстия, при полученных расчетных значениях предельных натягов величина $\Delta_{\text{эк1}}$ зависит от качества диаметра отверстия, $\Delta_{\text{эк2}}$ – от основного отклонения вала, а значение Δ_T определяется основным отклонением вала и его качеством.

Предельные значения расчетного натяга в соединении диаметром d рассчитываем на основе исходной формулы [1, 2]:

$$N_{\text{расч}} = pd(C_B/E_B + C_O/E_O), \quad (1)$$

где p – давление на контактных поверхностях соединения, возникающего из-за натяга;

C_B и C_O – коэффициенты Ляме, величины которых определяются в зависимости от коэффициентов Пуассона материалов и соотношений d/d_2 и (d_1/d) (d – номинальный диаметр соединения, d_1 и d_2 – соответственно диаметры отверстия охватываемой (полого вала) и

наружный диаметр охватывающей поверхностей (отверстия));

E_B и E_o – модули упругости материалов вала и отверстия.

Автоматизированный выбор стандартной посадки в соответствии с разработанной программой будем реализовывать с учетом степени влияния факторов, позволяющих получить наибольшие величины запасов прочности.

Прежде всего, рассмотрим характер изменения натяга в стандартных посадках. Как видно из графика (рис. 2), построенного для соединений с посадкой H7/s6, величина среднего натяга $N_{cp}=(N_{max\ cr}+ N_{min\ cr})/2$ возрастает с увеличением диаметра соединения.

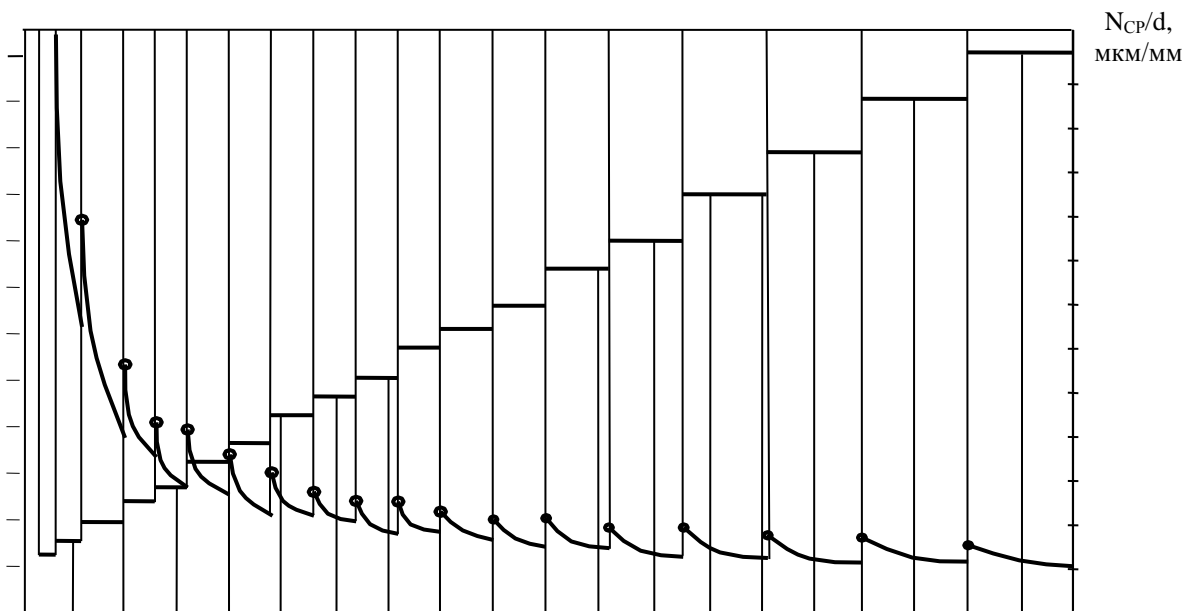


Рис. 2 – Графики зависимостей среднего (1) и относительного среднего (2) натягов в соединениях диаметром до 500 мм

Однако, как свидетельствует опыт машиностроения [1, 2, 5], прочность и технологические параметры процесса сборки рассматриваемых соединений в значительной мере определяется величиной относительного натяга N_{cp}/d .

Как видно из графика зависимости относительного среднего натяга (см. рис.2), построенного в качестве примера для рассматриваемой посадки H7/s6, его величина резко возрастает в области малых диаметров (до $d=100\dots120$ мм), что необходимо учитывать при проектировании соединений.

Что касается коэффициентов C_B и C_O , то, как показано нами в [9], при соотношении $d/d_2 \leq (0,4 \dots 0,5)$ и $(d_1/d) \leq (0,4 \dots 0,5)$, влияние их на величину расчетных натягов незначительно, но при увеличении указанных соотношений это влияние постепенно резко возрастает.

При расчёте минимально необходимого натяга $N_{min\ расч}$ как при сдвигающем усилии, так и при наличии крутящего момента его величина, рассчитываемая по известным формулам [1, 2, 5], обратно пропорциональна коэффициенту трения (сцепления), длине соединения и его номинальному диаметру.

При проектировании изделия оптимизация последних двух параметров определяется лишь конструктивно-технологическими особенностями сборочной единицы.

Определенные затруднения вызывает учёт коэффициента трения, поскольку он зависит от большого количества факторов (величины и профиля микронеровностей, материала сопрягаемых поверхностей, наличие покрытий и смазки, метода сборки и пр.) и поэтому колеблется в широких пределах (0,06...0,25). Обычно (если гальванические

покрытия не используют) принимают коэффициенты трения, которые равны 0,08 при сборке запрессовкой и 0,14 – при термической сборке [1, 2, 3].

Принятый алгоритм расчета и программа выбора посадок в принципе основаны на получившей наибольшее распространение среди специалистов методике расчета предельных значений натягов с учетом теории наибольших касательных напряжений [14], согласно которой максимально допустимое давление, при котором отсутствует пластическая деформация на контактных поверхностях деталей, определяют с учетом пределов текучести материалов охватываемой и охватывающей деталей и соотношений d/d_2 и (d_1/d) [1, 2].

Поскольку в процессе запрессовки микронеровности на контактных поверхностях деталей сминаются, что снижает прочность соединения, полученное значение максимального расчетного натяга увеличивают на поправку на смятие шероховатости:

$$N_{ш} \approx 1,2(Rz_B + Rz_O) \approx 4,8(Ra_B + Ra_O), \quad (2)$$

где Rz_B, Ra_B, Rz_O, Ra_O – параметры шероховатости вала и отверстия.

Заметим, что хотя первоначальная связь величины смятия и шероховатости была получена с использованием параметра Rz [1, 2], согласно алгоритму и программе в исходных данных указываем параметры Ra_B и Ra_O , поскольку, во-первых, до настоящего времени нормирование шероховатости поверхностей на предприятиях реализуется, как правило, с использованием параметра Ra , и, во-вторых, в альтернативном новом стандарте ДСТУ ISO 4287 – 2002 параметр Rz как высота неровностей профиля по десяти точкам вообще изъят, а обозначение Rz использовано для максимальной высоты шероховатости профиля (вместо обозначения $Rmax$). В среднем $Rz \approx 4 Ra$ [15].

Как показано нами в [9], влияние шероховатости наибольшее в зоне малых диаметров, особенно в лёгких посадках, то есть, в соединениях с небольшими натягами (в этих случаях величина рекомендуемой шероховатости даже соизмерима с натягом в сопряжении деталей).

Поэтому при проектировании соединения по разработанной программе используется специальная таблица, где величины Ra_B и Ra_O представлены в зависимости от метода сборки, диаметра и качества точности поверхностей отверстия и вала [3].

Поправка, учитывающая различие рабочей температуры сопрягаемых деталей и температуры сборки:

$$N_t = d(\alpha_o \Delta_o - \alpha_b \Delta_b), \quad (3)$$

где $\alpha_o, \alpha_b, \Delta_o$ и Δ_b – соответственно коэффициенты расширения материалов и величины разности между рабочими температурами деталей и сборки.

Поскольку несущую способность, то есть, наибольшие осевую силу P и крутящий момент M , которые может выдержать соединение, можно представить как соответственно $P = f p \pi d l$ и $M = 0,5 f p \pi d^2 l$ и, учитывая, что длина l соединения обычно принимается пропорциональной диаметру d , находим, что сопротивление осевому сдвигу пропорционально квадрату, а сопротивление кручению – кубу диаметра соединения. Следовательно, увеличение диаметра соединения (по возможности) является эффективным способом увеличения несущей способности и снижения напряжения в деталях, и снижение давления с уменьшением толщины стенок деталей можно компенсировать увеличением диаметра и длины соединения.

Таким образом, программа оптимизации предусматривает назначение величин рациональных конструктивно-технологических параметров соединения и технологических процессов обработки и сборки на основе анализа значимости промежуточных данных, в которых содержатся расчетные значения коэффициентов Ляме, поправок, учитывающих смятие микронеровностей, отличие рабочей температуры деталей от температуры сборки, характеристики материалов и коэффициентов линейного расширения соединяемых деталей.

При назначении окончательного варианта посадки следует добиваться, прежде всего, максимальных запасов прочности. Поэтому результаты расчетов содержат возможные посадки по приведенным выше группам с указанием этих запасов в абсолютных величинах и

в процентах к расчетным значениям, причем в порядке снижения эксплуатационного запаса.

Определяющими факторами при этом являются заданные условия эксплуатации (нормальные или с перегрузками, ударами, вибрацией) и степень стабильности технологических процессов сборки (при стабильном, отработанном техпроцессе может быть принята меньшая величина технологического запаса). Обязательно при этом, разумеется, учитывают наличие на предприятии сборочного оборудования, используемых технологических методов и средств контроля.

Если по какой-либо группе не выполняются расчетные условия выбора, в отчетном листке результатов проектирования для этой группы приводится сообщение о том, что посадку невозможно подобрать из-за неприемлемого соотношения предельных натягов.

На основе анализа результатов расчета выходных параметров по трем методам сборки (с предварительным нагревом охватывающей, с предварительным охлаждением охватываемой деталей и механическая запрессовка) выбирается наиболее подходящая посадка и метод сборки с получением необходимых технологических параметров (температура нагрева или охлаждения, усилие запрессовки). В зависимости от метода сборки назначаются размерные характеристики входных поясков соединяемых деталей.

Таким образом, в разработанной концепции расчетов и алгоритме исключены все нетворческие задачи и приемы, зато решения, наиболее подходящие с учетом технологических возможностей производства и конструктивно-технологических особенностей соединения, принимает сам пользователь благодаря тому, что программа обладает интуитивно понятным интерфейсом.

Программа предусматривает выбор посадок из числа рекомендованных альтернативными стандартами, действующими в Украине, то есть, из числа предпочтительных (H7/p6, H7/r6, H7/s6) и 11 рекомендованных ГОСТ 25347-82 и посадок на основе полей допусков, предусмотренных ДСТУ ISO 286-2 (в этом стандарте конкретные посадки не приводятся, а содержатся лишь некоторые общие положения и рекомендации по образованию посадок). Кроме того, поскольку, как показывает опыт тяжелого машиностроения, при производстве крупных машин с целью уменьшения трудоёмкости обработки и сборки в ненагруженных или малонагруженных соединениях используют также посадки с полями допусков сопрягаемых поверхностей по 9-му качеству (типа H9/u8, H9/x8, H9/s7, H9/z8 и др.), учтены и эти посадки.

Необходимые для получения подходящего решения задачи предельные натяги для всех указанных выше посадок были рассчитаны методом максимума-минимума.

Согласно разработанной концепции выбор посадок осуществляется поэтапно по группам, начиная от предпочтительных посадок по ГОСТ 25347-82 и заканчивая тяжелыми посадками крупных соединений с качествами 9 – 8 (см. рис. 3).

Программа предусматривают 2 варианта получения нужной информации: для рабочего проектирования в условиях конструкторского бюро и в учебных целях для студентов.

В обоих случаях в отчетном листе в двух первых главах приводятся исходные данные и основные промежуточные расчетные данные, однако дальнейшая информация существенно различна.

Результаты расчетов при рабочем проектировании включают в готовом виде возможные посадки по приведенным выше группам с указанием запасов прочности в абсолютных величинах и в процентах к расчетным значениям, причем в порядке снижения эксплуатационного запаса (рис. 3).

Расчетные величины (усилия запрессовки, температуры нагрева или охлаждения (в зависимости от метода сборки соединения) для выбранной конструктором посадки получают по запросу из дополнительного окна программы (здесь перечислены все возможные посадки) в листке отчета вместе со значениями обоих видов запасов.

3. Характеристики приемлемых посадок

3.1 Из числа предпочтительных по ГОСТ 25347-82

Посадку невозможно подобрать из-за неприемлемого соотношения предельных натягов N_{min} расч и N_{max} расч.

3.2 Из числа рекомендованных по ГОСТ 25347-82

№	Посадка	N_{min}	Зап. экспл., мкм	%	N_{max}	Зап. техн., мкм	%
1	H8/x8	58	28,45	96	136	4,12	3
2	H7/u7	45	15,45	52	95	45,12	32
3	H8/u8	31	1,45	5	109	31,12	22

3.3 Возможные дополнительные посадки по ДСТУ 150 286-2-2002 с квалитетами 8-7

№	Посадка	N_{min}	Зап. экспл., мкм	%	N_{max}	Зап. техн., мкм	%
1	H8/y7	75	45,45	154	135	5,12	4
2	H8/x7	58	28,45	96	122	18,12	13
3	H8/v8	42	12,45	42	120	20,12	14
4	H8/v7	42	12,45	42	106	34,12	24
5	H8/u7	31	1,45	5	95	45,12	32

с квалитетами 7-6

№	Посадка	N_{min}	Зап. экспл., мкм	%	N_{max}	Зап. техн., мкм	%
1	H6/y6	98	68,45	232	130	10,12	7
2	H7/y6	89	59,45	201	130	10,12	7
3	H6/x6	81	51,45	174	113	27,12	19
4	H7/x6	72	42,45	144	113	27,12	19
5	H6/v6	65	35,45	120	97	43,12	31
6	H7/v6	56	26,45	89	97	43,12	31
7	H6/u6	54	24,45	83	86	54,12	39
8	H7/u6	45	15,45	52	86	54,12	39
9	H6/t6	38	8,45	29	70	70,12	50

с квалитетами 6-4

№	Посадка	N_{min}	Зап. экспл., мкм	%	N_{max}	Зап. техн., мкм	%
1	H5/x5	86	56,45	191	108	32,12	23
2	H6/x5	81	51,45	174	108	32,12	23
3	H5/v5	70	40,45	137	95	45,12	32
4	H6/v5	65	35,45	120	95	45,12	32
5	H5/u5	59	29,45	100	81	59,12	42
6	H6/u5	54	24,45	83	81	59,12	42
7	H5/t5	43	13,45	46	65	75,12	54
8	H6/t5	38	8,45	29	65	75,12	54
9	H5/s5	32	2,45	8	54	86,12	61
10	H5/s4	32	2,45	8	50	90,12	64

3.4 С квалитетами 9-7 (нестандартные посадки)

№	Посадка	N_{min}	Зап. экспл., мкм	%	N_{max}	Зап. техн., мкм	%
1	H9/x8	35	5,45	18	136	4,12	3

Рис. 3 – Результаты проектирования соединения с натягом (фрагмент конструкторской программы)

Конечно, назначение посадок с более жесткими допусками позволяет повысить точность соединения и определенность характера сопряжения поверхностей, срок и надежность работы соединения, но приводит к необходимости использования более точного и дорогого оборудования для обработки и контроля.

