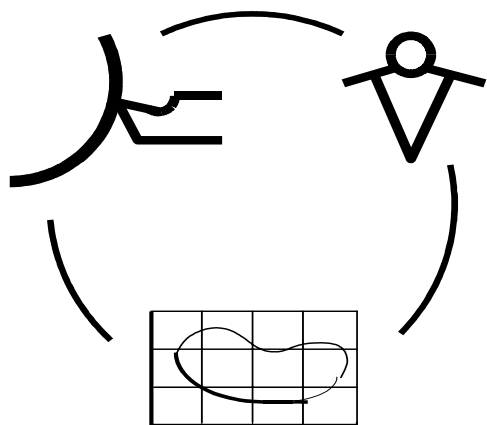


Міністерство освіти і науки України  
Донбаська державна машинобудівна академія

# НАДІЙНІСТЬ ІНСТРУМЕНТУ ТА ОПТИМІЗАЦІЯ ТЕХНОЛОГІЧНИХ СИСТЕМ

*Збірник наукових праць  
Випуск 12*



КРАМАТОРСЬК 2002

ISBN 966-7851-11-7 Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. №12 2002.

УДК 621.9: 658.3: 658.5: 519.8

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

Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Збірник наукових праць. - Краматорськ: ДДМА, вип. №12, 2002. - 259с.

Надежность инструмента и оптимизация технологических систем. Сб. научных трудов. - Краматорск: ДГМА, вып. №12, 2002. - 259с.  
ISBN 966-7851-11-7

Описується загальна методологія проектування технологічних систем і їхніх елементів. Розглядаються алгоритми і методи проектування, що сприяють створенню САПР інструмента і технологічних процесів.

Наводяться результати досліджень динаміки технологічних систем, зокрема, з метою діагностики їхнього стану. Значна увага приділяється питанням стабільності механічної обробки, моделям надійності інструменту. Розглядаються різноманітні методи стабільного забезпечення точності деталей та якості поверхні.

Описано дослідження надійності інструменту з новими покриттями та поверхневим зміцненням.

Збірник видається з 1972 року.

*Редакційна рада: голова докт. техн. наук Хаст Г.Л., відповідальний секретар канд. техн. наук Гузенко В.С., докт. техн. наук Верецака А.С., докт. техн. наук Габузов Г.Г., докт. техн. наук Зінов'єв М.І., докт. техн. наук Ковальов В.Д., докт. техн. наук Ковалевський С.В., докт. техн. наук Кузнецов Ю.М., докт. техн. наук Матюха П.Г., докт. техн. наук Михайлов О.М., докт. техн. наук Равська Н.С., докт. техн. наук Рогов В.А., докт. техн. наук Розенберг О.О., докт. техн. наук Тарасов О.Ф.*

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

ISBN 966-7851-11-7

@ Донбаська державна машинобудівна академія 2002

## Раздел 1

## Проектирование, упрочнение и эксплуатация инструмента

УДК 621.9

В.С. Гузенко

Донбасская государственная машиностроительная академия, г. Краматорск, Украина

## ВЫБОР СТРАТЕГИИ ПРОЕКТИРОВАНИЯ СИСТЕМЫ СБОРНОГО ИНСТРУМЕНТА

*The analysis of interrelations at designing system of tools with environments of operation and manufacturing.*

Многообразие подходов к проектированию сборного инструмента определяет и различные следствия принятых решений [1]. Неэффективность конструкторских решений определяется не только частными ошибками отдельных исполнителей. Основной причиной ошибок конструктора является стратегически неверно поставленные задачи, что приводит к замедлению принятия решений и их реализации, а также к расточительству и расходованию ценных ресурсов и времени.

Система сборных инструментов представляет собой специальным образом организованное адаптивное множество конструкций инструментов и их свойств, структура которых построена таким образом, что воспринимаемая входные информационные потоки, преобразует множество в совокупность услуг, необходимых для выполнения программы функционирования.

Исследование возможностей наилучшим образом удовлетворить возникающие потребности привело к широкому диапазону работ по изучению различных свойств инструмента и среды его функционирования.

Рассматривая в целом вопросы проектирования и эксплуатации систем инструмента можно выделить четыре наиболее существенных стороны рассматриваемых вопросов:

- 1) конструкция инструмента;
- 2) среда функционирования;
- 3) среда изготовления;
- 4) характеристики системы инструмента.

В целом, совокупность исследуемых сторон можно условно списать графом, представленным на рисунке. Рассмотрим сначала каждую из сторон, соответствующих вершинам, указанного графа.

Конструкция инструмента представляет собой функционально связанные элементы, характеризующие особенности формы, прочности и пр. Точнее говоря - это в основном та информация, которая представлена на рабочих чертежах конкретного инструмента.

Среда функционирования определяет требования к инструменту. Эти требования могут быть выражены совокупностью условий в виде количественных диапазонов и "качественных" отдельных условий его функционирования.

Связь "среда функционирования - конструкция инструмента" - одна из наиболее интенсивно исследуемых и отражает в целом универсальную действительность

явлений - запрос внешней среды и, как результат, особенности формы возникающего объекта.

Среда изготовления отражает технологические возможности изготовления того или иного инструмента. Собственно среда изготовления и среда функционирования образует материальный фактор потребности-возможности, а конструкция отражает результат творческих усилий, особенности наиболее подходящей формы. Среда изготовления выражается в виде количественных стоимостных условий и качественных особенностей, возможностей выполнения тех или иных операций.

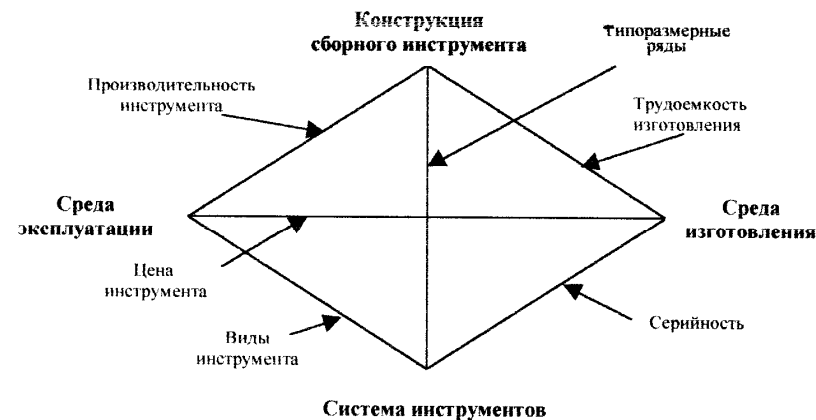


Рисунок – Взаимосвязь разрабатываемой системы инструментов со средами эксплуатации и изготовления

Характеристика системы инструмента является наиболее творческой, абстрактной стороной данной области исследований. Они отражает те новые свойства, которые возникают, если мы рассматриваем не отдельную индивидуальную единицу - конкретный инструмент, а "ряды инструмента". Ряды - серии подобных инструментов отличаются как более выгодным изготовлением, так и более эффективным функционированием.

На этапе создания системы инструмента посредством анализа среды функционирования выявляются технологические ниши для проектируемых инструментов, которые по своим технологическим качествам должны превосходить уже существующие. Основные этапы исследований приведены в таблице. Для определения наличия технологической ниши производится анализ функции плотности  $\rho(x^1, x^2)$ , отражающей количество случаев-прецедентов металлообработки в разных областях рассматриваемых параметров  $x^1$  и  $x^2$ . При этом важным является выделение "самостоятельных" областей усиленной потребности в инструменте, которые указывают на наличие отдельных технологических ниш. В работе [2] предложен численный метод для "автоматического" обнаружения таких областей, подсчета объема технологической ниши, а также графического построения ниш, в виде линий уровня функции плотности  $\rho(x^1, x^2)$ .

Таблица – Структура работы при проектировании системы инструментов

№ п/п	Этапы исследований	Методы (методики) исследований	Результаты работы
1	Анализ среды функционирования Определение границ технологической ниши	Численный метод выявления технологической ниши на основе вычисления функции в отдельных точках	Установление параметров технологической ниши
2	Определение критериев качества инструментов	Выбор критериев качества и их ранжирование на основании экспертной оценки	Установление весов критериев и признаков
3	Исследование прочности режущей части инструмента	Метод конечных элементов	Установление влияния конструктивных параметров инструмента на прочность
4	Исследование динамических характеристик проектируемых инструментов	Метод математического моделирования динамического состояния сборного инструмента	Установление влияния конструктивных параметров инструмента на жесткость
5	Синтез функциональных образцов конструкций сборного инструмента	Метод многокритериального морфологического анализа и оптимизационного синтеза	Отбор функциональных образцов конструкций
6	Экспериментальные исследования опытных конструкций на прочность и жесткость	Методы ломающей подачи и предельной глубины резания	Выбор конструкции
7	Производственные исследования надежности конструкций сборных инструментов	Определение показателей надежности новых конструкций	Опытно-промышленная партия инструмента
8	Оптимизация типоразмерных рядов инструмента и его номенклатуры	Метод оптимизации типоразмерных рядов в условиях неадекватного обслуживания	Номенклатура новых конструкций инструмента
9	Разработка системы конструкций инструмента и рекомендаций по эксплуатации	Метод оптимизации распределения инструмента в среде функционирования	Рабочие чертежи и рекомендации по эксплуатации Экономические показатели работы

Приводимый в работе [1] алгоритм одновременно строит линии уровня функции  $f(x^1, x^2)$  двух параметров и подсчитывает объем технологической ниши.  $V = \int_{L(x)} f \rho(x) dx$ . В отличие от обычных алгоритмов построения линий уровня по

сетке в пространстве параметров  $(x^1, x^2)$  этот алгоритм более эффективен для задач с несложными функциями.

При проектировании нового металлорежущего инструмента возникает задача выбора серии типоразмеров (конструктивных и геометрических параметров режущих пластин и т.д.) инструментов, которые будут изготавливаться. [3] Это задача определения серии фиксированных значений  $z_1, \dots, z_m$  векторного параметра  $z := (z^1, \dots, z^m) \in \mathcal{R}^n$ , описывающего различные параметры инструмента: конструктивные размеры (длину, толщину, ширину и т.д.); угловые размеры (главный угол в плане, передний, задний углы и другие геометрические параметры режущего инструмента); марка инструментального материала и т.д. Хотя для каждого случая обработки оптимально всегда некоторое значение  $(z_*^1, \dots, z_*^n)$  параметра  $z$  из непрерывного диапазона  $(\mathcal{R}^n)$ , реально же приходится иметь дело с серией дискретных значений  $z_1 := (z_1^1, \dots, z_1^n), \dots, z_m := (z_m^1, \dots, z_m^n)$ , так как выпуск большего числа типоразмеров сопряжен с дополнительными расходами на изготовление и эксплуатацию [3].

Для заданных параметров  $x$  обрабатываемых изделий и комплекта типоразмеров  $z_i, i = 1, 2, \dots, m$ , можно выбрать инструмент  $z_{j(x)}$ , выполняющие обработку с наименьшими затратами:

$$f(z_{j(x)}, x) = \min_{i \in \{1, \dots, m\}} f(z_i, x).$$

Таким образом, определена функция  $F(x) := f(z_{j(x)}, x)$  минимальной стоимости выполнения работы  $x$  для фиксированного комплекта обрабатываемого оборудования  $z_i, i = m$ . Функция  $F(x)$  тем самым зависит от комплекта  $z_i$ , как от параметра:

$$F(x) := \tilde{F}(x, z_1, \dots, z_m).$$

Таким образом, для заданного комплекта  $z_i$  определена стоимость выполнения всего объема работ при условии адекватного (оптимального с точки зрения подбора инструмента) обслуживания:

$$C(z_1, \dots, z_m) := \int_{\mathcal{R}^n} \tilde{F}(x, z_1, \dots, z_m) \rho(x) dx,$$

где  $\rho(x)$  - функция задающая объем работ в зависимости от параметров обрабатываемых изделий  $x \in \mathcal{R}^n$ .

Требуется найти комплект инструмента  $(z_*^1, \dots, z_*^m)$  минимизирующий эту стоимость:

$$\tilde{z}_* := (z_{*1}, \dots, z_{*m}) \in \underset{(z_1, \dots, z_m)}{\text{Arg min}} C(z_1, \dots, z_m).$$

В исходных обозначениях эта задача может быть записана в виде:

$$\min_{(z_1, \dots, z_m)} \int_{\mathfrak{R}^n} \min_{i \in \{1, \dots, m\}} f(x_i, x) \rho(x) dx.$$

Можно задать функцию расхода твердого сплава  $f^2(x_i, x)$  и другие критерии.

В общем случае задача при нескольких критериях оптимальности  $f^1, \dots, f^p$  имеет вид:

$$\min_{(z_1, \dots, z_m)} \min_{(K_1, \dots, K_m)} \left( \begin{array}{c} \sum_{i=1}^m \int_{\mathfrak{R}^n} f^1(z_i, x) \rho(x) dx \\ \dots\dots\dots \\ \sum_{i=1}^m \int_{\mathfrak{R}^n} f^p(z_i, x) \rho(x) dx \end{array} \right),$$

где  $K_i \subset \mathfrak{R}^n$  – области применения типоразмеров  $z_i, i=1, \dots, m$ ,

Решение задачи позволяет определить экономически оптимальное число типоразмеров инструментов и распределение дискретных их значений внутри диапазона.

Для организации изготовления системы режущего инструмента широкого назначения, недостаточно знать потребность в соответствующих видах инструмента. Требуется на основе углубленного анализа процесса обработки деталей определить свойства, показатели качества, которые должен иметь инструмент и их уровень.

Потребность на конкретный инструмент претерпевает изменения во времени. Это связано как с изменением технологических задач, так и с появлением новых конструкций инструмента. Поэтому необходимо изучать динамику потребности и спроса.

### Литература.

1 Теория проектирования инструмента и его информационное обеспечение: маркетинг, квалиметрия, надежность и оптимизация/ Г.Л.Хаега, В.С.Гузенко, Л.Г.Хаега и др.: Под общ. ред. Г.Л.Хаега.- Краматорск: ДГМА, 1994.- 370 с.

2 Коткин Г.Г., Мироненко Е.В., Гузенко В.С. Численный метод выявления технологических ниш в механообработке / Надежность режущего инструмента и оптимизация технологических систем: Сборник научных статей. Краматорск: ДГМА. 1997.- Вып. 7.- Т.2.- С. 12-29.

3 Коткин Г.Г., Гузенко В.С., Сьсков А.Л. и др. Вопросы оптимизации в металлообработке и исчисление вероятностей. Под общей редакцией В.С.Гузенко / Краматорск: ДГМА, 1999. – 223 с.

УДК 621.9

А.С. Верещака, А.А. Верещака, А.Б. Чумиков  
МГТУ «СТАНКИН», ЗАО «Фирма ЭКОТЕК» Москва, АО АВТОВАЗ, Россия

## СОВЕРШЕНСТВОВАНИЯ ИНСТРУМЕНТАЛЬНЫХ МАТЕРИАЛОВ ПУТЕМ МОДИФИКАЦИИ ИХ ПОВЕРХНОСТНЫХ СВОЙСТВ

### 1. Введение

Физико-механические, теплофизические и кристаллохимические свойства инструментального материала оказывают сильное влияние на эксплуатационные характеристики режущих инструментов. Варьирование этими свойствами позволяет в известных пределах управлять контактными процессами, термомеханическими напряжениями изнашиванием инструмента, характеристиками формируемой поверхности изделия. Например, при постоянных значениях геометрических параметров инструмента и режимов обработки, рост таких свойств инструментального материала как твердость, теплостойкость, прочность, химическая пассивность по отношению к обрабатываемому материалу и активным реагентам из окружающей среды, приводит к росту износостойкости контактных площадок инструмента, и соответствующему увеличению его работоспособности. Однако большинство физико-механических и теплофизических свойств инструментального материала неоднозначны, так как улучшение одних, как правило, ведет к ухудшению других, что является основной причиной узкой области их технологического применения.

Краткий анализ данных рисунке 1, на котором представлена классификация современных групп инструментальных материалов в зависимости от основных свойств, позволяет хорошо уяснить причины узкой области их применения.

Совершенствование инструментальных материалов многие годы определялось ростом твердости, теплостойкости, износостойкости при одновременном снижении прочностных характеристик и вязкости. Следует отметить, что эта тенденции не соответствуют созданию инструментального материала с гипотетическими «идеальными свойствами», которые одновременно бы обеспечивали высокие показатели по твердости, теплостойкости, вязкости и прочности.

Очевидно, что проблема создания инструментального материала с «идеальными свойствами» должно решаться на основе разработки композиционного инструментального материала, у которого высокие значения поверхностной твердости, теплостойкости, физико-химической инертности сочетались бы с достаточными значениями прочности, вязкости, предела выносливости. Режущая часть инструмента, оснащенная пластинами из подобного инструментального материала, обладала бы оптимальным сочетанием "хрупкой" и "пластической" прочности.

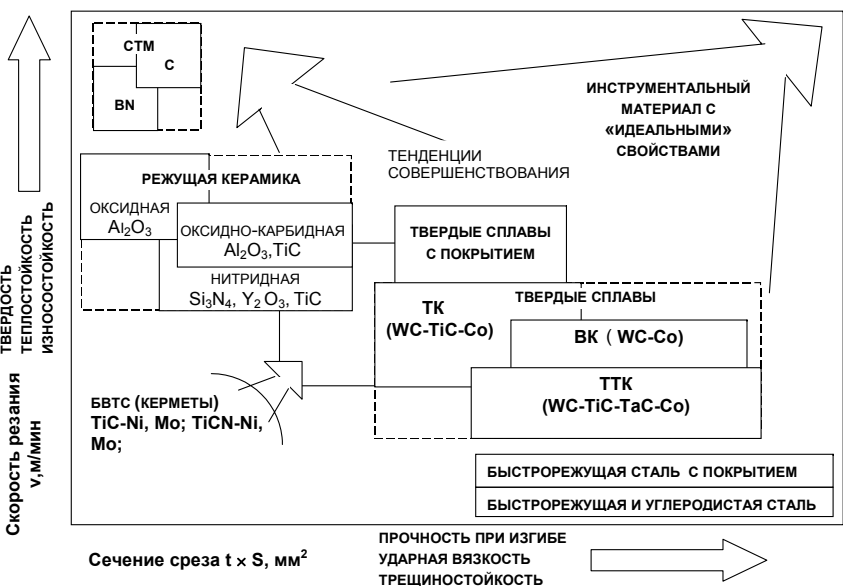


Рисунок 1 - Классификация основных групп инструментальных материалов по их свойствам.

Одним из наиболее эффективных способов обеспечения оптимального сочетания «твердость-пластичность» инструментальных материалов является применение различных технологий поверхностной модификации их свойств, среди которых наибольшее применение получили технологии нанесения износостойких покрытий. Совершенствование оборудования, создание новых технологий синтеза покрытий позволило разработать принципы поверхностного модифицирования различных свойств инструментальных материалов, определяющих эксплуатационные характеристики режущего инструмента.

Современные технологические процессы позволяют синтезировать покрытия многослойно-композиционного типа на основе одинарных, двойных - и тройных соединений тугоплавких металлов IV - VI групп Периодической системы элементов (карбиды, нитриды, бориды, оксиды и их смеси). Толщина каждого слоя таких покрытий может составлять нескольких нанометров, что позволяет не только предельно уменьшить количество различных дефектов, но и реализовать «теоретическую» прочность материала покрытия. Использование инструментов с подобными покрытиями позволяет эффективно решить целый ряд задач для широкой гаммы технологических операций резания, связанных с повышением производительности, точности и качества обработки, снижением расхода дорогостоящих инструментальных материалов, возможностью реализации экологически безопасного резания без применения СОТС.

## 2. Анализ основных технологии синтеза износостойких покрытий.

Заметное применение для модификации поверхностных свойств инструментальных материалов получили технологии химического ХОП (CVD) и физического ФОП (PVD) осаждения покрытий, химико-термической обработки (ХТО), каждая из которых имеет свои преимущества и недостатки, предпочтительные области применения.

Технологии ХОП используют главным образом для нанесения покрытий на твердосплавные пластины, выпуск которых составляет 60–90% от общего объема их производства. Твердосплавные инструменты с покрытием ХОП максимальную эффективность имеют при использовании на чистовых и получистовых операциях непрерывного резания сталей и чугунов. Для операций тяжелой черновой обработки, прерывистого резания, а также резания труднообрабатываемых материалов эффективность инструмента с покрытием ХОП существенно снижается.

Процессы ХОП в значительной степени не соответствуют стандартам экологической безопасности, осуществляются при высоких температурах (800° ÷ 1500° С) и большой длительности процесса (4 – 6 часов). Последнее является причиной формирования на границах разделов «покрытие-субстрат», «зерно-связка» хрупкой η-фазы (W<sub>3</sub>Co<sub>3</sub>C) (для твердого сплава), снижающей прочность инструментального материала на 20-30 %, вследствие протекания реакций типа (применительно к субстрату WC-Co) :



Для процессов ХОП характерна сильная зависимость качества формируемых покрытий от субструктуры субстрата (твердого сплава), так как зарождение центров конденсации и рост покрытий имеют выраженную эпитаксию. В частности, при формировании покрытий типа TiC на твердосплавных субстратах (например, WC-Co) зарождение центров конденсации покрытия происходит только на кобальтовых зернах, имеющих максимальное подобие кристаллохимических структур (TiC и Co имеют кубические решетки с почти полным совпадением длин диагоналей). Вследствие этого при полной коалесценции покрытия непосредственно над карбидными зернами WC возможно образование пор, являющихся опасным дефектом твердого сплава с покрытием снижающим его качество. Поэтому при производстве твердых сплавов с покрытием большое внимание уделяют качеству и зерновой структуре сплава, в частности, используют мелкозернистые и особомелкозернистые структуры, что снижает вероятность образования пор на границах раздела «покрытие-твердый сплав». Кроме того, непосредственно перед нанесением покрытия производят насыщение поверхности избыточным углеродом, для уменьшения вероятности формирования охрупчивающей η- фазы (формула 1) на границах раздела «субстрат-покрытие» или вводят специальный подслои между покрытием и твердым сплавом, блокирующий формирование хрупких фаз.

Наиболее важные направления совершенствования технологий ХОП связаны с созданием комбинированных процессов интегрирующих преимущества химических и физических методов синтеза покрытий. Такие методы позволяют значительно снизить температуру процессов синтеза покрытий до 200° ÷ 600° С и повысить их производительность (уменьшить время осаждения), что позволяет не только расширить технологические возможности процессов ХОП для более универсального применения, например, при формировании покрытий на инструменте из быстрорежущей стали, но и снижает «эффекты» охрупчивания твердосплавного инструмента, связанные

с формированием  $n$ - фазы особенно на границах раздела «покрытие - субстрат». Указанным тенденциям соответствуют разработанные процессы ХОП, ассистируемые плазмой (РА CVD), а также технологии комбинирующие процессы ХОП и лазерное воздействие (LA CVD).

Все большее применение при производстве инструмента получают процессы ФОП, реализуемые в широком температурном диапазоне (200-1000 °С), что позволяет наносить покрытия практически на любые инструментальные материалы.

Различие технологий ФОП состоит в принципах генерации вещества, степени ионизации паро-ионного потока, конструктивных и технологических особенностях установок. Наибольшее применение в практике производства инструмента с покрытием нашли системы низковольтного вакуумно-дугового испарения с интегрально холодным катодом, получившие наименование «конденсация с ионной бомбардировкой» КИБ.

Для процессов КИБ чрезвычайно важна плотность ионного потока и энергия ионов при бомбардировке субстрата и последующего осаждения покрытия. Кинетическая энергия иона в момент удара по поверхности субстрата  $W_i$  определяется атомным строением испаряемого вещества, значением ускоряющего напряжения  $U_{IB}$ , подаваемого на субстрат, кратностью заряда ионов  $eZ$ :  $W_i = W_{io} + eZ U_{IB}$ ,  $W_{io}$  – энергия ионов в катодном пятне при выходе с испарителя. В зависимости от времени воздействия энергия ионов определяет температуру на рабочих поверхностях инструмента, величина которой чрезвычайно важна с точки зрения создания необходимого уровня термического активирования поверхности субстрата перед нанесением покрытия и благоприятного протекания плазмохимической реакции с образованием тугоплавких, термодинамически устойчивых соединений стехиометрического состава.

Содержание газа в соединении определяется давлением реакционного газа в камере, энергией ионов металла и температурой субстрата. Зная температуру субстрата и выбрав величину давления в камере установки  $p_g$ , исходя из условия  $0,5p_g \leq i_{Me}$  т.е. количество ионов металла  $i_{Me}$ , образующего покрытие, в паро-ионном потоке не должна быть меньше половины /14/, можно определить энергию ионов металла  $W'_i$ , необходимую для образования соединения (материала покрытия) стехиометрического состава:

$$W'_i = Q_{d,MeG}/2N_A + (\epsilon_p \sigma / n_{Me}) (T_s^4 - T_c^4) - Q_{Me}/N_A \quad (2),$$

где:  $T_c$ ,  $T_s$  – соответственно температура инструмента (субстрата) и его поверхности;  $\epsilon_p \sigma$  – тензоры напряжений, возникающие вследствие разницы температур  $T_c$  и  $T_s$ ;  $n_{Me}$  – количество ионов металла, приходящиеся на единицу поверхности субстрата;  $Q_{d,MeG}/N_A$ ,  $Q_{Me}/N_A$  – соответственно энергии активации образования соединения и вещества.

Экспериментальными исследованиями была установлена адекватность теоретических положений, изложенных выше, в соответствии с которыми для вакуумно-дуговых процессов синтеза структурно-фазовый состав и свойства покрытий, определяемые соотношением Me-G даже для соединений тугоплавких металлов с широкой областью гомогенности, сильно зависят от параметров процесса.

Для получения покрытий с требуемыми свойствами необходимо оптимизировать параметры процесса вакуумно-дугового синтеза. При это необходимо учитывать состав материала катода, вид газа-реагента или состав и концентрацию газовой смеси в камере и параметры вакуумно-дуговой установки. Структура связей основных па-

раметров процесса вакуумно-дугового синтеза покрытий с их основными свойствами показана на рисунке 2.

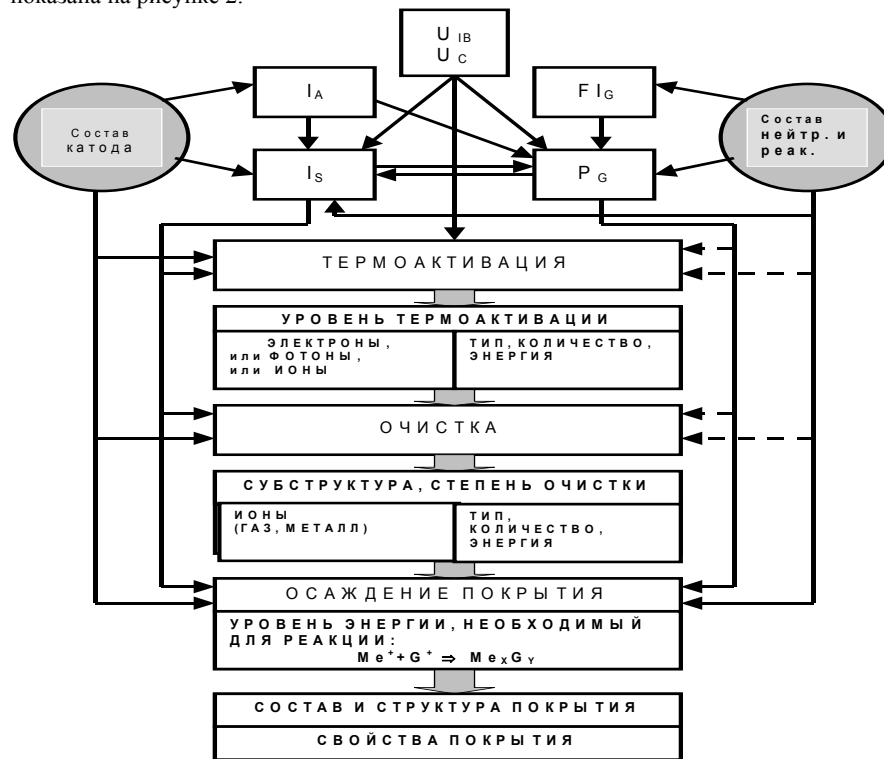


Рисунок 2 - Структурная схема связей основных параметров вакуумно-дугового синтеза покрытий с их основными свойствами.

$U_{IB}$  - напряжение смещения на субстрате (инструменте) в процессе термической активации и очистки;  $U_C$  - напряжение смещения на инструменте в процессе конденсации покрытия;  $I_A$  – ток дуги;  $I_S$  – ток на субстрате;  $F$ ,  $I_G$  – параметры потока реакционного газа (скорость, плотность, гомогенность, степень ионизации);  $P_G$  – давление реакционного газа.

Вакуумно-дуговые технологии КИБ являются экологически чистыми. Они отличаются высокой производительностью, экономичностью, возможностью автоматизированного управления процессами синтеза, обеспечивают достаточно высокую прочность адгезионной связи покрытия с субстратом и в ряде случаев, могут заменить технологии ХОП, наиболее сильно загрязняющие окружающую среду.

Вместе с тем, для процессов КИБ характерно формирование микрокапельной составляющей паро-ионного потока, особенно для металлов с относительно небольшим атомным весом и плотностью (Ti, Al, Cr и др.). Микрокапельная составляющая может быть опасным дефектом покрытия, сильно снижающим эффективность инст-

румента, особливо если она расположена на поверхности покрытия или на границе его раздела с субстратом.

В стандартных технологиях КИБ процессы термоактивации и очистки рабочих поверхностей инструмента не разделяют, что приводит к резкому ухудшению качества рабочих поверхностей инструмента или даже к электро-эрозии кромок (особенно при небольшом радиусе скругления) из-за возникновения микродуг.

Для устранения существующих изъянов процесса КИБ разработаны оборудование и улучшенная технология, позволяющая синтезировать износостойкие покрытия улучшенного качества с управляемой структурой и свойствами при отсутствии микрокапельной составляющей.

## 2. Анализ основных особенностей применения инструмента с покрытием.

Проведены широкие исследования процесса резания инструментами с покрытием, позволившие уяснить их основные особенности [1, 10, 13, 16, 18-19].

Анализ кривых «износ-время» для быстрорежущего инструмента со стандартными покрытиями при точении, сверлении, симметричном торцовом фрезеровании позволяет отметить заметное снижение интенсивности изнашивания инструмента с покрытием на стадиях приработочного и установившегося (нормального) изнашивания [1, 16]. Причем началу периода установившегося изнашивания и полному отказу инструмента с покрытием соответствует износ по задней поверхности  $h_3 = 0,15 - 0,2$  мм и  $h_3 = 0,4 - 0,5$  мм, а для инструмента без покрытия  $h_3 = 0,3 - 0,4$  мм,  $h_3 = 0,8 - 1,0$  мм.

Установлено [1], что причиной указанного является снижение уровня термомеханического воздействия на приповерхностные структуры контактных площадок инструмента вследствие чего происходит интенсивная перестройка структуры материала в соответствии с условиями внешнего воздействия. В частности, в приповерхностных слоях контактных площадок быстрорежущего инструмента толщиной 20-100 мкм снижается уровень остаточного аустенита, микроискажений и остаточных напряжений растяжения, возрастает концентрация легирующих элементов (W, Mo, Cr), что по видимому приводит к росту содержания карбидов, сдерживающих коагуляцию мартенситных зерен, процессы динамической рекристаллизации, разупрочнения и изнашивания инструмента. Указанное означает, что даже после частичного или полного разрушения покрытий контактные площадки инструмента будут сохранять работоспособное состояние вследствие существенного улучшения структуры и свойств материала субстрата и его высокой сопротивляемости изнашиванию. Поэтому для инструмента из быстрорежущей стали с покрытием предельные величины изнашивания должны быть снижены на 30-40 % по сравнению со стандартным инструментом без покрытия.

Получены зависимости стойкости  $T$  резцов из стали Р6М5 без покрытия и с покрытием TiN применительно к точению стали 45 (180 HB) от скорости  $v$ , подачи  $S$  и глубины резания  $t$ : для резцов Р6М5  $T=648 \cdot 10^8 / (v^{5,5} S^{1,65} t^{0,5})$ ; для резцов Р6М5-TiN  $T=226 \cdot 10^8 / (v^{3,8} S^{2,05} t^{0,46})$ . Как видно из полученных зависимостей, на стойкость резцов с покрытием большее влияние, чем на стойкость резцов без покрытия, оказывает подача  $S$  и меньшее – скорость  $v$ . Влияние глубины резания в обоих случаях примерно одинаковое.

Полученные данные хорошо соответствуют представлениям о трансформации механизма изнашивания быстрорежущего инструмента с покрытием [1, 4, 10, 16, 18, 19]. Меньшее влияние скорости резания на стойкость инструмента с покрытием объясняется снижением уровня термомеханических нагрузок на контактных площадках инструмента.

При одинаковой стойкости инструмента без покрытия и с покрытием производительность последнего выше, так как скорость резания в этом случае может быть на 30-60 % больше, они могут работать с одинаковой подачей, однако для повышения надежности инструмента с покрытием подачу следует уменьшить на 10-20 %.

Сложнопрофильный инструмента (сверла, метчики, червячные и концевые фрезы, протяжки и т. д) из быстрорежущей стали в процессе эксплуатации перетачивают. Если повторно затачивают только одну из рабочих поверхностей инструмента с покрытием, то возможна его дальнейшая эффективная работа, так как покрытие на другой рабочей поверхности будет продолжать выполнять свои функции. Архитектура покрытия должна быть таковой, чтобы иметь максимальную сопротивляемость разрушению как в процессе переточки, так и при дальнейшей эксплуатации инструмента.

Анализ зависимости  $T = f(v, S, t)$  для инструмента из сплава ТТ10К8-Б (точечные стали 40Х 200 НВ) позволили разработать модели стойкости и оценить влияние основных факторов процесса резания на стойкость:

для резцов без покрытия:

$$T=1,88 \cdot 10^6 / (v^{6,2} S^{1,8} t^{1,56});$$

для резцов с покрытием TiC-Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>

$$T=2,05 \cdot 10^{13} / (v^{2,01} S^{2,6} t^{1,6});$$

для резцов с покрытием (Ti,Cr)N

$$T=3,64 \cdot 10^6 / (v^{3,05} S^{2,07} t^{1,96}).$$

Из этих зависимостей видно, что покрытие достаточно сильно снижает влияние скорости резания, увеличивает влияние подачи (сильнее чем для быстрорежущего инструмента) и практически не изменяет влияние глубины резания на стойкость инструмента. Поэтому, твердосплавный инструмент с покрытием наиболее целесообразно использовать на повышенных (на 30-70 %) скоростях резания и несколько сниженных (на 10-20 %) подачах.

Анализ результатов исследований жесткости и виброустойчивости станка, а также жесткости, точности базирования режущей пластины и виброустойчивости державок инструмента на эффективность покрытий [1, 4, 5, 10, 19] позволили установить, что уменьшение уровня вибраций системы резания приводит к снижению вероятности микроразрушения высокотвердого, но относительно хрупкого однослойного покрытия. Поэтому для повышения эффективности твердосплавного инструмента необходимо использовать многослойные покрытия. Целесообразно также использовать инструмент с покрытием на станках повышенной жесткости.

Таким образом, анализ результатов промышленного применения различных типов инструмента с покрытием свидетельствует о необходимости разработки специальных рекомендаций по их рациональной эксплуатации. Кратко рассмотрим такие рекомендации.

1. Инструмент с покрытием дороже инструмента без покрытия и требует более высокой культуры эксплуатации, исключая вероятность внезапного отказа. Поэтому эксплуатацию инструмента с покрытием целесообразно производить при использовании станочного оборудования повышенной жесткости и виброустойчивости, применении конструкций сборного инструмента с повышенной жесткостью и точностью базирования режущих элементов.

2. Скорость резания инструментом с покрытием должна быть на 30-70 % больше скорости резания инструментом без покрытия, так как в этом случае интенсивность его изнашивания и затраты на обработку будут минимальными.

3. Предельные величины изнашивания инструмента из быстрорежущей стали и твердого сплава с покрытием по задней поверхности должны быть уменьшены соответственно на 30-40 % по сравнению с соответствующими значениями износа для инструмента без покрытия.

4. Для повышения надежности инструмента из быстрорежущей стали и твердого сплава с покрытием целесообразно снижение величины подачи на 10-20 %.

### 3. Методы совершенствования инструмента с покрытием.

Рассмотрим некоторые положения, которые были использованы при разработке оборудования и усовершенствованной технологии КИБ.

Концептуально, инструментальный материал с износостойким покрытием рассматривается как композиционный материал с оптимальным сочетанием свойств поверхностного слоя (твердость и теплостойкость, химическая пассивность по отношению к обрабатываемому материалу и т.д.) и свойств, проявляющиеся в объеме геометрического тела инструмента (прочность, вязкость и т.д.). Выбор кристаллохимических, физико-механических и тепло-физических свойств материала покрытия, его структуры и параметров должны производиться таким образом, чтобы, с одной стороны, повысить сопротивляемость инструментального материала микро- и макро разрушению, в том числе и при действии знакопеременных напряжений, с другой - способствовать уменьшению контактных напряжений, мощности фрикционных источников тепла, благоприятному перераспределению направленности и интенсивности тепловых потоков в системе резания, тем самым, снизить термомеханическую напряженность зоны резания, режущего клина инструмента и формируемой поверхности детали. Таким образом, покрытие рассматривается как своеобразная «промежуточная технологическая среда» между контактирующими поверхностями инструментального и обрабатываемого материалов с уникальной способностью одновременного повышения сопротивляемости контактных площадок инструмента изнашиванию и снижения термомеханических напряжений, инициирующих такое изнашивание.

На основе анализа данных, полученных при исследовании контактных процессов, теплового состояния режущей части инструмента при точении, сверлении, торцовом фрезеровании, а также экспериментально-теоретической оценки пластической прочности режущего инструмента с покрытием [1, 13, 16] были разработаны принципы повышения долговечности износостойких покрытий. Они предусматривают повышение пластической прочности и жесткости режущего клина инструмента при формировании износостойкого комплекса ИК (таблица 1), состоящего из упрочняющего (термостабилизирующего) слоя (УС), адгезионного подслоя (АП) и износостойкого покрытия (ИП).

Каждый из элементов износостойкого комплекса (ИК) выполняет строго регламентированные функции: упрочняющий слой УС, способствует росту пластической прочности и жесткости режущего клина инструмента; износостойкое покрытие ИП повышает износостойкость контактных площадок благодаря росту их твердости, физико-химической пассивности по отношению к обрабатываемому материалу, высокой термодинамической устойчивости; адгезионный подслоя АП, увеличивает прочность

адгезионной связи между покрытием и инструментальным материалом, благодаря повышенной кристаллохимической совместимости с материалами УС и ИП.

Таблица 1 - Принципы повышения долговечности износостойких покрытий

	Износостойкое покрытие ИП	Адгезионный подслоя АП	Упрочняющий слой УС
Рекомендуемые составы	TiB <sub>2</sub> > HfB <sub>2</sub> > TiC > TiN > ZrB > ZrC > ZrN > VN > CrB > CrC > CrN Карбиды, нитриды, карбо- нитриды, бориды Ti-Cr, Ti-Mo, Ti-Al, Ti-Zr, Zr-Nb, Ti-Nb-Cr, Ti-Cr-Al	Металлические подслоя: Zr > Cr > V > Ti > Mo; Металлические композиты: (Zr,Cr) > (Ti,Cr) > (Ti,V); Соединения: ZrN > (Ti,Cr)N > TiN > (Ti,V)N	Упрочняющие фазы типа: ε - (Fe,Me) <sub>2-3</sub> N(C,O), γ' - (Fe,Me) <sub>4</sub> N(C,O), α' - (Fe,Me)N(C,O)
Важнейшие требования	1. ΔG <sub>T</sub> <sup>°</sup> ≥ 0 для пары «ОМ-ИП» 2. Ma → min 3. Max: HV, σ <sub>b</sub> , K <sub>1C</sub>	1. ΔG <sub>T</sub> <sup>°</sup> ≤ 0 для пары «АП-УС» 2. Необходимость соблюдения правила «Юм-Розери» для пар: «ИП-АП», «АП-УС»	Недопустимость образования хрупких фаз типа: ξ (Fe,Me) <sub>2</sub> N, ε – фаза с содержанием N свыше 10 %, Me-W, Me-Mo, Me-Cr и др.

При проектировании инструмента с ИК важно правильно выбрать состав материала ИП, соответствующий требуемым условиям работы. Для качественной оценки этого состава использовали модель адгезионно-усталостного изнашивания инструмента, наиболее адекватно отражающую процессы, протекающие на контактных площадках инструмента [1, 4, 16, 18-19]. В соответствии с принятой моделью критерием оптимальности состава покрытия ИК являлась минимизация массы инструмента, теряемой при изнашивании  $Ma \rightarrow min$ . Качественной мерой возможности снижения величины  $Ma$  служила температура плавления, твердость и теплопроводность материала. Причем экспериментально было установлено, что величина  $Ma$  стремится к минимуму по мере роста указанных свойств материала ИП. В качестве примера в таблице 1 приведены рекомендации по выбору предпочтительных составов элементов УС, АП и ИП износостойкого комплекса ИК и важнейшие требования к этим элементам (применительно к инструменту из быстрорежущей стали), которые были получены при использовании рассмотренных положений.

Для реализации основных положений по формированию износостойкого комплекса ИК для режущего инструмента была разработана специальная вакуумно-дуговая установка ВИТ-2, которая позволяет осуществлять следующие процессы:

- термоактивирование рабочих поверхностей инструмента с помощью электронной составляющей;
- ионное травление рабочих поверхностей инструмента (ионная очистка) с помощью сепарированного ионного потока;
- ионную очистку инструмента сепарированной газовой, газо-металлической и или металлической плазмой с полным гашением микродуг;
- химико-термическую обработку, стимулированную плазмой несамостоятельного газового разряда;
- синтез покрытий однослойного, многослойного, композиционно, многослойно-композиционного типов, ассистируемых сепарированным ионными пучками и гашением микродуг;



- формирование износостойких комплексов ИК многоцелевого назначения, состоящего из упрочняющего слоя УС адгезионного подслоев АП, износостойкого покрытия ИП с управляемой структурой и параметрами.

Кроме того, установка ВИТ-2 оснащена устройством, позволяющим осуществлять процессы синтеза покрытий с ассистирующим непрерывным или импульсным воздействием высокоэнергетическими энергетическими ионами ( $W=5-40$  КэВ). Синтез износостойких покрытий с ассистирующим воздействием на конденсат высокоэнергетическими ионами (метод Ion Beam Assisted Deposition, IBAD) дает значительный положительный эффект, который достигается воздействием пучка при подготовке рабочих поверхности инструмента, активацией процессов синтеза покрытия, а также непрерывным воздействием пучка на всю систему «покрытие-субстрат».

Применение усовершенствованной технологии и оборудования позволяет формировать покрытия различной структуры, состава и архитектуры. В качестве примера, на рисунках 3 и 4 представлены поверхностная морфология и структура покрытий (Ti,Cr)N и (Ti,Al)N, полученные на установке ВИТ-2 при использовании разработанной технологии [20, 21].

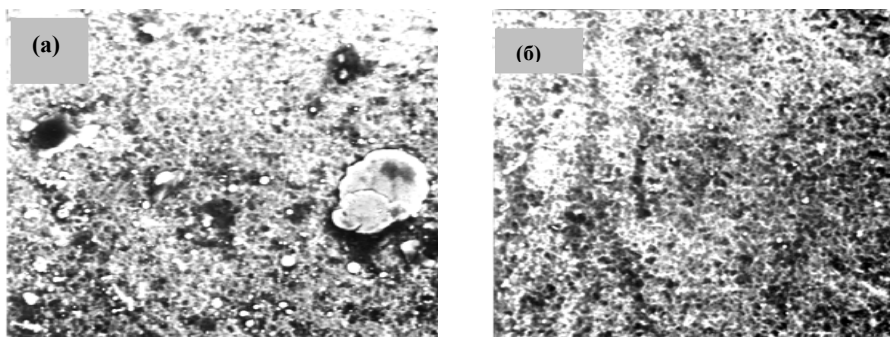


Рисунок 3 — Микрофотография, полученная на электронно-сканирующем микроскопе при увеличении X5000 поверхности композиционного покрытия (Ti,Cr)N, полученного при использовании стандартной технологии КИБ (а) и разработанной технологии (б).

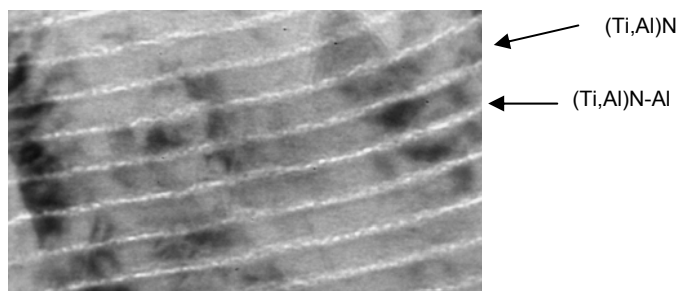


Рисунок 4 - СЭМ - микрофотография супермногослойного покрытия на основе системы Ti-Al-N

#### 4. Результаты применения усовершенствованной технологии КИБ.

В работе рассмотрено несколько примеров повышения эффективности инструмента с покрытием, полученном при использовании разработанной технологии.

Установлена возможность широкого изменения состава, структуры и свойств многослойно-композиционных покрытий на основе систем Ti-N, Ti-Cr-N, Ti-Al-N, Ti-Cr-Al-N путем направленного варьирования параметрами синтеза. В качестве примера, рассмотрим некоторые результаты исследований по управлению структуры, состава и свойств многокомпонентного покрытия (Ti,Al)N, имеющего супермногослойную архитектуру (смотри рисунок 4).

Анализ результатов количественного анализа покрытий (Ti,Al)N на твердосплавном субстрате непосредственно с поверхности покрытия показал, что соотношение Ti:Al:N сильно изменяется при соответствующем изменении параметров синтеза, особенно таких, как напряжение смещения на субстрате -  $U_C$ , давление рабочего газа  $p_N$  и тока дуги при испарении Ti -  $I_{Ti}$ . В частности, изменение параметра  $I_{Ti}$  от 40 до 80 А (при постоянных значениях  $p_N$  и  $U_C$ ) приводит к снижению содержания Ti в покрытии от 21,3 до 38,3 и увеличению содержания Al от 44,7 до 33,0 (таблица 2).

Таблица 2 - Влияние параметров синтеза на состав и свойства покрытия (Ti, Al)N

$I_{Ti}$ , А	$p_N$ , Па	$U_C$ , В	Ti, % (вес)	Al, % (вес)	N, % (вес)	$H_{\mu}^{50}$ , ГПа	$h_3$ , мм
40	$1 \times 10^{-1}$	75	21,3	44,7	34,0	2,370	0,409
60	$1 \times 10^{-1}$	75	28,4	40,4	31,2	2,473	0,310
80	$1 \times 10^{-1}$	75	38,3	33,0	28,7	2,462	0,220
110	0,3	75	28,76	37,25	33,99	2,490	0,186
130	0,3	75	32,47	39,32	28,20	2,320	0,275

Исследования режущих свойств пластин ТТ10К8-Б формы SNUN с различными вариантами покрытий (Ti,Al)N проводили при продольном точении стали 40 (HB 220) с  $v = 250$  м/мин;  $S = 0,2$  мм/об;  $t = 0,5$  мм резцами, оснащенными пластинами формы SNUN (ISO) 03111-120408 (ГОСТ19049-80) с  $r = 0,8$  мм. Резцы имели следующее значение геометрических параметров режущей части:  $\gamma = -8^\circ$ ;  $\alpha = \alpha_1 = 6^\circ$ ;  $\varphi = \varphi_1 = 45^\circ$ .

Как видно из данных таблицы 2 изменение содержания основных элементов композиционного покрытия (Ti,Al)N оказывает влияние на изменение его свойств и, в частности, микротвердости при неизменном составе катодов, используемых при синтезе покрытия.

Установлено также, что структура супермногослойного покрытия имеет слоистый характер (смотри рисунок 4) при практически полном отсутствии микрокапельной составляющей Ti, Al с чередованием слоев (Ti,Al)N (темные слои) и слоев, обогащенных содержанием алюминия (светлые слои) при толщине каждого слоя порядка 5-20 нм. Покрытия имели низкую дефектность и повышенную прочность, обусловленную резким снижением количества дефектов в супертонких слоях покрытия, а также более благоприятного соотношения таких характеристик, как твердость и пластичность, повышенную сопротивляемость макро- и микроразрушению в условиях адгезионно-усталостных процессов и термоциклического нагружения. Изменение структуры и свойств покрытия (Ti,Al)N оказывает положительное влияние на изме-

нение эксплуатационных характеристик инструмента, оснащенного пластинами ТТ10К8-Б (таблица 3). В частности, изменение соотношения элементов Ti:Al:N в покрытии (Ti,Al)N приводит к заметному изменению интенсивности изнашивания инструмента. Максимальное увеличение стойкости при продольном точении стали 40X имели инструменты, оснащенные пластинами ТТ10К8-Б с покрытием (33 %Ti, 28,7%Al)28,7%N и (28,75% Ti, 37,25%Al) 33,99%N.

В работе представлены также фрагменты масштабных исследований свойств покрытий на примере системы Ti-N, полученных при использовании стандартных и ассистируемых ионной имплантацией процессов вакуумно-дугового синтеза.

Анализ результатов проведенных исследований показал, что ассистируемый вакуумно-дуговой синтез имеет ряд преимуществ по сравнению со стандартным, так как обеспечивает:

- получение покрытий с супермелкодисперсной зерновой структурой, имеющих высокую прочность адгезионной связи с субстратом, что существенно увеличивает износостойкость инструментальных материалов и стабильность их режущих свойств;

- возможность синтеза покрытия при относительно низких температурах, исключающих отпуск, коробление, электроэрозионное растравливание (затупление) режущих кромок инструмента;

- возможность формирования покрытий с низким уровнем остаточных напряжений как в покрытии, так и на границах раздела «покрытие-субстрат», что увеличивает его долговечность и положительное влияние на эксплуатационные характеристики инструмента;

- осуществление непрерывного легирования имплантируемыми элементами внедрения всего объема формируемого покрытия, что существенно увеличивает пластичность покрытия при сохранении его высокой твердости;

- возможность синтеза высококачественных покрытий при снижении требований к предварительной подготовке поверхности.

Некоторые результаты исследований различных свойств инструмента, (стойкость  $T_{h3=0,5}$ , микротвердость  $H^{50} \mu$ , коэффициент вязкости разрушения  $K_{IC}$ ), оснащенного твердосплавными пластинами ТТ10К8-Б с покрытием TiN, которые синтезировали при использовании стандартных и ассистируемых высокоэнергетическим ионным пучком (энергии до 40 кэВ) процессов, представлены в таблице 3. Условия испытаний при резании показаны выше.

Таблица 3 - Результаты исследования различных свойств пластин ТТ10К8-Б

Инструментальный материал	Микротвердость, $H^{50} \mu$	Коэффициент $K_{IC}$ , МПа $\times$ м <sup>1/2</sup>	Стойкость $T_{h3=0,5}$ , мин
ТТ10К8-Б	1750	8,4	2
ТТ10К8-Б - TiN	2270	8,2	5
ТТ10К8-Б – TiN*	2980	7,6	8
ТТ10К8-Б – TiN**	2850	7,9	9,5

\* Вариант 1, осаждение покрытием с ассистированием имплантируемыми ионами (непрерывный процесс);

\*\* - вариант 2, импульсное ассистирование

Данные таблицы 3 позволяют отметить следующее. Свойства покрытий TiN, полученные при использовании стандартного и ассистируемого синтеза существенно

отличаются. В частности, отмечается значительный рост микротвердости и некоторое снижение трещиностойкости покрытий, значительно повышается прочность адгезии покрытия и субстрата, столбчатая структура покрытий, характерная для стандартных процессов КИБ, трансформируется в супермелкодисперсную структуру разориентированного кристалла. Лучшие результаты (максимальная износостойкость) были получены для резцов, оснащенных пластинами ТТ10К8-Б с покрытием TiN, которые имели лучшее соотношение «твердость-вязкость» (вариант 2, смотри таблицу 3). Эти покрытия были получены при осаждении с ассистирующей импульсной имплантацией ионов хрома при энергиях порядка 40 кэВ [2].

Результаты исследований по изучению причин разрушения покрытий и влияния долговечности покрытий на работоспособное состояние инструмента позволили разработать технологию комбинированной ионно-плазменной обработки (КИПО), основу которой составили процессы, реализуемые на установке ВИТ-2.

Проведены широкие лабораторные и промышленные стойкостные испытания различных типов инструмента из быстрорежущей стали Р6М5 (отрезные резцы, сверла, концевые фрезы), которые были подвергнуты комбинированной ионно-плазменной обработке (КИПО) с формированием износостойких комплексов ИК в соответствии с рекомендациями, представленными на рисунке 3. Результаты стойкостных испытаний инструмента с КИПО, представлены в таблице 4 и 5.

Таблица 4 - Результаты промышленных испытаний инструмента из быстрорежущей стали с КИПО, МГТУ «СТАНКИН» на АО «АВТОВАЗ».

№ п/п	Инструмент	Стойкость инструмента, кол-во обраб. деталей, шт.						K <sub>ст</sub>
		Инструмент «АВТОВАЗ» с упрочняющей обработкой			Инструмент с КИПО, МГТУ «СТАНКИН»			
		Контр. инструм.	1-я переточ.	2-я переточ.	Контр. инструм.	1-я переточ.	2-я переточ.	
1	Сверла $\Phi$ 8,2 мм*	400	400	400	550	550	550	1,4
2	Сверла $\Phi$ 23,7 мм**	400	400	400	1200	800	800	3,2
3	Концевые фрезы***	40	40	40	83	83	85	2,0

\* - сверление отверстий в стали 40 (шатун) с  $v=14,6$  м/мин;  $S_M=56$  мм/мин; СОТС-Велс 6 %;

\*\* - сверление отверстий в стали 40X (шатун) с  $v=18,6$  м/мин;  $S_M=75$  мм/мин; СОТС-Велс 6 %;

\*\*\* - фрезерование стали 40X (труба картера) с  $v=41$  м/мин; СОТС-Велс 6 %.

В таблице 5 представлены данные стойкостных испытаний сверл  $\Phi$  6,8 мм из быстрорежущей стали DIN 338 производства фирмы «Фетте» ФРГ при обработке в стали 45 (200 НВ) отверстий длиной 30 мм ( $v=35$  мм/мин;  $S=0,1$  мм/об) в условиях «сухого» резания, которые проведены совместно с институтом IFQ Магдебургского университета. Испытывали сверла без покрытия (I), с однослойными покрытиями TiCN (II), TiN (III), многослойными покрытиями Ti-TiN-TiCN (IV); Cr-(Ti,Cr)N (V) и износостойкими комплексами Азот.-Ti-TiN (VI), Азот.-Ti-TiN-(Ti,Al)N (VII).

Таблица 5 - Результаты стойкостных испытаний сверл из быстрорежущей стали.

Покрытие	I	II	III	IV	V	VI	VII
Стойкость, мин	10	21	25	29	43	66	112
K <sub>ст</sub>	1	2,1	2,5	2,9	4,3	6,6	11,2

Разработанные составы и технология КИПО получения износостойких комплексов (ИК), (например, азотирование (ионное) - (Ti,Cr) - (Ti,Cr)N ; азотирование (ионное)-TiN-(Ti,Al)N и др. повышают стойкость 5-10 раз по сравнению со стойкостью контрольных инструментов и 1,4-5 раз по сравнению со стойкостью инструмента со стандартными покрытиями. С ростом скорости резания эффективность инструмента с ИК заметно увеличивается, влияние подачи и особенно глубины резания на стойкость для инструмента с ИК в сравнении с соответствующим влиянием подачи и глубины резания для контрольного инструмента примерно одинаковы.

#### **Заключение.**

В мировой практике производства режущего инструмента все большее применение находят многослойно-композиционные покрытия и методы комбинированного поверхностного упрочнения, что заметно повышает эффективность различных типов режущего инструмента в сравнении с эффективностью инструмента со стандартным износостойким покрытием. В настоящей работе представлены некоторые результаты исследований по разработке методов, технологии и оборудования для получения покрытий с управляемой структурой, составом и архитектурой, обеспечивающих, существенное повышение эффективности и надежности режущего инструмента.

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

#### **Литература.**

1. Верещака А.С. Работоспособность режущего инструмента с износостойкими покрытиями - М.: Машиностроение, 1993. 336 с.
2. J.D Haen, C.Quaeyhagens, L.M.Stals, M.Van Stappen. Interface study of physical deposition TiN coatings on plasma-nitrided steels. Surface and coatings Technology. 61 (1993). 194-200.
3. G.KL. Wolf Erzeugung verschleissmindender Randschichten durch Ionen strahiverfahren. Mat.-wiss. u. Werkstofftech.24, 109-119 (1993).
4. E.Moll, E.Bergmann. Hard coatings by plasma-assisted PVD technologies: industrial practice. Surface and Coating Technology, 37 (1989) 483- 509.
5. W.-D.Munz, D.Schulze, F.M. Hauzer. A new method for hard coatings: ABS (arc bond spattering). Surface and Coating Technology. 50 (1992)169 - 178.
6. Holleck H. 1990. «Basic principles of specific application of ceramic materials as protective layers». Surface and coatings Tecnology, 43/44 245 - 258.

7. J.Vetter, W.Burgmer, H.G.Dederichs, A.J.Perry.The architecture and per formance of compositionally gradientand multi-lauer PVD coating. Material Science Forum Vols. 163 - 165 (1994) pp.527 - 532.
- 8.M.L. Capp, J.M. Rigsbee. Laser Processing of Plasma-sprayed Coating. Material Science and Engineering. T.2, ' 1 (1994). 49 - 56 .
9. Stok H.L., Mayr P. : Hartstoffbeschichtund mit dem Plasma-CVD-Verfahren. HTM 41 (1986) 3. 145 - 151
10. Верещака А.С.,Волин Э.М., Вахид Х. Режущие инструменты с композиционными покрытиями для обработки различных конструкционным материалов //Вестник машиностроения. '8 .1984. с. 32 -35.
- 11.L.P. Sableb et al. Apparatur fur evaporation coatings. US Patent 3/793.179(1971).
12. Электродуговой испаритель с магнитным ограничением катодного пятна //Л.П.Саблев, Ю.И.Дологов, Р.И.Ступак и др.// Приборы и техника экспериментов № 4, 1976 с. 12- 16.
13. Vereschaka A.S. «Analyse der grundlegluden Aspekte der Anwendung und Leistungssteigerung von beschichteten Zerspanwerkzengen. Сб. научн. Трудов Магдебургского университета, посвященного 60-ти летию проф. Лиерата Ф. «Festschrift anlässlich des 60/ Geburtstages von Prof. Dr/ Friedhelm Lierath. Magdeburg. 1998.с.40-46.
14. Аксенов И.И., Белоус В.А.,Падалка, В.Г.Хороших В.М. Перемещение плазменных потоков в криволинейных плазмоптических системах. // Физика плазмы . 1978. No 4, с.425 - 428.
15. Верещака А.С., Табаков В.П. Изнашивание режущих инструментов износостойкими покрытиями. Учебное пособие. Ульяновск.: Изд – во УлГУ, 1998.184 с.
16. Верещака А.С. Основные аспекты применения и совершенствования режущих инструментов с износостойкими покрытиями //СТИН.2000.- № 9. С.33-40.
- 17.Верещака А.А., Верещака А.С., Лапин В.Ф. Управление структурой и свойствами износостойких покрытий как метод повышения эксплуатационных характеристик режущего инструмента - процессы, оборудование, технология. Сборник научных трудов «Высокие технологии в машиностроении» НТУ «ХПИ».- Харьков, 2001-Вып.1 (4). С.46-50.
18. Anatoly Verechshaka, Woo Young Lee. High Technologies as Basis of Modern Industrial. Human Resources Development Institute. Korea University of Technology and Education. Chungnam, S. Korea, 2001. 138 p.
19. Васин С.А., Верещака А.С., Кушнер В.С. Резание материалов: Термомеханический подход к системе взаимосвязей при резании: Учеб. для техн. вузов. – М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2001. - 448 с.
20. Lierat F., Vereschaka A.: The Main Trends of Vacuum-ARC Technology Synthesis of Multilayer Coatings for Cutting Tool Perfection. IX Internationals Produktionstechnisches kolloquium PTK-98. Berlin, 1998. p.211-225. (In English) Lierat F., Vereschaka A. Entwicklungsstand und-trends der Hartstoff beschichtung. Tagungsband Magdeburger Produktionstechnisches Kolloquium MPK '99. Die Wissensintensive Production, 1999. ISBN 3-00-004 180-x. (In German)

УДК 621.923

**Г.П.Клименко, Я.В. Васильченко, А.Ю.Андронов**  
 Донбасская государственная машиностроительная академия, Краматорск, Украина

**УЧЕТ ВЕРОЯТНОСТИ РАЗРУШЕНИЯ ИНСТРУМЕНТА  
 ПРИ ОПРЕДЕЛЕНИИ ЕГО ПЕРИОДА СТОЙКОСТИ И РАСХОДА**

*Mathematics models for evaluation of tool life has been developed. Its consider the wear and the distraction of cutting tools. The method of calculation of the summary tool life was worked out. It give possibility to decrease the quantity of using cutting tools for heave lathes.*

Определение норм расхода режущего инструмента в настоящее время производится на основе величины полного периода стойкости инструментов, исходя из допустимого объема их стачивания. При этом предполагается, что причиной отказов инструмента является достижение предельно допустимого износа. Вместе с тем, анализ эксплуатации твердосплавного инструмента на тяжелых станках показывает, что значительная доля их отказов приходится на выкрашивания и поломки, что обуславливает случайный характер изменения периода стойкости инструмента. Вероятность разрушения инструмента существенно зависит от уровня режимов резания, особенно от подачи. Поэтому расчет полного периода стойкости инструмента, который определяет его расход, должен осуществляться с учетом не только его износа, но и разрушения.

Установлено [1], что величина периода стойкости инструмента с учетом его разрушения определяется традиционной стойкостной зависимостью с поправочным коэффициентом  $\chi$ , учитывающем вероятность разрушения инструмента. Для его определения на основании статистических исследований обработки деталей на тяжелых станках установлена зависимость вероятности разрушений  $q_p$  от отношения периодов стойкостей  $\frac{T_p}{T_u}$  и основного размерного параметра станка  $D_c$  (коэффициент множественной корреляции - 0,67, объем выборки - 248):

$$q_p = 0.108 D_c^{-0.45} T_p / T_u$$

Полученная зависимость позволяет прогнозировать соотношение периодов стойкости инструмента до разного вида его отказов при заданном значении вероятности разрушений инструмента или решать обратную задачу (рисунок 1).

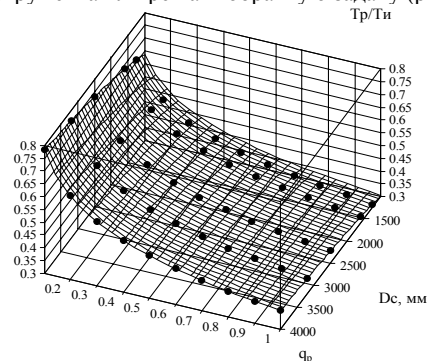


Рисунок 1 – Зависимость вероятности разрушения инструментов  $q_p$  от соотношения периодов стойкостей  $T_p/T_u$  для станков разных типоразмеров

Учитывая, что период стойкости инструмента представляет собой сумму периодов до его разрушения и износа, умноженных на соответствующие вероятности отказа (разрушения или износа), поправочный коэффициент на период стойкости инструмента для тяжелых токарных станков разных типоразмеров (рисунок 2) тогда определяется:

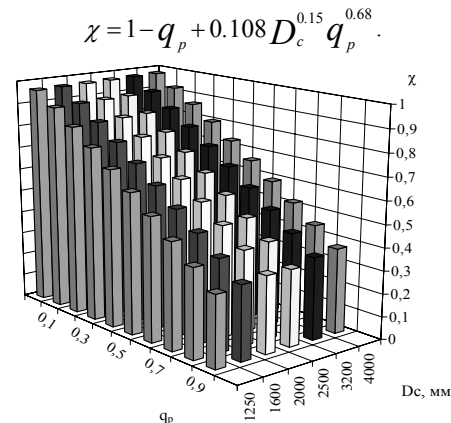


Рисунок 2 — Поправочные коэффициенты на величину периода стойкости твердосплавного инструмента тяжелых станков в зависимости от  $q_p$  – вероятности его разрушения

Период стойкости до разрушения зависит от уровня режимов резания, особенно от подачи. Показатель степени в зависимости подачи от числа периодов стойкости исследованный ранее на станках средних типоразмеров [2], колеблется в широких пределах. Для уточнения упомянутой зависимости для тяжелых станков был проведен производственный эксперимент, во время которого регистрировался не только вид отказа (износ или разрушение), но, по возможности, и его причина. Отказы инструмента в связи с его разрушением были разделены на 2 группы: отказы зависящие от подачи и случайные отказы, не зависящие или мало зависящие от подачи. Были установлены три причины случайных отказов: грубые дефекты изготовления инструмента, остановка станка и ошибка рабочего. Предполагается, что поломка инструмента неизбежно наступает при случайной установке подачи, значительно большей рекомендуемой, при ошибочном включении быстрого перемещения суппорта и т.д.

Исследовалось влияние подачи на число периодов стойкости напайных резцов Т5К10 при обработке стали 90ХМФ с глубиной резания  $t=6$  мм и скоростью резания, соответствующей данной подаче ( $S=0,9 \dots 2$  мм/об). Статистическая обработка результатов экспериментов (выборка значений чисел периодов стойкости для разных подач на станках разных типоразмеров) позволила установить регрессионную зависимость для определения показателя степени  $m_k$  зависимости:  $S=C_k K^{-m_k}$  (коэффициент корреляции - 0,78, объем выборки - 184).

$$m_k = 0.7327 - 7.3 * 10^{-5} D_c$$

Эта зависимость использовалась для получения поправочных коэффициентов на расход инструмента (число периодов стойкости) при отклонении подачи от ее нормативного значения.

Статистические исследования показали наличие достаточно тесной корреляционной зависимости изменения расхода режущего инструмента от уровня качества его эксплуатации (коэффициент корреляции - 0,82). Все математические модели, положенные в основу определения рациональных параметров эксплуатации инструмента, справедливы лишь для определенного фиксированного уровня эксплуатации, при котором фактические показатели максимально приближены к нормативно-базовым их значениям.

Отклонения показателей эксплуатации от их базовых значений на практике приводит к изменению фактического расхода инструмента  $R_{\phi}$ , по сравнению с его нормативным значением  $R_n$ , в соответствии с установленной корреляционной зависимостью:

$$R_{\phi} = R_n Y_3^{m_3},$$

где:  $m_3$ - показатель степени влияния уровня эксплуатации на расход режущего инструмента.

Определение норм расхода режущего инструмента производилось на основании установленных норм стойкости инструментов тяжелых станков и вероятностей разрушения инструментов (чисел периодов стойкости), которые определяют полный период стойкости  $\sum \bar{T} : \sum \bar{T} = \bar{T} \cdot K$ , где  $\bar{T}$  - средняя стойкость инструмента;  $K$  - число периодов стойкости инструмента.

Нормы периодов стойкости определены, исходя из экономического критерия оптимальности (приведенных затрат на обработку деталей) с учетом статистически определенных поправок, учитывающих условия эксплуатации инструмента на тяжелых станках и эргономические ограничения на период стойкости.

Фактический полный период стойкости, положенный в основу расчета расхода инструмента, определен из условия:  $K = 1/q_p$ :

$$\sum T_{\phi} = T \left( 1 - q_p + 108 D_c^{0,15} q_p^{0,68} \right) / q_p.$$

При известном фактическом полном периоде стойкости инструмента простым расчетом можно определить необходимое число режущих кромок  $m$  для заданного основного времени  $t_0$  с учетом уровня эксплуатации инструмента.

$$m = \frac{t_0 Y_3^{m_3}}{\sum T_{\phi}}.$$

Предложенный метод расчета расхода инструмента позволяет учесть его вероятность разрушения и фактический уровень эксплуатации.

#### Литература.

1. Клименко Г.П. Определение нормативного расхода режущего инструмента для тяжелых токарных станков. //Резание и инструмент в технологических системах Межд. научн.-техн. сборник. - Харьков: ХГПУ, 1998. - Вып.52.- С.99-104.
2. Клименко Г.П. Определение периода стойкости инструмента для тяжелых токарных станков // Резание и инструмент в технологических системах. Межд. научн.-техн. сборник. - Харьков: ХГПУ, 1999. - Вып. 53.- С.75-79.

УДК 621. 941. 025

**П.Г. Матюха, В.С. Скрынников**

Донецкий национальный технический университет, г. Донецк, Украина

### ОПРЕДЕЛЕНИЕ ФОРМЫ БАЗОВОЙ РЕЖУЩЕЙ ПЛАСТИНЫ ПРИ ПРОЕКТИРОВАНИИ УНИВЕРСАЛЬНО-СБОРНОГО РЕЗЦА

*Influence of base cutting plate form on the range of geometrical parameters of cutter is determined at mounting of plate of different form to the toolholder.*

Современными тенденциями совершенствования систем токарных резцов является повышение универсальности резцов, которые составляют систему. в результате количество резцов, входящих в систему, сокращается за счет того, что резцы позволяют выполнять несколько видов токарной обработки.

Одним из методов повышения универсальности резцов является установка на одну державку разных по форме многогранных не перетачиваемых пластин (МНП). Универсально-сборный резец (УСР) [1] состоит из державки 1, подкладки 2, штифта 3, гайки 4, режущей пластины 5, переустанавливаемого многопозиционного элемента 6, который позволяет устанавливать на одну и ту же опорную поверхность четырех и пятигранных МНП. При замене МНП происходит изменение не только углов в плане и при вершине, но и в главной и вспомогательной секущей плоскостях. В связи с этим представляет интерес исследование влияния формы базовой пластины на изменение геометрических параметров резца при установке пластины другой формы.

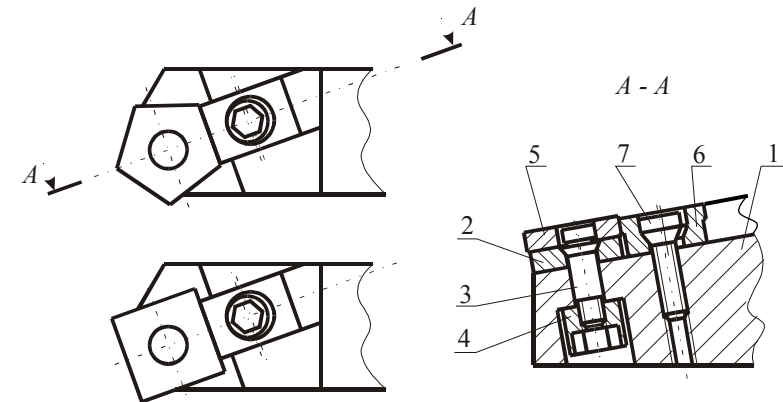


Рисунок 1 – Универсально-сборный резец с заменяемыми МНП

Исходными данными при проектировании универсально-сборного резца для базовой негативной пластины являются число граней  $n_6$ , главный угол в плане  $\varphi_6$ , угол наклона главной режущей кромки  $\lambda_6$ , главный задний угол в нормальном сечении  $\alpha_{N6}$ . Под базовой пластиной будем понимать ту, для которой рассчитывается положение опорной поверхности на державке.