Иначе построена учебная программа, по которой нужную посадку выбирают только из числа рекомендованных ГОСТ 25347 -82 (рис. 4).

2. Основные промежуточные расчетные данные

Коэффициенты Ляме: $S_v=3,47$; $S_o=3,22$
 Необходимое минимальное давление в соединении, Па $p_{min}=6,4E+007$
 Необходимый минимальный натяг, мкм $N_{min}=9,05$
 Допустимое максимальное давление на поверхности (меньшее), Па
 охватываемой детали $p_{max}=8,5E+007$
 Допустимый максимальный натяг в соединении, мкм $N_{max}=119,62$
 Поправки, мкм: на снятие неровностей (шероховатости) $N_{ш}=20,50$
 на различие рабочей и сборочной температур деталей $N_t=0,00$
 Минимальный расчетный натяг, мкм $N_{min\ расч}=29,55$
 Максимальный расчетный натяг, мкм $N_{max\ расч}=140,12$

3. Характеристики приемлемых посадок

№	Посадка	N_{min} , мкм	N_{max} , мкм	Зап. экспл., мкм	Зап. техн., мкм
1	H7/u7	45	95		
2	H8/u8	31	109		
3	H8/x8	58	136		

Рекомендуемая посадка H8/u8 Назначена посадка _____
 Аргументы в пользу выбранной посадки

4. Данные для разработки рабочих чертежей деталей

Вид поверхности	Материал	Диаметр		фаска		Допуск формы, мм	Шероховатость Ra, мкм	Шероховатость тр
		в черт.	Угол	Ширина, мм	Ширина, мм			
охватываемая								
охватывающая								

5. Основные технологические параметры

Вид сборки соединения - Механическая сборка
 Усилие запрессовки, кН _____
 Используемое оборудование, усилие - _____
 Вид контроля качества сборки - _____
 Предполагаемые операции обработки
 охватываемой детали - _____
 охватывающей детали - _____
 Предполагаемые виды контроля точности обработки
 охватываемой детали - _____
 охватывающей детали - _____

Рис. 4 – Результаты проектирования соединения с натягом (фрагмент учебной программы)

Здесь из всех возможных программа сначала рекомендует посадку с наиболее грубыми квалитетами (в целях снижения себестоимости изготовления), а приведенную в листе отчета информацию для выбора окончательной посадки, в том числе с приемлемыми вариантами посадок, обрабатывает сам пользователь (в данном случае студент).

Чтобы обратить внимание пользователя на сущность расчетов, необходимость учитывать технологические возможности предприятия и связь процесса выбора наиболее благоприятного варианта с конструктивно-технологическими особенностями сборочной единицы и технологических процессов обработки и сборки, при учебном проектировании приведенные выше показатели (запасы прочности) подсчитываются пользователем. Кроме того, здесь пользователь выбирает нужные технологические процессы обработки обоих сопряженных деталей, конструктивные особенности шеек деталей и основные технологические параметры (усилие запрессовки, температуру нагрева или охлаждения (см. рис. 4).

Выводы

1. Предложена концепция выбора посадок с натягом из числа всех рекомендуемых действующими в Украине альтернативными стандартами с учетом степени влияния различных конструктивно-технологических параметров, определяющих качество соединения.

Использование стандартов ISO с учетом приведенных там полей допусков в несколько раз расширяет возможности использования этого вида неподвижных соединений вместо более сложных в изготовлении других вариантов (например, шлицевых или шпоночных соединений). Такой подход особенно актуален с учетом важности решения проблемы взаимозаменяемости изделий на основе комплекса международных стандартов GPS.

2. Разработаны алгоритмы и программы автоматизированного проектирования в двух вариантах (конструкторский и учебный), которые позволяют на основе анализа промежуточных расчетных данных оптимизировать конструктивно-технологические параметры и обеспечить управление качеством сборки неподвижных соединений.

Перечень источников литературы:

1. Соединения с натягом: Расчеты, проектирование, изготовление / Е. С. Гречищев. – М. : Машиностроение, 1981. –247 с.
2. Допуски и посадки : справочник : в 2 ч. / М. А. Палей, А. Б. Романов, В. А. Брагинский. – С Пб. : Политехника, 2001. – Ч. 1. – 576 с. – ISBN 5–7325–0513–Х.
3. Сборка неподвижных соединений термическими методами / А. С. Зенкин, Б. М. Арпентьев. – М. : Машиностроение, 1987. – 128 с.
4. Сборка изделий в единичном и мелкосерийном производстве / А. И. Жабин, А. П. Мартынов – М. : Машиностроение, 1988. – 184 с.
5. Машиностроение. Энциклопедия. Т. III-5 Сборка машин. / Ю.М. Соломенцев, А.А.Гусев и др.: Под общ. ред. Ю.М.Соломенцева. М. : Машиностроение, 2000. 760 с. ISBN 5-217-01959-X15
6. Сборка типовых частей машин и механизмов / А. И. Жабин, А. П. Мартынов // Сборка и монтаж изделий машиностроения. В 2 т. Т. 1 Сборка изделий машиностроения. – М. : Машиностроение, 1983. – С. 238–269.
7. Опоры с подшипниками скольжения / М. П. Новиков, А. П. Мартынов // Справочник металлста : в 5 т. / под ред. М. П. Новикова. – М. : Машиностроение, 1977. – Т. 4. – С. 334–340.
8. Martynov, A. P. Standard Machine Elements, Power Transmissions and Pipelines / A. P. Martynov, A. I. Zhabin // Assembly practice in Machine Building. – Moscow : Mir Publishers, 1987. – P. 226–255.
9. Управление качеством сборки соединений с натягом при проектировании изделий / А. П. Мартынов, А. П. Пациора, А. П. Васильев // Вісник Донбаської державної машинобудівної академії : зб. наук. праць. – Краматорськ, 2005. – № 2. – С. 113–117.
10. Василенко Ф. І. Взаємозамінність, стандартизація та технічні вимірювання. Курсове проектування з використанням ПК : навчальний посібник. – Кіровоград : Імекс, 2005. – 315 с. – ISBN 966–7531–17–1.
11. Взаимозаменяемость, стандартизация и технические измерения : учебное пособие для машиностр. спец. вузов. А. Д. Никифоров.– М. : Высшая школа, 2000. – 510 с.
12. Оптимизация конструктивно-технологических параметров соединений с натягом при проектировании кузнечно-прессовых машин на основе расчетов с использованием компьютеров / Л. Л. Роганов, А. П. Мартынов, А. П. Васильев // Удосконалення процесів та обладнання обробки тиском у металургії і машинобудуванні : зб. наук. праць. – Краматорськ : ДДМА, 2000. – С. 440–442.
13. Складаність з'єднань в машинобудівних виробках з врахуванням стандартів GPS / А. П. Мартинов // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем : зб. наук. пр. – Краматорськ, 2012. – Вип. 30. – С. 279–285.
14. Посадки с натягом в машиностроении: справочное пособие / Е. И. Берникер. – М. : Машиностроение, 1966. – 167 с.
15. Клепиков В. М. Качество изделий / В. М. Клепиков, В. В. Порошин, В. А. Голов. – 2-е изд. – М. : Машиностроение, 2006. – 252 с. – ISBN 5–276–00–697–0.

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

СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ НОРМИРОВАНИЯ КОНСТРУКТИВНО-ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ НЕПОДВИЖНЫХ СОЕДИНЕНИЙ ДЕТАЛЕЙ НА ОСНОВЕ АВТОМАТИЗИРОВАННОГО ПРОЕКТИРОВАНИЯ

Мартынов А.П., Зенкин А.С., Васильев А.П.

В данной работе предложена концепция выбора посадок с натягом с учетом степени влияния различных конструктивно-технологических параметров, определяющих качество соединения. Определяющими факторами при этом являются заданные условия эксплуатации и степень стабильности технологических процессов сборки. Разработаны алгоритмы и программы автоматизированного проектирования в двух вариантах (конструкторский и учебный), которые позволяют на основе анализа промежуточных расчетных данных оптимизировать конструктивно-технологические параметры и обеспечить управление качеством сборки неподвижных соединений.

ВДОСКОНАЛЕННЯ НОРМУВАННЯ КОНСТРУКТИВНО-ТЕХНОЛОГІЧНИХ ПАРАМЕТРІВ НЕРУХОМИХ З'ЄДНАНЬ ДЕТАЛЕЙ НА ОСНОВІ АВТОМАТИЗОВАНОГО ПРОЕКТУВАННЯ

Мартинов А.П., Зенкин А.С., Васил'єв А.П.

У даній роботі запропонована концепція вибору посадок з натягом з урахуванням ступеня впливу різних конструктивно-технологічних параметрів, що визначають якість з'єднання. Визначальними факторами при цьому є задані умови експлуатації і ступінь стабільності технологічних процесів складання. Розроблено алгоритми і програми автоматизованого проектування в двох варіантах (конструкторський та навчальний), які дозволяють на основі аналізу проміжних розрахункових даних оптимізувати конструктивно-технологічні параметри та забезпечити управління якістю складання нерухомих з'єднань.

PERFECTION OF NORMALIZATION OF STRUCTURAL AND TECHNOLOGICAL PARAMETERS OF FIXED CONNECTION PARTS BASED ON THE COMPUTER AIDED DESIGN

Martynov A.P., Zenkin A.S., Vasilyev A.P.

In the given work the concept of choice interference fits accordingly with the degree of influence of various structural and technological parameters determining the quality of the connection are offered. Determinative factors in this case are specified conditions and the degree of process stability of the assembly. Algorithms and programs for computer-aided design in two versions (Design and Training) are developed, which allow to optimize the structural and technological parameters and manage the build quality of fixed connections based on the analysis of intermediate calculation data

Ключевые слова: Посадка с натягом, конструктивно-технологические параметры, стабильность, алгоритм, автоматизированное проектирование, качество

Ключові слова: Посадка з натягом, конструктивно-технологічні параметри, стабільність, алгоритм, автоматизоване проектування, якість

Key words: Interference fit, structural and technological parameters, stability, computer-aided design, quality

Дата поступления статьи: 25 апреля 2014 г.

РОЗДІЛ 4

МОДЕЛЮВАННЯ ТА ОПТИМІЗАЦІЯ ЕЛЕМЕНТІВ ТЕХНОЛОГІЧНИХ СИСТЕМ

УДК 621.9

Нечепаяев В. Г., Мышов М.С.
ДонНТУ, г. Донецк, Украина
opm@mech.dgtu.donetsk.ua

УСТАНОВЛЕНИЕ АДЕКВАТНОСТИ И ПОГРЕШНОСТИ МАТЕМАТИЧЕСКИХ МОДЕЛЕЙ ДЕФОРМИРОВАНИЯ СТРУЖКИ ИНСТРУМЕНТОМ ПРИ ФРЕЗЕРОВАНИИ ПРОФИЛЬНЫХ ПАЗОВ

В [1, 2, 3] на основе математического аппарата базовых разделов механики упругих деформированных систем (общей теории расчёта тонкостенных цилиндрических круговых оболочек, теории балки на упругом основании и теории статически неопределимых систем) разработаны математические модели деформирования стружки при повторном её взаимодействии с режущим инструментом в процессе фрезерования профильных пазов. Модели ориентированы на установление силы повторного взаимодействия режущего инструмента с элементом стружки, представленного в виде тонкостенной цилиндрической круговой оболочки. Сила повторного взаимодействия определяет деформацию режущего инструмента, которая, в свою очередь, обуславливает погрешность обработки профильных пазов.

Для подтверждения достоверности выполненных теоретических исследований проведены экспериментальные исследования в условиях специального полноразмерного стенда для определения указанных силовых факторов для случаев сосредоточенного и распределённого нагружений элемента стружки.

Целью данной статьи является оценка адекватности и погрешности разработанных математических моделей деформирования стружки инструментом при фрезеровании профильных пазов для случаев сосредоточенного и распределённого нагружений на основе полученных экспериментальных данных.

Адекватность математических моделей деформирования стружки при повторном её взаимодействии с режущим инструментом в процессе фрезерования профильных пазов. Подтверждение гипотезы об уровне адекватности математической модели опытным данным осуществляется путём оценки отклонения предсказанной теоретически значения отклика \hat{y}^i от результатов наблюдений \tilde{y}^i в x^i точках факторного пространства [4, 5, 6].

Рассеяние результатов наблюдений относительно теоретической кривой, оценивающей истинную функцию отклика, характеризуется с помощью дисперсии адекватности [5, 6]

$$S_{ad}^2 = \frac{1}{N-1} \sum_{i=1}^N (\tilde{y}^i - \hat{y}^i)^2, \quad (1)$$

где N - число точек факторного пространства, в которых проводится эксперимент.

Проверка гипотезы об адекватности состоит в определении соотношения между дисперсией адекватности S_{ad}^2 и дисперсией воспроизводимости отклика S_{roc}^2

$$S_{roc}^2 = \frac{1}{N(v-1)} \sum_{i=1}^N \sum_{j=1}^v (\tilde{y}^{ij} - \hat{y}^i)^2, \quad (2)$$

где v - число параллельных опытов в каждой из N точек;

\tilde{y}^{ij} - результат наблюдения в отдельном параллельном опыте.

Если дисперсии однородны, то математическое описание адекватно представляет результаты эксперимента. Если дисперсии неоднородны, то описание считается неадекватным.

Проверка гипотезы об адекватности модели производится с использованием F -

критерия Фишера. Модель считается адекватной в случае выполнения условия:

$$F = \frac{S_{ad}^2}{S_{вс}^2} \leq F(\alpha, f_{ad}; f_{вс}), \quad (3)$$

где $F(\alpha, f_{ad}, f_m)$ - критерий Фишера при заданном уровне значимости α ;

f_{ad} - число степеней свободы S_{ad}^2

$$f_{ad} = N - 1; \quad (4)$$

$f_{вс}$ - число степеней свободы $S_{вс}^2$

$$f_{вс} = N(v - 1). \quad (5)$$

В табл. 1 приведены данные для оценки уровня адекватности математических моделей деформирования стружки, представленной в виде замкнутой тонкостенной цилиндрической круговой оболочки, режущим инструментом при фрезеровании профильных пазов. Диапазон изменения параметров оболочки: внешний диаметр $D=5; 7; 9$ мм и толщина оболочки $\delta=0.1; 0.2; 0.3; 0.4$ мм.

Таблица 1

К оценке уровня адекватности математической модели деформирования стружки, представленной в виде оболочки, инструментом при фрезеровании профильных пазов

Параметры	Сосредоточенное нагружение			Распределённое нагружение		
	$D=5$ мм	$D=7$ мм	$D=9$ мм	$D=5$ мм	$D=7$ мм	$D=9$ мм
Дисперсия адекватности S_{ad}^2	2602.0	220.1	511.5	2235.9	277.1	128.0
Число степеней свободы f_{ad}	3					
Дисперсия воспроизводимости S_{ϵ}^2	648.4	122.2	193.1	650.3	220.4	41.8
Число степеней свободы f_{ϵ}	8					
Расчетное значение F - критерия Фишера	4.01	1.8	2.65	3.44	1.26	3.06
Табличное значение F - критерия Фишера (при уровне значимости $q=0,05$)	4.07					

Аппроксимация полученных экспериментальных данных осуществлялась с целью визуальной оценки соответствия характера зависимостей исследуемого параметра P (силы, деформирующей оболочку) от параметров δ (толщины оболочки) и D (внешний диаметр оболочки), полученных теоретически и экспериментально. Аппроксимация выполнялась методом полиномиальной регрессии, реализованном средствами стандартной MathCAD - программы.

На рис. 1 приведены теоретические и аппроксимирующие экспериментальные данные кривые для схем сосредоточенного и распределённого нагружений элемента стружки (аппроксимирующие кривые представлены набором полиномов второго порядка).

Оценка погрешности моделирования осуществлялась путем вычисления абсолютной и относительной погрешностей рассогласования теоретической кривой и экспериментально полученными данными (табл. 2).

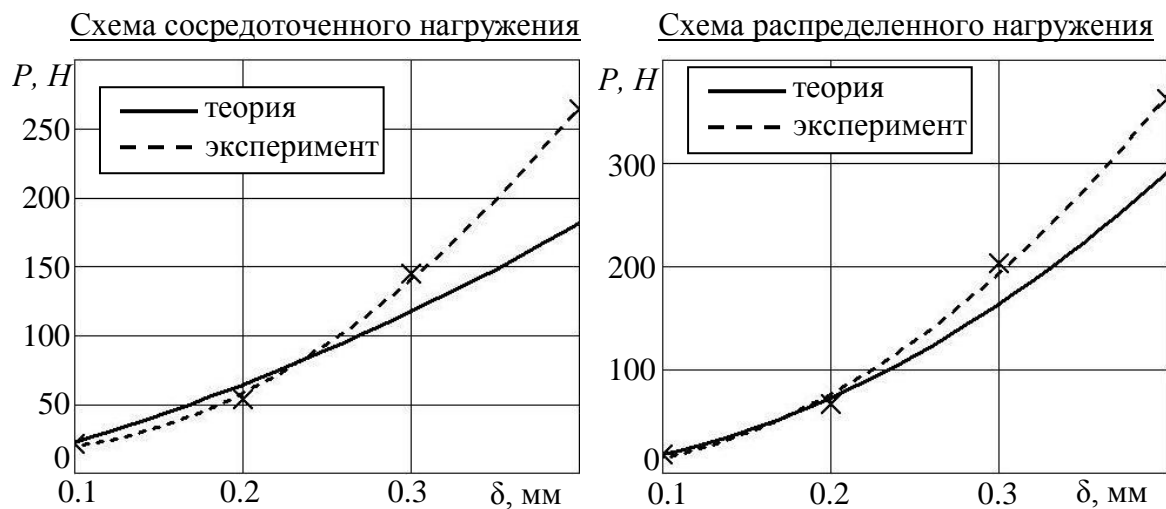
В результате сравнительного анализа полученных экспериментальных данных и соответствующих теоретических оценок установлено:

Таблиця 2

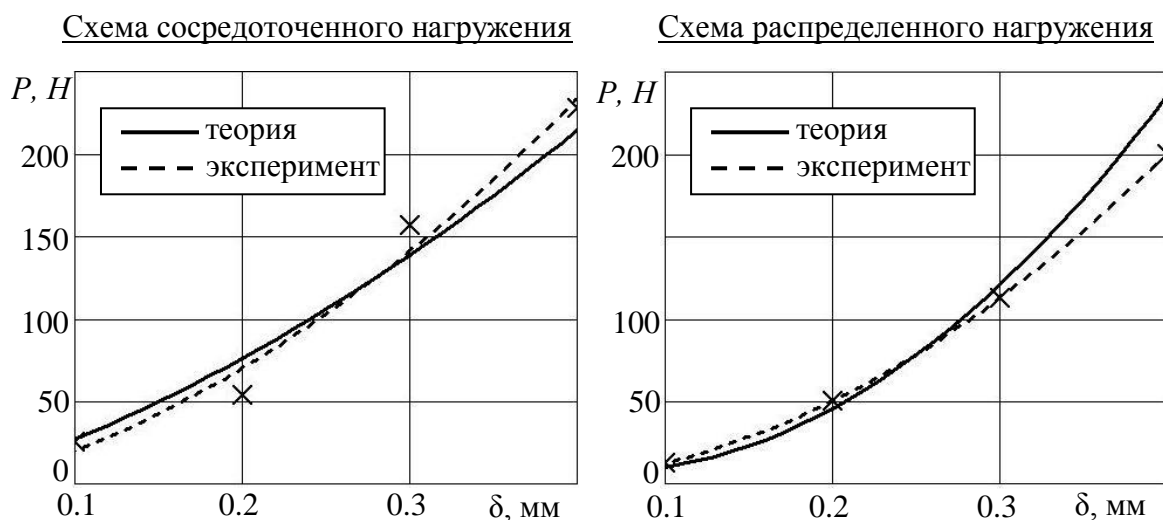
К оценке погрешности математической модели деформирования стружки инструментом при фрезеровании профильных пазов

Оцениваемые величины	Внешний диаметр оболочки											
	$D=5$ мм				$D=7$ мм				$D=9$ мм			
	Толщина оболочки, мм			Толщина оболочки, мм			Толщина оболочки, мм			Толщина оболочки, мм		
	0.1	0.2	0.3	0.4	0.1	0.2	0.3	0.4	0.1	0.2	0.3	0.4
<u>Схема нагружения - сосредоточенная</u>												
Схема нагружения - распределённая												
Экспериментальное значение силы повторного взаимодействия $P_{\text{эсп}}, \text{H}$	21.0 18.0	53.6 67.3	144.9 203.0	264.5 362.8	25.5 10.3	54.2 45.7	139.6 120.4	228.1 235.8	22.1 7.6	61.1 43.1	160.9 84.1	214.0 143.7
Расчётное значение силы повторного взаимодействия $P_{\text{теор}}, \text{H}$	22.6 18.2	64.0 72.8	117.6 163.8	181.1 291.1	26.8 13.0	75.8 52.0	139.2 117.0	214.3 208.0	30.4 10.1	85.9 40.4	157.8 91.0	243.0 161.7
Абсолютная погрешность $\Delta_{\text{абс}}, \text{H}$	1.6 0.2	10.4 5.5	27.3 39.2	83.4 71.7	1.3 2.7	21.6 6.3	0.4 3.4	13.8 27.8	8.3 2.5	24.8 2.7	3.1 6.9	29.0 18.0
Относительная погрешность $\delta_{\text{отн}}, \%$	7.6 1.1	19.4 8.2	18.8 19.3	31.5 19.8	5.1 25.8	39.9 13.8	0.3 2.8	6.0 11.8	37.6 33.5	40.6 6.3	1.9 8.2	13.6 12.5
Средняя абсолютная погрешность $\Delta_{\text{абс.ср}}, \text{H}$	30.7 29.2			9.3 10.1			16.3 7.5					
Средняя относительная погрешность $\delta_{\text{отн.ср}}, \%$	19.3 12.1			12.8 13.6			23.4 15.1					

Внешний диаметр оболочки $D=5$ мм



Внешний диаметр оболочки $D=7$ мм



Внешний диаметр оболочки $D=9$ мм

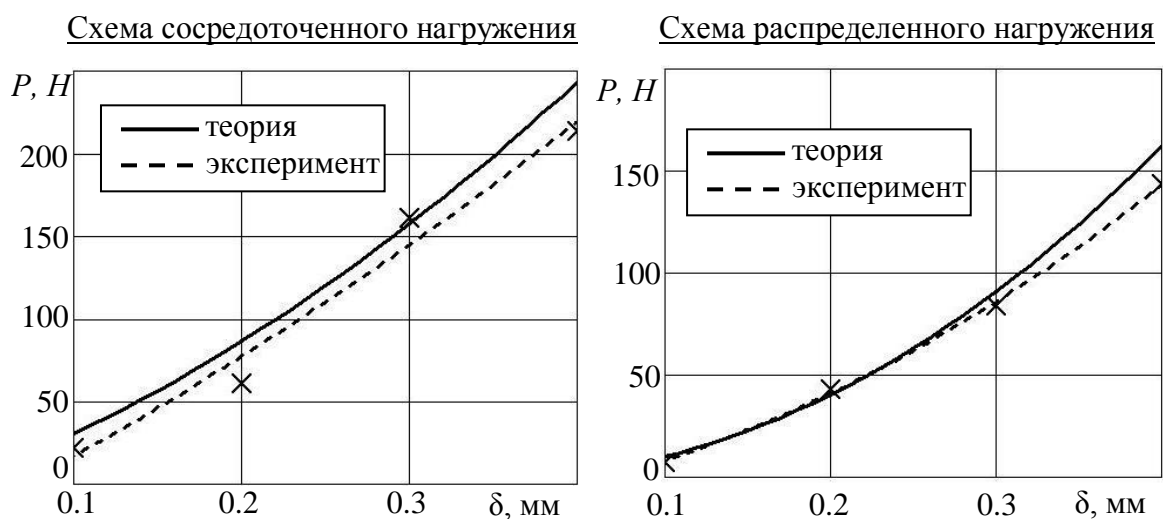


Рис. 1 – Графики зависимости силы, деформирующей стальную оболочку как функция толщины оболочки

- експериментально отримані залежності зміни сили деформування оболочкі в досліджуваному діапазоні зміни параметрів є нелінійними функціями товщини оболочкі (зростаючими при збільшенні товщини). Такий характер зміни сили якісно відповідає результатам модельного експерименту;

- моделі деформування стружки при повторному її взаємодії з режущим інструментом в процесі фрезерування профільних пазів (моделі деформування оболочкі) відповідають вимогам адекватності по F -критерію Фішера при 5% рівні значимості як для концентрованого, так і для розподіленого навантаженого елемента стружки;

- середня погрешність моделей становить 12.1...23.4%. При цьому найбільша погрешність спостерігається при найбільшій величині зовнішнього діаметра оболочкі $D=9$ мм (діаметр фрези $D_f=60$ мм) для концентрованої схеми навантаження. Середнє значення погрешності для схеми концентрованої навантаження елемента стружки становить 18.5%, а для схеми розподіленого навантаження – 13.6%. Середньозважене значення погрешності для обох схем навантаження становить 16.1%;

- рівень адекватності і погрешності розроблених моделей процесу повторного взаємодії режущого елемента з відокремленою стружкою при фрезеруванні профільних пазів з урахуванням їх особливостей (аналітичний характер; універсальний характер - відсутність обмежень по зміні експериментальних параметрів для всього можливого діапазону профільних фрез, регламентованих відповідними стандартами; і відсутність поправочних експериментальних коефіцієнтів) є достаточним для рішення поставлених завдань.

Выводы

1. Виконана оцінка адекватності і погрешності математических моделей процесу повторного взаємодії режущого елемента з відокремленою стружкою при фрезеруванні профільних пазів для розглянутих розрахункових схем концентрованої і розподіленого навантаженого елемента стружки.

2. Достаточний рівень адекватності і точності розроблених математических моделей деформування стружки при повторному її взаємодії з режущим інструментом в процесі фрезерування профільних пазів для концентрованої і розподіленого схем навантаженого є достаточним для рішення поставлених завдань.

Перечень источников литературы: 1. Моделирование повторного деформирования элемента стружки при фрезеровании профильных пазов для случая распределённого его нагружения/ В.Г. Нечепаяев, М.С. Мышов // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Збірник наукових праць. – Краматорськ, вип. №32, 2013. – С. 43-48. 2. Модель деформування стружки інструментом при фрезеруванні профільних пазів/ В.Г. Нечепаяев, М.С. Мышов // Вісник СевНТУ: зб. наук. пр. В. 140/2013. Серія: Машинобудування та транспорт. – Севастополь, 2013. – С.84-89. 3. Моделирование процесса деформирования стружки инструментом при фрезеровании профильных пазов/ В.Г. Нечепаяев, М.С. Мышов // Наукові праці Донецького національного університету. Серія «Машинобудування і машинознавство». – 2013. – Вип. 1 (10). – С. 54-61. 4. Методика оцінки адекватності моделей функціонування пристроїв видалення стружки при фрезеруванні закритих профільних пазів/ В.Г. Нечепаяев, А.Н. Гнисько// Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем: Збірник наукових праць. – Краматорськ – Київ, Донбас. держ. машинобуд. акад., 2006. – Вип. 19. – С. 255-261. 5. Хартман К., Лецкий Э., Шефер В. Планирование эксперимента в исследовании технологических процессов. - М., Мир, 1977, - 552 С. 6. Статистические методы в инженерных исследованиях (лабораторный практикум): Учеб. пособие / Бородюк В.П., Вошинин А.П., Иванов А.З. и др.; Под ред. Г.К. Круга. – М.: Высш. школа. 1983. - 216 С.

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

ВСТАНОВЛЕННЯ АДЕКВАТНОСТІ ТА ПОХИБКИ МАТЕМАТИЧНИХ МОДЕЛЕЙ ДЕФОРМУВАННЯ СТРУЖКИ ІНСТРУМЕНТОМ ПРИ ФРЕЗЕРУВАННІ ПРОФІЛЬНИХ ПАЗІВ

Нечепасєв В.Г., Мишов М.С.

У даній роботі виконана оцінка адекватності та похибки математичних моделей процесу повторної взаємодії різального інструменту з відділеною стружкою при фрезеруванні профільних пазів для розглянутих розрахункових схем зосередженого та розподіленого навантажень елемента стружки. Показано, що рівень адекватності й точності розроблених математичних моделей деформування стружки при повторній її взаємодії з різальним інструментом в процесі фрезерування профільних пазів для зосередженої та розподіленої схем навантажень являється достатнім для рішення поставлених задач.

УСТАНОВЛЕНИЕ АДЕКВАТНОСТИ И ПОГРЕШНОСТИ МАТЕМАТИЧЕСКИХ МОДЕЛЕЙ ДЕФОРМИРОВАНИЯ СТРУЖКИ ИНСТРУМЕНТОМ ПРИ ФРЕЗЕРОВАНИИ ПРОФИЛЬНЫХ ПАЗОВ

Нечепасев В.Г., Мышов М.С.