На первом этапе определим положение опорной поверхности под базовую пластину, геометрические параметры реза на главной и вспомогательной режущей кромке. На втором этапе – геометрические параметры реза после установки пластины с другим количеством граней на ту же опорную поверхность. На третьем этапе проанализируем влияние формы базовой пластины на изменение геометрических параметров реза, оснащенного пластиной другой формы.

Рассмотрим вывод формул для определения геометрических параметров реза оснащенного пятигранной базовой пластиной (рисунок 2).

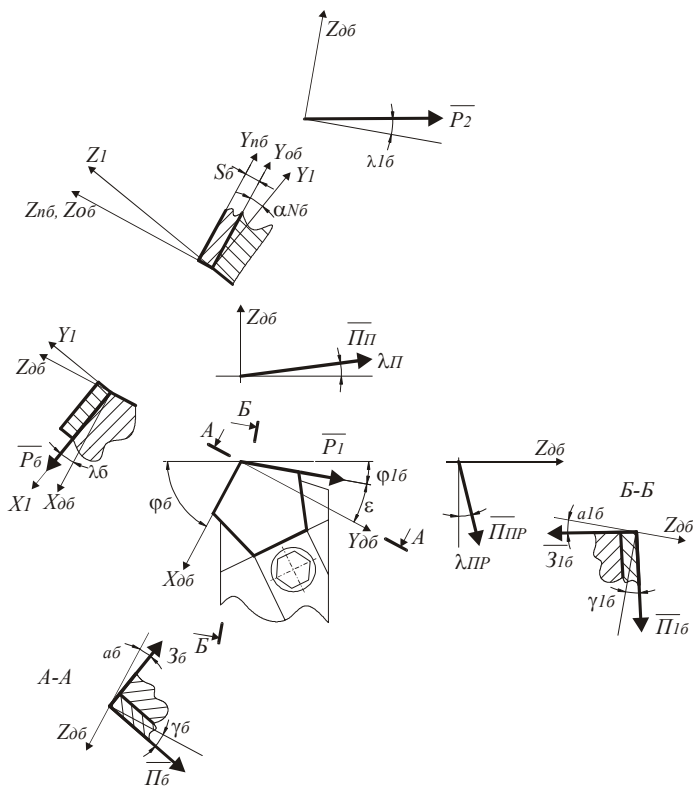


Рисунок 2 – Схема режущей части реза, оснащенного базовой пластиной

С опорной поверхностью базовой МНП свяжем систему координат  $X_{об}Y_{об}Z_{об}$  (рисунок 3). Ось  $Z_{об}$  направим по нормали к опорной плоскости пластины, ось  $X_{об}$  - параллельно главной режущей кромке, ось  $Y_{об}$  - перпендикулярно оси  $X_{об}$  в опорной плоскости. Рассмотрим последовательность изменения положений пластины для

получения заданных геометрических параметров  $\varphi_{б}$ ,  $\lambda_{б}$  и  $\alpha_{Nб}$ . Вначале, устанавливая пластину на державку реза, поворачиваем ее вокруг оси  $Z_{об}$  пока не создадим угол  $\varphi_{б}$ . В этом случае положение пластины описывается системой координат  $X_{об}Y_{об}Z_{об}$  с вершиной в  $O_{об}$ , связанной с державкой реза. Для того, чтобы на режущей части обеспечить требуемый угол  $\lambda_{б}$ , систему  $X_{об}Y_{об}Z_{об}$  повернем вокруг оси  $Y_{об}$  на угол  $\lambda_{б}$ . Тогда система  $X_{об}Y_{об}Z_{об}$  совместится с системой  $X_1Y_1Z_1$ , связанной с державкой реза. Далее для того, чтобы на режущей части реза получить необходимый угол  $\alpha_{Nб}$ , повернем пластину вокруг оси  $X_1$  на угол  $\alpha_{Nб}$ . Тогда система координат связанная с пластиной займет положение  $X_{об}Y_{об}Z_{об}$ . Так как МНП негативная, то формулы описывающие положение передней поверхности в системе  $X_{нб}Y_{нб}Z_{нб}$  будут аналогичны формулам описывающим положение опорной поверхности в системе  $X_{об}Y_{об}Z_{об}$ . Это связано с тем, что обе системы координат однонаправлены и смещены вдоль оси  $Z_{об}$  на величину  $S_{б}$ , а опорная и передняя поверхности имеют один и тот же вектор нормали.

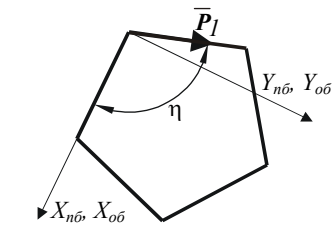


Рисунок 3 – Схема к определению положения вектора  $\vec{P}_1$

Для того, чтобы перейти из системы координат  $X_{нб}Y_{нб}Z_{нб}$  в систему  $X_{об}Y_{об}Z_{об}$  воспользуемся матричным уравнением:

$$r_{об} = M_{об1} \cdot M_{1об} \cdot M_{обнб} \cdot r_{нб}, \quad (1)$$

где:  $r_{об}$ ,  $r_{нб}$  – столбцовые матрицы радиус векторов одной и той же точки в системах координат  $X_{об}Y_{об}Z_{об}$  и  $X_{нб}Y_{нб}Z_{нб}$

$M_{об1}$  – матрица перехода от системы координат  $X_1Y_1Z_1$  к  $X_{об}Y_{об}Z_{об}$ :

$$M_{об1} = \begin{pmatrix} \cos \lambda_{б} & 0 & -\sin \lambda_{б} & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ \sin \lambda_{б} & 0 & \cos \lambda_{б} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{pmatrix}; \quad (2)$$

$M_{1об}$  – матрица перехода от системы координат  $X_{об}Y_{об}Z_{об}$  к  $X_1Y_1Z_1$ :

$$M_{1об} = \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \cos \alpha_{Nб} & -\sin \alpha_{Nб} & 0 \\ 0 & \sin \alpha_{Nб} & \cos \alpha_{Nб} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{pmatrix}; \quad (3)$$

$M_{обнб}$  – матрица перехода от системы координат  $X_{нб}Y_{нб}Z_{нб}$  к  $X_{об}Y_{об}Z_{об}$ :

$$M_{o\delta n\delta} = \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & S_{\delta} \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{pmatrix}. \quad (4)$$

Столбцевые матрицы  $r_{\delta\delta}$ ,  $r_{n\delta}$  имеют вид:

$$r_{\delta\delta} = \begin{pmatrix} x_{\delta\delta} \\ y_{\delta\delta} \\ z_{\delta\delta} \\ t_{\delta\delta} \end{pmatrix}, \quad (5), \quad r_{n\delta} = \begin{pmatrix} x_{n\delta} \\ y_{n\delta} \\ z_{n\delta} \\ t_{n\delta} \end{pmatrix}, \quad (6),$$

где:  $x_{\delta\delta}$ ,  $y_{\delta\delta}$ ,  $z_{\delta\delta}$  и  $x_{n\delta}$ ,  $y_{n\delta}$ ,  $z_{n\delta}$  – координаты радиус векторов одной и той же точки в системах координат  $X_{\delta\delta}Y_{\delta\delta}Z_{\delta\delta}$  и  $X_{n\delta}Y_{n\delta}Z_{n\delta}$ ;  $t_{\delta\delta}$ ,  $t_{n\delta}$  – параметры времени, равные единице.

Подставив формулы (2) - (6) в (1) получим формулы перехода от системы координат  $X_{n\delta}Y_{n\delta}Z_{n\delta}$  к  $X_{\delta\delta}Y_{\delta\delta}Z_{\delta\delta}$  имеют вид:

$$\begin{cases} x_{\delta\delta} = x_{n\delta} \cos \lambda_{\delta} - y_{n\delta} \sin \lambda_{\delta} \sin \alpha_{N\delta} - z_{n\delta} \sin \lambda_{\delta} \cos \alpha_{N\delta}; \\ y_{\delta\delta} = y_{n\delta} \cos \alpha_{N\delta} - z_{n\delta} \sin \alpha_{N\delta}; \\ z_{\delta\delta} = x_{n\delta} \sin \lambda_{\delta} - y_{n\delta} \cos \lambda_{\delta} \sin \alpha_{N\delta} - z_{n\delta} \cos \lambda_{\delta} \cos \alpha_{N\delta} + S_{\delta}. \end{cases} \quad (7)$$

С помощью формул (7) и приемов векторной алгебры, изложенных в [2], получим зависимости определяющие геометрические параметры резца при установке базовой МНП:

– угол наклона опорной поверхности в продольном сечении:

$$tg \gamma_{\text{III}} = -\sin \varphi_{\delta} tg \lambda_{\delta} - \cos \varphi_{\delta} tg \alpha_{N\delta} \sec \lambda_{\delta}; \quad (8)$$

– угол наклона опорной поверхности в поперечном сечении:

$$tg \gamma_{\text{II}} = \cos \varphi_{\delta} tg \lambda_{\delta} - \sin \varphi_{\delta} tg \alpha_{N\delta} \sec \lambda_{\delta}; \quad (9)$$

– главный задний угол:

$$ctg \alpha_{\delta} = \frac{1 + tg^2 \lambda_{\delta}}{tg \alpha_{N\delta} \sec \lambda_{\delta}}; \quad (10)$$

– главный передний угол:

$$tg \gamma_{\delta} = -tg \alpha_{N\delta} \sec \lambda_{\delta}; \quad (11)$$

– вспомогательный угол в плане:

$$\varphi_{1\delta} = 90 - \varphi_{\delta} - \varepsilon; \quad (12)$$

– угол при вершине пластины:

$$\eta = \frac{180^{\circ} \cdot (n_{\delta} - 2)}{n_{\delta}}; \quad (13)$$

– угол  $\varepsilon$  :

$$tg \varepsilon = \frac{\cos \lambda_{\delta} + \sin \alpha_{N\delta} \sin \lambda_{\delta} tg(180^{\circ} - \eta)}{tg(180^{\circ} - \eta) \cos \alpha_{N\delta}}; \quad (14)$$

– угол наклона вспомогательной кромки:

$$tg \lambda_{1\delta} = -\sin \varepsilon tg \lambda_{\delta} + \cos \varepsilon tg \alpha_{N\delta} \sec \lambda_{\delta}; \quad (15)$$

– вспомогательный задний угол:

$$ctg \alpha_{1\delta} = \frac{\cos \varepsilon (-tg \alpha_{N\delta} \sec \lambda_{\delta} tg \lambda_{1\delta} + \cos \varepsilon) - \sin \varepsilon (-tg \lambda_{\delta} tg \lambda_{1\delta} - \sin \varepsilon)}{tg \lambda_{\delta} \cos \varepsilon + \sin \varepsilon tg \alpha_{N\delta} \sec \lambda_{\delta}}; \quad (16)$$

– вспомогательный передний угол:

$$tg \gamma_{1\delta} = -\cos \varepsilon tg \lambda_{\delta} - \sin \varepsilon tg \alpha_{N\delta} \sec \lambda_{\delta}; \quad (17)$$

При установке на опорную поверхность державки резца, положение которой определено для базовой МНП, пластины с другим числом граней и отличную по форме от базовой (рисунок 4), с передней поверхностью свяжем систему координат  $X_{nn}Y_{nn}Z_{nn}$  с центром в  $O_{nn}$  (рисунок 5). Ось  $Z_{nn}$  направим по нормали к передней поверхности, ось  $X_{nn}$  - по главной режущей кромке новой пластины, ось  $Y_{nn}$  - перпендикулярно осям  $X_{nn}$  и  $Z_{nn}$  в передней плоскости пластины. Система координат  $X_{nn}Y_{nn}Z_{nn}$  относительно системы  $X_{n\delta}Y_{n\delta}Z_{n\delta}$  повернута вокруг оси  $Z_{n\delta}$  на угол  $\omega$ . Центр  $O_{nn}$  системы  $X_{nn}Y_{nn}Z_{nn}$  относительно системы  $X_{n\delta}Y_{n\delta}Z_{n\delta}$  смещен вдоль оси  $X_{n\delta}$  на величину  $a$ , вдоль оси  $Y_{n\delta}$  на величину  $b$ .

Матричное уравнение перехода от системы координат  $X_{nn}Y_{nn}Z_{nn}$  к системе  $X_{\delta\delta}Y_{\delta\delta}Z_{\delta\delta}$  имеет вид:

$$r_{\delta\delta} = M_{\delta\delta 1} \cdot M_{1\delta\delta} \cdot M_{\delta\delta n\delta} \cdot M_{n\delta nn} \cdot r_{nn}; \quad (18)$$

где:  $r_{\delta\delta}$ ,  $r_{nn}$  – столбцевые матрицы радиус векторов одной и той же точки в системах координат  $X_{\delta\delta}Y_{\delta\delta}Z_{\delta\delta}$  и  $X_{nn}Y_{nn}Z_{nn}$ ;

$M_{\delta\delta nn}$  – матрица перехода от системы координат  $X_{nn}Y_{nn}Z_{nn}$  к  $X_{n\delta}Y_{n\delta}Z_{n\delta}$  :

$$M_{\delta\delta nn} = \begin{pmatrix} \cos \omega & -\sin \omega & 0 & -a \\ \sin \omega & \cos \omega & 0 & b \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{pmatrix}. \quad (19)$$

Столбцевая матрица  $r_{nn}$  имеет вид:

$$r_{nn} = \begin{pmatrix} x_{nn} \\ y_{nn} \\ z_{nn} \\ t_{nn} \end{pmatrix}, \quad (20)$$

где:  $x_{nn}$ ,  $y_{nn}$ ,  $z_{nn}$  – координаты радиус вектора точки в системе координат  $X_{nn}Y_{nn}Z_{nn}$ ,  $t_{nn}$  – параметр времени, равный единице.

С учетом построений приведенных на рисунках 4, 5 и приемов, аналогичных примененным ранее, получим формулы, определяющие геометрические параметры режущей части резца с новой четырехгранной пластиной:

– главный угол в плане:

$$\varphi_n = \varphi_{\delta} - \mu; \quad (21)$$

– угол  $\mu$  :

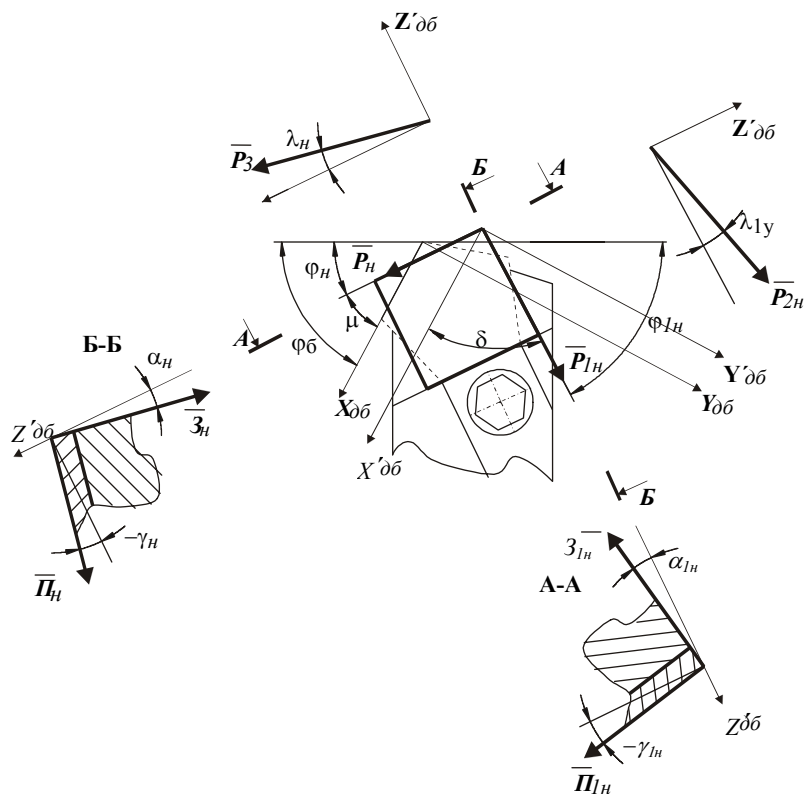


Рисунок 4 – Схема режущей части реза после установки новой мпн, отличной по форме от базовой мпн

$$tg\mu = \frac{\cos\alpha_{N\delta} \sin\omega}{\cos\lambda_{\delta} \cos\omega + \sin\alpha_{N\delta} \sin\lambda_{\delta} \sin\omega}; \quad (22)$$

– угол наклона главной режущей кромки:

$$tg\lambda_n = \cos\mu \cdot tg\lambda_{\delta} - \sin\mu \cdot tg\alpha_{N\delta} \cdot \sec\lambda_{\delta}; \quad (23)$$

– главный задний угол:

$$ctg\alpha_n = \frac{\sin\mu(tg\alpha_{N\delta} \sec\lambda_{\delta} tg\lambda_n + \sin\mu) - \cos\mu(tg\lambda_{\delta} tg\lambda_n + \cos\mu)}{tg\lambda_{\delta} \sin\mu - tg\alpha_{N\delta} \sec\lambda_{\delta} \cos\mu}; \quad (24)$$

– главный передний угол:

$$tg(-\gamma_n) = \sin\mu tg\lambda_{\delta} - \cos\mu tg\alpha_{N\delta} \sec\lambda_{\delta}; \quad (25)$$

– вспомогательный угол в плане:

$$\varphi_{1n} = 180 - \varphi_{\delta} - \delta; \quad (26)$$

– угол  $\tau$ :

$$\tau = \eta_n - \omega; \quad (27)$$

– угол при вершине четырехгранной пластины в плоскости  $X'_{n\delta}, Y'_{n\delta}, Z'_{n\delta}$  в общем виде:

$$\eta_n = \frac{\pi \cdot (n_n - 2)}{n_n}, \quad (28)$$

где:  $n_n$  - количество граней установленной пластины, равное четырем;

– угол  $\delta$ :

$$tg\delta = \frac{\cos\alpha_{N\delta} \sin\tau}{\cos\lambda_{\delta} \cos\tau - \sin\lambda_{\delta} \sin\alpha_{N\delta} \sin\tau}; \quad (29)$$

– угол наклона вспомогательной режущей кромки:

$$tg\lambda_{1n} = tg\lambda_{\delta} \cos\delta + tg\alpha_{N\delta} \sec\lambda_{\delta} \sin\delta; \quad (30)$$

– вспомогательный задний угол:

$$ctg\alpha_{1n} = \frac{\sin\delta(-\sin\delta - tg\lambda_{1n} tg\alpha_{N\delta} \sec\lambda_{\delta}) + \cos\delta(-\cos\delta - tg\lambda_{1n} tg\lambda_{\delta})}{\cos\delta tg\alpha_{N\delta} \sec\lambda_{\delta} - \sin\delta tg\lambda_{\delta}}; \quad (31)$$

– вспомогательный передний угол:

$$tg(-\gamma_{1n}) = tg\lambda_{\delta} \sin\delta - tg\alpha_{N\delta} \sec\lambda_{\delta} \cos\delta. \quad (32)$$

Проанализируем влияние формы базовой пластины на геометрические параметры реза с новой пластиной. Рассмотрим вариант, когда базовой пластиной является четырехгранная, а новой – пятигранная. Для четырехгранной базовой пластины

– угол  $\varepsilon$ :

$$tg\varepsilon = -tg\alpha_{N\delta} \sin\lambda_{\delta}. \quad (33)$$

Формулы, определяющие углы  $\gamma_{1n}, \gamma_{1n}, \alpha_{\delta}, \gamma_{\delta}, \varphi_{1\delta}, \lambda_{1\delta}, \alpha_{1\delta}, \gamma_{1\delta}$  на базовой четырехгранной пластине аналогичны формулам (8) – (13) и (15) – (17), приведенным ранее для базовой пятигранной пластины.

Формулы, определяющие геометрические параметры реза с новой пятигранной пластиной

– главный угол в плане:

$$\varphi_n = \varphi_{\delta} + \mu; \quad (34)$$

– угол  $\mu$ :

$$tg\mu = \frac{-\cos\alpha_{N\delta} \sin\omega}{\cos\lambda_{\delta} \cos\omega + \sin\alpha_{N\delta} \sin\lambda_{\delta} \sin\omega}; \quad (35)$$

– угол наклона главной режущей кромки:

$$tg\lambda_n = \cos\mu \cdot tg\lambda_{\delta} + \sin\mu \cdot tg\alpha_{N\delta} \cdot \sec\lambda_{\delta}; \quad (36)$$

– главный задний угол:

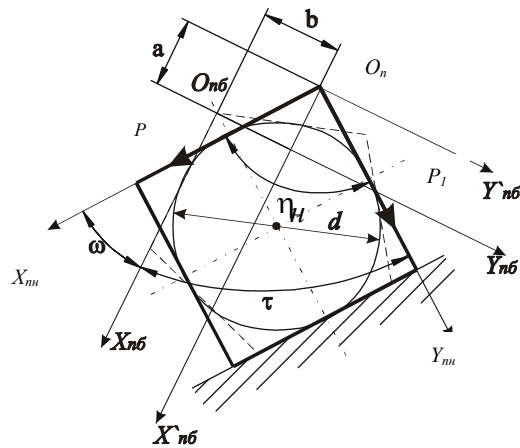


Рисунок 5 – Схема режущей части реза в плоскости  $X'_{n\delta}, Y'_{n\delta}, Z'_{n\delta}$



$$ctg\alpha_n = \frac{-\sin\mu(tg\alpha_{N\delta} \sec\lambda_{\delta}tg\lambda_n + \sin\mu) - \cos\mu(tg\lambda_{\delta}tg\lambda_n + \cos\mu)}{tg\lambda_{\delta} \sin\mu - tg\alpha_{N\delta} \sec\lambda_{\delta} \cos\mu}; \quad (37)$$

– главный передний угол:

$$tg(-\gamma_n) = \sin\mu tg\lambda_{\delta} + \cos\mu tg\alpha_{N\delta} \sec\lambda_{\delta}; \quad (38)$$

– угол  $\tau$ :

$$\tau = \omega + \eta_n. \quad (39)$$

Формулы, определяющие углы  $\varphi_{1n}$ ,  $\delta$ ,  $\eta_n$ ,  $\lambda_{1n}$ ,  $\alpha_{1n}$ ,  $\gamma_{1n}$  для новой пятигранной пластины при замене ею базовой четырехгранной пластины аналогичны выше приведенным формулам (26), (28) – (32).

Воспользовавшись полученными формулами, проанализируем влияние формы базовой пластины на изменение геометрических параметров резца при установке на державку пластины другой формы.

Исходные данные для расчета геометрических параметров резца, с учетом рекомендаций [3]:

- для базовой четырехгранной пластины  $\varphi_{\delta} = 30^{\circ}$ ,  $\alpha_{N\delta} = 10^{\circ}$  и  $\lambda_{\delta} = 10^{\circ}$ ;
- для базовой пятигранной пластины  $\varphi_{\delta} = 65^{\circ}$ ,  $\alpha_{N\delta} = 8^{\circ}$  и  $\lambda_{\delta} = 10^{\circ}$ .

Результаты расчета приведены в таблице 1.

Таблица 1 – Влияние формы базовой пластины на геометрические параметры УСП

Форма базовой МНП	Форма новой МНП	Геометрические параметры резца																	
		на базовой МНП								на новой МНП									
		$\varphi_{\delta}$	$\lambda_{\delta}$	$\gamma_n$	$\gamma_{np}$	$\alpha_{\delta}$	$\gamma_{\delta}$	$\varphi_{1\delta}$	$\lambda_{1\delta}$	$\alpha_{1\delta}$	$\gamma_{1\delta}$	$\varphi_v$	$\lambda_v$	$\alpha_v$	$\gamma_v$	$\varphi_{1v}$	$\lambda_{1v}$	$\alpha_{1v}$	$\gamma_{1v}$
пятигранная	четырегранная	65°	8°	-3,2°	-12,4°	7,9°	-8,1°	5,8°	4,4°	12,1°	-12,0°	29,3°	3,4°	12,3°	-12,3°	59,9°	12,3°	3,4°	-3,6°
четырегранная	пятигранная	30°	10°	3,6°	-13,7°	9,9°	-10,2°	58,2°	9,8°	10,6°	-10,3°	66,6°	13,9°	2,1°	-2,2°	5,4°	-2,3°	13,9°	-13,9°

Как видно из приведенных данных, в анализируемом случае предпочтение необходимо отдать варианту, когда в качестве базовой пластины используется пятигранная пластина. При установке на державку четырехгранной значения задних углов ( $\alpha_n = 12,3^{\circ}$ ,  $\alpha_{1n} = 3,4^{\circ}$ ) являются наиболее близкими к рекомендуемым в технической литературе [3].

### Литература.

1. Патент 2206А України, МКІ В23 В27/16. Різальний інструмент/ Матюха П.Г., Петтик Ю.В., Михайлов О.М. (Україна); № 90476286; Заявл. 19.07.94; Опубл. 30.04.98 Бюл. №2.
2. Матюха П.Г., Гринев Ю.А. Определение геометрических и конструктивных параметров режущей части универсально-сборного резца // Прогрессивные технологии и системы машиностроения : Международный сб. научных трудов. – Донецк: ДонГУ, 2001. Вып. 17 – 270 с.
3. Справочник технолога-машиностроителя. В 2-х т. Т. 2/ Под ред. А.Г. Косиловой и Р.К. Мещерякова. – 4-е изд., перераб. и доп. - М.: Машиностроение, 1986. 496 с., ил.

УДК 621.9

Г.П. Клименко

Донбасская государственная машиностроительная академия, Украина

### ЭФФЕКТИВНОСТЬ ИСПОЛЬЗОВАНИЯ СМАЗОЧНО-ОХЛАЖДАЮЩИХ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ СРЕДСТВ НА ТЯЖЕЛЫХ ТОКАРНЫХ СТАНКАХ

*The results of experience for investigation of cutting tool's life with using different oil-cooling technological means are described. Methods of feeding oil-cooling technological means in cutting zone are investigated. The correcting coefficients for cutting speed are fined.*

При обработке деталей на тяжелых токарных станках большая доля трудоемкости, приходится на черновую обработку твердосплавным инструментом высоколегированных конструкционных сталей. При этом распределение фактически применяемых режимов резания показывает [1], что глубина резания достигает 50 мм, подача – 3 мм/об, скорость резания изменяется до 4 м/с.

В этих условиях без смазочно-охлаждающих технологических средств (СОТС) обработка деталей очень затруднена, хотя в мировой практике все чаще встречаются предложения об отказе использования СОТС в металлообработке. В промышленно развитых странах произошли изменения в приоритете функций СОТС. Постоянно ужесточающиеся требования защиты окружающей среды и обслуживающего персонала от технологических воздействий выдвигают на первое место безопасность СОТС и простоту ее утилизации. Далее следует совместимость СОТС с инструментальными и обрабатываемым материалами, возможность ее регенерации. И только после этого оценивается эффективность СОТС и ее окупаемость [2, 3, 4].

Приведенные в литературе результаты исследований различных экологически безвредных СОТС [5, 6] свидетельствуют об эффективности этих СОТС чаще только при обработке деталей быстрорежущими инструментами с небольшими сечениями среза. Механизм влияния СОТС на процессы резания материалов складывается из многих, параллельно протекающих физических и химических явлений, исследованию которых посвящено достаточно много работ. Однако, до сих пор нет ясности в определении механизма действия СОТС. Это обстоятельство затрудняет выбор и приводит зачастую к необоснованному усложнению составов СОТС, увеличению их номенклатуры

Опыт использования СОТС на тяжелых станках показывает, что при продолжном точении твердосплавными резцами охлаждающе-смазывающие жидкости, подаваемые обычным способом, позволяют повышать скорость резания от 3 до 15%.

В связи с конструктивными трудностями создания устройств, обеспечивающих возврат отработанной жидкости для тяжелых станков, охлаждение применяется далеко не во всех случаях, где оно необходимо.

На тяжелых станках преимущественно используется инструмент, оснащенный более прочными, но менее износостойкими твердыми сплавами, применяются большие глубины резания и подачи, обрабатываются детали из высоколегированных,

труднообрабатываемых материалов. В этих случаях величина скорости резания значительно меньше. С уменьшением скорости резания увеличивается время, необходимое как для образования пассивирующих плёнок на контактирующих поверхностях детали, стружки и инструмента, так и для отвода тепла. Это обеспечивает более значительное снижение сил резания и рост периода стойкости инструмента при применении СОТС.

В настоящей работе ставилась задача экспериментально установить диапазон условий, при которых целесообразно использовать СОТС, а также разработать рекомендации, обеспечивающие максимальную эффективность охлаждения инструмента применительно к тяжёлым станкам токарной группы. Под эффективностью СОТС понимается степень роста скорости резания при постоянном периоде стойкости  $T$ . При анализе экспериментальных данных период стойкости  $T$  принят равным 20 мин. Исследования проводились на токарных станках с максимальным диаметром обрабатываемой детали над станиной  $D_C = 1250$  мм. В качестве наиболее распространённой операции для испытаний было выбрано продольное точение резцами Т5К10. Основные опыты проводились при глубине резания  $t = 4$  мм и подаче  $S = 0,78$  мм/об. При точении термически обработанной стали принятая величина подачи является достаточно большой, характерной для тяжёлых станков.

Так как многие тяжёлые токарные станки, работающие на заводах, не оборудованы системой для подачи и возврата жидкости, а модернизация их в этом направлении затруднительна, в ряде случаев имеется возможность подачи жидкости только самотёком из бачка с таким малым расходом, что жидкость дробилась на капли. Установление возможности и эффективности такой подачи жидкости важно для многих предприятий. Исследовались методы подачи СОТС в распылённом состоянии и высоконапорной струёй. При этом была сделана попытка подобрать такие параметры процесса подачи жидкости, чтобы расход её был минимальным и чтобы для тяжёлых станков не потребовались устройства для возврата отработанной жидкости.

Устройство для подачи распылённой жидкости состояло из воздушного фильтра, бачка с эмульсией и инжектором. Эмульсия вытеснялась в инжектор воздухом, что обеспечивало постоянство давлений жидкой и газообразной среды. Расход жидкости изменялся установкой насадок с разным диаметром отверстий и регулирующей инжектора.

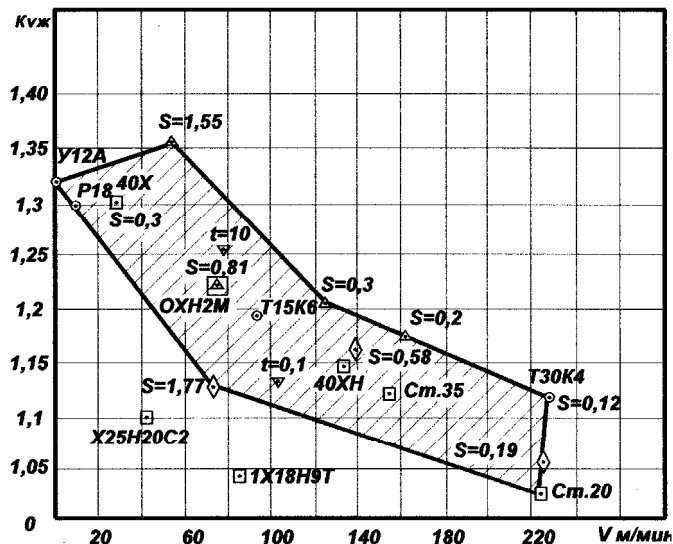
Опыты, проведённые по стали 90ХМФ и стали 45 показали (таблица 1), что наиболее эффективным является охлаждение высоконапорной струёй, которое может обеспечить увеличение скорости резания соответственно на 45 и 25%. Несколько худшие результаты даёт применение распылённой жидкости (29 и 21% по скорости) и еще худшие – обычное охлаждение (24 и 16% по скорости). При использовании распылённой жидкости, увеличение расхода как жидкости так и воздуха увеличивает эффективность охлаждения.

Таблица 1 — Влияние метода подачи и направления СОТС на период стойкости резцов Т5К10 при точении стали 90ХМФ ( $t = 5$  мм,  $S = 0,78$  мм/об,  $V = 82$  м/мин.)

Способ охлаждения	Направление подачи	Давление Р атм.	Диаметр $D_0$ , мм	Расход Q		Период стойкости T	
				жидкости, л/мин	воздуха, $M^3$ /мин	мин.	%
без охладж.	–	–	–	–	–	2,1	100
воздухом	снизу	6	4,5	–	0,38	4,2	200
расп. жид.	снизу	6	0,8	0,16	0,09	11,3	588
расп. жид.	снизу	6	4,5	0,003	0,34	11,2	533
обычный	сверху	–	8	10	–	8,0	381
обычный	снизу	–	8	10	–	10,5	500
высоконап. струёй	снизу	22	0,15	0,09	–	14,4	687

Известно, что эффективность методов охлаждения при обработке сталей повышенной твёрдости в определённой степени связана с более правильным направлением подачи СОТС. Для твёрдосплавных резцов, изнашивающихся главным образом по задней поверхности, независимо от способа охлаждения, жидкость нужно подавать со стороны задней поверхности. Было установлено, что при подаче жидкости под стружку через стружкозавиватель период стойкости также получается меньше, чем при направлении жидкости снизу.

Зависимости периода стойкости от скорости резания при работе с охлаждением и без охлаждения резцами с режущей частью из различных инструментальных материалов помещены на рисунке 1.



Опыты по влиянию материала инструмента; 90ХМФ; S=0,775 мм/об ◯  
 Опыты по влиянию глубины резания; 90ХМФ; Т5К10; S=0,32 мм/об ▽  
 Опыты по влиянию подачи, 90ХМФ; Т5К10; Ст45. ▲  
 Опыты по влиянию обрабатываемого материала Т5; К10; S=0,775 мм/об. □

Рисунок 1 — Эффективность применения СОТС на тяжелых станках

По мере повышения износостойкости и красностойкости инструментального материала и соответствующем росте скоростей резания эффективность применения СОТС снижается с 32% для стали У12 до 12% для твердого сплава Т30К4.

Исследования показали малую степень влияния глубины резания на действие СОТС. Более значительное влияние оказывает подача. Это было проверено, как при точении стали 90ХМФ, так и среднеуглеродистой стали. Установлено, что влияние обрабатываемого материала на действие СОТС является более сложным, чем влияние подачи или материала инструмента. В целом наблюдается тенденция повышения эффективности охлаждения по мере ухудшения обрабатываемости. Однако, при точении некоторых труднообрабатываемых материалов, особенно нержавеющей сталей, применение СОТС обеспечивает лишь незначительный рост периода стойкости.

Таким образом, установлено, что основными факторами, влияющими на эффективность СОТС на тяжелых станках следует считать величину скорости резания, теплопроводность обрабатываемого материала, характер и частоту ударов при резании. Поэтому применять обычное охлаждение рекомендуется при скорости резания примерно до 100 м/мин., исключая обработку материала с низкой теплопроводностью. При этом обеспечивается рост скорости резания не ниже 15% при отсутствии длительных перерывов в работе инструмента.

Полученные экспериментальные данные позволили разработать рекомендации по корректировке величины скорости резания в зависимости от метода подачи жидкости и условий резания (таблица 2). Меньшие значения – для более износостойких твердых сплавов и малых подач.