В данной работе выполнена оценка адекватности и погрешности математических моделей процесса повторного взаимодействия режущего инструмента с отделённой стружкой при фрезеровании профильных пазов для рассматриваемых расчётных схем сосредоточенного и распределённого нагружений элемента стружки. Показано, что уровень адекватности и точности разработанных математических моделей деформирования стружки при повторном её взаимодействии с режущим инструментом в процессе фрезерования профильных пазов для сосредоточенного и распределённого схем нагружений является достаточным для решения поставленных задач.

IDENTIFICATION OF ADEQUACY AND MATHEMATICAL MODELS ERROR OF CHIP DEFORMATION WITH CUTTING TOOL WHEN MILLING PROFILE SLOTS

Nechepaev V.G., Myshov M.S.

In the given work adequacy estimation and mathematical models error of repeated chip element interaction process with cutting tool when milling profile slots for concerned loading systems was performed. It was shown that adequacy level and designed mathematical models accuracy of chip deformation in the time of repeated chip interaction with cutting tool when milling profile slots is sufficient for formulated problem solving.

Ключевые слова: Фрезерование, стружка, повторное взаимодействие, силовые факторы, профильные пазы, адекватность, математическая модель

Ключові слова: Фрезерування, стружка, повторна взаємодія, силові фактори, профільні пази, адекватність, математична модель

Key words: Milling, chip, repeated interaction, force factors, profile slots, adequacy, mathematical model

Дата поступления статьи: 25 апреля 2014 г.

УДК 621.874

Дорохов Н.Ю., Перог А.В., Стадник А.Н., Швачунов А.С.

ДДМА, м. Краматорськ, Україна

a_shvachunov@ukr.net

МОДЕЛИРОВАНИЕ УСТРОЙСТВ, ПРЕДОТВРАЩАЮЩИХ АВАРИИ ГРУЗОПОДЪЕМНЫХ КРАНОВ ПРИ ОБРЫВЕ КАНАТОВ ПРИ УСТАНОВКЕ ЗАГОТОВКИ НА СТАНОК

Оснащенность рабочего места подъемно-транспортными устройствами влияет на вспомогательное время, затрачиваемое на установку и снятие обрабатываемых деталей, и в значительной степени определяет затраты времени на отдых рабочего. В условиях крупного машиностроения подъемно-транспортные устройства имеют особое значение.

Для установки деталей весом более 20 кг должны применяться специальные подъемники или мостовые краны. Пользование общецеховыми подъемными кранами часто связано с простоями вследствие ожидания, так как обычно в пролете установлено много станков, обслуживаемых одним краном. В организационном отношении гораздо удобнее иметь подъемные устройства, обслуживающие небольшие группы станков или даже только один станок.

В условиях поточно-массового производства для установки средних по весу и размерам деталей используются местные монорельсы с ручными передвижными кошками и специальными рычажными захватами.

В единичном и серийном производстве для установки тяжелых деталей используются так же местные поворотные консольные краны или краны-балки и мостовые краны.

В серийном производстве большой эффект в отношении снижения вспомогательного времени, затрачиваемого на установку и снятие деталей, дает применение, взамен обычных стропов (канатов), специальных грузозахватных приспособлений, позволяющих легко, надежно и быстро закреплять детали для подъема [1].

В последние годы в технической литературе и в средствах массовой информации все чаще попадаются сообщения о тяжелых авариях кранов, вызванных обрывом канатов. Работы по созданию устройств, предотвращающих подобные аварии, ведутся уже давно во многих странах. Основной задачей таких систем является обеспечение надежности удержания груза на весу при обрыве какой-либо ветви каната с учетом неизбежно возникающих динамических нагрузок и перераспределения усилий на оставшиеся целые ветви каната [2].

На рис. 1 изображена схема уравнительного тормозного барабана крана состоящая из барабана механизма подъема груза 1, канат 2, который запасовывается на блоки 3, на уравнительный барабан (барабан имеет ограниченный ход $\approx 90^\circ$) 4, тормозные колодки с рычагами 5, и на крюковой подвески 6, паз 7 для установки рычага 8, что предотвращает проворачивание барабана более чем на угол 45° [3].

При обрыве одной из ветвей каната происходит резкое опускание груза при этом уравнительный барабан 4 имеет возможность повернуться на угол не более 45° , и после чего тормозится рычагом 8, груз удерживается канатом за счет сил трения, возникшие между канатом и уравнительным барабаном.

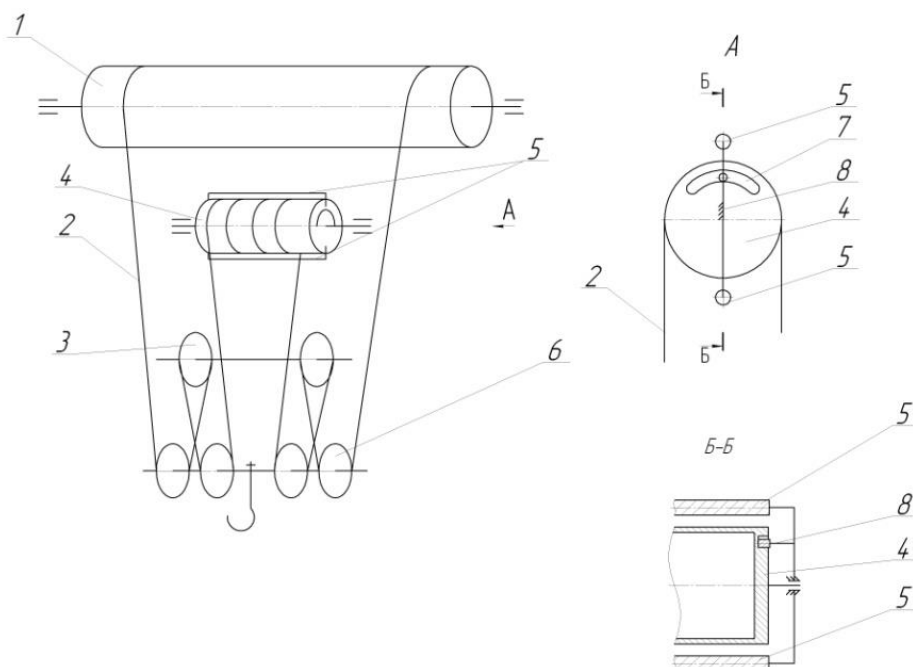


Рис. 1 – Схема уравнительного тормозного барабана

При малых отклонениях от равновесия такие колебания являются гармоническими и описываются функцией синус или косинус. В случае нелинейных колебаний период зависит от амплитуды, но регулярность движения сохраняется. Другими словами, в случае простого маятника приближение малых колебаний вполне отражает существенные свойства системы. Данная система "ведет себя" совершенно иначе. Уже в режиме малых колебаний возникает такое новое явление как эффект биений. А при увеличении энергии характер колебаний меняется принципиально, колебания становятся хаотическими. Несмотря на то, что данную систему можно описать системой нескольких обыкновенных дифференциальных уравнений, то есть вполне детерминированной моделью, появление хаоса выглядит очень необычно. Данная ситуация напоминает систему Лоренца, где детерминированная модель из трех уравнений также демонстрирует хаотическое поведение.

В лагранжевой механике для описания системы используются обобщенные координаты и обобщенные скорости. В нашем случае в качестве таких переменных можно взять углы отклонения маятников φ_1 , φ_2 и угловые скорости. Используя указанные переменные, построим лагранжиан двойного маятника и запишем дифференциальные уравнения Лагранжа.

Упрощенная модель уравнительного тормозного барабана показана на рис. 1. Будем считать стержни невесомыми. Их длины равны l_1 и l_2 . Массы точечных тел (они представлены точками конечного радиуса) составляют m_1 и m_2 . В точках подвеса трение отсутствует.

Введем систему координат Ox_u , начало которой совпадает с точкой подвеса. Координаты точек определяются следующими соотношениями.

Среди коэффициентов инерции только один коэффициент, а именно $a_{12} = m_2 l_1 l_2 \cos(\varphi_2 - \varphi_1)$, зависит от обобщенных координат φ_1 и φ_2 . Согласно общей теории заменим этот коэффициент на его значение в положении равновесия при $\varphi_1 = \varphi_2 = 0$, т.е.:

$$m_2 l_1 l_2 \cos(\varphi_1 - \varphi_2) \approx m_2 l_1 l_2 \quad (1)$$

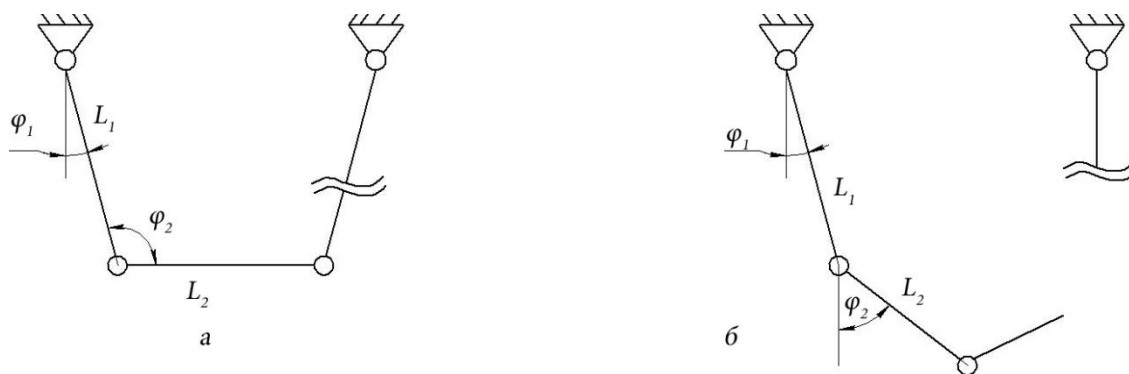


Рис. 2 – Упрощенная модель подъема груза мостовым краном после обрыва каната:
 а) модель в момент обрыва каната; б) модель после обрыва каната

Кинетическая энергия данной системы для малых колебаний принимает вид:

$$T = \frac{1}{2} [(m_1 + m_2)l_1^2 \dot{\varphi}_1^2 + 2m_2 l_1 l_2 \dot{\varphi}_1 \dot{\varphi}_2 + m_2 l_2^2 \dot{\varphi}_2^2] \quad (2)$$

Потенциальную энергию разложим в ряд по степеням φ_1 и φ_2 , ограничиваясь членами не выше второго порядка малости. Имеем: $\cos \varphi_1 = 1 - \frac{\varphi_1^2}{2}$, $\cos \varphi_2 = 1 - \frac{\varphi_2^2}{2}$.

Следовательно, для малых колебаний (постоянные слагаемые отброшены)[4]:

$$\Pi = \frac{1}{2} (m_1 + m_2) g l_1 \varphi_1^2 + \frac{1}{2} m_2 g l_2 \varphi_2^2. \quad (3)$$

Пользуясь этими выражениями для кинетической и потенциальной энергий, составим дифференциальные уравнения Лагранжа, определяющие малые колебания:

для координаты φ_1 :

$$\begin{aligned} \frac{\partial T}{\partial \dot{\varphi}_1} &= (m_1 + m_2) \cdot l_1^2 \dot{\varphi}_1 + m_2 l_1 l_2 \dot{\varphi}_2, & \frac{\partial T}{\partial \varphi_1} &= 0, \\ \frac{d}{dt} \frac{\partial T}{\partial \dot{\varphi}_1} &= (m_1 + m_2) \cdot l_1^2 \ddot{\varphi}_1 + m_2 l_1 l_2 \ddot{\varphi}_2, & \frac{\partial \Pi}{\partial \varphi_1} &= (m_1 + m_2) g l_1 \varphi_1; \end{aligned} \quad (4)$$

для координаты φ_2 :

$$\begin{aligned} \frac{\partial T}{\partial \dot{\varphi}_2} &= m_2 l_1 l_2 \dot{\varphi}_1 + m_2 l_2^2 \dot{\varphi}_2, & \frac{\partial T}{\partial \varphi_2} &= 0, \\ \frac{d}{dt} \frac{\partial T}{\partial \dot{\varphi}_2} &= m_2 l_1 l_2 \ddot{\varphi}_1 + m_2 l_2^2 \ddot{\varphi}_2, & \frac{\partial \Pi}{\partial \varphi_2} &= m_2 g l_2 \varphi_2 \end{aligned} \quad (5)$$

Следовательно, уравнения малых колебаний имеют вид (первое уравнение сокращено на l_1 , а второе на $m_2 l_2$; кроме того, все члены перенесены в левые части уравнений)

$$\left. \begin{aligned} (m_1 + m_2) l_1 \ddot{\varphi}_1 + m_2 l_2 \ddot{\varphi}_2 + (m_1 + m_2) g \varphi_1 &= 0 \\ l_1 \varphi_1 + l_2 \varphi_2 + g \varphi_2 &= 0 \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

Общее решение будем искать в форме: $\varphi_1 = -A \sin(kt + \varepsilon)$, $\varphi_2 = -B \sin(kt + \varepsilon)$.

Отсюда следует:

$$\ddot{\varphi}_1 = -A k^2 \sin(kt + \varepsilon), \quad \ddot{\varphi}_2 = -B k^2 \sin(kt + \varepsilon).$$

Подставим значения φ_1 , φ_2 , $\ddot{\varphi}_1$ и $\ddot{\varphi}_2$ в уравнения и приравняем к нулю коэффициенты при $\sin(kt + \varepsilon)$. После группировки членов получим алгебраические уравнения:

$$\left. \begin{aligned} (m_1 + m_2) (g - l_1 k^2) A - m_2 l_2 k^2 B &= 0 \\ -l_1 k^2 A + (g - l_2 k^2) B &= 0 \end{aligned} \right\}.$$

Так как A и B не равны нулю одновременно, то определитель этой системы равен нулю[5]:

$$\begin{vmatrix} (m_1 + m_2)(g - l_1 k^2) & -m_2 l_2 k^2 \\ -l_1 k^2 & g - l_2 k^2 \end{vmatrix}$$

Раскрывая определитель, приведем частотное уравнение к виду:

$$m_1 l_1 l_2 k^4 - (m_1 + m_2)(l_1 + l_2) g k^2 + (m_1 + m_2) g^2 = 0.$$

Дальнейшие вычисления в общем виде производить не рационально. Нужно задать числовые значения параметров либо соотношения между ними.

Будем считать, что системы одинаковы: $l_1 = l_2 = l$, $m_1 = m_2 = m$.

Тогда частотное уравнение примет вид:

$$k^4 - 4 \frac{g}{l} k^2 + 2 \frac{g^2}{l^2} = 0. \quad (7)$$

Отсюда найдем две круговые частоты собственных колебаний:

$$k_1 = \sqrt{(2 - \sqrt{2}) \frac{g}{l}}, k_2 = \sqrt{(2 + \sqrt{2}) \frac{g}{l}}.$$

Пользуясь вторым уравнением, найдем отношения амплитуд:

$$\mu = \frac{B}{A} = \frac{l_1 k^2}{g - l_2 k^2}. \quad (8)$$

Подставляя сюда найденные значения для k_1^2 и k_2^2 , получим ($l_1 = l_2 = l$)

$$\mu_1 = \frac{B_1}{A_1} = \frac{2 - \sqrt{2}}{\sqrt{2} - 1} = \sqrt{2}, \quad \mu_2 = \frac{B_2}{A_2} = \frac{2 + \sqrt{2}}{\sqrt{2} + 1} = -\sqrt{2}.$$

Следовательно: $B_1 = \sqrt{2} A_1$, $B_2 = -\sqrt{2} A_2$.

Теперь можно составить общее решение дифференциальных уравнений:

$$\left. \begin{aligned} \varphi_1 &= A_1 \sin(k_1 t + \varepsilon_1) + A_2 \sin(k_2 t + \varepsilon_2) \\ \varphi_2 &= \sqrt{2} A_1 \sin(k_1 t + \varepsilon_1) - \sqrt{2} A_2 \sin(k_2 t + \varepsilon_2) \end{aligned} \right\} \quad (9)$$

где k_1 и k_2 определены равенствами.

Произвольные постоянные A_1 , A_2 , ε_1 и ε_2 находятся из начальных условий.

Пусть, например, при $t=0$:

$$\left. \begin{aligned} \varphi_1 &= 0 & \varphi_2 &= \varphi_0 \\ \dot{\varphi}_1 &= 0 & \dot{\varphi}_2 &= 0 \end{aligned} \right\},$$

т. е. в начальный момент l_1 занимала крайнее нижнее положение, l_2 была отклонен на угол φ_0 и система была отпущена без начальной скорости.

Продифференцируем φ_1 и φ_2 по времени:

$$\begin{aligned} \dot{\varphi}_1 &= A_1 k_1 \cos(k_1 t + \varepsilon_1) + A_2 k_2 \cos(k_2 t + \varepsilon_2), \\ \dot{\varphi}_2 &= \sqrt{2} A_1 k_1 \cos(k_1 t + \varepsilon_1) - \sqrt{2} A_2 k_2 \cos(k_2 t + \varepsilon_2). \end{aligned}$$

Подставим в эти выражения для φ_1 и φ_2 и в равенства начальные условия:

$$\begin{aligned} 0 &= A_1 k_1 \cos \varepsilon_1 + A_2 k_2 \cos \varepsilon_2, \\ 0 &= \sqrt{2} A_1 k_1 \cos \varepsilon_1 - \sqrt{2} A_2 k_2 \cos \varepsilon_2, \\ 0 &= A_1 \sin \varepsilon_1 + A_2 \sin \varepsilon_2, \\ \varphi_0 &= \sqrt{2} A_1 \sin \varepsilon_1 - \sqrt{2} A_2 \sin \varepsilon_2. \end{aligned}$$

Из первых двух уравнений найдем: $\cos \varepsilon_1 = \cos \varepsilon_2 = 0$, откуда $\varepsilon_1 = \pi/2$, $\varepsilon_2 = \pi/2$.

Теперь вторая пара уравнений принимает вид:

$$A_1 + A_2 = 0, \quad A_1 - A_2 = \frac{\sqrt{2}}{2} \varphi_0.$$

Следовательно: $A_1 = \frac{\sqrt{2}}{4} \varphi_0$, $A_2 = -\frac{\sqrt{2}}{4} \varphi_0$.

Частное решение, соответствующее начальным условиям, будет:

$$\varphi_1 = \frac{\sqrt{2}}{4} \varphi_0 (\cos k_1 t - \cos k_2 t), \quad \varphi_2 = \frac{1}{2} \varphi_0 (\cos k_1 t + \cos k_2 t).$$

Главные колебания согласно определяются следующими равенствами[6]:
первое главное колебание:

$$\varphi_1^{(1)} = A_1 \sin(k_1 t + \varepsilon_1), \quad \varphi_2^{(1)} = \sqrt{2} A_1 \sin(k_1 t + \varepsilon_1);$$

второе главное колебание:

$$\varphi_1^{(2)} = A_2 \sin(k_2 t + \varepsilon_2), \quad \varphi_2^{(2)} = -\sqrt{2} A_2 \sin(k_2 t + \varepsilon_2).$$

Формы главных колебаний изображены на рис. 3. Если в первом главном колебании первое звено отклонилась от вертикали на угол $\varphi_1^{(1)}$, то второе отклонится в ту же сторону на угол $\varphi_2^{(1)} = \sqrt{2} \varphi_1^{(1)}$. Во втором главном колебании при отклонении первого звена на угол $\varphi_1^{(2)}$ второе звено отклонится в противоположную сторону на угол $\varphi_2^{(2)} = -\sqrt{2} \varphi_1^{(2)}$.

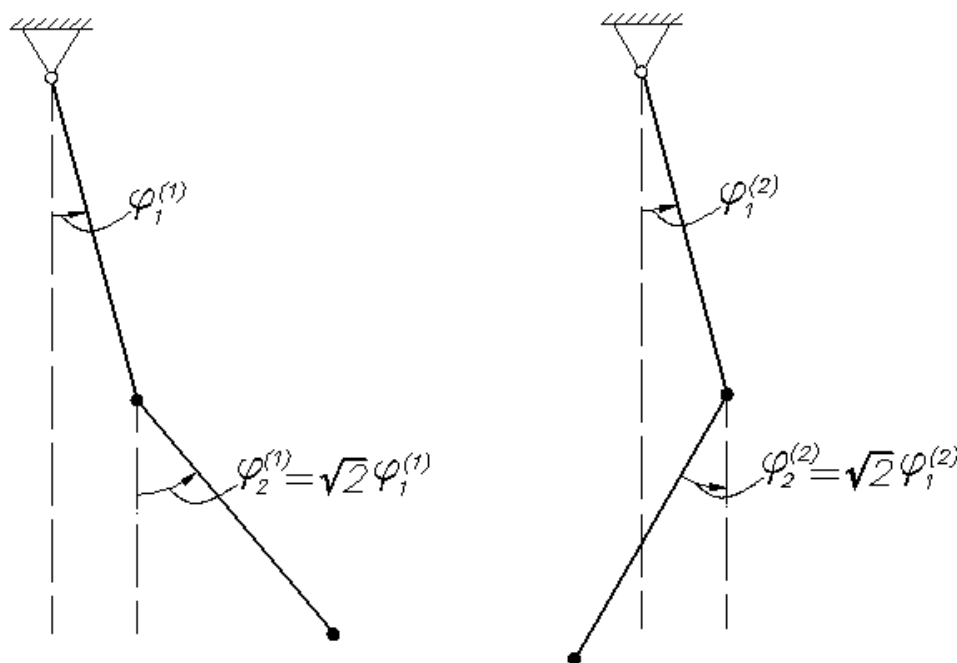


Рис. 3 – Формы главных колебаний

Анализ этих уравнений позволяет сделать следующие выводы:

1. Если система совершает одно из главных колебаний, то обе обобщенные координаты системы изменяются по гармоническому закону одинаковой частоты и фазы колебаний. Это означает, что обе координаты изменяются синхронно, одновременно имея нулевое значение и одновременно достигая максимума.

2. В каждом из главных колебаний амплитуды находятся в постоянном соотношении (μ_1 или μ_2), не зависящем от начальных условий и зависящем лишь от структуры движущейся системы.

Выводы

Рассмотрение общего решения системы показывает, что каждое из колебаний в отдельности является простым гармоническим колебанием, а результирующее движение

представляет собой сложное движение, которое является результатом наложения друг на друга главных колебаний различных частот k_1 и k_2 .

Список источников литературы: **1.** Конструкция, нагружение, диагностика, обеспечение ресурса / О.А. Емельянов // Мосты сварные крановые. – Краматорск: ДГМА, 2002.- 334 с. **2.** В.Ф. Семенюк, М.І. Стукаленко, О.М. Стукаленко. Математична модель безпечного здвоеного поліспада із зрівнювальним фрикційним пристроєм. //Безопасность труда в промышленности. - 1983. - № 11. - С. 38 - 39. **3.** Дорохов Н.Ю., Швачунов А.С. Проектирование устройств, предотвращающих аварии грузоподъемных кранов при обрыве каната // Збірник наукових праць «Машинобудування», УПА – Харків, 2013. - №11. - С. 76-79. **4.** Динамические системы с переменной диссипацией: подходы, методы, приложения / М.В. Шамолин // Фундаментальная и прикладная математика. — 2008. — Т. 14. — Вып. 3. — С. 3–237. **5.** Аппель П. Теоретическая механика. Том 1. Статика. Динамика точки. – М.: Физматлит, 1960. **6.** Кузнецов А.П., Кузнецов С.П., Рыскин Н.М. Нелинейные колебания. Москва: Издательство физико-математической литературы, 2002.

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

МОДЕЛИРОВАНИЕ УСТРОЙСТВ, ПРЕДОТВРАЩАЮЩИХ АВАРИИ ГРУЗОПОДЪЕМНЫХ КРАНОВ ПРИ ОБРЫВЕ КАНАТОВ ПРИ УСТАНОВКЕ ЗАГОТОВКИ НА СТАНОК.

Дорохов Н.Ю., Перог А.В., Стадник А.Н., Швачунов А.С.

Эффективным является оснащение мостового крана уравнительным барабаном, уравнильное устройство которое должно обеспечить снижение расчётных динамических нагрузок, возникающих после обрыва каната, до величин, гарантирующих надёжное удержание груза. Точность определения величины динамических нагрузок влияет не только на надёжность работы уравнильного барабана, но и на габаритные размеры и металлоёмкость узла уравнильного барабана, что в конечном счёте сказывается на металлоёмкости грузовой тележки и крана в целом. Описанная математическая модель позволяет исследовать динамические процессы, происходящие при удержании груза уравнильным барабаном в грузоподъемных машинах с лебедкой, установленной на металлоконструкции, масса и жесткость которой оказывает влияние на указанные процессы.

МОДЕЛЮВАННЯ ПРИСТРОЇВ, ЩО ЗАПОБІГАЮТЬ АВАРІЇ ВАНТАЖОПІДЙОМНИХ КРАНІВ ПРИ ОБРИВІ КАНАТІВ ПРИ ВСТАНОВЛЕННІ ЗАГОТОВКИ НА ВЕРСТАТ

Дорохов М.Ю., Періг О.В., Стадник О.М., Швачунов О.С.

Ефективним є оснащення мостового крану зрівняльним барабаном, зрівняльний пристрій який повинен забезпечити зниження розрахункових динамічних навантажень, що виникають після обриву каната, до величин, що гарантують надійне утримання вантажу. Точність визначення величини динамічних навантажень впливає не лише на надійність роботи зрівняльного барабана, але і на габаритні розміри і металоємність вузла зрівняльного барабана, що позначається на металоємності вантажного візка і крану в цілому. Описана математична модель дозволяє досліджувати динамічні процеси, що відбуваються при утриманні вантажу зрівноважувальним барабаном у вантажопідйомних машинах з лебідкою, встановленою на металоконструкції, маса і жорсткість якої впливає на зазначені процеси.

SIMULATION DEVICES TO PREVENT CRASH OF CARGO CRANES AT BREAK ROPES WHEN INSTALLING WORKPIECE ON THE MACHINE

Dorokhov N.Y., Perog A.V., Stadnik A.N., Shvachunov A.S.

Effective is to equip the crane surge drum, leveling device which should ensure a reduction in the calculated dynamic loads arising from failure of the rope, to values that ensure a secure hold cargo. Accuracy of magnitude dynamic loads affect not only the reliability of the surge drum, but also on the dimensions and metal circulating assembly drum that ultimately affects the metal content and the crane trolley as a whole. Described by a mathematical model to investigate the dynamic processes occurring in the cargo hold in the surge drum hoisting machines with a winch mounted on a steel structure, mass and stiffness which has an impact on these processes. Therefore, in order to prevent the load falls on loss of the rope bridge crane when fitted with its surge drum is necessary to provide reduction of dynamic loads on the metal structure.

Ключевые слова: Грузоподъемный кран, уравнильный барабан, динамические нагрузки, грузовая тележка

Ключові слова: Вантажопідйомний кран, зрівноважувальний барабан, динамічні навантаження, вантажний візок

Key words: Load-lifting crane egalitarian drum, dynamic loads

Дата поступления статьи: 25 апреля 2014 г.

УДК 621.9.02:338.5

Юхимчук В.М., Пасічник В.А.
НТУУ «КПІ», м. Київ, Україна**ЕКОНОМІЧНА ОЦІНКА НАБОРУ ІНСТРУМЕНТАЛЬНОГО ЗАБЕЗПЕЧЕННЯ ДЛЯ
ОБРОБЛЕННЯ ОТВОРІВ НА ЕТАПІ ПРОЕКТУВАННЯ ТЕХНОЛОГІЧНОГО
ПРОЦЕСУ**

Вибір інструментального забезпечення (ІЗ) значно впливає на час, вартість та можливості оброблення для досягнення потрібних технологічних параметрів якості поверхонь деталі. Вибір оптимального ІЗ по заданому критерію є досить задачею великої розмірності, адже існує велика кількість конструкцій різального інструменту, інструментальних матеріалів, зносостійких покриттів та ін., а їх альтернативи і комбінації практично безмежні.

Ця задача має вирішуватись в контексті побудови гнучкої системи ІЗ автоматизованого виробництва, яка базується на широкому використанні ЕОМ та баз даних РІ, що дозволяє значно зменшити час на його пошук та замовлення, знизити рівень інструментальних запасів та підвищити коефіцієнт використання РІ [1]. Крім того, мінімізація кількості ІЗ для заданих умов оброблення знижує витрати на виготовлення шляхом зменшення допоміжного часу, потрібного на заміну та налагодження інструменту, а також витрати на утримання складських приміщень.

Синтез набору ІЗ для оброблення деталі є частиною підсистеми САПР ТП, яка функціонує в рамках структурної моделі технологічної системи. В роботі [2] представлена модель системи ІЗ, що реалізує вибір типу и типорозміру інструменту, цикли пошуку та проектування стандартного, нормалізованого та спеціального інструменту, цикли замовлення стандартного та працює для досягнення закладених техніко-економічних показників виробництва. В той же час для підвищення економічної рентабельності виробництва необхідно мати методи оцінки впливу номенклатури ІЗ та його характеристик на витрати оброблення на ранніх стадіях проектування технологічного процесу.

Мета роботи – розроблення підходів вибору ІЗ на основі мінімуму сукупних витрат на оброблення деталі, досягнення якого базується на розрахунку собівартості всієї множини можливих наборів ІЗ для даної деталі і виробничих умов.

Основними факторами, які необхідно враховувати при виборі інструментального оснащення є геометричні параметри інструменту (здатність забезпечити потрібну геометрію деталі) та технологічні параметри оброблюваної поверхні, які може забезпечити даний різальний інструмент.