Таблица 2 — Рекомендуемые поправочные коэффициенты на скорость резания при точении твердосплавными резцами

Обрабатываемый материал	Способ подачи жидкости			
	Самотёком	Обычный	Распыление	Под давлением
Конструкционная, термическая необработанная сталь, мягкие чугуны, НВ≤330		1,1 – 1,15	1,15 – 1,2	1,2 – 1,3
Аустенитные стали, твердый чугун		1,15 – 1,2	1,2 – 1,25	1,25 – 1,35
Термически обработанные стали, НВ=200 ...400	1,1 – 1,2	1,2 – 1,3	1,3 – 1,4	1,4 – 1,5
Закаленные стали, отбеленные чугуны, более НВ>400	1,1 – 1,3	1,3 – 1,4	1,4 – 1,5	1,5 – 1,6

### Литература.

1. Клименко Г.П. Анализ условий обработки деталей на тяжелых станках на основе информационного банка данных //Резание и инструмент в технологических системах.- Харьков: ХГПУ, 1997.- Вып. 51.- С. 122-127.
2. Латышев В.Н. Физико-химические основы действия СОТС при резании металлов//СТИН, 2002.- №4.- С.13-16.
3. Клушин М.И., Тихонов В.М., Троицкая Д.Н. Охлаждение и смазка распыленными жидкостями при резании металлов.- Горький: Верхне-Волжанское кн. изд-во.- 1965.- 125 с.
4. Верещака А.С., Кирилов А.К., Чекалова Е.А. Повышение эффективности лезвийной обработки применением экологически чистых сред // Высокие технологии - 1997-С.45-46.
5. Якубов И.Ф. О возможном механизме влияния СОТС на контактные процессы и износ инструмента// Резание и инструмент в технологических системах.- Харьков: ХГПУ, 2000.- Вып. 57.- С.266-268.
6. Наумов А.Г., Улучшение экологии процессов лезвийной обработки металлов // Резание и инструмент в технологических системах.- Харьков: ХГПУ, 2000.- Вып. 57.- С.167-171.
7. Sluhan Clyde A. Selecting the Right Cutting and Grinding Fluids// Tool and Prod. 1994. N2.- С.40-50.

УДК 621.9: 658.5

**Т.Г. Івченко**

Донецкий государственный технический университет, Донецк, Украина

**ОБЕСПЕЧЕНИЕ ГАРАНТИРОВАННОГО УРОВНЯ НАДЕЖНОСТИ ИНСТРУМЕНТА С УЧЕТОМ ВЕРОЯТНОСТИ ЕГО РАЗРУШЕНИЯ**

*The theoretical and experimental investigation of the cutting tools reliability used for increasing of the effective exploitation. The forecasting of the average period of stability and factor of its variation is carried out with use of the established laws of influence of conditions of operation and time of functioning of the cutting tool for probability of its destruction.*

Современные автоматизированные технологические системы предъявляют повышенные требования к надежности режущих инструментов, причем весьма важным является гарантированное обеспечение показателей надежности их функционирования, так как случайные отказы приводят к внеплановым простоям дорогостоящего оборудования и значительному увеличению затрат на его обслуживание.

В настоящей работе в качестве показателя безотказности режущего инструмента рассматривается гамма-процентный период стойкости - время резания, в течение которого инструмент не достигает отказа с заданной вероятностью  $\gamma$ , выраженной в процентах. Для закона Вейбулла-Гнеденко, наиболее распространенного при анализе стойкости режущего инструмента, гамма-процентный период стойкости, или стойкость с заданной вероятностью  $T_\gamma$ , определяется следующим образом [1]:

$$T_\gamma = a[-\ln(\gamma/100)]^{1/b}, \tag{1}$$

где:  $a, b$  - параметры масштаба и формы закона распределения:

$$a = T/\Gamma(1+1/b), \tag{2}$$

где:  $\Gamma(1+1/b)$  - гамма-функция,  $T$  - средний период стойкости.

В случае, когда преимущественным видом отказов режущего инструмента является достижение предельно допустимого износа, нормативный средний период стойкости  $T_H$  определяется по известным стойкостным зависимостям, представленным в справочно-нормативной литературе. При этом рассеивание стойкости, характеризующее среднеквадратичным отклонением  $S_H$ , незначительно и коэффициент ее вариации  $V_H$  и не превышает 0,33.

При наличии отказов режущего инструмента, связанных с его разрушением, средний период стойкости  $T$ , в сравнении с нормативным  $T_H$ , снижается [2]:

$$T = T_H(1 - \alpha q_p) = K T_H, \tag{3}$$

где:  $q_p$  - вероятность разрушения инструмента,  $q_H$  - вероятность изнашивания, причем  $(q_p + q_H) = 1$ ;  $\alpha$  - коэффициент, учитывающий соотношение среднего периода стойкости до разрушения  $T_p$  с нормативным  $T_H$ :

$$\alpha = 1 - T_p/T_H. \tag{4}$$

Коэффициент, учитывающий соотношение среднего периода стойкости  $T$  с нормативным периодом  $T_H$ :

$$K = T/T_H = (1 - \alpha q_p). \tag{5}$$

Наличие отказов, связанных с разрушением, приводит не только к уменьшению среднего периода стойкости  $T$ , но и изменяет коэффициент вариации  $V_T$ :

$$V_T = \sqrt{V_H^2 + \alpha^2 q_p^2} / (1 - \alpha q_p). \tag{6}$$

Зависимость параметра формы  $b$  закона Вейбулла от коэффициента вариации  $V_T$  имеет вид [3]:

$$b = \exp(1,1 \ln V_T) = \exp \left[ -1,1 \ln \left( \frac{\sqrt{V_H^2 + \alpha^2 q_p^2}}{1 - \alpha q_p} \right) \right]. \tag{7}$$

На основании разработанных ранее вероятностных моделей отказов режущего инструмента [3], [4] установлены зависимости:

$$\alpha = 1 - \frac{1}{T_H} \int_0^{1,9T_H} \frac{c}{V_{II} \sqrt{2\pi(\eta_o^2 + 1)}} e^{-\frac{[(\eta_o - 1)/c - \tau]^2 c^2}{2V_{II}^2[\eta_o^2 + 1]}} d\tau, \tag{8}$$

$$q_p = \Phi \left[ -\frac{(\eta_o - 1 - 1,9T_H c)}{V_{II} \sqrt{\eta_o^2 + 1}} \right], \tag{9}$$

где:  $\eta_o = \eta_o / t_o^{x_p} s_o^{y_p} v_o^n$  - коэффициент безопасности, определяемый в зависимости от относительных показателей режимов резания, характеризующих изменение скорости резания, подачи и глубины в сравнении со значениями этих параметров, принятых за базу:  $v_o = v/v_o$ ,  $s_o = s/s_o$ ,  $t_o = t/t$ ,  $x_p, y_p, n$  - показатели, характеризующие степень влияния глубины, подачи и скорости на силу резания;  $\Phi$  - нормированная функция Лапласа;  $\eta_o = P_{инв}/P_{zо}$  - базовый коэффициент безопасности, равный отношению базовых показателей прочности и нагрузки;  $c$  - коэффициент, характеризующий общую суммарную скорость изменения показателей прочности и нагрузки;  $V_{II}$  - коэффициент вариации показателей прочности и нагрузки.

Изменение режимов резания приводит к одновременному изменению всех указанных характеристик, в том числе и нормативного среднего периода стойкости  $T_H$ . В проводимых исследованиях постоянство  $T_H$ , а также и коэффициента  $c$ , обеспечивается корректировкой скорости резания в соответствии с выбранными значениями глубины резания и подачи:

$$v_o = 1/t_o^{x_v} s_o^{y_v}, \tag{10}$$

где:  $x_v, y_v$  - показатели, характеризующие степень влияния глубины и подачи на скорость резания, определяемые в зависимости от условий эксплуатации.

В этом случае коэффициент безопасности в зависимости от глубины резания и подачи равен:

$$\eta_o = \eta_o / t_o^{(x_p + nx_v)} s_o^{(y_p + ny_v)}. \tag{11}$$

Представленные зависимости позволяют установить влияние параметров обработки на гамма-процентную стойкость инструмента с учетом вероятности его разрушения. Коэффициент, характеризующий соотношение заданной гамма-процентной стойкости режущего инструмента с нормативной, может быть рассчитан по формуле:

$$K\gamma = \left( \frac{T_\gamma}{T_H} \right) = K \left[ \frac{[-\ln(\gamma/100)]^{1/b}}{\Gamma(1+1/b)} \right]. \quad (12)$$

Из представленного на рисунке 1 для  $\gamma = 70\%$  двухпараметрического графика зависимости коэффициента  $K\gamma$  от относительных показателей глубины резания  $t_o$  и подачи  $s_o$  следует, что с увеличением глубины резания и подачи исследуемый коэффициент снижается.

Таким образом, на основании разработанной методики по известным режимам обработки может прогнозироваться гамма-процентный уровень стойкости режущего инструмента с любым заданным уровнем вероятности, а также устанавливаться уровень режимов резания, обеспечивающих требуемый уровень надежности.

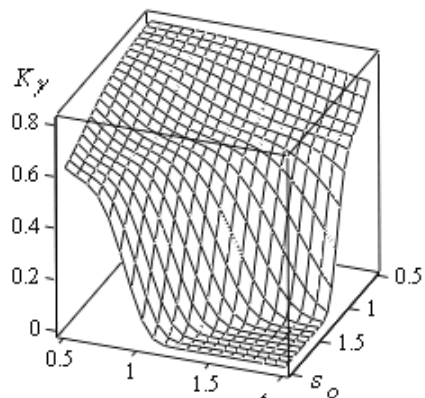


Рисунок 1 — Влияние относительной глубины резания  $t_o$  и подачи  $s_o$  на коэффициент  $K\gamma$

### Литература

1. Ивченко Т.Г. Обеспечение оптимального уровня гамма-процентного периода стойкости при эксплуатации режущего инструмента // Прогрессивные технологии и системы машиностроения: Международный сб. научных трудов. - Донецк: ДонГТУ, 1999. Вып. 7. - С.76-80.
2. Ивченко Т.Г. Учет вероятности разрушения режущего инструмента при определении среднего периода его стойкости // Прогрессивные технологии и системы машиностроения: Международный сб. научных трудов. - Донецк: ДонНТУ, 2002. Вып. 19. - С.58-62.
3. Ивченко Т.Г. Прогнозирование параметров закона Вейбулла распределения стойкости режущего инструмента // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Збірник наукових праць. - Краматорськ: ДДМА, 2001. Вып. 11. - С.24-27.
4. Ивченко Т.Г. Исследование влияния условий эксплуатации на безотказность сборного режущего инструмента // Прогрессивные технологии и системы машиностроения: Международный сб. научных трудов. - Донецк: ДонНТУ, 2002. Вып. 20. - С.154-160.

УДК 621.9.025

Т.В. Казакова

Донецкая государственная машиностроительная академия г. Краматорск, Украина

### РАЗРАБОТКА АЛГОРИТМА И МОДЕЛИ УПРАВЛЕНИЯ НАГРУЖЕНИЕМ ИНСТРУМЕНТА В ТЕЧЕНИЕ ПОЛНОГО ПЕРИОДА СТОЙКОСТИ С УЧЕТОМ ЕГО КАЧЕСТВА И УРОВНЯ ПОВРЕЖДЕННОСТИ

*The researches of strength and mean season of stability of hard-alloy not sharpened back laminas on their fastigiums for the tool of different quality are executed. The mathematical models of relation of the residual season of stability from preliminary operating time, and also algorithm of updating (adjusting) of cutting modes are obtained depending on quality of the tool and frame of his failures.*

Эффективная и безотказная работа современного станочного оборудования в значительной степени зависит от исходного качества режущего инструмента и его рациональной эксплуатации, обеспечивающих как повышение производительности механической обработки, так и снижение расхода инструмента. Рациональная эксплуатация режущего инструмента должна предусматривать полное использование нагрузочной способности инструментального материала и конструкции инструмента, а также обеспечивать требуемую производительность обработки.

Явление тренировки и упрочнения режущего инструмента в процессе резания в течение среднего периода стойкости при постоянной нагрузке было доказано в работах / 1,2 / . В работах / 3,4 / показано, что существенное влияние на производительность механической обработки оказывает чередование режимов резания. Результатами эксперимента установлено, что величина накопленных повреждений увеличивается, когда нагрузка на второй ступени ( $S_1 > S_2$ ), а коэффициент вариации  $V_{\tau_2}$  уменьшается, что позволило сделать вывод о целесообразности работы инструмента в начале с большей подачей, а затем с меньшей, что обеспечивает большую производительность.

Проведенные исследования выполнены для среднего периода стойкости. Представляет интерес выполнение аналогичных исследований в течение полного периода стойкости инструмента, так как корректировка режима резания в этом случае может совпадать с поворотом режущей пластины.

Целью настоящей работы является исследование изменения среднего периода стойкости по вершинам многогранных неперетачиваемых пластин для инструментов различного качества, разработка математических моделей зависимости остаточного периода стойкости от предварительной наработки и алгоритма корректировки режимов резания в зависимости от качества инструментов и структуры его отказов.

В качестве объектов исследований были взяты сборные резцы двух различных конструкций с сечением державки 25x25 мм, оснащенные многогранными неперета-

чиваемыми пластинами марки Т5К10 форм 03114-120412, 03114-150412, 02114-100421.

Для оценки структуры отказов и изменения надежности резцов в течение среднего и полного периода стойкости были проведены лабораторные и экспериментальные испытания сборных резцов. При этом анализировали изменения прочности (по результатам лабораторных форсированных испытаний), среднего периода стойкости, структуры отказов, вероятности безотказной работы и интенсивности отказов по вершинам пластин.

Результаты лабораторных испытаний 4-х гранных пластин формы 03114-120412 приведены в таблице 1. В результате лабораторных испытаний установлено, что изменение прочности носит немонотонный характер. На второй вершине прочность пластины возрастает, что, очевидно, связано с незначительным упрочнением, а на последующих вершинах снижается, что вызвано тяжелыми условиями нагружения в сочетании с накоплением повреждений.

Таблица 1 - Результаты испытаний твердосплавных пластин на прочность методом ступенчато-возрастающей подачи.

Номер вершины	Среднее значение разрушающей подачи $S_p$ , мм/об	Коэффициент вариации разрушающей подачи $V_{Sp}$	Доверительный интервал $\hat{S}_p \pm \Delta S_p$
1	1,79	0,48	$1,53 \leq \hat{S}_p \leq 2,16$
2	2,28	0,25	$1,83 \leq S_p \leq 2,65$
3	1,86	0,37	$1,53 \leq S_p \leq 2,06$
4	1,37	0,61	$1,12 \leq S_p \leq 1,65$

\*Резцы НхВ=25х25; пластина Т15К6 03114-120412; режимы испытаний:  $S_1 = 0,76$  мм/об;  $V = 0,3 \dots 0,4$  м/с;  $t = 6,0$  мм;  $\varphi_{ст} = 1,26$ ;  $t_{ст} = 20$  с.

Результаты эксплуатационных испытаний резцов приведены в таблицах 2,3.

Таблица 2- Результаты эксплуатационных испытаний 4-гранных пластин Т5К10 формы 03114-150412.

№ партии	Обрабатываемый материал	Твердость НВ	Режимы резания			Период стойкости, мин			
			t, мм	S, мм/об	V, м/мин	T1	T2	T3	T4
1	Сталь 20ХГНР	174...217	2,4	0,78	63,5	28	66	45	32
2	Сталь 45	163...207	1,8	0,3	128	119	119	128	62
3	Сталь 45	163...207	1,7	0,27	100	95	120	121	93
4	Сталь 40Х	163...207	1,5	0,7	95	40	31	37	25

Таблица 3 –Результаты эксплуатационных испытаний 3-х-гранных пластин марки Т5К10 формы 02114-100412.

№ партии	Обрабатываемый материал	Твердость НВ	Режимы резания			Период стойкости, мин		
			t, мм	S, мм/об	V, м/мин	T1	T2	T3
1	Сталь 20ХГТ	156...207	2,2	0,26	73	183	193	139
2	Сталь 40Х	241...285	2,5	0,16	103	35	42	34
3	Сталь 20ХГНР	174...217	1,0	0,20	21	53	53	37
4	Сталь 40ХС	174...217	2,1	0,35	57	64	88	64
5	Сталь 18ХГТ	156...207	2,2	0,26	46	123	146	100
6	Сталь 18ХГТ	156...207	2,5	0,23	144	113	160	71
7	Сталь 18ХГТ	156...207	3,0	0,26	76	35	62	35

В результате эксплуатационных испытаний установлено, что у большинства партий резцов, оснащенных четырехгранными пластинами, имеет место увеличение среднего периода стойкости на второй и третьей вершине и снижение среднего периода стойкости на последней вершине. Особенно ясно видно это у резцов, оснащенных трехгранными пластинами. Отмечается также существенное увеличение коэффициента вариации периода стойкости на последней вершине и изменяется структура отказов по вершинам пластин: на третьей и четвертой вершинах увеличивается число сколов и поломок (таблица 4).

Таблица 4 – Изменение структуры отказов по вершинам пластин (пластина 03114-150412)

Режимы резания			Структура отказов, %	Период стойкости			
t, мм	S, мм/об	V, м/мин		T1	T2	T3	T4
1,8	0,3	128	Износ	55,6	66,7	55,6	22,2
			Выкрашивание	11,1	11,1	22,2	33,3
			Сколы	33,3	22,2	22,2	33,3
			Поломки	-	-	-	11,1
1,7	0,27	100	Износ	100	100	83,3	58,0
			Выкрашивание	-	-	8,3	25,0
			Сколы	-	-	8,3	8,3
			Поломки	-	-	-	8,3
1,5	0,7	95	Износ	23,0	23,0	23,0	23,0
			Выкрашивание	38,5	61,5	61,5	38,5
			Сколы	38,5	15,5	7,8	23,0
			Поломки	-	-	7,7	15,5

Исследования изменений периода стойкости по вершинам многогранных непереключаемых пластин показывают, что существенное влияние на величину периода стойкости оказывают тип конструкции резца, качество твердосплавной пластины, а также преобладающий на технологической операции вид отказа инструмента (таблица 5,6).

Таблица 5 – Влияние качества резцов на изменение средних периодов стойкости и коэффициентов их вариации (пластина 03114 – 150412)

Конструкция резца и разрушающая подача (Sp, мм/об)	Обраб. материал	Режимы резания			K1		K2		K3		K4		Полный период стойкости $\Sigma T, \text{мин}$
		t, мм	S, мм/об	V, м/мин	T1, мин	V1 м/мин	T2, мин	V2 м/мин	T3, мин	V3 м/мин	T4, мин	V4 м/мин	
Конструкция 1 (Sp = 1,83)	Сталь 40X	1,5	0,7	95	32	0,41	28	0,35	30	0,23	20	0,55	110
Конструкция 2 (Sp = 2,65)					37	0,56	37	0,22	30	0,21	26	0,52	120
Конструкция 1 (Sp = 1,83)	Сталь 45	1,7	0,27	100	95	0,44	106	0,47	64	0,30	54	0,47	309
Конструкция 2 (Sp = 2,65)					93	0,57	140	0,36	140	0,45	84	0,7	457
Конструкция 1 (Sp = 1,83)	Сталь 45	1,8	0,3	128	101	0,77	115	0,26	109	0,15	108	0,9	433
Конструкция 2 (Sp = 2,65)					124	0,55	150	0,38	250	0,29	104	0,32	628

Таблица 6 – Влияние качества резцов на изменение средних периодов стойкости и коэффициентов их вариации (пластина 02114 - 100412)

Конструкция резца и разрушающая подача (Sp, мм/об)	Обраб. материал	Режимы резания			K1		K2		K3		Полный период стойкости $\Sigma T, \text{мин}$
		t, мм	S, мм/об	V, м/мин	T1, мин	V1 м/мин	T2, мин	V2 м/мин	T3, мин	V3 м/мин	
Конструкция 1 (Sp = 1,53)	Сталь 18ХГТ	2,2	0,26	46	78	0,52	81,5	0,41	47,7	0,76	206
Конструкция 2 (Sp = 2,24)					146	0,39	143	0,38	108	0,56	397
Конструкция 1 (Sp = 1,53)	Сталь 18ХГТ	2,5	0,23	144	53	0,56	97,5	0,34	20	0,70	170,5
Конструкция 2 (Sp = 2,24)					65	0,50	109	0,30	77	0,63	251
Конструкция 1 (Sp = 1,53)	Сталь 18ХГТ	3,0	0,26	76	40	0,69	47	0,38	37	0,61	124
Конструкция 2 (Sp = 2,24)					42	0,43	51	0,33	40	0,56	133

Из таблиц видно, что конструкция 2 имеет большие значения, как среднего, так и суммарного периода стойкости, а также существенное увеличение периода стойкости на второй и третьей вершине. Тип конструкции и качество твердосплавной пластины влияют также на коэффициент вариации. Входной контроль твердосплавных пластин (например, по коэрцитивной силе) существенно уменьшает коэффициент вариации.

Для конструкции 2 на второй и третьей вершине имеет место меньшее относительное рассеивание среднего периода стойкости. Эффект упрочнения на 2-й и 3-й вершине имеет место для технологических операций, где основными видами отказов являются износ и выкрашивание.

Существенное уменьшение периода стойкости на последней вершине связано с накоплением повреждений и, соответственно, большими для дефектной пластины нагрузками. Изменяется также структура отказов – увеличивается доля сколов и поломок.

Подтверждением данного вывода являются исследования интенсивности отказов и вероятности безотказной работы по вершинам пластин (рисунок 1- 4). Исследования интенсивности отказов показывают, что для четырехгранных пластин па второй и третьей вершине интенсивность отказов плавно возрастает, а на последней вершине возрастает очень быстро, что связано с накоплением повреждений в пластине и высоким уровнем нагрузки для дефектной пластины. Аналогичные результаты получены и для трехгранных пластин.

Исследования вероятности безотказной работы показывают, что вероятность безотказной работы на последней вершине значительно меньше, чем на предыдущих.

Об этом также свидетельствуют значения установленного периода стойкости  $T_y$ .

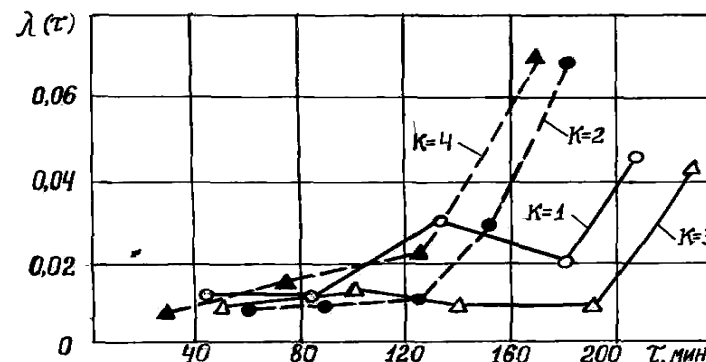


Рисунок 1— Измерение интенсивности отказов по вершинам твердосплавных пластин (сталь 45; t=1,7 мм, s=0,27 мм/об, V=100 м/мин; пластина 03114-150412, T5K10)

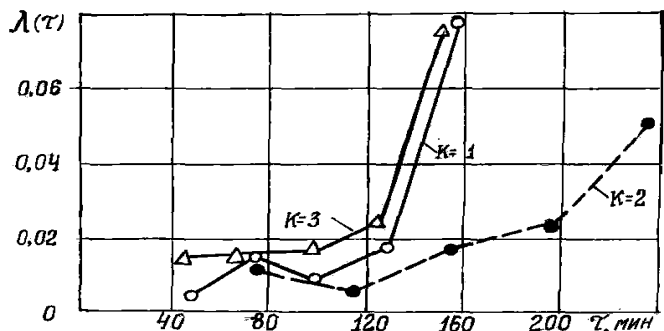


Рисунок 2 – Измерение интенсивности отказов по вершинам твердосплавных пластин (сталь 18ХГТ;  $t=2,2$  мм,  $s=0,26$  мм/об,  $V=46$  м/мин; пластина 02114-100412, Т5К10)

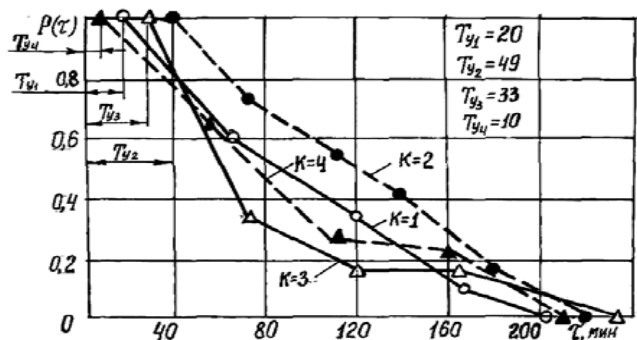


Рисунок 3 - Измерение вероятности безотказной работы по вершинам твердосплавных пластин (сталь 45;  $t=1,7$  мм,  $s=0,27$  мм/об,  $V=100$  м/мин; пластина 03114-150412, Т5К10)

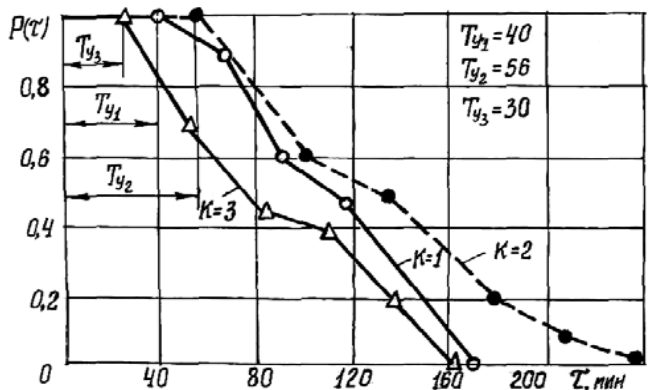


Рисунок 4— Измерение вероятности безотказной работы по вершинам твердосплавных пластин (сталь 18ХГТ;  $t=2,2$  мм,  $s=0,26$  мм/об,  $V=46$  м/мин; пластина 02114-100412, Т5К10)

Изменение остаточного периода стойкости в зависимости от времени предварительной работы можно описать уравнением :

$$T_{ост}(\tau) = T_1 + \Delta T_y [1 - \exp(-a_y \tau)] - \Delta T_p [1 - \exp(-a_p \tau)], \quad (1)$$

где:  $T_1$ -период стойкости на первой вершине;  $\Delta T_y$ - увеличение периода стойкости на последующих вершинах;  $\Delta T_p$ - уменьшение периода стойкости на последней вершине;  $\tau$ - время предварительной работы;  $a_y$ ,  $a_p$  – коэффициенты, показывающие степень увеличения и уменьшения периода стойкости.

В результате экспериментальных исследований установлены следующие значения коэффициентов увеличения и уменьшения периода стойкости:

$$a_y = -0,06 \dots -0,07;$$

$$a_p = -0,03 \dots -0,04.$$

Полученные данные об изменении периода стойкости и структуры отказов по вершинам многогранных неперетачиваемых пластин подтверждают целесообразность корректировки режимов резания на последней вершине.

Если на последней вершине имеют место большие доли сколов и поломок ( $q$ ) и непрерывно возрастающая интенсивность  $\lambda(\tau)$ , что характерно для черновых операций, то это указывает на необходимость корректировки подачи. При получистовой и чистовой обработке, где критерием отказа являются износ задней поверхности и размерный износ, целесообразно корректировать значения скорости резания. Управление режимами резания можно вести с помощью усеченного последовательного анализа или учета прогнозируемой структуры отказов по методу Байеса.

После завершения эксплуатации нескольких первых неперетачиваемых пластин на режимах, принятых на данной технологической операции, проверяют наличие одного из трех состояний: уровень качества нормативный (период стойкости на первой вершине соответствует нормативному  $T_1=T_n$ ), уровень качества выше нормативного (период стойкости на второй и последующих вершинах больше нормативного  $T_2(T_3) > T_1$ ), уровень качества ниже нормативного (период стойкости на последней вершине ниже нормативного  $T_k < T_1$ ). Соответственно принимают одно из трех решений: снизить режимы, продолжить эксплуатацию на протянутых режимах, повысить режимы. Затем цикл повторяют. Структуру отказов насчитывают для выборок, испытанных между двумя решениями и корректировки. Необходимые данные получают, изучая динамику изменения надежности пластин определенного типоразмера.

Управление режимами резания с учетом качества пластин (инструмента) можно представить в виде графа (рисунок 5).

Все неперетачиваемые пластины в зависимости от величины предварительной наработки разбивают на три группы: первая группа ( $X_1$ -РИ1) – пластины, проработавшие один период стойкости на нормативных режимах ( $X_6$ -РРН) и имеющие нормативный период стойкости ( $X_4$ -НТ); вторая группа – пластины, проработавшие два (три) периода стойкости ( $X_2$ -РИ 2) и имеющие период стойкости выше нормативного и третья группа ( $X_3$ -РИ3) – пластины с работоспособной последней вершиной и подлежащие замене с учетом вероятной поломки ( $X_5$ -ПОЛ).



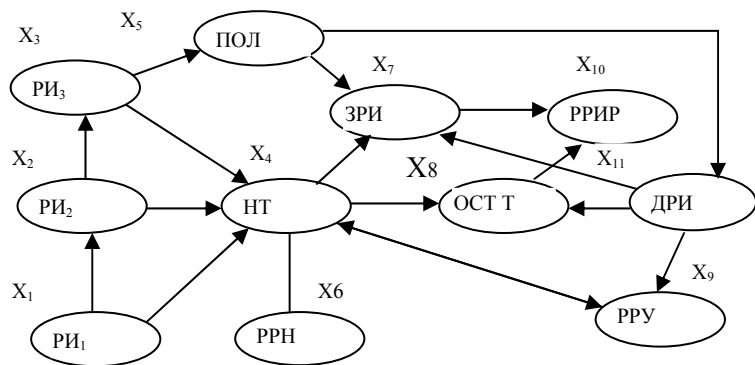


Рисунок 5 – Орграф управления режимами резания с учетом качества инструмента.

Для каждой вершины указанных групп определяют нормативный период стойкости (X4-НТ) с учетом нормативных режимов резания (X6-РРН). Фиксация поломок для пластин третьей группы осуществляется системой диагностики (X11-ДРИ). Для вершины второй группы определяют расчетный остаточный период стойкости по отношению к нормативному (X8-ОСТТ). В процессе эксплуатации с учетом количества поломок и обеспечения требуемой производительности целесообразно управлять режимами резания (X9-РПУ). С учетом вероятности поломок находят количество запасных инструментов (X7-ЗРИ) и насчитывают расход режущего инструмента (X10-РРИ).

С учетом динамики фиксации периода стойкости и изменения качества инструмента, влияющего на вероятность поломок, матрица маршрутов для третьей группы пластин имеет вид:

$$M_3 = \begin{matrix} & \begin{matrix} X_{2-3} & X_{3-2} & X_{1-4} & X_{1-5} & X_{4-7} & X_{5-7} & X_{7-10} & X_{5-11} & X_{11-7} \end{matrix} \\ \begin{matrix} C1 \\ C2 \\ C3 \\ C4 \end{matrix} & \begin{matrix} \begin{bmatrix} 0 & 0 & 1 & 0 & 1 & 1 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 1 & 1 & 1 & 1 & 0 & 0 \\ 1 & 0 & 1 & 1 & 1 & 1 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 1 & 0 & 0 & 0 & 1 & 1 \end{bmatrix} \end{matrix} \end{matrix}$$

Маршруты матрицы M3 отображают:

C1={X1-4, X4-7, X5-7, X7-10} – последовательность определения запаса инструмента и его расхода без учета поломок, если инструмент имеет высокое качество; C2={X1-4, X1-5, X4-7, X5-7, X7-10} – последовательность определения запаса инструмента с учетом нормативного периода стойкости и вероятности поломки; C3={ X2U X3} – перевод пластины из второй группы в третью и далее в последовательности по C2; C4={X1-4, X1-5, X5-11, X11-7} – последовательность определения запаса инструмента с использованием диагностических показателей его состояния.

Таким образом, значительное снижение качества твердосплавных пластин на последней рабочей вершине и возрастающая при этом доля поломок подтверждают

целесообразность снижения нагрузки на этой вершине. Проведенные ранее исследования позволили получить зависимость производительности механической обработки от нагрузки и предварительного времени работы, когда предварительная нагрузка S1>S2.

$$P = \frac{4817 \cdot 10^3 \cdot \tau^{0.006}}{S^{0.89}} \text{ мм}^3, \quad (2)$$

где:  $\tau$  – время предварительной работы; S – подача на управляемой ступени нагружения.

Необходимые данные для корректировки режимов резания получают, изучая динамику изменения надежности инструмента определенного типоразмера. В случае постоянного поставщика с достаточно стабильным производством инструмента колебания качества инструмента от партии к партии не являются доминирующим фактором, определяющим колебания уровня его надежности. Здесь особенно для мелких серий деталей, трудно обрабатываемых материалов, крупногабаритных заготовок, определяющую роль играют колебания свойств обрабатываемого материала, технологии получения заготовок и другие эксплуатационные факторы.

Проведенные исследования позволяют сделать следующие выводы:

1. Изменение свойств инструмента в течении полного периода стойкости происходит не монотонно: имеет место как некоторое увеличение периода стойкости в результате упрочнения инструмента в процессе резания, так и последующее его снижение в результате накопления повреждений о чем свидетельствуют изменения интенсивности отказов и вероятности безотказной работы по вершинам неперетачиваемых твердосплавных пластин.
2. Существенное влияние на увеличение периода стойкости показывают исходное качество пластин, конструкция инструмента, твердость обрабатываемого материала и технология получения заготовок.
3. Разработан аграф регулирования режимов резания и матрица маршрутов для управления режимами резания с учетом качества инструмента.

**Литература.**

1. Хае Г.Л. Прочность режущего инструмента. – М: Машиностроение, 1975. – 168 с.
2. Казакова Т.В., Хае Л.Г., Белкин Л.М. Кинематика микропластических деформаций законтактной зоны твердосплавного инструмента. // Надежность режущего инструмента, вып.3. – Киев-Донецк: вища школа, 1984. – с.105-110.
3. Казакова Т.В. Повышение точности прогнозирования остаточного ресурса инструмента при нестационарном нагружении. // Надежность режущего инструмента. Сб. статей. Вып.4.-Краматорск, КИИ, 1991.-с.191-197.
4. Казакова Т.В. Оптимизация управления надежностью режущего инструмента в процесерезания с учетом его поврежденности. // Надежность режущего инструмента и оптимизация технологических систем. Сб. статей. В 2-х т. Т1/предс. редсовета Г.Л. Хае - Краматорск: ДГМА, 1997.-с.165-176.
5. Зинovieв Н.И., Казакова Е.В., Мироненко Е.В., Калининченко В.В. Разработка алгоритма управления нагружением инструмента в течении среднего периода стойкости с учетом его первоначального качества и уровня поврежденности. // Високі технології в машинобудуванні: Збірник наукових праць НПУ “ХІП”. –Харків, 2002.-Вип.1(5).-с.141-146.

В.В. Калиниченко

Донбасская государственная машиностроительная академия, г. Краматорск, Украина

**ПРИМЕНЕНИЕ ОБРАБОТКИ ИМПУЛЬСНЫМ МАГНИТНЫМ ПОЛЕМ ДЛЯ ПОВЫШЕНИЯ ЭФФЕКТИВНОСТИ ЧИСТОВОГО ТОЧЕНИЯ СТАЛЕЙ РЕЗЦАМИ С РЕЖУЩИМИ ПЛАСТИНАМИ ИЗ БЕЗВОЛЬФРАМОВЫХ ТВЕРДЫХ СПЛАВОВ**

*In the article speech goes about application of processing by a pulse magnetic field for increase of efficiency fair cutting of the steels by cutters with cutting plates from untungsten firm alloys.*

Физико-механические свойства БВТС позволяют эффективно применять их при чистовом точении сталей. Вместе с тем данные о соотношении стойкостных характеристик резцов с режущими пластинами из БВТС и вольфрамсодержащих твердых сплавов при чистовом точении сталей противоречивы. Резцы с пластинами из БВТС имеет низкую стабильность стойкостных характеристик, меньший уровень оптимальных скоростей резания по сравнению с инструментом из твердых сплавов ТК и ВК. Преимущество инструмента из БВТС, обуславливаемое высокой износостойкостью этих материалов, неэффективно используются на производстве. Наиболее перспективным направлением повышения стойкости резцов с пластинами из БВТС и эффективности чистового точения сталей этим инструментом является применение упрочняющих технологий. В работе [1] рассмотрены достоинства и недостатки методов нанесения износостойких покрытий (ГТ, ДТ, КИБ) и виброабразивной обработки, используемых для повышения стойкости резцов с режущими пластинами из БВТС. В качестве недорогого, технологически легко осуществимого способа повышения стойкости резцов с пластинами из БВТС, лишено недостатков указанных технологий, автором предлагается обработка импульсным магнитным полем (ОИМП). В литературе имеются данные о повышении стойкости инструмента из быстрорежущих сталей, а также твердых сплавов в результате ОИМП или резания в магнитном поле. Сведения о влиянии магнитных полей на стойкость инструмента из БВТС отсутствуют. Сходная с вольфрамсодержащими твердыми сплавами физическая природа БВТС с наличием ферромагнитной никелевой фазы с магнитострикционными характеристиками, близкими к железу, позволяет утверждать о возможности повышения стойкости инструмента из БВТС после ОИМП. Результатам исследований влияния ОИМП на стойкость резцов с пластинами из безвольфрамового твердого сплава ТН20, микротвердость поверхностного слоя и структуру этого твердого сплава посвящены статьи автора [2 - 8].

Интенсивность изнашивания резцов с режущими пластинами из БВТС при чистовом точении сталей определяется соотношением прочности  $\tau_{nn}$  адгезионных связей на срез при наличии пластических деформаций на контакте и микротвердости  $H_{\mu}$  поверхностного слоя твердого сплава при данной температуре резания. ОИМП обеспечивает снижение интенсивности изнашивания (линейной характеристики изнашивания  $I_h$  и относительного поверхностного износа  $h_{онз}$ ) резцов с режущими пластинами из БВТС за счет повышения микротвердости поверхностного слоя твердого сплава и обеспечения резерва микротвердости поверхностного слоя у магнитообработанных режущих пластин при реальных температурах резания [5]. Теоретиче-

ски доказано уменьшение  $I_h$  и  $h_{онз}$  при чистовом точении сталей резцами с пластинами из БВТС в результате ОИМП. Величина  $h_{онз}$  при чистовом точении сталей резцами с магнитообработанными пластинами, определяется по формулам:

$$h_{онз} = \frac{10^8}{S} \cdot A_1 \cdot \left( \frac{\tau_0 + \beta_{хар} \cdot A_r \cdot e^{-a_r \cdot \Theta}}{H_{\mu_0} \cdot K_{H_{\mu}} \cdot e^{-a \cdot \Theta}} \right)^{B_1} \text{ при } V < V_o \text{ и } \Theta < \Theta_o;$$

$$h_{онз} = \frac{10^8}{S} \cdot A_1 \cdot \left( \frac{\tau_0 + D \cdot e^{-C \cdot \Theta}}{H_{\mu_0} \cdot K_{H_{\mu}} \cdot e^{-a \cdot \Theta}} \right)^{B_1} \text{ при } V > V_o \text{ и } \Theta > \Theta_o,$$

где:  $S$  – подача;  $\tau_0$  – прочность адгезионных связей на срез при отсутствии нормальных напряжений на контакте;  $\beta_{хар}$  – коэффициент упрочнения адгезионных связей при температуре, меньшей характерной температуры резания  $\Theta < \Theta_{хар}$ , зависящий от химического и фазового состава и состояния кристаллической решетки контактирующих материалов;  $H_{\mu_0}$  – исходная микротвердость поверхностного слоя твердого сплава;  $K_{H_{\mu}}$  – коэффициент относительного повышения микротвердости поверхностного слоя твердого сплава после ОИМП;  $A_1$  и  $B_1$  – коэффициент и показатель степени, зависящие от марки инструментального материала и вида обработки ( $A_1 > 0$ ;  $B_1 > 1$ );  $a_1$  – показатель степени, зависящий от химического и фазового состава твердого сплава;  $D$  и  $C$  – коэффициент и показатель степени, характеризующие интенсивность термоактивируемых процессов, снижающих прочность адгезионных связей и зависящие от обрабатываемого и инструментального материалов;  $A_r$  и  $a_r$  – коэффициент и показатель степени, зависящие от температуры структурно-фазовых превращений;  $V_o$  – оптимальная скорость резания;  $\Theta_o$  – оптимальная температура резания.

Снижение интенсивности изнашивания инструмента и уменьшение интенсивности пластической деформации обрабатываемой стали, обусловленное повышением соотношения контактных твердостей БВТС и обрабатываемой стали в процессе резания в результате ОИМП, обуславливают повышение периода стойкости  $T$  и длины пути резания  $l$  при чистовом точении сталей резцами с пластинами из БВТС в диапазоне скоростей резания, практически применяемых для чистового точения сталей, в котором стойкость определяется сопротивляемостью твердого сплава адгезионно-усталостному изнашиванию.

В результате анализа влияния ОИМП на показатели пластического адгезионно-усталостного изнашивания твердосплавного инструмента и характеристики процесса резания теоретически обосновано, что повышение периода стойкости резцов с пластинами из БВТС при чистовом точении сталей в результате ОИМП обусловлено повышением микротвердости поверхностного слоя твердого сплава после магнитной обработки. Зависимость коэффициента относительного повышения стойкости резцов

от коэффициента относительного повышения микротвердости поверхностного слоя БВТС описывается степенной формулой  $K_T = A \cdot K_{H_\mu}^B$ .

Теоретически обосновано повышение уровня оптимальных скоростей резания  $V_o$  при чистовом точении сталей резцами с режущими пластинами из БВТС в результате ОИМП. Разработана физическая модель указанного повышения уровня оптимальных скоростей резания (общая схема модели приведена на рисунке 1). Повышение  $V_o$  обусловлено снижением термомеханической напряженности в зоне резания в результате повышения соотношения контактных твердостей БВТС и обрабатываемой стали, снижения интенсивности пластической деформации, усадки стружки, касательных напряжений на рабочих поверхностях пластин, сил и работы резания.

Теоретически обосновано, что уменьшение  $h_{онз}$  резцов с режущими пластинами из БВТС в результате ОИМП обеспечивает повышение точности чистовой токарной обработки деталей из сталей при гарантированной длине пути резания  $l$ .

ОИМП обеспечивает снижение шероховатости обработанной поверхности при чистовом точении сталей резцами с режущими пластинами из БВТС за счет уменьшения адгезионного взаимодействия инструментального материала с обрабатываемой сталью и снижения интенсивности пластической деформации обрабатываемой стали.

Таким образом, повышение эффективности чистового точения сталей резцами с режущими пластинами из БВТС в результате ОИМП обусловлено снижением интенсивности изнашивания инструмента за счет повышения микротвердости поверхностного слоя твердого сплава и создания резерва микротвердости у магнитообработанных пластин при реальных температурах резания, носит комплексный характер и включает: повышение стойкости инструмента, стабильности его стойкостных характеристик, производительности и точности обработки, снижение шероховатости обработанной поверхности, снижение себестоимости технологических операций за счет применения дешевых марок БВТС и повышения производительности обработки.

Исследования влияния ОИМП на микротвердость поверхностного слоя [5, 6] и структуру безвольфрамового твердого сплава ТН20 подтвердили изложенные в [7] положения теоретической модели влияния ОИМП на микротвердость поверхностного слоя и структуру БВТС. Были определены рациональные режимы ОИМП режущих пластин из твердого сплава ТН20, обеспечивающие наибольшее значение коэффициента относительного повышения микротвердости поверхностного слоя твердого сплава  $K_{H_\mu}$ . Например, для партий пластин со средним значением исходной микро-

твердости поверхностного слоя  $\overline{H_{\mu_0}} = 1400$  МПа наибольшее значение  $K_{H_\mu}$  отмечается при напряженности поля  $H = 1,1 \cdot 10^5$  А/м, продолжительности ОИМП  $t = 2$  мин; времени выдержки после ОИМП  $t_\theta = 28$  ч, частоте следования импульсов  $f = 5$  Гц.

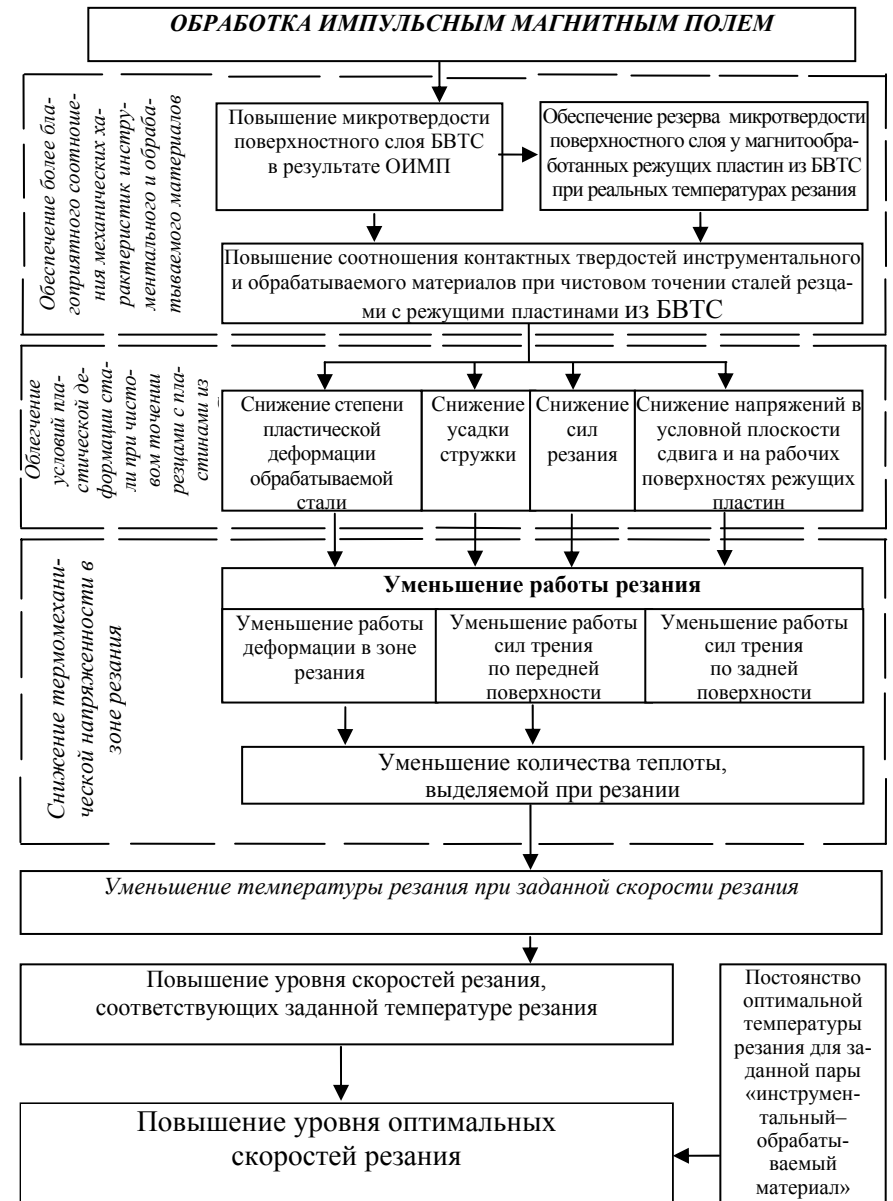


Рисунок 1 – Общая схема физической модели повышения уровня оптимальных скоростей резания при чистовом точении сталей резцами с режущими пластинами из БВТС в результате ОИМП.

Значение оптимальной напряженности  $H_{onm}$  поля, обеспечивающей наибольшее повышение микротвердости поверхностного слоя твердого сплава ТН20, зависит только от исходной микротвердости  $H_{\mu_u}$  поверхностного слоя твердого сплава, а режимы ОИМП влияют только на  $K_{H_{\mu}}$ , не оказывая влияния на  $H_{onm}$ . Получена корреляционная зависимость  $H_{onm} = 0,87 \cdot H_{\mu_u}$  с коэффициентом корреляции  $r = 0,98$ , свидетельствующем о высокой тесноте связи между  $H_{onm}$  и  $H_{\mu_u}$ .

Комплекс рентгеновских исследований показал, что в результате ОИМП режущих пластин из твердого сплава ТН20 с режимами, обеспечивающими наибольшее повышение  $H_{\mu}$  (для партии пластин с  $\overline{H_{\mu_u}} = 1400$  МПа –  $H = 1,1 \cdot 10^5$  А/м,  $t = 2$  мин;  $t_{\theta} = 28$  ч,  $f = 5$  Гц), происходит повышение плотности дислокаций в связующей фазе твердого сплава в 1,57 раз (таблица 1), в карбидной фазе – в 1,37 раз (таблица 2), а также повышение плотности дефектов упаковки (ПДУ) и изменение элементов субструктуры карбидной фазы (при доминировании микроискажений кристаллической решетки фазы), уменьшение параметра кристаллической решетки карбидной фазы. Доказаны магнитострикционная природа, дислокационный механизм и субструктурный характер упрочнения твердого сплава после ОИМП с данными режимами.

Таблица 1 – Изменение плотности линейных дислокаций в никелевой фазе твердого сплава ТН20 в результате ОИМП ( $H = 1,1 \cdot 10^5$  А/м,  $t = 2$  мин,  $t_{\theta} = 28$  ч,  $f = 5$  Гц)

№ образца	До ОИМП		После ОИМП		Возрастание ширины линии, раз	Возрастание плотности дислокаций, раз
	Истинная (физическая) ширина линии (111) Ni $\beta$ , рад $10^{-3}$	Плотность линейных дислокаций $\rho$ , см $^{-2}$	Истинная (физическая) ширина линии (111) Ni $\beta$ , рад $10^{-3}$	Плотность линейных дислокаций $\rho$ , см $^{-2}$		
1А	4,21	$3,54 \cdot 10^{11}$	5,35	$5,72 \cdot 10^{11}$	1,27	1,62
1В	4,3	$3,69 \cdot 10^{11}$	5,39	$5,8 \cdot 10^{11}$	1,25	1,57
2А	4,2	$3,53 \cdot 10^{11}$	5,47	$5,9910^{11}$	1,3	1,69
2В	4,37	$3,82 \cdot 10^{11}$	5,15	$5,3 \cdot 10^{11}$	1,18	1,39
3А	4,32	$3,73 \cdot 10^{11}$	5,61	$6,3 \cdot 10^{11}$	1,3	1,69
3В	4,3	$3,7 \cdot 10^{11}$	5,23	$5,46 \cdot 10^{11}$	1,21	1,48
В среднем	4,28	$3,67 \cdot 10^{11}$	5,37	$5,76 \cdot 10^{11}$	1,25	1,57

С помощью рентгеновских исследований доказано отсутствие упрочнения твердого сплава ТН20 после ОИМП с  $H = 1,8 \cdot 10^5$  А/м (рабочее напряжение установки для ОИМП  $U = 750$  В), не обеспечивающей повышения  $H_{\mu}$  [2, 3].

Таблица 2 – Изменение плотности линейных дислокаций в карбидной фазе твердого сплава ТН20 в результате ОИМП ( $H = 1,1 \cdot 10^5$  А/м,  $t = 2$  мин,  $t_{\theta} = 28$  ч,  $f = 5$  Гц)

№ образца	До ОИМП		После ОИМП		Возрастание ширины линии, раз	Возрастание плотности дислокаций, раз
	Ширина линии (111) TiC $\beta$ , рад $10^{-3}$	Плотность линейных дислокаций $\rho$ , см $^{-2}$	Ширина линии (111) TiC $\beta$ , рад $10^{-3}$	Плотность линейных дислокаций $\rho$ , см $^{-2}$		
1А	2,32	$1,0810^{11}$	2,7	$1,46 \cdot 10^{11}$	1,16	1,36
1В	2,48	$1,23 \cdot 10^{11}$	2,82	$1,59 \cdot 10^{11}$	1,14	1,29
2А	2,37	$1,12 \cdot 10^{11}$	2,8	$1,56 \cdot 10^{11}$	1,18	1,4
2В	2,36	$1,1 \cdot 10^{11}$	2,82	$1,59 \cdot 10^{11}$	1,2	1,45
3А	2,46	$1,2110^{11}$	2,83	$1,6 \cdot 10^{11}$	1,15	1,33
3В	2,37	$1,1210^{11}$	2,81	$1,58 \cdot 10^{11}$	1,19	1,41
В среднем	2,39	$1,14 \cdot 10^{11}$	2,82	$1,59 \cdot 10^{11}$	1,17	1,37

На основании результатов исследований разработана принципиальная схема влияния ОИМП на структуру безвольфрамового твердого сплава ТН20 (рисунок 2).

Установлено наличие тесной корреляционной связи между коэффициентом повышения стойкости  $K_T$  резцов с режущими пластинами из твердого сплава ТН20 при чистовом точении сталей 45 и У8А и  $K_{H_{\mu}}$  твердого сплава, что доказывает обусловленность повышения стойкости резцов повышением микротвердости поверхностного слоя твердого сплава. Получены уравнения корреляционных зависимостей  $K_T = A \cdot K_{H_{\mu}}^B$  и рассчитаны коэффициенты корреляции  $r$ :

– для точения стали 45 ( $V = 140$  м/мин;  $S = 0,2$  мм/об;  $t = 1$  мм):

$$K_T = 0,92 \cdot K_{H_{\mu}}^{3,32}; r = 0,91;$$

– для точения стали У8А ( $V = 115$  м/мин;  $S = 0,2$  мм/об;  $t = 1$  мм):

$$K_T = 0,8 \cdot K_{H_{\mu}}^{2,95}; r = 0,97;$$

Экспериментальные исследования показали уменьшение сил резания и коэффициентов трения по передней и задней поверхностям инструмента, а также смещение минимума в зависимостях коэффициента трения от скорости резания в сторону больших скоростей резания в результате ОИМП. Результаты экспериментальных исследований влияния режимов резания на интенсивность изнашивания и стойкость резцов с режущими пластинами из твердого сплава ТН20, подвергнутыми ОИМП, представлены в [8]. ОИМП обеспечивает снижение  $h_{онз}$  и повышение длины пути резания во всем диапазоне исследуемых режимов резания, повышение уровня оптимальных скоростей резания, снижение вариационных разбросов стойкости резцов при чистовом точении сталей 45, У8А, 30Х13.

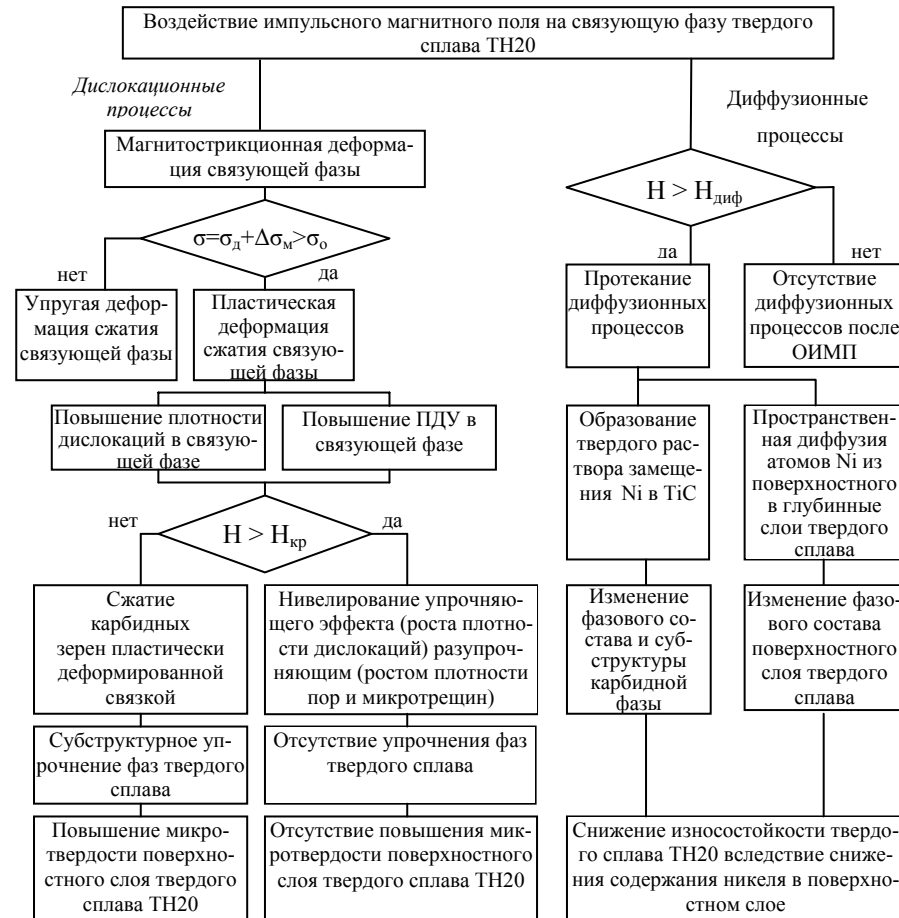


Рисунок 2 – Общая схема влияния ОИМП на структуру безвольфрамового твердого сплава ТН20

На основании результатов исследований разработаны технологические рекомендации по повышению эффективности операций чистовой токарной обработки крупноразмерных ответственных деталей тяжелых токарных станков при применении резцов с режущими пластинами из безвольфрамового твердого сплава ТН20, подвергнутых обработке импульсным магнитным полем. Рекомендации регламентируют выбор оптимальных режимов ОИМП режущих пластин из твердого сплава ТН20 и режимов резания при чистовом точении сталей резцами, оснащенными магнитообработанными режущими пластинами из указанного твердого сплава. Схема выбора оптимальных режимов ОИМП режущих пластин из твердого сплава ТН20 приведена на рисунке 3. График зависимости  $H_{opt} = f(H_{\mu})$  для выбора оптимальной напряжен-

ности поля при ОИМП режущих пластин из твердого сплава ТН20 с известной  $H_{\mu}$ , приведен на рисунке 4. Точение резцами с режущими пластинами из твердого сплава ТН20, подвергнутыми ОИМП, рекомендуется производить на режимах резания, при которых обеспечивается оптимальная температура  $\Theta_o$  (термо-ЭДС  $E_o$ ) резания, наименьшая интенсивность изнашивания режущих пластин, минимальные значения  $h_{opt}$  и шероховатости обработанной поверхности (т.е. на оптимальных скоростях для данных условий обработки). Для выбора оптимальных режимов резания при чистовой токарной обработке деталей из сталей 45 и У8А резцами с пластинами из безвольфрамового твердого сплава ТН20, подвергнутыми ОИМП, на основе параметрических уравнений максимальной размерной стойкости [5], результатов исследований шероховатости обработанной поверхности и расчетов оптимальной производительности формообразования  $P_o$  разработаны специальные номограммы. Номограмма для выбора оптимальных режимов резания при чистовом точении стали 45 приведена на рисунке 5.

Технологический метод ОИМП режущих пластин из твердого сплава ТН20 и разработанные технологические рекомендации внедрены на ОАО КЗТС при изготовлении шпинделей, стаканов пинолей, ходовых винтов тяжелых токарных станков. Годовой экономический эффект от внедрения составил 55,3 тыс. грн.

### Литература.

- 1 Калиниченко В.В. Перспективы повышения эксплуатационных свойств инструмента из безвольфрамовых твердых сплавов с помощью виброабразивной и магнитной обработки // Резание и инструмент в технологических системах: Международный научно-технический сборник. - Харьков, 1999. - Вып. 54. - С. 96-100.
- 2 Зиновьев Н.И., Калиниченко В.В. Влияние импульсной магнитной обработки на безвольфрамовые твердые сплавы // Резание и инструмент в технологических системах: Международный научно-технический сборник. - Харьков, 1999. - Вып. 55. - С. 110-114.
- 3 Зиновьев Н.И., Калиниченко В.В. Изменение структуры и свойств безвольфрамовых твердых сплавов при обработке импульсным магнитным полем // Авиационно-космическая техника и технология: Труды Государственного аэрокосмического университета им. Н.Е. Жуковского «ХАИ». - Харьков, 1999. - Вып. 11. - С. 269-272.
- 4 Зиновьев Н.И., Калиниченко В.В. Повышение эксплуатационных свойств режущего инструмента из безвольфрамовых твердых сплавов // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем: Збірник наукових праць. - Краматорськ, ДДМА. - 1999. - Вып. 9. - С. 97-100.
- 5 Зиновьев Н.И., Калиниченко В.В. Влияние ОИМП на микротвердость поверхностного слоя и износ режущего инструмента из БВТС // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Збірник наукових праць. - Краматорськ: ДДМА, 2000. - Вып. 10. - С. 117-122.
- 6 Калиниченко В.В. Теоретическая модель влияния ОИМП на микротвердость поверхностного слоя твердого сплава ТН20 // Авиационно-космическая техника и технология: Труды Государственного аэрокосмического университета им. Н.Е. Жуковского «ХАИ». - Харьков, 2001. - Вып. 11. - С. 115-120.
- 7 Зиновьев Н.И., Калиниченко В.В. Влияние режимов обработки импульсным магнитным полем на период стойкости и стабильность показателей микротвердости инструмента из твердого сплава ТН20 // Резание и инструмент в технологических системах: Международный научно-техн. сборник. - Харьков, 2001. - Вып. 59. - С. 101-105.
- 8 Зиновьев Н.И., Калиниченко В.В. Влияние режимов резания на характеристики стойкости и относительного поверхностного износа резцов с режущими пластинами из безвольфрамового твердого сплава ТН20, обработанными импульсным магнитным полем. // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем: Збірник наукових праць. - Краматорськ: ДДМА, 2001. - Вып. 11. - С. 3-12.

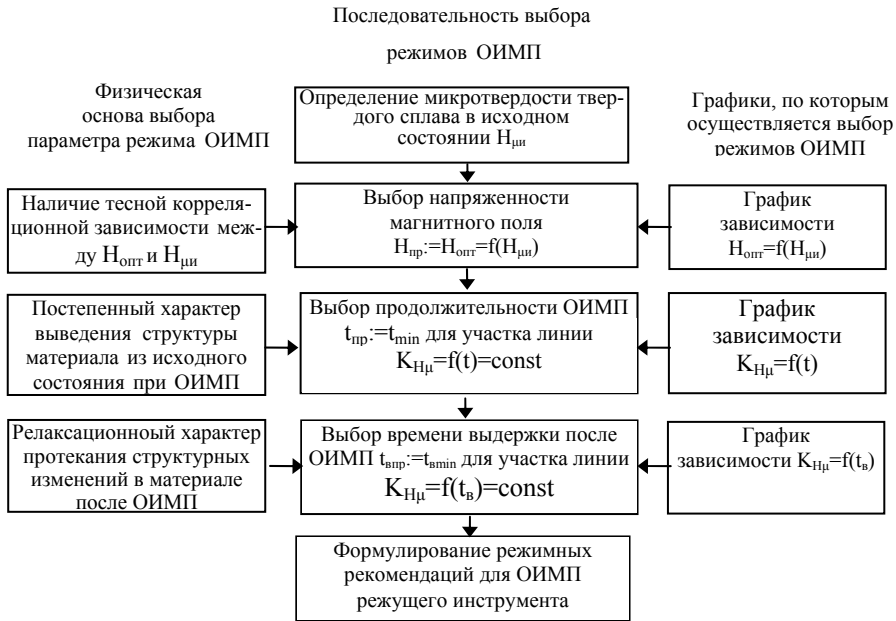


Рисунок 3 – Схема выбора оптимальных режимов ОИМП для режущих пластин из БВТС

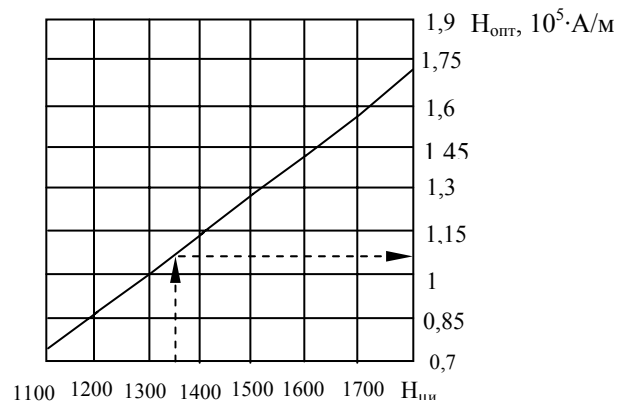


Рисунок 4 – График выбора оптимальной напряженности импульсного магнитного поля  $H_{\text{опт}}$  для ОИМП режущих пластин из твердого сплава ТН20 с различной исходной микротвердостью  $H_{\mu}$  поверхностного слоя твердого сплава

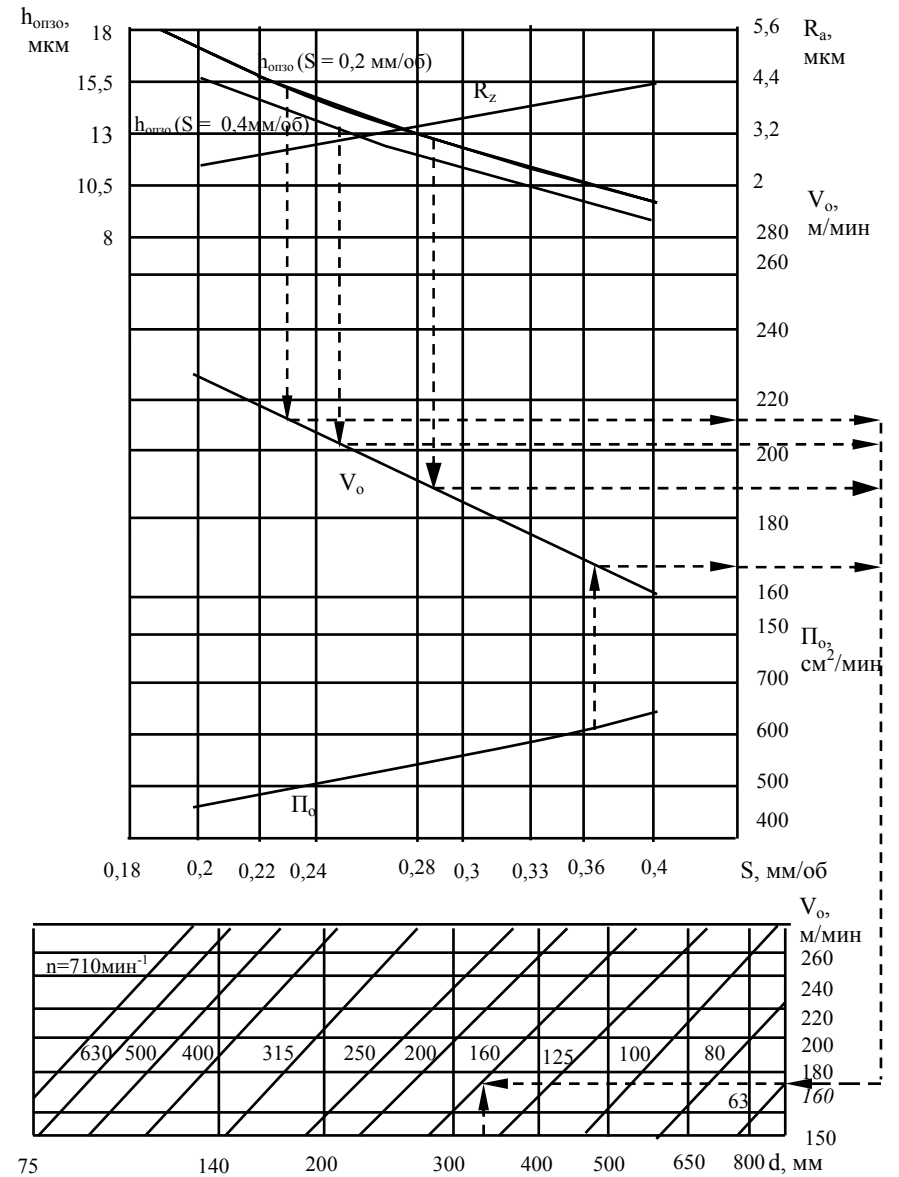


Рисунок 5 – Номограмма для выбора оптимальных режимов резания при чистовом точении стали 45 ( $S = 0,2-0,4$  мм/об,  $t = 1-2,5$  мм) резцами с режущими пластинами из безвольфрамового твердого сплава ТН20, подвергнутыми ОИМП

УДК 621.785.546.471

Г. П. Бартель, В.В. Шистка, А.А. Нагирняк

Донбасская государственная машиностроительная академия, г. Краматорск, Украина

### ПОВЫШЕНИЕ СТОЙКОСТИ И НАДЕЖНОСТИ ЛИТОГО РЕЖУЩЕГО ИНСТРУМЕНТА ИЗ БЫСТРОРЕЖУЩЕЙ СТАЛИ

*The effects (results) of exploration of influence of rate of refrigeration from 20 up to 40 °C/s with and updating FeNb of a molten economically doped red-hard steel such as 11R3Mo3V2 on a temperature band of a solidification, amount of a retained austenite, size of a molten grain, microstructure and mechanical characteristics are reduced.*

Необходимость экономного использования дорогостоящего инструмента в процессе размерной обработки материалов резанием повышает актуальность переплава отработавшего кованого и повышения износостойкости и надежности литого режущего инструмента. Надежность литого режущего инструмента во многом определяется степенью однородности литой структуры, получаемой при первичной кристаллизации стали данного химического состава [1,2]. Чем выше неоднородность литой структуры, тем ниже значения прочности и вязкости стали и надежности литого инструмента.

Известны различные способы воздействия на процесс первичной кристаллизации стали, обеспечивающие повышение однородности литой структуры: вибрация расплава, ускоренное охлаждение, ввод модификаторов, предварительный перегрев расплава, оптимизация химического состава в пределах марочного и др. [3 - 11]. Последующая высокотемпературная обработка, приводящая к частичному растворению эвтектической сетки позволяет обеспечить высокие эксплуатационные свойства литому инструменту [6].

Новые технологические процессы получения литого инструмента по КЛИТ-технологии (кокильное литье с интенсивным теплоотводом) со скоростями охлаждения расплава в пределах 100-1000 °C/c во время кристаллизации обеспечивают измельчение структуры литой стали типа P6M5, уменьшение карбидной неоднородности и повышение легированности твердого раствора, что обеспечивает высокую твердость (HRC 62-63) непосредственно после охлаждения отливки [8, 9].

Однако, ускоренное охлаждение быстрорежущей стали, имеющей малую теплопроводность и значительную усадку при охлаждении, способствует накоплению дефектов литейного происхождения для всех отливок больше 15-20 мм в диаметре. Для литья более крупных заготовок целесообразнее использовать ускоренное охлаждение только в интервале затвердевания, а дальнейшее охлаждение производить с замедленной скоростью, исключая возможность появления горячих и холодных трещин в отливках.

Исследовали влияние скорости охлаждения от 20 до 40 °C/c расплава при затвердевании на микроструктуру и свойства заготовок литого режущего инструмента из экономно легированной стали 11P3M3Ф2Л.