Синтез набору інструментального забезпечення повинен базуватись на аналізі геометричних та технологічних ознак оброблюваних поверхонь деталі, матеріалу та вихідного стану поверхні заготовки. В першу чергу необхідною умовою застосування різального інструменту має бути його здатність забезпечити необхідну точність та шорсткість оброблюваної поверхні на даному технологічному переході.

Для формалізації процесів вибору ІЗ необхідно визначити взаємодію множини елементарних оброблюваних поверхонь $\{EP\}$ [3] та множини інструментального забезпечення $\{IZ\}$, що можна представити у вигляді множини можливостей оброблення MO елементарної поверхні виробу EP_s тим чи іншим інструментальним забезпеченням IZ_t (де s , t – відповідні ідентифікатори ЕП та ІЗ):

$$MO = \{e_{1,1}^{MO}(0/1), \dots, e_{1,t}^{MO}(0/1), \dots, e_{s,1}^{MO}(0/1), \dots, e_{s,t}^{MO}(0/1)\}, \quad (1)$$

де при можливості оброблення булева змінна $e_{s,t}^{MO} = 1$, а при неможливості $e_{s,t}^{MO} = 0$. Або у вигляді матриці, кожен рядок якої відповідає s -ій ЕП, а кожен стовпчик t -ому ІЗ:

$$MO = \begin{bmatrix} e_{1,1}^{MO} & e_{1,2}^{MO} & \dots & e_{1,t-1}^{MO} & e_{1,t}^{MO} \\ e_{2,1}^{MO} & e_{2,2}^{MO} & \dots & e_{2,t-1}^{MO} & e_{2,t}^{MO} \\ \dots & \dots & \dots & \dots & \dots \\ e_{s-1,1}^{MO} & e_{s-1,2}^{MO} & \dots & e_{s-1,t-1}^{MO} & e_{s-1,t}^{MO} \\ e_{s,1}^{MO} & e_{s,2}^{MO} & \dots & e_{s,t-1}^{MO} & e_{s,t}^{MO} \end{bmatrix} \quad (2)$$

Для опису всіх технологічних переходів $k_{техн.пер.}$ оброблення виробу повинна бути визначена інформаційна множина $M_{ТП}$ у вигляді вкладеної матриці:

$$M_{ТП} = \left[\begin{bmatrix} s \\ t \end{bmatrix}_1, \begin{bmatrix} s \\ t \end{bmatrix}_2, \dots, \begin{bmatrix} s \\ t \end{bmatrix}_{k_{техн.пер.}} \right] \quad (3)$$

де s, t – номери тих елементів матриці можливості оброблення M , де $e_{k,i}^{MO} = 1$.

Вирішення задачі синтезу та пошуку найбільш економічно вигідного варіанту технологічного процесу потребує формування множини всіх можливих варіантів наборів ІЗ. Її зручно записати у вигляді матриці, рядки якої відображають варіанти технологічного процесу відповідно до набору ІЗ:

$$MV = \left[\begin{bmatrix} \begin{bmatrix} s \\ t \end{bmatrix}_1 & \begin{bmatrix} s \\ t \end{bmatrix}_2 & \dots & \begin{bmatrix} s \\ t \end{bmatrix}_{k_{техн.пер.}} \end{bmatrix}_1 \right. \\ \left. \begin{bmatrix} \begin{bmatrix} s \\ t \end{bmatrix}_1 & \begin{bmatrix} s \\ t \end{bmatrix}_2 & \dots & \begin{bmatrix} s \\ t \end{bmatrix}_{k_{техн.пер.}} \end{bmatrix}_2 \right. \\ \dots \\ \left. \begin{bmatrix} \begin{bmatrix} s \\ t \end{bmatrix}_1 & \begin{bmatrix} s \\ t \end{bmatrix}_2 & \dots & \begin{bmatrix} s \\ t \end{bmatrix}_{k_{техн.пер.}} \end{bmatrix}_j \right] \quad (4)$$

Додаткова зручність використання ідентифікаторів s та t – спрощення взаємодії з базами даних різальних інструментів та можливість автоматичної їх індексації в системі ЧПК.

Для вибору найбільш економічно вигідного варіанту оброблення та відповідного набору ІЗ необхідно прийняти відповідний критерій прийнятності такого рішення – мінімальної собівартості оброблення, мінімального часу оброблення, максимальної продуктивності, стійкості різального інструменту або ін. [4]. В даному випадку за критерій ефективного пошуку набору ІЗ приймемо мінімальну собівартість оброблення деталі. Тобто необхідно розрахувати витрати на оброблення по всім варіантам наборів ІЗ матриці MV .

Собівартість механічного оброблення, враховуючи вплив на неї вибраного інструментального забезпечення, записується:

$$C_{обр.} = C_{обл.} + C_{інст.} \quad (5)$$

де $C_{обл.}$ та $C_{інст.}$ – відповідні витрати на експлуатацію технологічного обладнання та ІЗ. Витрати на обладнання обчислюються на основі вартості верстато-години роботи технологічного обладнання та оперативного часу оброблення деталі:

$$C_{обл.} = t_{оп.} \cdot C_{верст.-год} \quad (6)$$

$$t_{он.} = \sum_{k_{mex.пер.}=1}^{k_{mex.пер.}} t_{осн.k_{mex.пер.}} =$$

$$= \sum_{k_{mex.пер.}=1}^{k_{mex.пер.}} \left(\frac{L \left((MV_{1,j})_{k_{mex.пер.}} \right)_1 + 2}{n_{k_{mex.пер.}} \cdot S \left((MV_{1,j})_{k_{mex.пер.}} \right)_2} \cdot p \left((MV_{1,j})_{k_{mex.пер.}} \right)_1 \right) + t_{зам.} \cdot k_{зам.} + t_{д.х-x} \quad (7)$$

$$n_{k_{mex.пер.}} = \frac{V \left((MV_{1,j})_{k_{mex.пер.}} \right)_2}{\pi \cdot D \left((MV_{1,j})_{k_{mex.пер.}} \right)_2} \quad (8)$$

де для k -ого технологічного переходу: $t_{осн.}$ – основний час оброблення, хв.; L – довжина шляху оброблення вздовж осі подачі, мм; p – кількість оброблюваних елементарних поверхонь; n – кількість обертів інструменту, об/хв; V – швидкість різання, м/хв; D – діаметр інструменту; s – подача, мм/об; $k_{зам.}$ – кількість змін інструменту; $t_{зам.}$ – час зміни інструменту (відповідно до паспортних показників системи автоматичної зміни інструменту для даного технологічного обладнання), $t_{д.х-x}$ – додатковий час на холості переміщення інструменту.

Інструментальні витрати $C_{інст.}$ складаються з витрат, пов'язаних з експлуатацією ІЗ $C_{експ.інст.}$ та витрат на його переточування $C_{перет.}$:

$$C_{інст.} = C_{експ.інст.} + C_{перет.} \quad (9)$$

Розрахунок витрат на експлуатацію ІЗ пов'язаний з розподілом вартості однієї різальної кромки на весь період стійкості РІ, виражений в кількості деталей.

$$C_{експ.інст.} = \sum_{k_{mex.пер.}=1}^{k_{mex.пер.}} \frac{C_{різ.кр.k_{mex.пер.}}}{T \left((MV_{1,j})_{k_{mex.пер.}} \right)_2} \cdot \frac{1}{t_{осн.k_{mex.пер.}}}, \quad (10)$$

де $C_{різ.кр.k_{mex.пер.}}$ – вартість різальної кромки для цільного інструменту:

$$C_{різ.кр.k_{mex.пер.}} = \frac{C_{ціл.ін. \left((MV_{1,j})_{k_{mex.пер.}} \right)_2}}{k_{пер. \left((MV_{1,j})_{k_{mex.пер.}} \right)_2}}, \quad (11)$$

або для збірного інструменту:

$$C_{\text{різ.кр.} \cdot k_{\text{тех.пер.}}} = \frac{C_{\text{корп.}} \cdot \left((MV_{1,j})_{k_{\text{тех.пер.}}} \right)_2}{R_{\text{корп.}} \cdot \left((MV_{1,j})_{tp} \right)_2} + \frac{C_{\text{пласт.}} \cdot \left((MV_{1,j})_{k_{\text{тех.пер.}}} \right)_2}{k_{\text{різ.кр.}} \cdot \left((MV_{1,j})_{k_{\text{тех.пер.}}} \right)_2}, \quad (12)$$

де для k-го технологічного переходу: T – період стійкості інструменту, хв; $t_{\text{осн.}}$ – основний час оброблення деталі, хв; $C_{\text{цільн.ін.}}$ ($C_{\text{корп.}}$) – вартість цільного інструменту (або, відповідно, корпусу збірного), грн.; $k_{\text{перет.}}$ – кількість переточувань цільного інструменту; $C_{\text{пласт.}}$ – вартість пластин збірного інструменту, грн.; $R_{\text{корп.}}$ – ресурс корпусу збірного інструменту; $k_{\text{різ.кр.}}$ – кількість різальних кромок в пластині збірного інструменту.

Витрати на переточування ІЗ утворюються в результаті розподілу витрат, пов'язаних з переточуванням однієї різальної кромки на весь період стійкості інструменту, виражений в кількості деталей:

$$C_{\text{перет.}} = \sum_{t=1}^t \frac{C_{\text{перет.різ.кр.}}}{T \cdot \left((MV_{1,j})_t \right)_2} \cdot T_{\text{осн.}t} \quad (13)$$

$$C_{\text{перет.різ.кр.}} = \frac{t_{\text{перет.}} \cdot C_{\text{перет.верст.год}}}{60} + \frac{C_{\text{заточ.ін.}}}{R_{\text{заточ.ін.}}}, \quad (14)$$

де для t-го переточуваного різального інструменту: T – період стійкості інструменту, хв; $T_{\text{осн.}}$ – основний час оброблення деталі, хв; $t_{\text{перет.}}$ – час переточування, хв; $C_{\text{перет.верст.год}}$ – вартість верстато-години роботи заточувального обладнання, грн./год; $C_{\text{заточ.ін.}}$ – вартість заточувального інструменту, грн./шт.; $R_{\text{заточ.ін.}}$ – ресурс заточувального інструменту.

Тестування методики відбувалось на корпусній деталі (рис. 1). Передбачалось, що деталь виконана із сталі 45 та оброблялась на горизонтальному оброблюваному центрі ІР320ПМФ4 з автоматичною заміною інструменту.

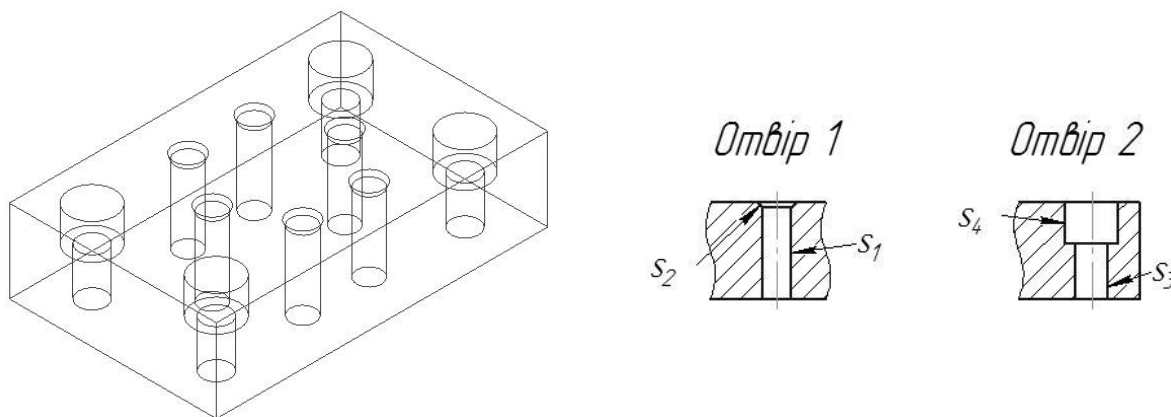


Рис. 1 – Деталь з позначенням оброблюваних поверхонь отворів

Деталь може бути представлена у вигляді таблиці, яка описує геометричні та

технологічні параметри кожної елементарної поверхні (табл. 1).

Таблиця 1

Опис геометричних та технологічних параметрів ЕП отворів деталі

s	T_{un}	$D1$	$D2$	L	IT	Ra/Rz	p
s1	циліндрична	6	6	19	8	Ra1.25	6
s2	конічна	6	8	1	14	Ra3.2	6
s3	циліндрична	11	11	8,5	12	Ra3.2	4
s4	циліндрична	6,6	6,6	11,5	12	Rz40	4

Доступна обмежена база даних ІЗ, кодування якої представлено в табл. 2

Таблиця 2

Кодування доступного ІЗ

Позначення ІЗ	Повне найменування ІЗ
t ₁	Свердло спіральне циліндричне Walter Tools Maximiza A1166-6 TiN
t ₂	Свердло спіральне циліндричне 2300-6173 ГОСТ 10902-77
t ₃	Свердло спіральне циліндричне 2300-0308 ГОСТ 10902-77
t ₄	Свердло збірне з ЗМП Sandvik RA416.2-0500P12-21
t ₅	Свердло спіральне ступінчасте (з фаскою) ГОСТ Р 52966-2008
t ₆	Свердло спіральне ступінчасте Seco Feedmax SD205A
t ₇	Свердло спіральне ступінчасте (без фаски) Sandvik CoroDrill 880 спец.
t ₈	Цеківка 2350-0669 ГОСТ 26258-87
t ₉	Зенкер циліндричний 2320-2712 h8 ГОСТ 12489-71
t ₁₀	Зенківка конічна 2353-0105 ГОСТ 14953-80

Прилад повної інформації про ІЗ, його конструктивні, технологічні та вартісні показники представлені в табл. 3

Таблиця 3

Приклад опису даних про інструментальне забезпечення

t	Позначення	D	$k_{різ.кр.}$	$C_{корп.}$	$C_{пласт.}$	V	s	T	Забезпечує параметри точн./шорстк.	
									IT	Ra/Rz
t ₁	Свердло спіральне Walter Tools Maximiza A1166-6 TiN	6,6	1	280	-	63	0.13	25	H10	Ra 2.5

В результаті аналізу вихідних геометричних параметрів деталі та технологічних параметрів оброблюваних поверхонь, складено матрицю можливості оброблення MV , що описує всі можливі набори ІЗ табл. 2 (рис. 2).