По результатам термического анализа установлено, что для литой стали 11P3M3Ф2Л температурный интервал затвердевания находится в пределах 1460-1240°C при скорости охлаждения 20°C/c. Увеличение скорости охлаждения до 40°C/c приводит к дополнительному снижению температурного интервала. После модифицирования расплава стали 11P3M3Ф2Л FeNb, температурный интервал затвердева-

ния составил 1470-1250°C при скорости охлаждения 20°C/c и - 1360-1140°C при скорости охлаждения 40°C/c.

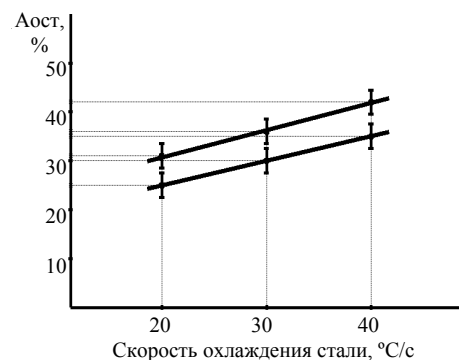
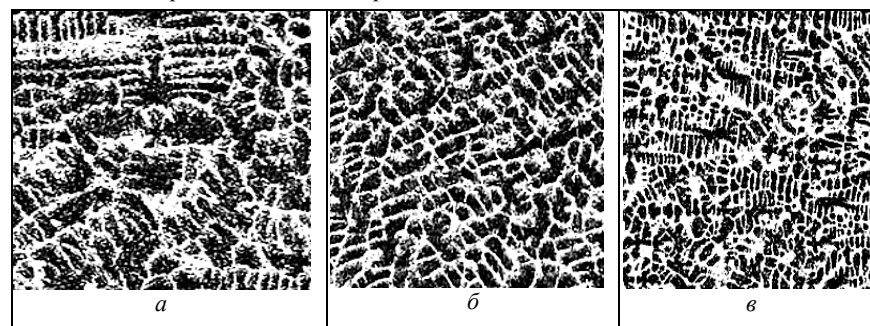


Рисунок 1 – Влияние скорости охлаждения стали 11P3M3Ф2Л (модифицированной -1 и без модифицирования -2) в интервале кристаллизации на количество остаточного аустенита после полного охлаждения

11P3M3Ф2Л уменьшается от 0,035 мм до 0,017 мм, а после модифицирования FeNb – от 0,023 мм до 0,016 мм. Влияние модифицирования на размер литого зерна при повышенных скоростях охлаждения расплава значительно снижается.



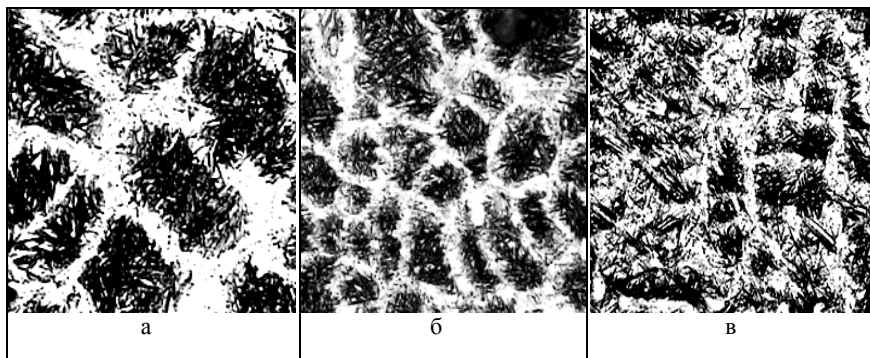
а – скорость охлаждения 20°C/c; б – скорость охлаждения 30°C/c; в – скорость охлаждения 40°C/c, увеличение x100

Рисунок 2 – Влияние скорости охлаждения расплава на размер литого зерна стали P3M3Ф2Л

Как видно из рисунка 3, ускорение охлаждения расплава оказывает влияние на микроструктуру, полученную после охлаждения образцов до нормальных температур. В структуре наблюдаются светлые нетравящиеся участки на фоне выделений δ-

Скорость охлаждения оказывает влияние не только на температурный интервал затвердевания, но и на легированности твердых растворов образующихся фаз (δ-Fe, γ-Fe), что связано с большей степенью пересыщения этих растворов. С увеличением скорости охлаждения, увеличивается количество остаточного аустенита в стали, непосредственно после литья. Модифицирование ферронием уменьшает содержание остаточного аустенита в структуре стали, но тенденция к росту его количества сохраняется при ускоренном охлаждении (смотри рисунок 1). Результаты исследования влияния скорости охлаждения расплава в интервале затвердевания на размер зерна, приведенные на рисунке 2, показывают, что при увеличении скорости охлаждения от 20°C/c до 40°C/c, размер зерна стали

железа, преобразовавшихся в мартенсит и карбиды цементитного типа. Площадь не травящихся участков растет с увеличением скорости охлаждения и представляет собой смесь эвтектических карбидов и остаточного аустенита. При исследованных скоростях охлаждения расплава стали 11P3M3Ф2Л выделения эвтектических карбидов могут иметь вид от «разорванной» сетки до изолированных отдельных карбидов.



*a* – скорость охлаждения 20°C/с; *б* – скорость охлаждения 30°C/с;  
*в* – скорость охлаждения 40°C/с, x500

Рисунок 3 – Влияние скорости охлаждения расплава на микроструктуру литой быстрорежущей стали P3M3Ф2Л

Изменения в форме выделения эвтектических карбидов при охлаждении расплава со скоростями от 20 до 40 °C/с благоприятно сказывается на увеличении механических свойств литой стали и режущих свойств инструмента [1-2].

Таким образом, результаты проведенных исследований позволяют сделать следующие выводы:

- Увеличение скорости охлаждения расплава стали типа 11P3M3Ф2Л с 20 до 40°C/с при затвердевании смещает температуры ликвидус с 1460 °C до 1350 °C и солидус – с 1240 °C до 1130 °C, уменьшает размер зерна от 0,035 мм до 0,017 мм и способствует получению разорванной эвтектической сетки, что благоприятно сказывается на механических свойствах литой стали. Так, прочность на изгиб повышается с 1900 до 2500 МПа, ударная вязкость - с 0,15 до 0,25 МДж/м<sup>2</sup>.

- Увеличение скорости охлаждения расплава способствует образованию неравномерных твердых растворов повышенной легированности, что сопровождается увеличением количества остаточного аустенита с 25 % до 35-42 % и после трехкратного отпуска (без промежуточных операций отжига и закалки) обеспечивает повышенную твердость (64-65 HRC<sub>c</sub>) и теплостойкость (твердость после отпуска при 620 °C длительностью 4 ч) HRC<sub>c</sub>, 62-62,5 литому инструменту сечением свыше 50-60 мм.

- Эффект модифицирования быстрорежущей стали на размер литого зерна теряется при охлаждении расплава уже со скоростью 40 °C/с.

По результатам исследований разработана технология точного литья заготовок, обеспечивающая стойкость и надежность литому инструменту, соизмеримую с кованным. Экономический эффект от внедрения литого инструмента обеспечивается за счет меньшей массы заготовки, снижения механической обработки припусков, и сокращения цикла окончательной термической обработки. При использовании в качестве шихты отходов инструмента экономический эффект удваивается.

### Литература.

- 1 Геллер Ю. А. Инструментальные стали.- М.: Металлургия, 1983.- 527 с.
- 2 Лоладзе Т. Н. Прочность и износостойкость режущего инструмента.- М.: Машиностроение, 1982.- 320с.
- 3 Столбов В. Ф., Ксенофонтов Ю. В. Влияние состава быстрорежущей стали на работоспособность литого инструмента //Технология машиностроения. Научно-техн. реф. сборн. - М.: НИИМАШ, 1967 - № 11-12 - с. 40-42.
- 4 Литые режущие инструменты // Сб. стат. Под ред. И. А. Ревис - Л.: ЛДНТП. 1968. – 52с.
- 5 Ординарцев И. А., Столбов В. Ф., Зуев О. В., Грудков Г. В. Изготовление литого инструмента на Сестрорецком инструментальном заводе им. Воскова / Сб. стат. Под ред. И. А. Ревис. Л.: ЛДНТП, 1968.- 52 с.
- 6 Заблоцкий В. К., Геллер Ю. А. Влияние особенностей кристаллизации и термической обработки на структуру и свойства литой быстрорежущей стали // Изв. Вузов. Черная металлургия.- 1967.- №7.-с. 140-144.
- 7 Ковалев Г. Д., Горпенюк Н. А., Горпенюк Б. Н. и др. Наплавка режущего инструмента безвольфрамовой быстрорежущей сталью // Сварочное производство.- 1991.- №3.- с. 28-30.
- 8 Ларіков Л. Н., Кодратюк С. Є., Стоянова О. М. Структура та властивості сплавів швидкоохолоджених з рідкого стану // Металознавство та обробка металів.- 1996.- №1-2.- с. 30-37.
- 9 Кондратюк С. Є., Вінокур Б. Б. Зміцнювач термічна обробка швидкорізальної сталі, виготовленої за КЛШТ-технологією // Металознавство та обробка металів.- 1997.- №1.- с. 30-34.
- 10 Патон Б. Е., Медовар Б. И., Орловский Ю. В. Электрошлаковое кокильное литье.- К.: Знание. 1982.- 64с.
- 11 Ревис И. А., Лебедев Т. А. Структура и свойства литого режущего инструмента.- Л.: Машиностроение, 1972.-128 с.



УДК 621.74.045

Е.А. Мандрюк, А.В. Яковлев, Д.Б.Козоброд, В.И. Тупчиенко  
Донбасская государственная машиностроительная академия, Краматорск, Украина

### ВЛИЯНИЕ ВЯЗКОСТИ ОГНЕУПОРНОЙ ОБМАЗКИ НА КАЧЕСТВО ОБОЛОЧЕК ПРИ ИЗГОТОВЛЕНИИ ЛИТОГО РЕЖУЩЕГО ИНСТРУМЕНТА

*In the paper considers the methods of improvement of strength and quality pouring into the shell-molds on models from polystyrene for producing poured cutting tools.*

При литье по растворяемым моделям из пенополистирола огнеупорная оболочка должна обладать определенными технологическими свойствами, наиболее важным из которых является ее прочность.

Наличие достаточной прочности и термической стойкости оболочек позволяет прокалывать их (а в отдельных случаях и заливать) без предварительной засыпки в опоках. Это значительно упрощает технологический процесс, сокращает затраты электроэнергии. Особенно желательно повышение прочности оболочек при изготовлении точных крупногабаритных отливок. Прочность оболочек зависит от большого количества факторов: свойств огнеупорной суспензии, чистоты применяемых материалов, формы и величины зерен обсыпочно материала, режимов закрепления оболочки и т.п.

Исследовали возможность повышения качества оболочек путем изменения свойств огнеупорной суспензии, состоящей из смеси маршалита с жидким стеклом. Вязкость суспензии проверяли по вискозиметру ВЗ-4. Образцы пенополистироловых моделей имели диаметр 50 мм и высоту 100 мм.

Использовали обмазку, условная вязкость которой составляла 30, 35, 40, 50, 60, 70 секунд по вискозиметру ВЗ-4. Наносили последовательно 5 слоев, далее следовал этап химического отверждения в 20%-ом растворе  $\text{NH}_4\text{Cl}$  по общепринятой технологии. Затем модели удаляли с помощью растворителя 647 и подвергали обжигу сразу после растворения.

Проверяли зависимость прочности и газопроницаемости готовых огнеупорных оболочек от вязкости обмазки. Данные проведенных экспериментов представлены в таблице 1. Полученные данные были обработаны методом регрессионного анализа, в результате связали прочность и газопроницаемость огнеупорных оболочек с изменением вязкости огнеупорной суспензии.

Ниже приведены результаты регрессионного анализа:

$$K = -9,0424 \cdot \ln(v) + 40,538 \quad (1)$$

$$R^2 = 0,9899$$

$$\sigma = -9E-05 \cdot v^3 + 0,0099 \cdot v^2 - 0,2156 \cdot v + 0,8878 \quad (2)$$

$$R^2 = 0,9946$$

Высокие значения коэффициентов регрессии уравнений (1), (2) свидетельствуют о хорошем соответствии расчетных и экспериментальных данных.

В графическом виде сопоставление расчетных и экспериментальных данных представлено на рисунке 1.

Как видно из графика (рисунок 1) максимальная прочность достигается при значениях вязкости обмазки равной 50-60 с. При возрастании вязкости до 50-60с относительное количество жидкого стекла в слое обмазки изменяется незначительно [1], к тому же возрастает толщина каждого слоя и абсолютное количество жидкого стекла, следовательно, количество кремнезема в слое, от которого прежде всего зависит прочность, возрастает. Низкую прочность оболочек при увеличении вязкости обмазки

до 70 сек и выше можно объяснить большой пористостью связующего кремнезема из-за испарения воды из гидрогеля кремнезема во время прокалики.

Таблица 1 — Экспериментальные данные влияния вязкости огнеупорной обмазки на прочность и газопроницаемость готовых оболочек

Условная вязкость $v$ , с	Прочность $\sigma$ , МПа	Среднее значение прочности $\sigma$ , МПа	Газопроницаемость $K$ , у.е.	Среднее значение газопроницаемости у.е.
29	0,66	0,74	9,87	9,83
29	0,89		9,79	
29	0,68		9,84	
36	1,66	1,58	8,62	8,64
36	1,54		8,68	
36	1,55		8,63	
51	3,4	3,45	4,76	4,73
51	3,53		4,71	
51	3,41		4,72	
57	3,5	3,45	3,81	3,85
57	3,45		3,85	
57	3,41		3,88	
70	2,42	2,39	2,23	2,26
70	2,39		2,25	
70	2,37		2,29	

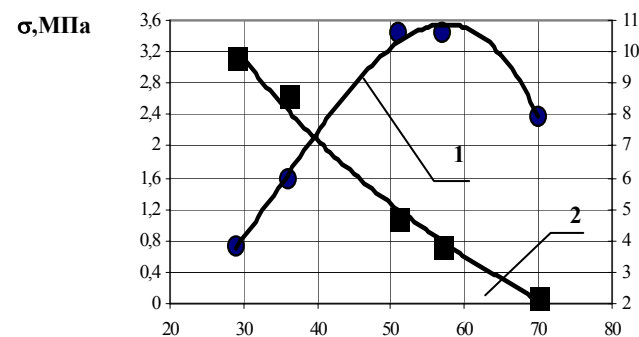


Рисунок 1 – Изменение прочности (1) и газопроницаемости (2) оболочек в зависимости от вязкости обмазки

Как показала практика, значения газопроницаемости оболочек при вязкости обмазки равной 50 - 60с позволяют получать качественные отливки крупных сверл при заливке форм даже в холодном состоянии не смотря на снижение газопроницаемости с возрастанием прочности.

Следовательно, использование обмазки вязкости 50 - 60 с. обеспечивает повышение прочности оболочек с допустимым снижением газопроницаемости, и может быть рекомендовано для производства литого режущего инструмента, например крупноразмерных сверл, по растворяемым моделям из пенополистирола.

#### Литература.

1. Литье по выплавляемым моделям инженерная монография под. Ред. Шкленника Я.И. М.; «Машиностроение», 1982.-285с.
2. Першин П.С. Технология точного литья. М.; «Машгиз». 1976.-86с.

## Раздел 2 Повышение эффективности станочных систем

УДК 621.822

В.Д.Ковалев, А.И. Донченко

Донбасская государственная машиностроительная академия, г.Краматорск, Украина

### ПОСТАНОВКА ЗАДАЧИ ИССЛЕДОВАНИЯ ГИДРОСТАТИЧЕСКОЙ ОПОРЫ С УЧЕТОМ ТЕПЛОВЫХ И УПРУГИХ ДЕФОРМАЦИЙ

*In a paper the analysis of statement of the research problem of a leg of liquid abrasion will be carried out in view of thermal and elastic strains. For this purpose the common model with the indicating of possible assumptions is resulted.*

Параметры, которые влияют на эксплуатационные характеристики гидростатической опоры можно разделить на две группы: те, которые связаны с состоянием смазочной жидкости и параметры, связанные с геометрией и особенностями конструкции опоры и системы смазки. Из них последняя группа, как правило, является постоянной. Регулируемыми в процессе работы гидростатической опоры являются давление и расход смазочной жидкости в кармане, ее температура и как следствие вязкость. Но даже оптимизировав все эти параметры, мы не получим точного расчета и анализа исследуемой опоры, так как взаимодействие большей части характеристик опоры взаимосвязано и эти зависимости не линейны. Возникающая деформация рабочих узлов опоры под действием внешних сил, давления в кармане и температурных деформаций приводит к изменению зазора между рабочими поверхностями опоры и вносит изменения в эксплуатационные характеристики за счет изменения параметров расхода и давления смазочной жидкости в кармане. В результате возникает потребность в новом перерасчете с учетом изменившихся значений параметров опоры. Современные методики позволяют путем итерационных приближений добиться максимальной точности и комплексно рассчитать эксплуатационные характеристики опоры в зависимости от внешних и внутренних факторов с учетом возникающих при этом упругих деформаций опоры. Но важным моментом при решении подобных задач является более полный учет всех факторов и характеристик исследуемой системы. Анализ проведенных практических исследований показал, что сделанный вывод действительно имеет место и расчет жидкостной опоры должен базироваться не только на упругих деформациях. Так, возникающие в процессе работы тепловые деформации, если не учесть их влияние, могут привести к временной потере работоспособности опоры жидкостного трения. Характерным примером было заклинивание вертлюга диаметром 1,5м в вертлюжном суппорте токарно-винторезного станка для обработки коленвалов судовых двигателей мод.КЖ16234Ф3. Это связано с как правило большими габаритами тяжелого станочного оборудования и возникающими относительно большими линейными тепловыми деформациями. При этом нужно учитывать, что

создание постоянного микроклимата в большом цехе очень сложная задача, а сезонные колебания температуры могут достигать нескольких десятков градусов. Но даже если станок не является крупногабаритным, но требует высокой точности работы опоры, как, например показали исследования работы шпинделя карусельно-шлифовального станка, то фактор температурной деформации может привести к потере точности.

Таким образом, важной научной задачей является создание методики проектирования опор жидкостного трения на основе комплексного учета всех факторов, влияющих на эксплуатационные характеристики опоры. В модели опоры жидкостного трения должны быть учтены не только упругие деформации, возникающие под действием внешних и внутренних сил в опоре, но и учесть тепловые деформации частей опоры.

При решении поставленной задачи тепловое состояние тела следует рассматривать как стационарное, то есть расчет проводится для установившегося теплового поля. При этом условия теплоупругие деформации частей опоры являются не случайными величинами, а в каждом конкретном случае могут быть определены. Использовать данное предположение можно на основе практических наблюдений за тепловым состоянием гидросистемы станка. После некоторого периода работы станка баланс температуры смазочной жидкости на входе в систему и на выходе из нее постоянен. На рисунке 1 представлена схема возникающих тепловых процессов в опоре жидкостного трения.

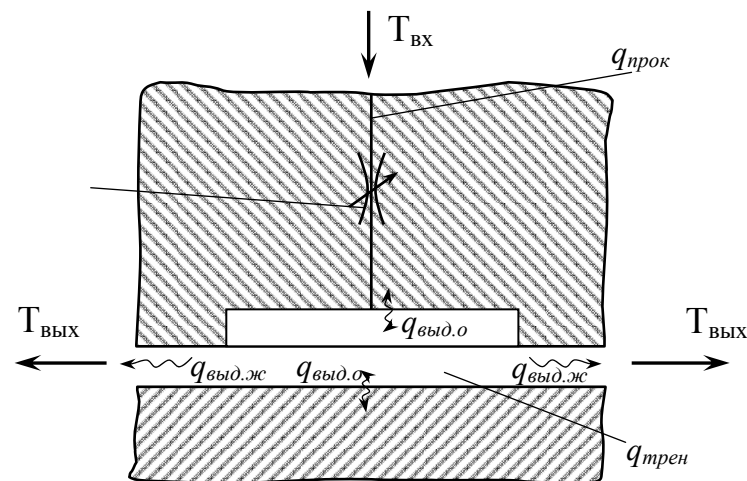


Рисунок 1 - Схема протекания тепловых процессов в опоре жидкостного трения

В опору поступает охлажденная до некоторой температуры  $T_{вх}$  смазочная жидкость, а на выходе из нее она имеет температуру  $T_{вых}$ , отличную от входящей. Изменения происходят как под действием внутренних, так и внешних источников.

Внутренними являются тепло, возникающее при прокачке масла по системе и в самом кармане  $q_{прок}$  (физически его можно оценить по параметру потери мощности на прокачку смазки); тепло, возникающее при прокачке масла через дроссель  $q_{дрос}$ ; тепло, возникающее за счет процесса жидкостного трения в опоре  $q_{трени}$  (чем больше скорость перемещения частей опоры, тем больше количества тепла). Внешними являются температура окружающей среды, воздействующая на элементы опоры. Согласно закону Фурье о стремлении любой системы к тепловому балансу, происходит теплопередача тепла. Часть уходит с смазочной жидкостью  $q_{выд.ж}$ , остальное в опору  $q_{выд.о}$ . Таким образом, мы получаем задачу тепловой деформации опоры жидкостного трения. На рисунке 2 представлены основные тепловые процессы, происходящие в элементе опоры. Чтобы найти температурное поле данного элемента, нужно решить краевую задачу уравнения теплопроводности.

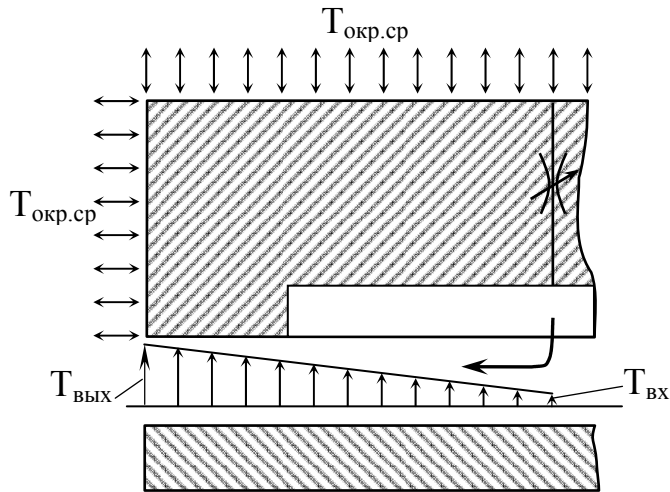


Рисунок 2 - Основные тепловые процессы, происходящие в элементе опоры

Исходя из того, что работа тяжелого станка – это многочасовой процесс, то нет смысла рассматривать установочный процесс в течении относительно небольшого промежутка времени. Хотя отбрасывать его тоже нельзя, так как при нем чаще возможны варианты аварийного отказа и поэтому рассматриваться оно должно как отдельная задача. Первичное температурное состояние опоры учитывается как температура в нулевой точке, позволяющая более точно определить установившееся состояние системы.

В самой опоре действие тепла рассматриваем как адиабатный процесс для определения ее объемной деформации. Применение упрощенной методики вычисления тепловой деформации при принятии температуры в опоре как средней по всему объему или изменяемой линейно не допустимо, так как правило опоры тяжелых станков имеют сложную конфигурацию.

Связь между изменениями температуры в пространстве и во времени устанавливается на основе первого и второго законов термодинамики и закона Био-Фурье и выражается дифференциальным уравнением теплопроводности, имеющим для однородного и изотропного тела при равномерном распределении внутренних источников тепла и стационарном режиме вид:

$$\nabla^2 t = \frac{\partial^2 t}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 t}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 t}{\partial z^2}$$

Упругие деформации в опоре описываются уравнением:

$$\frac{\partial}{\partial q_1} \left( \frac{\bar{H}_2 \bar{H}_3}{H_1} \bar{h}^3 \frac{\partial \bar{p}}{\partial q_1} \right) + \left( \frac{AC}{BD} \right)^2 \frac{\partial}{\partial q_2} \left( \frac{\bar{H}_1 \bar{H}_3}{H_2} \bar{h}^3 \frac{\partial \bar{p}}{\partial q_2} \right) = -M H_1 H_2 H_3 \frac{\partial \bar{h}}{\partial q_1},$$

где:  $\bar{q}_1$  и  $\bar{q}_2$  – безразмерные произвольно изменяющиеся переменные, соответственно в направлении координатных осей  $q_1$  и  $q_2$  ( $0 \leq \bar{q}_1 = q_1/A \leq 1$ ;  $0 \leq \bar{q}_2 = q_2/B \leq 1$ );  $A$  и  $B$  – характерные величины, определяющие геометрические параметры рассматриваемой опоры, соответственно в направлении координатных осей  $q_1$  и  $q_2$ ;  $\bar{H}_1, \bar{H}_2, \bar{H}_3, C, D, E$  – безразмерные и размерные части коэффициентов Лямэ  $H_1, H_2, H_3$ ;  $\bar{H}_1 = H_1/C$ ;  $\bar{H}_2 = H_2/D$ ;  $\bar{H}_3 = H_3/E$ ;  $\bar{h} = h/h_0$  – безразмерная величина, характеризующая зазор, разделяющий взаимно сопрягаемые поверхности;

$h_0$  – минимальная величина зазора;  $\bar{p} = p/p^* = p / \left\{ \left[ 6\mu \left( \frac{U}{H_1} \right) AC / h_0^2 \right] + p_c \right\}$  – безразмерный параметр, характеризующий величину давления в рассматриваемой точке;  $\mu_0$  – значение коэффициента динамической вязкости при определенной наперед заданной температуре. Связь между  $T^0$  К и  $\mu$  может быть установлена экспериментально проверенной и хорошо себя зарекомендовавшей в практике эмпирической зависимостью, справедливой при  $303 \leq T^0 \leq 373$ ;

$$\mu = \mu_0 \exp \left( - \frac{T_{i;k}^0 - T_{0;k}^0}{t} \right) = \mu_0 \exp(-\gamma \Delta T_{i;k})$$

$p_c$  – давление в системе питания, если такая необходима из условий, предъявляемых к рассматриваемой опоре жидкостного трения;  $M = \frac{6\mu(U/\bar{H}_1)AC}{h_0^2 p^*}$

То есть, учет как упругих, так и тепловых деформаций позволит полностью выявить возникающие деформации опоры. Для решения полученной системы уравнений наиболее оптимально применить метод конечных разностей.

В.А. Рогов, Г.Г. Позняк, В.В. Соловьев

### ТЕОРЕТИЧЕСКИЕ ВОЗМОЖНОСТИ БАЛАНСИРОВКИ ПАТРОНОВ И ШПИНДЕЛЕЙ БЫСТРОХОДНЫХ МЕТАЛЛОРЕЖУЩИХ СТАНКОВ

В современных станках используются патроны для закрепления заготовок и концевых режущих инструментов, которые вращаются с высокими окружными скоростями.

Проблема балансировки патронов стоит достаточно остро. Дело в том, что при установке в зажимное приспособление новой заготовки, появляется дисбаланс, связанный с неравномерностью распределения припуска, наличием заусенцев, раковин, следов окалины и т.п., а также с погрешностями схемы базирования и закрепления. То же самое происходит и при установке каждого нового инструмента, поскольку имеют место погрешности заточки и закрепления режущих пластин, погрешности базирования и закрепления.

Поскольку обработка концевым инструментом на обрабатываемых центрах ведется с частотой вращения шпинделя в несколько десятков тысяч оборотов в минуту, то при незначительном дисбалансе возникают силы в несколько сотен ньютонов, которые ведут к появлению вибраций при резании, снижению качества обработки и быстрому износу подшипников шпинделя.

Величина центробежной силы зависит от неуравновешенной массы, расположения этой массы от оси вращения и частоты вращения шпинделя. Центробежная сила определяется из формул:

$$F = m \cdot r \cdot \omega^2 ; \quad (1)$$

$$\omega = \frac{2 \cdot \pi \cdot n}{60} , \quad (2)$$

где:  $m$  - величина неуравновешенной массы;  $r$  - расстояние до оси вращения;  $n$  - частота вращения шпинделя;  $\omega$  - угловая скорость вращения шпинделя.

В современных станках постоянно повышаются требования к уровню вибраций и шума, которые в значительной степени зависят от точности балансировки быстро вращающихся деталей и узлов.

Существует большое количество способов балансировки, отличающихся между собой видом измерительной техники и сложностью расчетов [1]. Все методы позволяют оценивать дисбаланс в одной или в двух плоскостях коррекции. На практике после предварительной балансировки осуществляют более точную балансировку в сборе, которая осуществляется в одной плоскости, т.е. осуществляют статическую балансировку в динамическом режиме.

Независимо от способа балансировка заключается в определении величины дисбалансной массы, ее расстояния от оси вращения и углового положения. Известные способы позволяют определить эти параметры с разной степенью точности и за разное время – от нескольких десятков секунд до десятков минут. Когда эти параметры известны, то необходимо в нужном месте установить и зафиксировать нужный балансировочный груз. Способы установки и форма грузов могут быть различными: сегменты с винтами, кольца переменного сечения, шарики и т.п.

Методы статической балансировки заключаются в определении величины корректирующей массы. Место расположения корректирующей массы определяется во всех случаях одинаково.

Метод подбора корректирующей массы является самым простым и заключается в установке ее на месте, диаметрально противоположном положению центра масс патрона. При этом обеспечивается равновесное состояние патрона в любом его положении.

Величина корректирующей массы  $m_k$  определяется расчетом. Для этого фиксируются два равновесных положения патрона (рисунок 1): без пробной массы  $m_n$  (рисунок 1, а) и с  $m_n$ , установленной под углом  $90^\circ$  к «легкому месту» (ЛМ) патрона (рисунок 1, б).

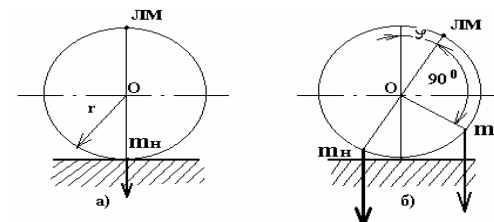


Рисунок 1 — Схема определения корректирующей массы

Значение  $m_k$  определяется из выражения (3):

$$m_k \cdot r \cdot \sin \varphi = m_n \cdot r \cdot \cos \varphi , \quad (3)$$

откуда:  $m_k = m_n = m_n \cdot \operatorname{ctg} \varphi$ ,

где:  $m_n$  - величина неуравновешенной массы;  $\varphi$  - угол поворота патрона при установке пробной массы.

Величина  $m_n$  может в зависимости от размеров патрона достигать значительных величин. Для данного метода существуют готовые номограммы, позволяющие значительно сократить время балансировки.

Метод расчета корректирующей массы по колебаниям заключается в измерении периодов колебаний  $T_1$  и  $T_2$  патрона, отклоненного на угол  $\varphi$  от положения равновесия без пробной массы и с пробной массой, которая устанавливается в «тяжелом месте». Величину корректирующей массы рассчитывают по формуле (4):

$$m_k = m_n \cdot \frac{T_2^2}{T_1^2 - T_2^2} . \quad (4)$$

Периоды колебаний  $T_1$  и  $T_2$  оценивают по времени 10 двойных качаний неуравновешенного патрона. Для сокращения времени балансировки используют номограммы.

При статической балансировке серии одинаковых патронов определяют для первого патрона коэффициент  $K = m_k \cdot T_1^2$ , а значения корректирующей массы для других патронов рассчитывают после измерения только  $T_1$  по формуле (5):

$$m_{ki} = \frac{K}{T_{li}^2}. \quad (5)$$

Дифференциальный метод применим при балансировке тяжелых патронов, которые из-за большого сопротивления не могут устанавливаться в положение равновесия. Это означает, что величина момента эквивалентных сил сопротивления  $Fm$  больше момента, создаваемого неуравновешенной массой  $G_n$ , т.е.  $Fm > G_n \cdot \cos \alpha$  (рисунок 2), где  $\alpha$  - угол дисбаланса относительно горизонтальной плоскости для данного положения патрона.

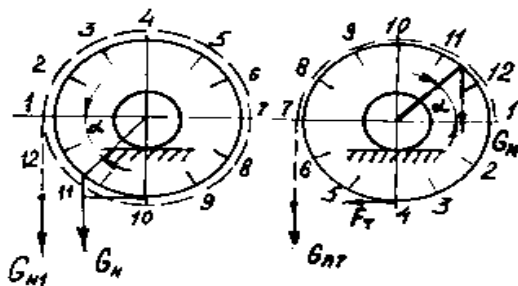


Рисунок 2 – Схема дифференциального метода балансировки

Балансировка выполняется следующим образом. Наружную поверхность патрона делят на несколько равных частей, например 12, и обвивают гибкой лентой, один конец которой закреплен, а другой свободно свисает; к нему крепят пробные массы  $m_{ni}$ . Патрон устанавливают так, чтобы линия 1-7 занимала всегда горизонтальное положение. На свободный конец ленты вешают такую пробную массу  $m_{n1}$ , чтобы патрон начал движение. Для этих условий правомочно равенство:

$$\text{для точки 1: } m_{n1} \cdot g = Fm - G \cdot \cos \alpha;$$

$$\text{для точки 7: } m_{n7} \cdot g = Fm + G \cdot \cos \alpha.$$

Из разности уравнений получаем:

$$(m_{n7} - m_{n1}) \cdot g = 2G \cdot \cos \alpha \quad (6)$$

т.е. исключается влияние  $Fm$ , что является преимуществом дифференциального метода. Подобную операцию повторяют для всех точек, и данные измерений наносят на круговую диаграмму. Для этого окружность  $K_1$  произвольного диаметра делят на 12 равных частей и из каждой точки на соответствующих диаметрах в масштабе откладывают отрезки  $a$ :

$$a_{i+6} = \frac{1}{2} (m_{n(i+6)} - m_{ni}). \quad (7)$$

Положительные значения  $a$  откладывают снаружи, а отрицательные – внутри окружности  $K_1$ . Соединяя отложенные точки, получим кривую. Из центра окружности  $K_1$  проводят окружность  $K_3$ , касающуюся кривой. Диаметральный отрезок меж-

ду окружностью  $K_1$  и точкой касания и будет величиной дисбаланса, а плоскость, проведенная через этот отрезок, является плоскостью дисбаланса.

Метод кругового обхода аналогичен дифференциальному, только пробную массу крепят на поверхности патрона. По полученным данным строят кривую зависимости величины пробной массы от точек ее приложения (рисунок 3). Максимум кривой соответствует «легкому месту», в которое следует устанавливать корректирующую массу.

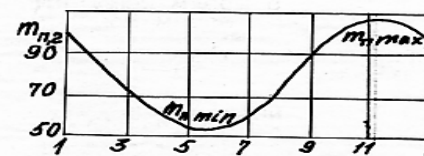


Рисунок 3 — Кривая зависимости величины пробной массы от точек приложения

Методы динамической балансировки основаны на предположении о линейности системы, т.е. амплитуды колебаний считаются пропорциональными значению дисбаланса, а фазы – независимыми от его величины. Существуют одноплоскостная и двухплоскостная балансировки. В первом случае расчет корректирующей массы производится последовательно для каждой плоскости коррекции, а во втором – одновременно. В зависимости от параметров, измеряемых при балансировке, различают методы амплитуд, фаз и одновременного измерения амплитуд и фаз вибраций. Эти методы применяются при одно- и двухплоскостной балансировке с использованием балансировочных станков и без установки патрона на станок.

К методам одноплоскостной балансировки относятся метод амплитуд и метод кругового обхода. Метод амплитуд требует измерения амплитуд  $A_0$  начальной вибрации при пуске патрона без пробной массы и амплитуд  $A_{0i}$  при пусках с пробными массами, устанавливаемыми в определенных положениях на патроне. Метод кругового обхода основан на измерении амплитуд вибрации опор  $A_0$  и  $A_{0i}$  при пусках патрона с пробной массой  $m_n$ , переставляемой последовательно на равные углы (аналогично методу кругового обхода при статической балансировке). По данным измерений строят зависимость  $A_{0i}$  от положения пробной массы (аналогично рисунку 3).

Корректируемая масса устанавливается в плоскости (точке расположения)  $A_{\min}$ , а ее величина определяется по формулам:

$$m_k = \frac{A_{\max} + A_{\min}}{A_{\max} - A_{\min}} \cdot m_n \text{ при } A_0 = \frac{A_{\max} + A_{\min}}{2}. \quad (8)$$

Для балансировки с двух сторон необходимо 13...17 пусков. В случае исправления величины компенсирующей массы в первой плоскости из-за влияния второй количество пробных пусков возрастает.

Метод четырех пробных пусков (рисунок 4) основан на измерении величин  $A_0, A_1, A_2, A_3, A_4$  при четырех пусках с одинаковой пробной массой  $m_n$ , последовательно переставляемой по одному и тому же радиусу на угол  $90^\circ$ . Относительные величины вибраций

$$a = \frac{A_1}{A_0}; b = \frac{A_2}{A_0}; c = \frac{A_3}{A_0}; d = \frac{A_4}{A_0} \quad (9)$$

располагают в убывающем порядке:  $a \leq b \leq c \leq d$ .

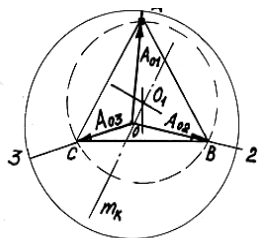


Рисунок 4 — Схема балансировки по методу четырех пусков

Величина корректирующей массы и угол  $\beta$  ее установки определяют из выражений (10):

$$m_k = \kappa \cdot m_n, \beta = \arcsin \frac{c^2 - \kappa^2 - 1}{2\kappa}, \kappa = \sqrt{(a^2 + b^2 - 2)/2} = \sqrt{(b^2 + c^2 - 2)/2}. \quad (10)$$

При расхождении подкоренных выражений принимают среднее значение  $\kappa$ . Угол  $\beta$  отсчитывают от положения пробной массы, при которой была наибольшая вибрация  $A_1$  в направлении следующего по счету положения пробной массы с вибрацией  $A_2$ .

Другой вариант метода четырех пробных пусков состоит в измерении амплитуд  $A_0, A_1, A_3$ , полученных при пуске с пробной массой, последовательно переставляемой на угол  $120^\circ$ . Амплитуда вибрации  $A_g$  измеряется при четвертом пуске с пробной массой  $m_g < m_n$ , установленной в плоскости дисбаланса (определяется по амплитудам трех предыдущих пусков) на стороне «легкого места» патрона. Плоскость дисбаланса по  $A_0, A_1, A_3$  определяют следующим образом. По измеренным величинам  $A_0, A_1, A_3$  в полярных координатах с началом в точке  $O$  строят треугольник  $ABC$  (рисунок 4), для которого находят центр  $O_1$  описанной окружности. Отрезок  $OO_1$  лежит в плоскости дисбаланса, причем «легкое место» расположено со стороны точки  $O$ . Корректирующая масса определяется из выражения:

$$m_k = m_g \cdot \frac{A_0}{A_0 - A_g}. \quad (11)$$

Метод трех пробных пусков основан на измерении амплитуд  $A_0, A_1, A_2, A_3$  при пусках с пробной массой  $m_n$ , переставляемой на угол  $120^\circ$ . Величина корректирующей массы  $m_k$  и угол  $\beta$  между плоскостью дисбаланса и первым положением пробной массы соответственно будут:

$$m_k = m_n \cdot \frac{A_0}{A_1}, \beta = \arctg(1,732 \frac{A_3^2 - A_2^2}{2A_1^2 - A_2^2 - A_3^2}), \quad (12)$$

где амплитуду колебаний  $A_1$  только от пробной массы определяют из уравнения:

$$A_1^2 + 2A_0 \cdot A_1 \cdot \cos \beta + A_0^2 - A_1^2 = 0. \quad (13)$$

Метод двух пробных пусков основывается на измерении амплитуд  $A_0, A_1, A_2$  при двух положениях пробной массы  $m_n$ , устанавливаемой под углом  $180^\circ$ . Затем строят в масштабе треугольник  $ABC$  со сторонами:  $AC = 2A_0, AB = A_1, BC = A_2$  (рисунок 5).

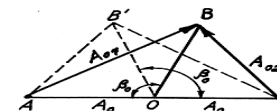


Рисунок 5 — Схема определения дисбаланса по методу двух пусков

Длина медианы  $BO$  соответствует амплитуде колебаний, вызванной пробной массой. Величина корректирующей массы определяется по формуле:

$$m_k = m_n \cdot \frac{AO}{BO}. \quad (14)$$

Однако угловое положение  $m_k$  не определено, так как по трем сторонам можно построить два треугольника  $ABC$  и  $AB^1C$  и построить два значения угла дисбаланса. Указанная неопределенность снимается контрольным пуском с корректирующей массой, установленной по одному из углов дисбаланса.

Методы фаз основываются на определении положения бьющих точек при начальном пуске и пуске с пробной массой  $m_n$ , установленной в разных положениях. При испытаниях на дорезонансных частотах вращения бьющая точка соответствует «тяжелому месту», а ее положение определяется углом сдвига фазы колебаний по сравнению с пуском без  $m_n$ .

Метод двух пусков состоит в пусках без пробной массы и с пробной массой  $m_n$ , устанавливаемой под углом  $180^\circ$ , и измерении углов сдвига фаз по сравнению с начальным пуском. Метод трех пусков предполагает измерение фаз колебаний, полученных при начальном пуске и пусках с пробной массой, устанавливаемой последовательно в трех положениях под углом  $120^\circ$ .

Метод одновременного измерения амплитуд и фаз вибраций требует только двух пусков: с начальным дисбалансом и с пробной массой  $m_n$ , во время которых измеряют амплитуды  $A_0, A_1$  и относительное изменение угла сдвига фазы колебаний  $\alpha$  между двумя этими состояниями.

Описанные выше методы требуют применения сложного комплекса дорогой аппаратуры и методик, связанных с необходимостью многоточечных измерений векторов колебаний, в том числе фазовых углов. При этом возникают проблемы дости-

ження високого уровня сбалансированности, так как именно фазоизмерители вносят наибольший вклад в ошибку измерений, потому что допускаемая паспортная ошибка подобных приборов составляет не менее  $\pm 5^{\circ}$ . Полученные расчетные значения массы балансировочного груза и угла его установки часто являются только ориентировочными и требуют скрупулезной подгонки с многократными пробными пусками.

Авторами разработана новая методика [2], не связанная с необходимостью измерения фазы. Математическая модель способа основана на анализе векторной диаграммы перемещений патрона (рисунок 6).

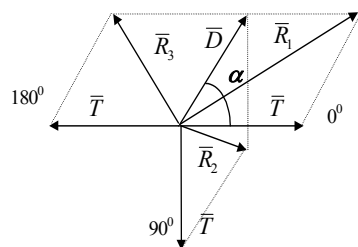


Рисунок 6 — Векторная диаграмма для компьютерного расчета дисбаланса

Диаграмма содержит три параллелограмма, построенных на модуле вектора устраняемого дисбаланса  $\bar{D}$  (во всех трех параллелограммах отрезок  $D$  является одной из сторон). Вторая сторона этих параллелограммов также одинакова по величине - это модуль вектора пробной массы  $\bar{T}$ . Диагонали параллелограммов - модули измеренных амплитуд колебаний при трех пусках  $R_1$ ,  $R_2$  и  $R_3$  при разных углах установки тарировочного груза. Углы между сторонами параллелограммов равны  $\alpha$ ,  $(180^{\circ} - \alpha)$ ,  $(180^{\circ} - \alpha)$ . Таким образом, по тригонометрическим формулам можно составить систему из трех трансцендентных уравнений с тремя неизвестными  $D$ ,  $T$  и  $\alpha$ :

$$\begin{aligned} R_1^2 &= T^2 + D^2 + 2 \cdot T \cdot D \cdot \cos \alpha, \\ R_2^2 &= T^2 + D^2 - 2 \cdot T \cdot D \cdot \sin \alpha, \\ R_3^2 &= T^2 + D^2 - 2 \cdot T \cdot D \cdot \cos \alpha, \end{aligned} \quad (15)$$

где:  $R_1$ ,  $R_2$  и  $R_3$  - измеренные амплитуды колебаний при трех вариантах установки тарировочного груза - соответственно  $0^{\circ}$ ,  $90^{\circ}$  и  $180^{\circ}$ ;  $T$  - амплитуда колебаний станины от действия тарировочного груза;  $D$  - начальный дисбаланс;  $\alpha$  - угол расположения начального дисбаланса.

Решая полученную систему численным методом на компьютере, определяем затем величину корректирующей массы:

$$m_k = m_T \cdot D / T, \quad (16)$$

где:  $m_k$  и  $m_T$  - величины соответственно корректирующей и тарировочной массы. Для решения вопроса о том, в каком квадранте должен располагаться угол  $\alpha$ , в программе предусмотрена специальная компьютерная процедура. Проблема точности балансировки состоит еще и в том, что, как правило, величины рассчитанной корректирующей массы и угла ее установки получаются дробными. Округление значений приводит к появлению значительного остаточного дисбаланса, что снижает эффект балансировочной процедуры. Кроме того, даже если значение угла установки и будет

выражено целым числом, оператор не имеет возможности точно его реализовать, так как установка корректирующего груза производится по рискам, нанесенным на периферии балансировочной канавки. Поэтому в завершающей стадии компьютерного расчета проводится поиск таких целочисленных значений масс двух корректирующих грузов, которые входили бы в балансировочный комплект оператора, а также целочисленных значений углов их установки. Вопрос повышения точности угловой установки решается путем применения новой конструкции балансировочного груза (устройство запатентовано [2], рисунок 7).

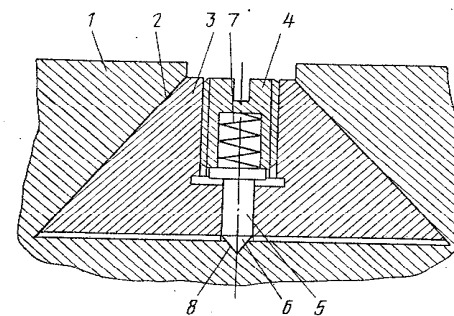


Рисунок 7 — Балансировочное устройство.  
1 - корпус; 2-кольцевой паз; 3-груз; 4-винт;  
5-стержень; 6-наконечник; 7-пружина; 8-лунка

Проведенные в цеховых условиях эксперименты показали, что после установки выбранных компьютером балансировочных грузов в расчетные положения амплитуда колебаний ротора от остаточного дисбаланса составила  $0,0475$  мкм при среднеквадратичном отклонении  $0,00433$  мкм (данные получены путем осреднения результатов четырех дублирующих экспериментов).

Применение микропроцессорного устройства позволило выполнить все процедуры для одной установки и расчета по ней за 7 минут, в то время как стандартная методика с расчетом и построением векторных диаграмм для подобной работы потребовала более 60 мин. Причем из-за недостаточной точности расчетов по стандартной методике и невозможности реализовать точную величину балансировочной массы пришлось в течение более 90 минут добалансировать шпиндель для достижения требуемого минимума амплитуды колебаний, вызванных дисбалансом.

#### Литература.

1. Уравновешивание жестких роторов и механизмов / Под ред. В.А.Щепетильникова. - М.: Машиностроение, 1975. - 679 с.
2. Позняк Г.Г., Гудименко Н.Н., Рогов В.А., Балансировочное устройство. Авторское свидетельство СССР, № 1620869, опубл. 15.01.91. Бюл. № 2.

УДК 621.9.06-529

**В.С. Гузенко, Г.Г. Коткин**

Донбасская государственная машиностроительная академия, г. Краматорск, Украина

**ЭВОЛЮЦИОННЫЕ СИСТЕМЫ В ПРОЕКТИРОВАНИИ СЛЕДЯЩИХ СИСТЕМ**

*In the complex system of administration flowing processes are being analyzing by means differential equations.*

При проектировании систем управления приводами станков с ЧПУ возникает круг задач, связанных с необходимостью одновременного учета разнообразных механических, электрических факторов и особенностей функционирования компьютера с некоторым вычислительным алгоритмом в общей системе управления. При тщательном изучении процессов протекающих в сложной системе управления с помощью систем дифференциальных уравнений здесь возникает ряд специфических проблем:

- системы управления с негладкими, в частности, разрывными правыми частями, связанные с силами сухого трения, наличием зазоров в шестеренчатых передачах, введением для улучшения функционирования системы нелинейных элементов, пороговых и зон нечувствительности, и др.

- наличие автоматически вносимых цифровой системой управления задержек, приводящих к более сложным системам эволюционных уравнений, поведение которых имеет значительно больше неопределенности.

- при решении задач оптимального управления – одновременной оптимизации совместно с управляющей траекторией скалярных параметров системы.

Вместе с тем необходимо заметить, что традиционная методика изучения систем управления с помощью передаточных функций не имеет частую необходимую обоснования. Грубо говоря, синусоидальный сигнал на входе замкнутой системы после некоторого времени функционирования системы теряет свою первоначальную форму, решением соответствующей системы дифференциальных или эволюционных уравнений является функция общего вида. Еще менее обосновано разложение произвольных функций – сигналов в ряд Фурье с последующим анализом прохождения через систему отдельных составляющих. Все это делает актуальным более тщательное изучение рассматриваемых электромеханических систем с использованием классических принципов анализа систем дифференциальных и эволюционных уравнений.

Для описания поведения следящих систем используют два основных, эквивалентных, как будет показано далее, метода: система дифференциальных уравнений, описывающая изменение параметров – фазовых координат и структурная схема с передаточными функциями. В частности, для механической части следящих систем более наглядны дифференциальные уравнения, а для электрической – структурная схема.

Рассмотрим модельный пример системы привода подач фрезерного станка с ЧПУ, состоящей из двигателя постоянного тока, механической передачи с двумя гибкими валами и винтовой передачи движения стола станка (смотри рисунок 1а), структурная схема, которая изображена на рисунке 1б. В первом случае будем предполагать наличие аналоговой обратной связи ( $K_{gc} \neq 0, K_{gn} \neq 0$ ), а во втором – замыкание через цифровое вычислительное устройство (ЦВУ), ЭВМ (смотри пунктирные линии на рисунке 1а).

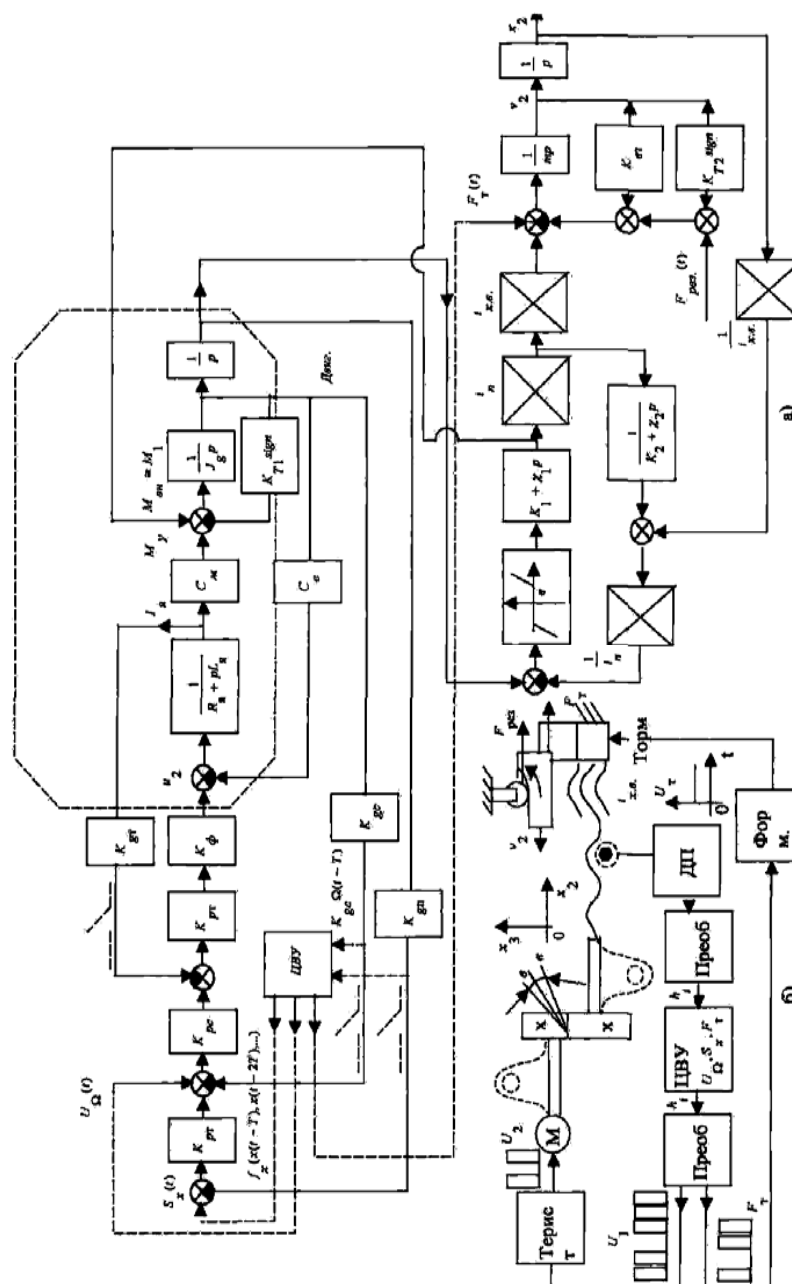


Рисунок 1 — Модельный пример системы привода подач фрезерного станка с ЧПУ



С аналитической точки зрения структурная схема мало пригодна, так как главную роль здесь играют измеряемые величины – фазовые координаты  $x^i(t)$ . В связи с этим более удобным является инвертированный граф, в котором исходные стрелки переходят в вершины, а прямоугольники – в дуги, нагруженные оператором преобразования одной измеряемой величины в другую. Для большей наглядности будем использовать ориентированный граф (хотя в некоторых случаях дуги и соответствующие передаточные функции  $L_{ij}(p)$  можно считать двусторонне направленными). В этом случае участок схемы рисунка 1а, обведенный пунктиром и описывающий работу двигателя постоянного тока, изобразится графом, изображенным на рисунке 2.

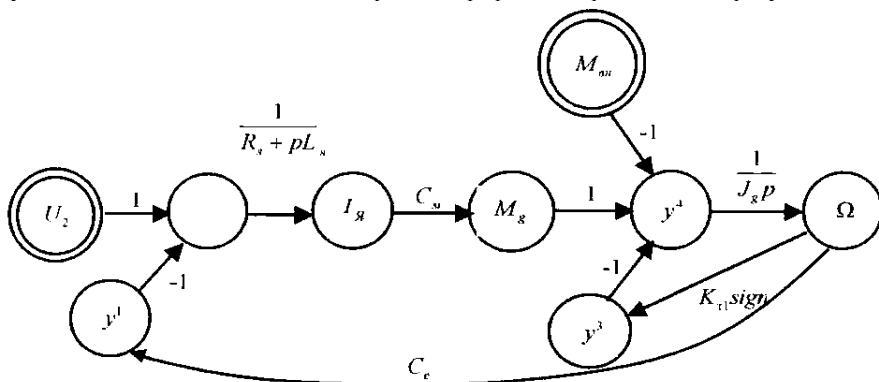


Рисунок 2 — граф, описывающий работу двигателя постоянного тока

Через  $y^1, \dots, y^4$  обозначены фазовые координаты, не имеющие столь наглядный смысл, как  $U_2, I_я, M_г, M_{вн}, \Omega$  – внешнее напряжение, ток якоря, момент двигателя, внешний момент и угловая скорость. Таким образом, фазовые переменные здесь  $x(t) := (x^1(t), \dots, x^9(t)) := (U_2, I_я, M_г, M_{вн}, \Omega, y^1, \dots, y^4)$ . В этом случае

$$x^i(t) = \sum_{j \in K_i} L_{ji}(p)x^j(t), \tag{1}$$

где:  $K_i$  – множество индексов вершин, ребра из которых ведут в  $x_i$  (для фазовых координат удобнее обозначение с индексом сверху, так что  $x_i \equiv x^i$ ).

Назовем данный граф фазовым графом. Выделим в фазовом графе множество начальных (входных) вершин  $\{x_j : j \in J_0\}$ , в которые не ведет ни одно ребро графа (смотри двойные кружки на рисунке 2). Для соответствующих фазовых координат  $x^j, j \in J_0$ , должны быть заданы входные управляющие законы (или внешние возмущающие силы):

$$x^j(t) := F^j(t), j \in J_0. \tag{2}$$

Изменения же остальных фазовых координат  $x^i(t), i \in J/J_0$ , (где  $J := \{1, \dots, m\}$ ) будем считать связанными друг с другом формулами (1). Фазовый граф с выделенным множеством начальных вершин назовем фазовой сетью.

Будем рассматривать передаточные функции  $L_{ij}(p)$ , которые можно трактовать следующим образом:

$$x^i(t) = L_{ji}(p)x^j(t), \tag{3}$$

где:  $L_{ji}(p) = \frac{h_{ji}(p)}{f_{ji}(p)}$  эквивалентно

$$f_{ji}(x^{i(h)}(t), \dots, \dot{x}^i(t), x^i(t), t) = h_{ji}(x^{j(m)}(t), \dots, \dot{x}^j(t), x^j(t), x^{j(m)}(t-T), \dots, x^j(t-T), \dots, x^{j(m)}(t-kT), \dots, x^j(t-kT), t), \tag{4}$$

т.е. некоторая функция  $f_{ji}$  от сигнала  $x^i(t)$  и его производных равна некоторой функции  $h_{ji}$  от предшествующего ему в фазовой сети сигнала  $x^j(t)$  и его производных в моменты  $t, t-T, t-2T, \dots, t-kT$ , где  $T > 0$  – некоторый постоянный период дискретизации (связанный либо с задержкой, либо с особенностями вычислительного алгоритма).

В то же время функции  $h_{ji}, f_{ji}$  можно рассматривать как некоторые операторы  $h_{ji}(p), f_{ji}(p)$ , в частности, дифференцирования:

$$h_{ji}(p) := a_n p^n + \dots + a_1 p + a_0 := a_n \frac{d^n}{(dt)^n} + \dots + a_1 \frac{d}{dt} + a_0; \tag{5a}$$

$$f_{ji}(p) := e_n p^n + \dots + e_1 p + e_0 := e_n \frac{d^n}{(dt)^n} + \dots + e_1 \frac{d}{dt} + e_0. \tag{5б}$$

Так что  $h_{ji}(p)x^j(t) := a_n \frac{d^n x^j(t)}{(dt)^n} + \dots + a_1 \frac{dx^j(t)}{dt} + a_0 x^j(t) = y(t)$  – некоторая функция  $y \in 2^{\mathbb{R}}$  ( $2^{\mathbb{R}}$  – пространство всех функций  $y: \mathbb{R} \rightarrow \mathbb{R}$ ). Можно предполагать, что для операторов  $h_{ji}(p), f_{ji}(p)$ , имеет смысл сумма, умножение на число и композиция, причем выполняются обычные законы

$$f_{ji}(p)(x^1(t) + x^2(t)) = f_{ji}(p)x^1(t) + f_{ji}(p)x^2(t); \tag{6a}$$

$$(f_{ji}(p) + h_{ji}(p))x^1(t) = f_{ji}(p)x^1(t) + h_{ji}(p)x^1(t); \tag{6б}$$

$$f_{ji}(p)h_{ji}(p)x^1(t) = h_{ji}(p)f_{ji}(p)x^1(t); \tag{6в}$$

$$f_{ji}(p)(h_{ji}(p) + g_{ji}(p))x^1(t) = f_{ji}(p)h_{ji}(p)x^1(t) + f_{ji}(p)g_{ji}(p)x^1(t). \quad (6r)$$

Это имеет место для операторов дифференцирования (5) и оператора задержки по времени  $\theta_\tau : 2^{\mathbb{R}} \rightarrow 2^{\mathbb{R}}$ ,  $\theta_\tau \varphi(t) := \varphi(t - \tau)$ , если рассматривается более узкий класс

$D_\infty$  сколь угодно много непрерывно дифференцируемых функций  $x^i(t) \in D_\infty$ .

Это не имеет места (композиция не имеет смысла), если рассматривать используемые при описании механической части операторы, выявляющий знак величины (так как речь идет именно о знаке данной величины, а не о знаке ее производной, в частности)  $L_s x(t) := a_1 \text{sign} x(t)$  и учитывающий обнуление момента при проскакивании зазора в зубчатом зацеплении

$$\begin{cases} x(t), & \text{при } |x(t)| > \varepsilon; \\ L_\varepsilon x(t) := 0 & \text{при } |x(t)| < \varepsilon; \end{cases} \quad (7)$$

так как здесь также имеется привязка строго к данной величине и композиция не имеет смысла.

Лемма 1. Пусть для операторов (3) определены сложение, умножение на число и композиция, удовлетворяющие законам (6a)-(6r); а каждая вершина фазовой сети имеет цепочку вершин и ведущих в нее ребер из одной из начальных вершин. Тогда фазовой сети соответствует система обобщенных дифференциальных (эволюционных) уравнений, задаваемых (1), (2), разрешимая относительно каждой фазовой координаты в виде

$$\begin{aligned} G_i(x^{i(n)}(t), x^{i(n-1)}(t), \dots, x^{i(n-1)}(t-kT), \dots, x^i(t), \dots, x^i(t-kT), t) = \\ = \sum_{j \in J_0} H_{ij}(F^{j(m)}(t), \dots, F^{j(m)}(t-kT), \dots, F^j(t), \dots, F^j(t-kT), t), \end{aligned} \quad (8)$$

или

$$G_i(p)x^i(t) = \sum_{j \in J_0} H_{ij}(p)F^j(t), \quad (8')$$

где:  $G_i, H_{ij}$  – некоторые (в частности, для случая (5a)-(5б) – линейные) функции, а  $G_i(p), H_{ij}(p)$  – соответствующие им операторы (из  $2^{\mathbb{R}}$  в  $2^{\mathbb{R}}$  или из  $D_\infty$  в  $D_\infty$ ).

Доказательство. Возьмем интересующую нас вершину = фазовую координату, и проследим для нее цепочку ребер, ведущую в одну из начальных вершин. Уравнение (1) имеет вид

$$x^i(t) = \sum_{j \in K_i} \frac{h_{ji}(p)}{f_{ji}(p)} x^j(t).$$

Это эквивалентно тому, что существуют такие величины  $y^{ij}(t) \in 2^{\mathbb{R}}$ , что

$$f_{ji}(y^{ij(n)}(t), \dots, y^{ij}(t), y^{ij}(t), t) = h_{ji}(x^{j(m)}(t), \dots, x^j(t), \dots, x^j(t-kT), t), \quad j \in K_i; \quad (9)$$

$$x^i(t) = \sum_{j \in K_i} y^{ij}(t). \quad (10)$$

В частном случае  $f_{ji}$  являются также операторами, удовлетворяющими (6a)-(6r), так как имеет смысл композиция

$$f_{ei}[f_{ji}[x^i(t)]],$$

где скобки [] означают применение  $f_{ei}, f_{ji}$  как операторов (здесь и далее мы не опускаем аргумент  $t$  функций  $x^i(t)$  для большей наглядности, хотя по смыслу оператор применяется именно к функции  $x^i$  в целом, а не к ее значению).

Последовательно применяя к (10) все операторы  $f_{ji}, j \in K_i$ , получаем

$$\begin{aligned} f_{j_1 i}[f_{j_2 i}[\dots[f_{j_k i}[x^i(t)]\dots]] = f_{j_1 i}[f_{j_2 i}[\dots[h_{j_k i}[x^{j_k}(t)]\dots]] + \\ f_{j_2 i}[\dots[h_{j_{k-1} i}[x^{j_{k-1}}(t)]\dots] + h_{j_1 i}[x^{j_1}(t)]. \end{aligned} \quad (11)$$

Таким образом, для некоторых других функций (и/или операторов)  $\tilde{f}_i, \tilde{h}_{ji}$  получаем

$$\tilde{f}_i[x^i(t)] = \sum_{j \in K_i} \tilde{h}_{ji}[x^j(t)]. \quad (11')$$

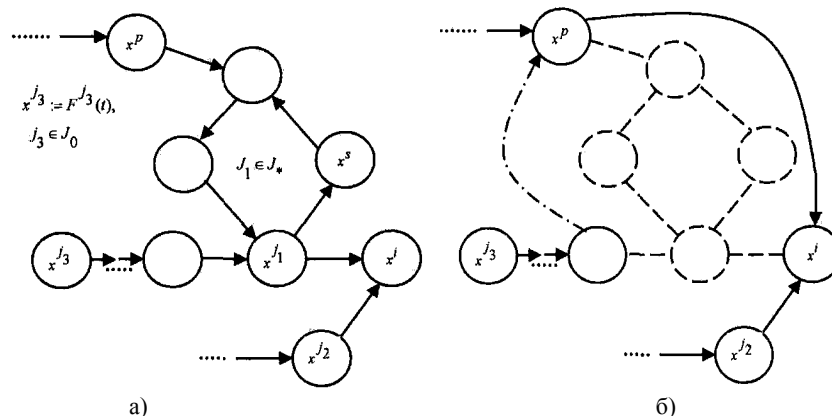


Рисунок 3

Будем теперь отдельно рассматривать вершины  $x^{j_k}$  для  $j_k \in J_0$  (начальные вершины),  $j_k \in J_*$  (циклические вершины) и  $j_k \in K_0 \setminus (J_0 \cup J_*)$  ( $K_0$  - множество всех вершин;  $K_0 \setminus (J_0 \cup J_*)$  - множество не начальных и не циклических вершин), смотри рисунок 3а.

1) Если в (11)  $j \in J_0$ , то  $x^j(t) := F^j(t)$ .

2) Если в (11')  $j \in K_0 \setminus (J_0 \cup J_*)$ , то записываем такое же, как и (11') уравнение для  $x^j(t)$ :

$$\tilde{f}_j[x^j(t)] = \sum_{j \in K_j} \tilde{h}_{pj}[x^p(t)], \quad (12)$$

что совместно с (11') дает

$$\tilde{f}_j[\tilde{f}_i x^j(t)] = \sum_{j \in K_j} \tilde{h}_{ji} [\sum_{p \in K_j} \tilde{h}_{pj}[x^p(t)]] \quad (13)$$

или для новых  $\tilde{f}_i^2, \tilde{h}_{pi}^2, K_i^2$ :

$$\tilde{f}_i^2[x^i(t)] = \sum_{p \in K_i^2} \tilde{h}_{ji}^2[x^p(t)]. \quad (14)$$

Так исключаются все циклические и не начальные вершины.

Для циклической координаты  $x^j, j \in J_*$  характерно, что она выражается через саму себя и другие координаты при обходе цикла и выполнении соответствующих подстановок:

$$\tilde{f}_j^k[x^j(t)] = \sum_{p \in K_j^k} \tilde{h}_{pj}^k[x^p(t)] + \tilde{h}^0[x^j(t)],$$

что дает:

$$\bar{f}_j[x^j(t)] = \sum_{p \in K_j^k} \bar{h}_{pj}[x^p(t)], \quad (15)$$

где:  $K_j^k$  – множество вершин, дуги из которых ведут в данный цикл.

В этом случае можно исключить данный цикл из рассмотрения, заменив все выводящие из него дуги прямыми связями с переменными вне цикла:

$$\bar{f}_i[x^i(t)] = \sum_{p \in K_j^k} \bar{h}_{pj}[x^p(t)] + \sum_{q \in K_i^s} \bar{h}_{qi}[x^q(t)],$$

смотри рисунок 3б. Число циклов при этом не увеличивается (смотри дополнительный цикл, изображенный штрих пунктиром на рисунке 3б.). Таким образом, последовательно удаляя по необходимости все циклы (возвращаясь при надобности на несколько шагов назад в подстановках (11)-(15) приходим к выражению  $x^i$  через координаты начальных вершин  $x^j := F^j(t)$

$$f_i^*[x^i(t)] = \sum_{j \in J_0} h_{ji}^*[x^j(t)] = \sum_{j \in J_0} h_{ji}^*[F^j(t)], \quad (16)$$

что соответствует (8), (8'). Действительно, число всевозможных циклов графа из  $m$  вершин не более  $2^{m-1}$ , число же подставляемых и исключаемых в формулах (11)-(15) координат не более  $m$  вплоть до следующего цикла. Таким образом, за конечное число шагов мы приходим к формуле (16), которая и соответствует утверждению леммы.

Продемонстрируем методику получения нужного (характеристического) уравнения по структурной схеме на примере схемы на рисунке 1а. Составляем сначала уравнения для координат в местах отхода обратных связей (которые порождают циклы).

$$1) I_{\alpha} = \frac{((S_x - K_{gn}x_1)K_{pn} + U_{\Omega} - K_{gc}\Omega)K_{pc} - K_{gt}I_{\alpha})K_{pt}K_{\phi} - C_e\Omega}{R_{\alpha} + pL_{\alpha}},$$

что дает

$$I_{\alpha} = \frac{((S_x - K_{gn}x_1)K_{pn} + U_{\Omega} - K_{gc}\Omega)K_{pc}K_{pt}K_{\phi} - C_e\Omega}{R_{\alpha} + pL_{\alpha} + K_{gt}K_{pt}K_{\phi}}, \quad (17)$$

$$2) \Omega = \frac{I_{\alpha}C_m - M_1 - K_{t1} \text{sign } \Omega}{J_g p},$$

что дает

$$\Omega = \frac{I_{\alpha}C_m - M_1}{J_g p + K_{t1} \text{sign}}, \quad (18)$$

или

$$\Omega = [((S_x - K_{gn}x_1)K_{pn} + U_{\Omega})K_{pc}K_{pt}K_{\phi}C_m - (R_{\alpha} + pL_{\alpha} + K_{gt}K_{pt}K_{\phi})M_1] / [(R_{\alpha} + pL_{\alpha} + K_{gt}K_{pt}K_{\phi}) \times (J_g p + K_{t1} \text{sign}) + K_{gc}K_{pc}K_{\phi}C_m + C_eC_m]; \quad (19)$$

$$3) x_1 = \frac{\Omega}{p}, \quad (20)$$

что дает

$$x_1 = [((S_x K_{pn} + U_{\Omega})K_{pc}K_{pt}K_{\phi}C_m - (R_{\alpha} + pL_{\alpha} + K_{gt}K_{pt}K_{\phi})) \times M_1] / [(R_{\alpha} + pL_{\alpha} + K_{gt}K_{pt}K_{\phi}) \times (J_g p + K_{t1} \text{sign}) + K_{gc}K_{pc}K_{pt}K_{\phi}C_m + C_eC_m] p + K_{gn}K_{pn}K_{pc}K_{pt}K_{\phi}C_m]; \quad (21)$$

$$4) M_1 = (K_1 + \chi_1 p)L_{\epsilon} (x_1 - \frac{x_2}{i_h i_{x\epsilon}} - \frac{M_1 i_n}{(K_2 + \chi_2 p) i_n}), \quad (22)$$

$$\text{что дает } M_1 = \frac{(K_2 + \chi_2 p)(K_1 + \chi_1 p)L_{\epsilon}(x_1 - x_2 / (i_h i_{x\epsilon}))}{\chi_2 p + K_2 + 1}$$

(применение операторов зазора  $\epsilon$  в зубчатой передаче,  $L_{\epsilon}$ , и знака,  $\text{sign}$ , здесь и далее в ряде мест чисто формально; смысл же остальных операторов сохраняется, если они во время преобразований приписываются слева от переменных – фазовых координат  $I_{\alpha}, \Omega, M_1$  и т.д., смотри формулы (11)-(16));

$$5) V_2 = \frac{M_1 i_n i_{x\epsilon} K_{\epsilon T} V_2 - K_{t2} \text{sign} V_2 - F_T - F_{pez}}{mp},$$

$$\text{что дает } V_2 = \frac{M_1 i_n i_{x\epsilon} - F_T - F_{pez}}{mp + K_{\epsilon T} + K_{t2} \text{sign}};$$

$$6) \quad x_2 = \frac{V_2}{p}$$

Полная система уравнений образуется, если мы включим в нее уравнения для всех циклических переменных (17), (18), (20), (23), (24) и выражения интересующихся нас переменных (фазовых координат) через циклические и начальные (25). В данном случае получаем (опуская оператор зазора  $L_\theta$ , который теряет смысл):

$$\left\{ \begin{aligned} & [L_{я}p + (R_{я} + K_{гт}K_{пт}K_{ф})]I_{я} + [K_{гс}K_{рс}K_{пт}K_{ф} + C_e]\Omega + \\ & [K_{гн}K_{пн}K_{рс}K_{пт}K_{ф}]x_1 = [K_{пн}K_{рс}K_{пт}K_{ф}]S_x + [K_{рс}K_{пт}K_{ф}]U; \quad (17') \\ & [C_M]I_{я} - [J_{г}p + K_{т1}sign]\Omega - M_1 = 0; \quad (18') \\ & \Omega + [p]x_1 = 0; \quad (20') \\ & [\chi_1\chi_2p^2 + (K_1\chi_2 + K_2\chi_1)p + K_1K_2](x_1 - \frac{x_2}{(i_n i_{x\theta})}) - \\ & - [\chi_2p + K_2 + 1]M_1 = 0; \quad (23') \\ & [mp + (K_{гт} + K_{т2}sign)]V_2 - i_n i_{x\theta} M_1 = -F_{т} - F_{рез}; \quad (24') \\ & V_2 - [p]x_2 = 0; \quad (25') \end{aligned} \right.$$

Здесь  $p$  надо трактовать как оператор  $\frac{d}{dt}$  так что, например,

$$[\chi_1\chi_2p^2 + (K_1\chi_2 + K_2\chi_1)p + K_1K_2]x_1 \text{ означает } \chi_1\chi_2\ddot{x}_1(t) + (K_1\chi_2 + K_2\chi_1)\dot{x}_1(t) + K_1K_2x_1(t).$$

В общем случае  $K_{гт}, K_{гс}, K_{гн}$  и  $K_{пт}, K_{рс}, K_{пн}$  также являются полиномами от  $p$  или точнее, суммами степеней с некоторыми коэффициентами оператора  $\frac{d}{dt}$ . В частном случае – это постоянные коэффициенты.