V		t ₁	t ₂	t ₃	t ₄	t ₅	t ₆	t ₇	t ₈	t ₉	t ₁₀		t ₁	t ₂	t ₃	t ₄	t ₅	t ₆	t ₇	t ₈	t ₉	t ₁₀	V	
1	S ₁		1							1		S ₁		1							1		2	
	S ₂										1	S ₂										1		3
	S ₃	1										S ₃			1									
	S ₄								1			S ₄				1				1				
3	S ₁		1							1		S ₁		1							1		4	
	S ₂										1	S ₂										1		5
	S ₃	1										S ₃			1									
	S ₄				1							S ₄				1								
5	S ₁		1							1		S ₁						1					6	
	S ₂										1	S ₂					1							7
	S ₃							1				S ₃	1											
	S ₄							1				S ₄								1				
7	S ₁					1						S ₁						1					8	
	S ₂					1						S ₂					1							9
	S ₃			1								S ₃	1											
	S ₄								1			S ₄			1									
9	S ₁					1						S ₁						1					10	
	S ₂					1						S ₂					1							
	S ₃			1								S ₃							1					
	S ₄				1							S ₄							1					

Рис. 2 – Матриці варіантів наборів інструментального забезпечення (V – варіанти, s – поверхні, t – інструменти)

Після розрахунку собівартості за формулами (5) – (13) були отримані результати, які представлені у вигляді діаграми (рис. 3).

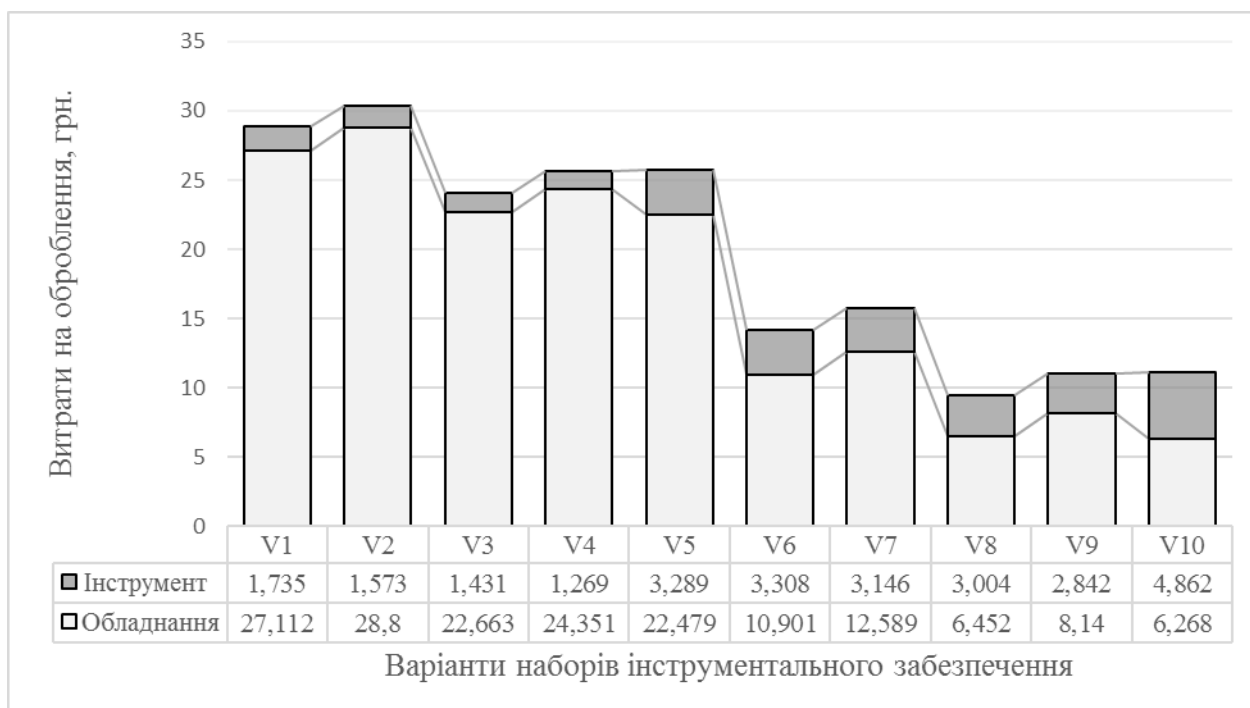


Рис. 3 – Діаграма сумарних витрат на оброблювання для всіх можливих варіантів технологічних переходів

Для даного тестового приладу мінімальну собівартість виготовлення представленої деталі у розмірі забезпечить використання набору ІЗ №8, який складається з свердла спірального ступінчастого з фаскою Seco Feedmax SD205A для оброблення отворів типу 1, а також свердло спіральне циліндричне Walter Tools Maximiza A1166-6 TiN та свердло збірне з ЗНП Sandvik RA416.2-0500P12-21 для оброблення отворів типу 2. Дані результати носять наближений характер та залежать від реальних цін виробників різального інструменту.

Висновки

Запропонована методика економічного аналізу набору ІЗ дозволяє отримати попередню експрес-оцінку витрат на оброблення на ранніх стадіях проектування ТП та обрати найбільш економічний варіант оброблення.

Інтеграція даного підходу з САПР ТП дозволить отримати гнучкий інструмент оцінки та мінімізації витрат на стадії проектування технологічного процесу та підвищить ефективність технологічного підготовки виробництва в цілому.

Список літературних джерел:

- 1.** Инструментальное обеспечение автоматизированного производства [Текст] / В.А. Гречишников, А.Р. Маслов, Ю.М. Соломенцев и др.; Под ред. Ю.М. Соломенцева. – М.: Высш. шк., 2001. – 271 с.: ил.
- 2.** Моделирование менеджмента инструментального обеспечения в среде технологического процесса [Текст] / Е.В. Мироненко // Вісник ДГМА. – 2009. – № 3(17). – С. 148-153.
- 3.** Інформаційні зв'язки для реалізації САПР інструментального забезпечення машинобудівного виробництва [Текст] / В.А. Пасічник, В.М. Юхимчук // Вісник СевНТУ. Збірник наукових праць. Серія «Машинобудування та транспорт». – № 139. – 2013. – С. 170-176.
- 4.** Технология обработки металлов резанием: [Текст] учебное пособие // SANDVIK COROMANT. – 2009. – 359 с.

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

ЕКОНОМІЧНА ОЦІНКА НАБОРУ ІНСТРУМЕНТАЛЬНОГО ЗАБЕЗПЕЧЕННЯ ДЛЯ
ОБРОБЛЕННЯ ОТВОРІВ НА ЕТАПІ ПРОЕКТУВАННЯ ТЕХНОЛОГІЧНОГО ПРОЦЕСУ
Юхимчук В.М., Пасічник В.А.

У роботі представлений підхід до вибору інструментального забезпечення оброблення отворів корпусних деталей на основі критерію мінімуму загальних витрат на оброблення деталі. Запропонований математичний опис множини всіх можливих варіантів інструментального забезпечення для даної деталі. Це дозволяє отримати оцінку витрат на ранніх стадіях проектування технологічного процесу та запропонувати найбільш економічний варіант. Інтеграція даного підходу з САПР ТП дозволить отримати гнучкий інструмент оцінки та мінімізації витрат та підвищити ефективність технологічної підготовки виробництва.

ЭКОНОМИЧЕСКАЯ ОЦЕНКА НАБОРА ИНСТРУМЕНТАЛЬНОГО ОБЕСПЕЧЕНИЯ
ДЛЯ ОБРАБОТКИ ОТВЕРСТИЙ НА ЭТАПЕ ПРОЕКТИРОВАНИЯ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОГО
ПРОЦЕССА

Юхимчук В.Н., Пасечник В.А.

В работе представлен подход к выбору инструментального обеспечения обработки отверстий корпусных деталей на основе критерия минимума общих затрат на обработку детали. Предложено математическое описание множества всех возможных вариантов инструментального обеспечения для данной детали. Это позволяет получить оценку затрат на ранних стадиях проектирования технологического процесса и предложить наиболее экономичный вариант. Интеграция данного подхода с САПР ТП позволит получить гибкий инструмент оценки и минимизации затрат и повысит эффективность технологической подготовки производства.

ECONOMIC EVALUATION OF THE USE OF CUTTING TOOLING FOR MACHINING
HOLES AT THE DESIGN STAGE OF THE TECHNOLOGICAL PROCESS

Yukhymchuk V.M., Pasichnyk V.A.

The paper presents an approach to the selection of cutting tooling for hole machining of body parts based on the criterion of minimum total machining cost and mathematical description of the set of all possible variants of cutting tooling for the parts. This allows getting a cost estimate at the early stages of the design process and offering the most cost-effective variant. The integration of this approach with CAPP afford to get a flexible tool to minimize cost and improve the efficiency of technological preparation of production.

Ключові слова: Синтез, інструментальне забезпечення, автоматизоване проектування, собівартість оброблення

Ключевые слова: Синтез, инструментальное обеспечение, автоматизированное проектирование, себестоимость обработки

Key words: Synthesis, cutting tooling, computer-aided design, machining cost

Дата поступления статьи: 25 апреля 2014 г.

УДК 621.791.75

Бережная Е.В.

ДГМА, г. Краматорск, Украина

ТЕПЛОВОЕ СОСТОЯНИЕ РЕЖУЩЕГО ИНСТРУМЕНТА В ЗОНЕ ВОССТАНОВИТЕЛЬНОЙ ЭЛЕКТРОКОНТАКТНОЙ НАПЛАВКИ

Режущий инструмент почвообрабатывающей техники характеризуется невысоким ресурсом, особенно при обработке песчаных и супесчаных почв. Это, в первую очередь, определено специфическими условиями эксплуатации почвообрабатывающих машин, что обуславливает ресурс работ режущих деталей от 5 до 10 га. Гранулометрический состав таких почв отличается большим содержанием крупных минеральных частиц кварца твердостью 7...11 HV, составляющим 70-85% грунта. Твердость таких частиц значительно превосходит твердость рабочих поверхностей режущего инструмента почвообрабатывающих машин [1, 2]. Изнашивающая способность таких почв составляет от 60 до 260 г/га.

По мере наработки в результате абразивного изнашивания минеральными частицами изменяется геометрическая форма и размеры инструмента, что отрицательно сказывается на энергетических показателях машины, а также на производительности процесса [3, 4]. Применение износостойкой электроконтактной наплавки в качестве процесса восстановления изношенного инструмента позволяет снизить себестоимость обслуживания машин за счет исключения необходимости замены сработанных деталей новыми [5].

Однако процесс электроконтактной наплавки характеризуется высокой интенсивностью нагрева наплавочного материала в зоне протекания электрического тока, поэтому актуальной задачей является изучение распределения температурных полей и степени нагрева поверхности восстанавливаемого изделия [6].

Целью работы является изучение теплового состояния поверхности детали в зоне электроконтактной наплавки.

Рассматривая электроконтактную наплавку как разновидность контактной сварки [6], при которой соединение образуется непрерывным швом, состоящим из отдельных сварных точек, в результате приложения усилия сжатия и подвода тока к детали и ролику-электроду, определим распределение температуры от сварной точки вглубь тела.

Поверхность наплавляемой детали изделия при протекании импульса электрического тока нагревается в зоне контакта с проволокой до температуры плавления, т.е. происходит образование сварной точки в месте контакта. Для оценки величины зоны термического влияния нагрева наплавочного металла на деталь необходимо произвести расчет распределения температуры предельного состояния при нагреве полубесконечного тела неподвижным нормально-круговым источником [7]. После упрощения имеем:

$$T(O, h) = T_c \frac{2}{\pi} \int_0^{\infty} \frac{dx}{1+x^2} e^{-\frac{k}{x^2}}, \quad (1)$$

где T_c – предельная температура центральной точки неподвижного нормально-кругового источника в полубесконечном теле, °С;

k – коэффициент.

Обозначив интеграл выражением:

$$S = \int_0^{\infty} \frac{e^{-\frac{k}{x^2}}}{1+x^2} dx \quad (2)$$

и преобразовав переменные $u = \frac{1}{x^2}$; $x = -\frac{1}{\sqrt{u}}$,

Получим:

$$du = -2dx/x^2 = 2u\sqrt{u}dx; \quad dx = du/2u\sqrt{u}.$$

Тогда (2) представим в виде:

$$S = \int_0^{\infty} \frac{e^{-k/x^2}}{1+x^2} dx = \frac{1}{2} \int_0^{\infty} \frac{e^{-ku}}{\sqrt{u}(1+u)} du.$$

С помощью преобразования Лапласа [9] заменим оригинал $f(u) = \frac{1}{\sqrt{u}(1+u)}$ оператором $f(u)'$:

$$\frac{1}{2} \int_0^{\infty} \frac{e^{-ku}}{(1+u)\sqrt{u}} du = \frac{\pi}{2} e^k (1 - \operatorname{erfc}\sqrt{k}).$$

Полученное выражение для интеграла S подставим в уравнение (1):

$$T(O, h) = T_c e^k (1 - \operatorname{erfc}\sqrt{k}) \quad (3)$$

По предложенной математической модели распределения температурных полей вглубь наплавляемой детали был произведен расчет и построена кривая (рис.1) распределения температуры в зоне контакта наплавляемой проволоки с основным металлом на примере углеродистой стали.

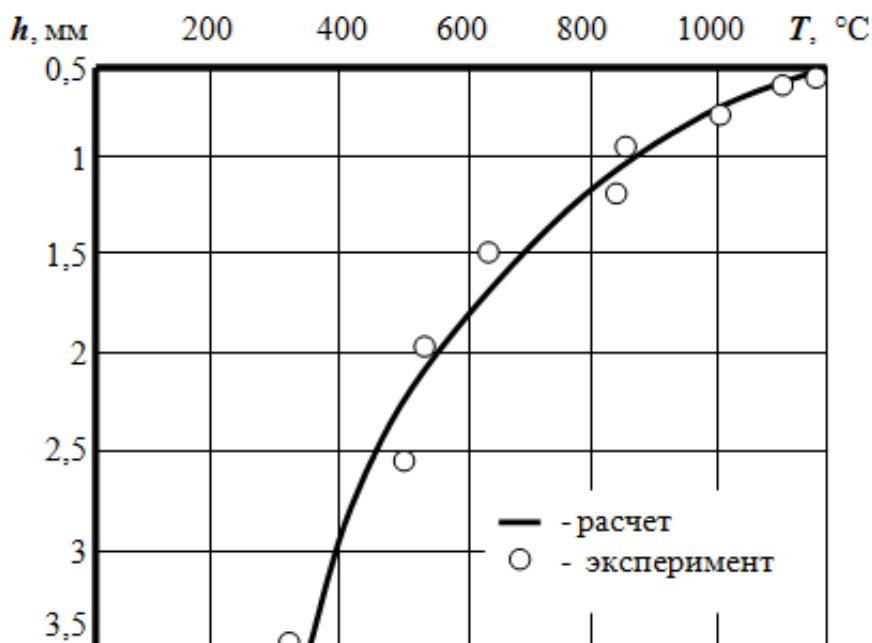
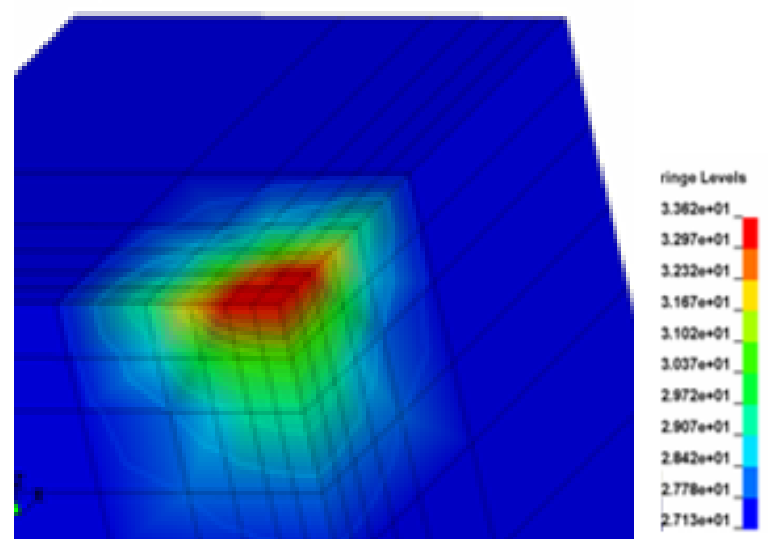


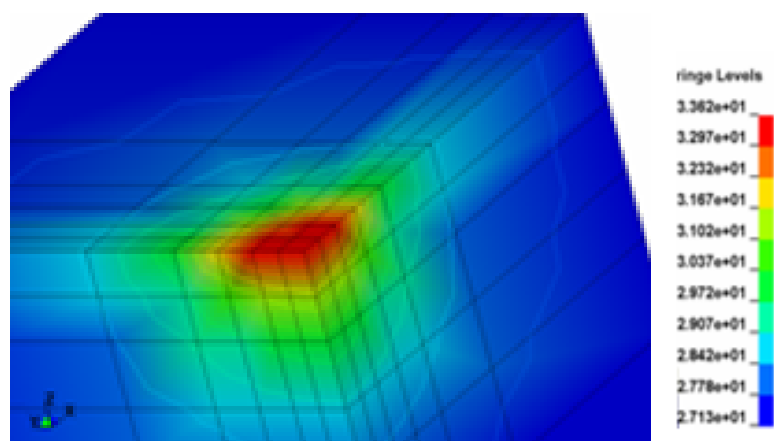
Рис.1. – Распределения температуры вглубь основного металла для углеродистой стали при электроконтактной наплавке

Сравнение экспериментальных и расчетных данных показало удовлетворительный уровень адекватности расчетной модели.

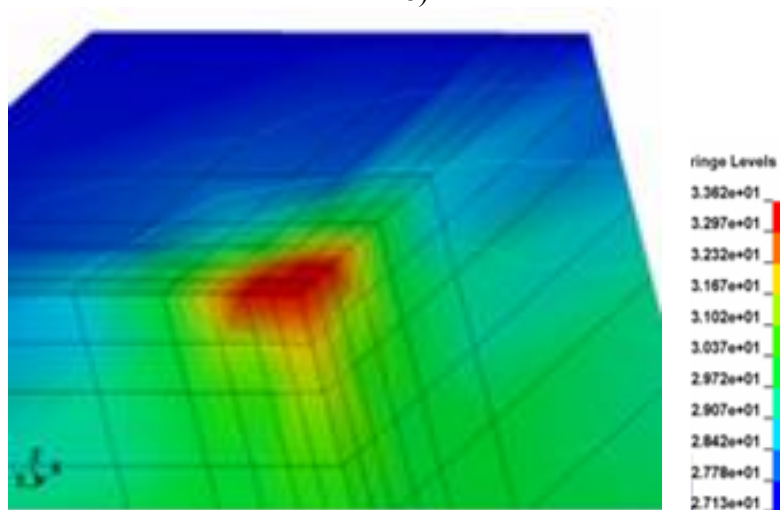
С помощью пакета конечно-элементного анализа LS-DYNA с использованием полученной математической модели с учетом теплофизических свойств углеродистой стали [10] были выполнены тепловые расчеты распределения температурных полей в различные промежутки времени (рис.2). Относительная погрешность тепловых расчетов с помощью пакета конечно-элементного анализа LS-DYNA не превышает 7-12%.



а)



б)



в)

Рис.2. – Распределение температурных полей в основном металле в зоне электроконтактной наплавки через 2мс (а), 5 мс (б) и 10 мс (в) протекания импульса сварочного тока

Построенные аналитические зависимости позволяют оценить степень термического влияния процесса электроконтактной наплавки на восстанавливаемую деталь, что является важным критерием при изучении наличия нежелательных структурных изменений в материале режущего инструмента, приводящих к ухудшению прочностных характеристик, снижению

износостойкости, а также повышению хрупкости как отдельного участка материала, так и детали в целом.

Выводы

Используя формулу распределения температуры предельного состояния при нагреве полубесконечного тела неподвижным нормально-круговым источником получено уравнение для расчета распределения температуры, позволяющее оценить область нагрева основного металла от термического воздействия протекающего электрического тока в зоне контакта наплавочного материала с поверхностью режущего инструмента и определить возможности снижения вредного влияния изменения физико-механических характеристик в зоне электроконтактной наплавки.

Перечень источников литературы: 1. Bhushan D. Introduction to tribology / B. Bhushan // New York: John Wiley & Sons. – 2002. – 732 p. 2. Robin F. The wear of steels by abrasives / F. Robin // Revue de Metallurgie, 1991. – V. 8. – P. 47-84. 3. Брыков М.Н. Абразивное изнашивание железоуглеродистых сплавов / М.Н. Брыков // Трение и износ, 2006. – Т.27. – №1. – С. 105-109. 4. Когаев В.П. Прочность и износостойкость деталей машин / В.П. Когаев, Ю.Н. Дроздов // М.: Высшая школа. – 1991. – 319с. 5. Захарова О.В. Экономические аспекты энергосбережения на промышленных предприятиях / О.В. Захарова // Інтегровані технології та енергозбереження. – 2002. – №2. – С. 40-45. 6. Ярошевич В.К. Электроконтактное упрочнение / В.К. Ярошевич, Я.С. Генкин, В.А. Верещагин. – Мн.: Наука и техника, 1982. – 256с. 7. Рыкалин Н.Н. Расчеты тепловых процессов при сварке / Н.Н. Рыкалин // М.: Машгиз. – 1951. – 296с. 8. Дудкин В.А. Справочник по операционному исчислению / В.А. Дудкин, А.П. Прудников // М.: Высшая школа. – 1965. – 505с. 9. Вестбрук Д.Х. Свойства металлических соединений / Д.Х. Вестбрук // М.: Металлургиздат. – 1962. – 438с.

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

ТЕПЛОВОЕ СОСТОЯНИЕ РЕЖУЩЕГО ИНСТРУМЕНТА В ЗОНЕ ВОССТАНОВИТЕЛЬНОЙ ЭЛЕКТРОКОНТАКТНОЙ НАПЛАВКИ

Бережная Е.В.

Рассмотрены современные способы повышения износостойкости режущих кромок инструмента, в частности метод электроконтактной наплавки, при которой на изношенную поверхность наносят слой требуемой толщины, обладающий заданным уровнем рабочих характеристик. Это позволяет эффективно решать задачу продления нормативного срока службы технологических узлов. Предложены аналитические зависимости, позволяющие оценить распределение тепловых полей по сечению восстанавливаемой детали при электроконтактной наплавке с учетом физико-механических свойств материала инструмента.

ТЕПЛОВИЙ СТАН РІЗУЧОГО ІНСТРУМЕНТУ В ЗОНІ ВІДНОВЛЮВАЛЬНОГО ЕЛЕКТРОКОНТАКТНОГО НАПЛАВЛЕННЯ

Бережна О.В.

Розглянуто сучасні способи підвищення зносостійкості ріжучих кромок інструменту, зокрема метод електроконтактного наплавлення, при якому на зношену поверхню наносять шар необхідної товщини, який має заданий рівень робочих характеристик. Це дозволяє ефективно вирішувати задачу подовження нормативного строку служби технологічних вузлів. Запропоновано аналітичні залежності, що дозволяють оцінити розподіл теплових полів по перетину деталі, що відновлюється, при електроконтактному наплавленні з урахуванням фізико-механічних властивостей матеріалу інструменту.

THERMAL STATE OF THE CUTTING TOOL IN THE AREA OF REGENERATIVE ELECTRIC-WELDING

Berezshnaya E.V.

The modern ways of improving the durability of the cutting edge tools, in particular electric-welding method, in which on the worn surface layer is applied to the desired thickness with a given level of performance. It can effectively solve the problem of extending the lifetime of the regulatory process units. The analytical dependence, to assess the distribution of thermal fields in the cross section of recoverable items with electric-surfacing c based on the physical and mechanical properties of the tool material.

Ключевые слова: Метод электроконтактной наплавки, тепловое поле, режущий инструмент, износостойкость, аналитическая зависимость

Ключові слова: Метод електроконтактного наплавлення, теплове поле, ріжучий інструмент, зносостійкість, аналітична залежність

Key words: Electric-welding method, thermal field, cutting tool, durability, analytical dependence

Дата поступления статьи: 25 апреля 2014 г.

ЗМІСТ

РОЗДІЛ 1

Процеси та інструменти механообробки

<i>Якубов Ч.Ф., Ваниев Э.Р., Майданюк С.В.</i> Моделирование шероховатости поверхности при фрезеровании стали 12X18H10T при использовании различных СОТС	3
<i>Ступницький В.В.</i> Система автоматизованого формоутворення деталей на основі імітаційного реологічного моделювання процесу різання	9
<i>Мироненко Е.В., Клочко А.А., А.Н. Шелковой А.А. Ярошенко, Палашек С.Ю.</i> исследование влияния параметров волнистости на эксплуатационные свойства цилиндрических крупномодульных зубчатых колес	19
<i>Шелковой А.Н., Ярошенко А.А., Шрон Л.Б., Мироненко Е.В., Клочко А.А.</i> Теоретическое определение степени упрочнения цилиндрических зубчатых колес	26
<i>Онисько О.Р.</i> Розрахунок профілю передньої площини різця з переднім кутом відмінним від нуля для нарізання різьб на трубах нафтового сортаменту	33
<i>Клименко С. Ан., Манохін А. С., Клименко С. А.</i> Температура різання при точінні загартованої сталі ШХ15 інструментом, оснащеним пнтм із зносостійкими покриттями	40
<i>Ткачук І.В., Майборода В.С.</i> Геометричні характеристики магнітно-абразивних порошків	49
<i>Гречук А.І., Глоба О.В.</i> Визначення температурного поля в зоні різання при свердлінні ПКМ	56
<i>Дроздік В.В., Глоба О.В.</i> Дослідження зміни переднього кута трьохперового свердла	61
<i>Булах І.О., Глоба О.В.</i> Дослідження осцилюючого свердління ПКМ типу вуглепластик	65
<i>Вовк В.В.</i> Особенности определения толщины срезаемого слоя сферическими концевыми фрезами	73
<i>Богданова Л.М., Гузенко Д.Е.</i> Разработка программно-методического комплекса для определения оптимальных режимов резания	77
<i>Девин Л.Н., Рычев С.В.</i> Вероятность разрушения резцов из монокристаллов алмаза при тонком точении алюминиевых сплавов	82
<i>Родічев Ю.М., Сорока О.Б., Ковальов В.Д., Васильченко Я.В.</i> Оцінка конструкційної міцності та особливостей руйнування модифікованих твердих сплавів	89
<i>Пуховський Є. С., Мельник Н. О., Кореньков В. М.</i> Вирішення питання керування подачею в процесі фрезерування	100
<i>Бесарабець Ю.Й., Адаменко Ю.І., Степаненко С.О.</i> Вплив геометричних параметрів леза комбінованих інструментів на силові фактори під час обробки отворів у композитах	107

- Дерев'янченко О.Г., Криницин Д.О.* Діагностування проточин в структурі різальної частини різців 112
- Калиниченко В.В., Щусь Д.В.* Возможности повышения стойкости твердосплавного инструмента за счет нанесения износостойких покрытий с боридными слоями 119
- Субботин О.В., Ставицкий В.О.* Особенности механической обработки полимерных материалов на металлорежущих станках 125

РОЗДІЛ 2

Якість та надійність металорізального обладнання

- Жартовский А.В., Держевецкий В.В., Ковган А.Г.* Экспериментальная установка для электрофизической обработки материалов 130
- Сукова Т.А.* Повышение эффективности тяжелого металлорежущего оборудования на основе определения его рациональных технических и конструктивных параметров 135

РОЗДІЛ 3

Технологія машинобудування

- Бурыкин В.В., Найдено А.Г., Манохин А.С.* Качество поверхностного слоя оптических изделий после алмазного микроточения 142
- Лебедь В.Т., Тарельник Н.В.* Проблемы и перспективы повышения качества крупногабаритных составных прокатных валков 149
- Казляк О. Д., Романов Б. С., Мельник Н.О., Мельник О.О., Головки Л.Ф.* Використання локального лазерного нагрівання для формоутворення просторових конструкцій з листових матеріалів 155
- Лашина Ю.В., Овчаренко А.И.* Проектирование конструкций литых заготовок с использованием баз данных 162
- Мартынов А.П., Зенкин А.С., Васильев А.П.* Совершенствование нормирования конструктивно-технологических параметров неподвижных соединений деталей на основе автоматизированного проектирования 167

РОЗДІЛ 4

Моделювання та оптимізація елементів технологічних систем

- Нечепанев В.Г., Мышов М.С.* Установление адекватности и погрешности математических моделей деформирования стружки инструментом при фрезеровании профильных пазов 176
- Дорохов Н.Ю., Перог А.В., Стадник А.Н., Швачунов А.С.* Моделирование устройств, предотвращающих аварии грузоподъемных кранов при обрыве канатов при установке заготовки на станок 182
- Юхимчук В.М., Пасічник В.А.* Економічна оцінка набору інструментального забезпечення для оброблення отворів на етапі проектування технологічного процесу 189
- Бережная Е.В.* Тепловое состояние режущего инструмента в зоне восстановительной электроконтактной наплавки 197

Наукове видання

НАДІЙНІСТЬ ІНСТРУМЕНТУ ТА ОПТИМІЗАЦІЯ ТЕХНОЛОГІЧНИХ СИСТЕМ

Збірник наукових праць
Випуск №34

Постанова президії ВАК України
від 9 червня 1999 р., №1-05/7
Рішення вченою ради ДДМА,
протокол №10 от 30.05.2014

Підп. до друку 3.06.2014
Ум. друк. арк. 9.27.
Тираж 100 прим.

Формат 60×84^{1/16}.
Обл.-вид. арк. 12,75.
Зам. № 46

Видавець і виготівник
"Донбаська державна машинобудівна академія"
84313, м. Краматорськ, вул. Шкадінова, 72
Свідоцтво про внесення суб'єкта видавничої справи до Державного реєстру
серія ДК №1633 від 24.12.2003