Специфический случай образуется, когда замыкание данной системы (например, отражающееся в операторах  $K_{гс}, K_{гн}$ ) происходит через цифровое вычислительное устройство (ЦВУ). В этом случае возникают две особенности:

- задержка по времени (на  $T > 0$ ), которая может быть учтена, если считать  $K_{гс}, K_{гн}$ , операторами сдвига времени:

$$K_{гс}[x^i(t)] := K_{гс}^0[x^i(t-T)]; \quad K_{гн}[x^i(t)] := K_{гн}^0[x^i(t-T)];$$

- возможность учета «тонких» свойств всей траектории  $x^i(t)$  или траекторий  $x(t) := (x^1(t), \dots, x^n(t))$  за предыдущий период времени  $[0, t-T]$ . Это можно отразить, в частности, оператором  $W_{цв\ddot{y}} : (2^{\mathbb{R}})^n \rightarrow \mathbb{R}^2$  так что, например,

$$(S_x(t), U_2(t)) := W_{цв\ddot{y}}[\{I_{я}(\tilde{t}), \Omega(\tilde{t}), x_1(\tilde{t}), \tilde{t} \in [0, t-T]\}].$$

Если считать, что анализу с помощью ЦВУ подвергаются фазовые координаты только в конечный набор дискретных времен  $t-T, t-T-\tau, \dots, t-T-k\tau$  (где  $\tau > 0$  – дискретизация), то считая (в первом приближении), что можно выбрать единую малую константу времени  $T = \tau$  мы вместо системы (17')... (25') приходим к системе обобщенных (так называемых, эволюционных) уравнений с задержкой

$$\sum_{i=1}^n \sum_{s=1}^p \sum_{l=1}^k a_{ils}^j \frac{d^s}{(dt)^s} x^i(t-lT) = \sum_{l=1}^k \sigma^j F^j(t-lT), j=1, \dots, n;$$

где:  $a_{ils}^j, \sigma^j$  – постоянные коэффициенты.

Можно убедиться также, что система (26) оказывается всегда разрешимой относительно старшей производной одной из переменных без задержки  $\frac{d^p}{(dt)^p} x^i(t)$

(суть – выходная по смыслу величина, зависящая для данной связи или цикла от остальных). Так что на самом деле, система (26) сводима к системе вида

$$\dot{x}(t) = f(x(t), x(t-T), \dots, x(t-mT), t),$$

где:  $x(t) \in \mathbb{R}^n$ ,  $f : \mathbb{R}^{(m+1)n+1} \rightarrow \mathbb{R}^n$ , для большего  $n$  (функции  $f = (f^1, \dots, f^n)$  в общем случае присутствия операторов  $sign$  и  $L_\theta$  могут быть разрывными, но кусочно-непрерывными вместе со своими дифференциалами всех порядков и интегрируемыми вдоль кусочно-гладких путей  $\mathcal{X}(t)$ ).

Для линейных систем (при отсутствии операторов  $sign$ ,  $L_\theta$  и нелинейно изменяющих сигналы, например, для ограничения подводимых напряжений и т.п., ) система (27) имеет в простейшем случае вид:

$$\dot{x}(t) = A_0 x(t) + A_1 x(t-T) + \dots + A_m x(t-mT),$$

где:  $A_i \in \mathbb{R}^{n^2}$ ,  $i = 0, \dots, m$  – некоторые матрицы постоянных коэффициентов.

Полный анализ эволюционных систем возможен только с учетом широко используемых в реальных системах нелинейных элементов, связанных с ограничением сигнала по абсолютной величине, введением или изначальным присутствием зоны нечувствительности, наличием сил сухого трения, меняющего свое некоторое постоянное значение при изменении направления движения.

УДК 621.822

**О.Ф. Бабин, В.Д. Ковалев**

Донбасская государственная машиностроительная академия, г. Краматорск, Украина

**ПОВЫШЕНИЕ УСТОЙЧИВОСТИ ПРОЦЕССА ТРЕНИЯ В НАПРАВЛЯЮЩИХ ТЯЖЕЛЫХ СТАНКОВ**

*In a paper the problems of control by abrasion in directing heavy machine tools are considered and the ways of his realization by means of an active damper are described*

Опыт эксплуатации станков показывает, что их надежность определяется состоянием узлов трения, в первую очередь, направляющих. Это объясняется тем, что граничное и смешанное трение сопровождается износом, изменяющим поверхность трения и размеры сопряженных деталей. Трение и износ деталей в значительной степени связаны с высотой и формой неровностей поверхностного слоя, явлениями в микрообластях контакта выступов неровностей, значением суммарной подъемной силы микроклиньев, явлениями, определяющими касательные силы областей непосредственного контакта неровностей и силы в микроклиньях смазочного материала.

В местах контакта в начальный период изнашивания по вершинам неровностей развиваются напряжения, часто превышающие предел текучести. В то же время уменьшение высоты неровностей ниже оптимального значения приводит к резкому возрастанию износа в связи с возникновением молекулярного сцепления и заедания плотно соприкасающихся поверхностей, чему способствует выдавливание смазки и плохая смачиваемость зеркально чистых поверхностей.

Нестабильность трения определяется несколькими факторами: окислением смазочного материала, его реологическими свойствами, смачиваемостью, износом деталей, но во всех случаях ведущая роль принадлежит поверхностным явлениям.

Для устойчивости процесса трения важное значение имеет анализ динамических характеристик направляющих: по контактной деформации и по скорости, которая связывает отставание изменения сил трения от изменения скорости скольжения. Эти две динамические характеристики процесса трения соответствуют фрикционным автоколебаниям двух типов: квазигармоническим (без остановок) и релаксационным, при которых происходит скачкообразное движение, состоящее из двух периодов: периода скачка — скольжения и периода выстоя.

Амплитуда и частота фрикционных автоколебаний определяются динамическими параметрами системы, важнейшими из которых являются жесткость привода, схема нагружения подвижного узла и изменение скорости узла в процессе его перемещения в направляющих.

Повышение плавности медленных перемещений суппортов тяжелых станков и подвижных узлов других машин может быть достигнута уменьшением «скачка» силы трения, увеличением жесткости привода, а также демпфированием колебаний.

При малых скоростях скольжения направляющие работают в зоне контактного трения (рисунок 1), которое характеризуется наличием сухого, граничного и смешанного трения.

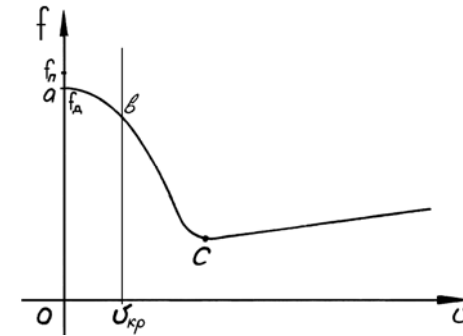


Рисунок 1 - Зависимость коэффициента трения от скорости перемещения

При этом изменение контактной деформации при приложении тангенциальной силы приводит к перераспределению сил между передней и задней поверхностями направляющих и, при определенных условиях, суммарная сила трения переходит через максимум, а затем уменьшается до установившегося значения силы на передней поверхности, при этом возможен так называемый «скачок» силы трения.

Как видно из диаграммы изменения силы трения от скорости (рисунок 1), участок кривой «a – b» соответствует сухому и граничному трению и определяет критическую скорость  $v_{кр}$ , при которой возникает скачкообразность перемещения. Участок «b – c» характеризует смешанное трение, в котором решающую роль играют гидродинамические силы. Для станков с ЧПУ, в которых позиционирование подвижного узла происходит при «ползучих» скоростях, равномерность медленных перемещений зависит от участка «a – b».

Появление «скачка» силы трения на этом участке способствует повышению твердости деформируемого материала.

При значительной скорости  $v$  подвижного узла он движется непрерывно без остановок, а при малых скоростях подвижный узел перемещается с остановками и периодическими скачками. Для конкретной упругой системы существует критическая скорость  $v_{кр}$ , ниже которой подвижный узел движется скачкообразно. Приблизительно для одномассовой системы критическая скорость определяется следующим выражением:

$$v_{кр} = \frac{\Delta F}{\sqrt{\psi \cdot c \cdot m}},$$

где:  $\Delta F = F_{II} - F_D$ ,  $c$  – жёсткость привода;  $m$  – масса подвижного узла;

$\psi = 2 \cdot \pi \cdot \xi$  - относительное рассеяние энергии при колебаниях.

Таким образом, повышение плавности медленных перемещений узлов (суппортов, столов и др.) достигается стабилизацией сил трения в направляющих, увеличением жесткости привода, а также демпфированием колебаний. Стабилизацию сил трения можно обеспечить выбором рациональной компоновки и схемы нагружения узла, материала направляющих, вида и режима смазки. Автоматическим регулированием демпфирования можно, независимо от измененной величины возмущающей силы, обеспечить плавное медленное перемещение подвижного узла или достаточно

малую амплитуду его колебаний. Упрощенное уравнение движения подвижного узла, при наличии в системе демпфирования, пропорционального скорости, имеет вид:

$$\Delta F - c \cdot (x - v \cdot t) = m \cdot \ddot{x} + h \cdot (\dot{x} - v),$$

где:  $h$  – коэффициент демпфирования.

С учетом связи силы демпфирования со скоростью был разработан проект суппорта, снабженного активным демпфером. Активный демпфер представляет собой гидравлический дифференциальный цилиндр малого хода, давление в безштоковой полости которого управляется от датчиков скорости и усилия (рисунок 2.). При этом получают осциллирующие движения, которые улучшают динамические качества привода суппорта за счет повышения демпфирования в системе, что повышает динамическую жесткость. Кроме того, при этом снижается коэффициент трения, чем также обеспечивается равномерность медленных перемещений.

Активный демпфер является следящим приводом малых перемещений и работает следующим образом. Рабочая жидкость через фильтр 2 подается насосом 1 в штоковую полость 3 гидроцилиндра 4, а через редукционный клапан 5 поток жидкости попадает в бесштоковую полость 6 гидроцилиндра, закрепленного на каретке суппорта 7. Линейный двигатель 8 управляется от датчика скорости 9 и датчика усилий 10, установленного на резце 11. При движении якоря 12 линейного двигателя 8 влево плунжер 13 месдозы 14 перемещается также влево и управляющее давление в месдозе падает, соответственно падает давление в корпусе гидродатчика 15 и дополнительный плунжер 16 перемещается вправо. Давление от редукционного клапана 5 прижимает дополнительный плунжер 16 и напорный золотник 17 друг к другу.

Положение напорного золотника 17, а следовательно степень перекрытия дросселирующей кромки перед сливным трубопроводом зависит от соотношения величин управляющего давления, определяемого силой тока в обмотке якоря линейного двигателя 8 и давления настройки редукционного клапана 5. Изменяя величину силы тока можно изменять управляющее давление, а значит и положение напорного золотника относительно дросселирующей кромки, и следовательно, изменять давление в бесштоковой полости 6 гидроцилиндра 4. Давление в бесштоковой полости определяет усилие подачи суппорта. Частота колебательного процесса зависит от силы тока на обмотках якоря 12 линейного двигателя 8, а следовательно от скорости подачи суппорта 7 и динамических параметров гидравлического следящего привода.

Разработанный демпфер позволит значительно повысить устойчивость процесса трения и обеспечить равномерность медленных перемещений при скоростях подачи менее 0,2 мм/мин.

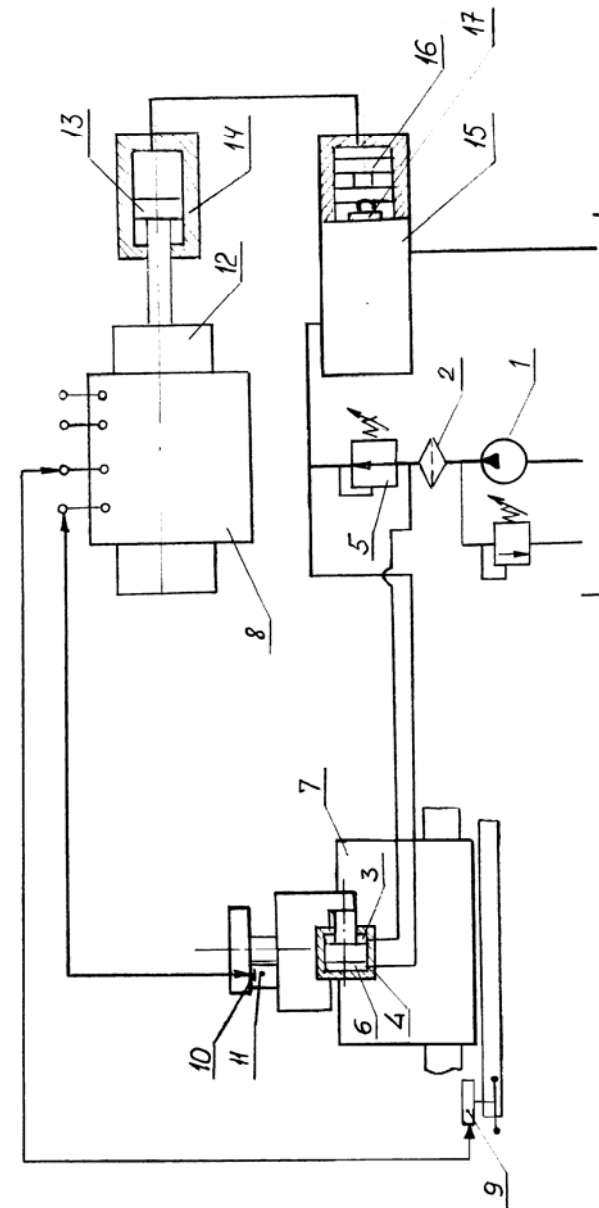


Рисунок 2 — Активный демпфер

**Л.Л. Роганов, Л.Н. Абрамова, М.Л. Роганов**  
Донбасская государственная машиностроительная академия, г. Краматорск

### **ПОВЫШЕНИЕ НАДЕЖНОСТИ ГИДРАВЛИЧЕСКИХ ЦИЛИНДРОВ СТАНКОВ**

*The summary. In the article is considered scheme to compensations a wear-out of rubbing details of tools by means of changing a clearance between them presenting a liquid on the opposite side.*

Оптимальная технологическая система требует оптимизации ее составляющих частей. Это целиком можно отнести и к системе станок-инструмент-обрабатываемая деталь, в которой важной составляющей можно считать станок, обеспечивающий основные технологические операции по получению изделия.

Известно, что точность станка в процессе его длительной работы падает и основной причиной снижения точности является износ трущихся деталей станка. Поэтому при проектировании, изготовлении и эксплуатации станков предпринимаются специальные меры по повышению ресурса работы трущихся деталей станков. Среди этих мер: подбор материалов трущихся деталей, видов их термообработки, выбор рациональных форм деталей, систем смазки, систем защиты от попадания в зону трения посторонних веществ (пыли, абразива и т.п.), систем компенсации износа, например, в виде клиновых, резьбовых пар и т.п.

Среди этих мер особое место занимают системы компенсации износа, которые позволяют значительно увеличить ресурс трущихся деталей станков и сохранять их оптимальную точность в течении длительного времени, повысить общую надежность станка.

В данной статье рассматривается один из возможных методов компенсации износа трущихся деталей, который пока не нашел широкого применения в станках и который показывается на примере компенсации износа уплотнительных устройств и трущихся пар гидравлических цилиндров станков.

Гидравлические цилиндры и гидропривод применяются в станках, когда требуется создание больших усилий и перемещений при выполнении технологических операций.

Гидравлический привод, применяемый в станках и приспособлениях взамен механического позволяет во многих случаях упростить конструкцию станка или приспособления, повысить точность срабатывания механизмов и общую надежность станка.

Гидропривод находит применение в станках: гидрокопировальных, шлифовальных, для обработки колесных пар, некоторых долбежных, протяжных, фрезерных, глубокорасточных и других.

Основными исполнительными механизмами гидроприводов в станках являются гидромоторы (обеспечивают вращательное движение приводных органов станка с

заданным крутящим моментом и частотой вращения) и гидроцилиндры (обеспечивают возвратно-поступательное движение механизмов станка с заданными усилиями и скоростями).

В данной работе рассматриваются только гидроцилиндры для станков.

При применении гидропривода в станках возникают следующие проблемы: возможные утечки через уплотнения в гидроцилиндрах и трубопроводах приводят к загрязнению окружающей среды, повышенному износу из-за попадания абразивных частиц из атмосферы, дополнительный расход энергии и снижения точности из-за необходимости преодоления трения в уплотнениях гидроцилиндров и т.п. Эти проблемы характерны для гидропривода, применяемого и в другом оборудовании (кузнечно-прессовом, металлургическом, энергетическом и т.д.). Поэтому важнейшей задачей является компенсация износа между трущимися деталями гидроцилиндров – направляющими втулками и штоками и поршнями и корпусами цилиндров. Все эти детали имеют цилиндрическую форму в зоне контакта и уплотняются уплотнениями самых различных типов.

Одним из перспективных цилиндрических уплотнений можно считать гидродинамические уплотнения с деформируемой втулкой и частичным отводом жидкости [1]. Такое уплотнение предназначено для запирания жидкости давлением до 100 МПа в подвижных соединениях при длительной непрерывной работе, что характерно для многих металлургических машин. Через гидродинамическое уплотнение заранее предусматривается протекание малого объема жидкости, которое отводится в бак гидросистемы. В уплотнении для регулирования объема утечки жидкости используется разность наружного постоянного и внутреннего (переменного по длине) давлений на поверхностях металлической втулки (грундбуксы). Величина давления на внешней поверхности определяется отверстием в стенке втулки. Отверстие размещается на расстоянии  $2/3 - 3/4$  общей длины втулки от торца, где действует рабочее давление. Уплотнение испытано, исследовано для уплотнения штоков и поршней гидроцилиндров [1].

Недостатком такого уплотнения является невозможность регулировки давления на внешнюю поверхность втулки в процессе работы уплотнения, что необходимо для: регулирования утечек жидкости в связи с ее нагревом и снижением вязкости; возможности применения жидкости, отличающейся по вязкости от первоначально предполагаемой; компенсации износа внутренней поверхности втулки и увеличения зазора. Другим недостатком является невозможность обеспечения давления жидкости на внешнюю поверхность втулки большего по величине чем рабочее давление в гидросистеме. Регулировка давления на внешнюю поверхность втулки в широком диапазоне позволяет обеспечить больший начальный зазор между уплотняемыми поверхностями (сейчас он рекомендуется около 0,05 мм на диаметрах до 75 мм), что снижает стоимость изготовления и дает возможность применять подобные уплотнения на больших диаметрах.

Разработаны схемы и конструкции устройств для регулирования давления на внешнюю поверхность уплотняющей втулки, методики расчета управляющего давле-

ния, схемы автоматического регулирования величины утечек и подачи скорректированного давления на внешнюю поверхность уплотняющей втулки.

Расчет деформации втулки, нагруженной постоянным внешним и переменным по длине втулки внутренним давлением приводится в [1] по формулам Ляме, при этом получены довольно сложные зависимости между параметрами втулки. В данной работе зависимости упрощены и доведены до вида, удобного для использования, в том числе и для расчетов на ПЭВМ. Например величина предельного давления ( $P_{пред}$ ) на внешнюю поверхность втулки, при котором зазор между втулкой и плунжером становится равным 0 имеет вид:

$$P_{пред} = \frac{3 \cdot \delta_0 \cdot E}{K^1} \cdot \frac{(K_1^2 - 1)}{\gamma_e (5 \cdot K_1^2 + 1)},$$

где:  $\delta_0$  – начальный зазор между плунжером и втулкой;  $E$  – модуль упругости материала втулки;  $K^1$  – коэффициент, учитывающий влияние возможного эксцентриситета, на основании опытных данных  $K^1 \approx 0,5$  [1, с.168];

$$K_1 = \frac{r_n}{r_e},$$

здесь  $r_n$  – наружный диаметр втулки;  $r_e$  – внутренний диаметр втулки (наружный диаметр плунжера).

Составлена программа определения величин зазоров при различных значениях давления жидкости на внешнюю поверхность уплотняющей втулки. Величина предельного давления, при котором зазор между плунжером и втулкой становится равным 0 зависит от соотношения ее радиальных размеров, материала втулки и начального зазора между втулкой и плунжером.

Изменяя давление жидкости на поверхность втулки, противоположной изнашиваемой поверхности можно компенсировать величину износа и тем самым поддерживать необходимый расчетный уровень зазора между трущимися деталями. Разработано большое разнообразие конструкций компенсирующих втулок-уплотнений для гидроцилиндров [2]. Подобный способ компенсации зазора в принципе может позволить изменять точность станка, в зависимости от требуемой технологии и менять зазоры в таких ответственных деталях станка как подшипники, особенно скольжения, а возможно и качения, и направляющих, особенно цилиндрических.

#### Литература.

1. Макаров Г.В. Уплотнительные устройства. – Л.: Машиностроение, 1973.-232с.
2. Роганов ЛЛ, Абрамова Л.Н. Развитие конструкций щелевых втулок-уплотнений для гидросистем прессов и станков// Удосконалення процесів та обладнання обробки тиском у машинобудуванні та металургії: Зб. наук пр. –Краматорськ, 2001 , с. 42-46.

УДК 622.232.72

В.Г. Нечпаев

Донецкий национальный технический университет, Донецк, Украина

### ПОВЫШЕНИЕ НАДЕЖНОСТИ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ МАШИН СО ШНЕКОВЫМИ ТРАНСПОРТИРУЮЩИМИ УСТРОЙСТВАМИ В УСЛОВИЯХ АБРАЗИВНОГО ИЗНОСА

*The increasing of the cutting tools effective exploitation is made by prognostic of the reliability level taking into account operating properties - strength and loading. The increasing of the cutting tools effective exploitation is made by prognostic of the reliability level taking into account.*

Надежность функционирования многих технологических машин в существенной мере определяется надежностью их шнековых транспортирующих устройств. Так, одним из важных факторов, определяющих надежность очистных комбайнов, особенно в условиях тонких пологих пластов, является абразивный износ их шнеков, возрастающий с увеличением давления транспортируемого материала на рабочие поверхности.

Органическим недостатком шнеков очистных комбайнов для тонких пологих пластов является недостаточная транспортирующая способность их шнековых исполнительных органов, определяющая формирование интенсивного напряженного состояния выгружаемого угля. Напряженное состояние угля характеризуется нормальным давлением на рабочих поверхностях лопастей шнеков. Для установления закономерностей формирования напряженного состояния угля в процессе его выгрузки шнеками очистных комбайнов выполнен комплекс теоретических и экспериментальных исследований. Эти исследования позволили установить, что рабочий процесс выгрузки сопровождается формированием объемного напряженного состояния угля, характеризующегося значением нормального давления на рабочих поверхностях лопастей шнеков до 0,3 МПа.

Следствием формирования напряженного состояния выгружаемого угля является интенсивный абразивный износ рабочих поверхностей шнеков. Поскольку абразивный износ пропорционален давлению, то в результате возрастания давления абразивный износ лопастей шнеков существенно увеличивается. Это приводит к разрушению рабочих поверхностей лопастей и резцедержателей в этой зоне, а также к другим негативным последствиям, обуславливающим необходимость замены шнеков. При выемке углей, содержащих значительные абразивные включения, срок службы шнеков составляет около 3 месяцев, а иногда и менее. С учетом высокой себестоимости шнеков (десятки тысяч гривен), а также с учетом сложности их монтажа-демонтажа в условиях тонких пластов, повышение надежности функционирования очистных комбайнов по фактору абразивного износа шнеков является весьма актуальной задачей.

Для решения этой задачи вероятность безотказной работы шнеков по фактору абразивного износа представим в виде:

$$P(t) = e^{-\int_0^t \lambda(t) dt} \quad (1)$$



где:  $\lambda(t)$  - интенсивность отказов.

В период нормальной эксплуатации интенсивность отказов постоянна,  $\lambda(t) = \lambda = const$ . Вероятность безотказной работы шнека в этом случае равна:

$$P(t) = e^{-\lambda t}, \quad (2)$$

где:  $\lambda = 1/T$ ,  $T$  - средняя наработка на отказ.

Наработка на отказ обратно пропорциональна действующей нагрузке. Изменение наработки на отказ в зависимости от нагрузки может быть представлено [1]:

$$T_2 = \left(\frac{P_1}{P_2}\right)^m T_1, \quad (3)$$

где:  $T_1, T_2$  - наработка на отказ при нагрузках  $p_1, p_2$  соответственно;  $m$  - показатель степени, равный 0,6...0,8.

С учетом (3) вероятность безотказной работы шнеков по фактору абразивного износа при значениях давлений  $p_1$  и  $p_2$  равна соответственно

$$P_1(t) = e^{-(t/T_1)}; \quad P_2 = e^{-(t/T_2)} = e^{-(t/T_1)(P_2/P_1)^m} = [P_1(t)](P_2/P_1)^m. \quad (4)$$

Из выражения (4) следует, что вероятность безотказной работы шнеков по фактору абразивного износа может быть повышена за счет уменьшения давления на их лопастях.

Выполненный анализ показал, что известные резервы повышения эффективности шнековых транспортирующих устройств на сегодня практически исчерпаны. Это определило необходимость введения в их состав устройств, оказывающих дополнительное гидродинамическое воздействие на транспортируемый уголь [2]. В этом случае достигается уменьшение циркуляции и повышение производительности выгрузки за счет воздействия на уголь, расположенный в межлопастном пространстве шнека, напорными струями жидкости. Поскольку циркуляция угля в шнеке в результате гидродинамического воздействия напорных струй практически устраняется, значительно (примерно в 3-5 раз) снижается и давление на рабочих поверхностях лопастей, а, следовательно, снижается их абразивный износ. Снижение абразивного износа определяет также уменьшение величины коэффициента трения угля по лопасти шнека вследствие дополнительного смачивания. Жидкость, осуществляющая гидродинамическое воздействие, одновременно используется также для борьбы с пылью.

Разработан ряд оригинальных конструкций исполнительных органов со встроенными в шнек и вынесенными за его пределы струеформирующими устройствами [2], образующими в совокупности систему активной выгрузки угля. Использование таких систем обеспечивает существенное повышение производительности выгрузки очистных комбайнов по сравнению с ныне используемыми системами пассивной выгрузки. В связи с этим представляет интерес оценка эффективности систем активной выгрузки по уровню их надежности.

Исходя из этого, выполнен сравнительную оценку вероятности безотказной работы систем пассивной и активной выгрузки угля по фактору абразивного износа шнеков. Поскольку величина абразивного износа лопастей определяется в первую очередь давлением на их рабочих поверхностях, под  $p_1$  и  $p_2$  в дальнейшем будем

понимать давление на рабочих поверхностях лопастей, соответственно для систем пассивной и активной выгрузки. Графики изменения вероятности безотказной работы систем активной выгрузки угля по фактору абразивного износа шнеков как функция соотношения давлений  $p_2$  и  $p_1$  при различных значениях вероятности безотказной работы систем пассивной выгрузки представлены на рисунке 1.

Анализ зависимостей (4) и их графической интерпретации (рисунок 1) позволяет сделать вывод, что вероятность безотказной работы систем активной выгрузки выше аналогичного показателя систем пассивной выгрузки при условии их функционирования в составе идентичных выемочных машин и в равных эксплуатационных условиях. Причем разница между этими показателями возрастает при снижении уровня вероятности безотказной работы систем пассивной выгрузки, что определяет наибольшую эффективность применения систем активной выгрузки в сложных (по фактору абразивного износа) условиях.

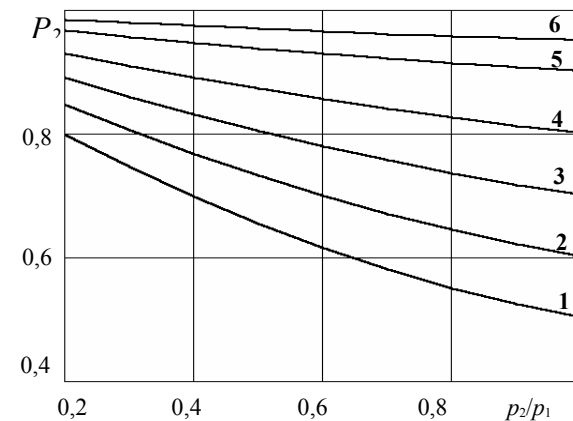


Рисунок 1 — Графики изменения вероятности безотказной работы систем активной выгрузки угля по фактору абразивного износа шнеков как функции соотношения давлений  $p_2$  и  $p_1$  при значениях вероятности безотказной работы систем пассивной выгрузки соответственно: 1 — 0,5; 2 — 0,6; 3 — 0,7; 4 — 0,8; 5 — 0,9; 6 — 0,95

Таким образом, применение систем активной выгрузки угля обуславливает повышение вероятности безотказной работы очистных комбайнов по фактору абразивного износа шнеков, а следовательно, и уровень их надежности.

#### Литература.

1. Елезаветин М.А. Повышение надежности машин. М.: Машиностроение, 1968.-268с.
2. Нечепалов В.Г. Разработка исполнительного органа повышенной погрузочной способности для очистных комбайнов, работающих в условиях тонких пластов // Изв.вузов. Горный журнал.-1996.-№1.-С.110-114.

УДК 621.791

**А.В. Колот**  
 НТУУ «КПІ», г. Киев, Україна

### СТЕНД ДЛЯ ИСПЫТАНИЙ ГИДРОГАСИТЕЛЕЙ КОЛЕБАНИЙ

*The advanced design of the damper test stand is proposed in this work. The resource test results are given which testify to the widening of the process possibilities in recording defects of the dampers with these stand.*

Для испытаний гидравлических гасителей колебаний на железных дорогах Украины, а также на предприятиях, изготавливающих гидравлические гасители колебаний подвижного состава, применяются стенды различных конструкций.

В последнее время на Центральном автомобильном ремонтном заводе (ЦАРЗ), а также в филиале проектно-конструкторского бюро (ПКБ ЦТ) департамента локомотивного хозяйства Министерства путей сообщения РФ (Россия, г. Энгельс и г. Торжок соответственно) наметилась тенденция к разработке стендов, оснащенных электронной системой регистрации результатов испытаний.

Общей конструктивной особенностью известных стендов является выполнение генератора колебаний в виде кривошипно-шатунного механизма, содержащего ползун, преобразующий вращение эксцентрика в возвратно-поступательное движение штока гасителя.

Недостатком таких конструкций являются: повышенная инерционность генератора колебаний в результате наличия подвижных массивных деталей – эксцентрика и ползуна, малые частоты и амплитуда колебаний, отсутствие возможности изменения угла наклона при испытаниях, большие габариты и масса. Проведение комплексных ресурсных испытаний при различных видах нагрузок (статической, динамической и гармонической), требует использования отдельных испытательных устройств.

Второй разновидностью конструкции стендов для испытания гидrogасителей колебаний является выполнение генератора колебаний на основе электрогидравлической схемы, для которой характерно применение подвижных деталей существенно меньшей массы, чем в стендах с генератором колебаний в виде эксцентрикового механизма.

Такое выполнение генератора колебаний способствует снижению инерционности устройства, уменьшению металлоемкости и габаритов, а также повышению степени компактности всего стенда.

Особенностью последней конструкции является выполнение грузочного устройства с поворотной осью, перпендикулярной оси колонн, закрепленной на основной поперечине и снабженной каналами для подвода рабочей жидкости.

Электрогидравлическая схема этого стенда выполнена в виде следящего привода со множеством исполнительных элементов, образующих механические связи для выполнения заданных движений по испытанию гидrogасителей колебаний. Наличие таких элементов, реверс их движения способствуют сохранению определенной величины инерционности, снижению чувствительности следящего привода. Наличие пары трения "гидрораспределитель-корпус" при многократном возвратно-поступательном перемещении золотника приводит к увеличению зазоров в паре и, как следствие, нарушению точности работы.

Аналогичные недостатки присущи и другой конструкции стенда, содержащей нижний и верхний узел крепления гасителя на стенде, генератор колебаний, исполненный в виде электрогидравлического привода с силовым гидроцилиндром, пульт управления с блоком, задающим сигнал управления, вход которого соединен с входом электрогидравлического усилителя [патент Российской Федерации № 2042937, 6G01M17/04, 1995].

В связи с отмеченными выше преимуществами и недостатками известных конструкций стендов с генераторами колебаний на основе электрогидравлической или гидравлической схем нами на базе предприятия ЗАО "МИНЭТЭК", г. Краматорск, Украина, решена задача по созданию такой конструкции стенда, в которой путем устранения возвратно-поступательного движения деталей управления, создания единой энергетической схемы нагружения гидrogасителя с программированием в ней заданного закона колебаний, достигается значительное снижение инерционности нагружающего устройства, упрощается конструкция, обеспечивается технология испытаний по заданному закону без использования специальных элементов управления [заявка Украины на изобретение № 2002053897 от 15 мая 2002 г.]

После закрепления гасителя колебаний на стенде делают его испытания соответственно заданной программе нагружения.

Для этого вводят в действие координатно-программное устройство с силовым гидроцилиндром, обеспечивающим необходимый характер испытательных колебаний гасителя колебаний.

На рисунках 1, 2, 3, 4 приведены графики скорости поршня гасителя колебаний в соответствии с задаваемой программой испытаний, полученные на разработанном стенде.

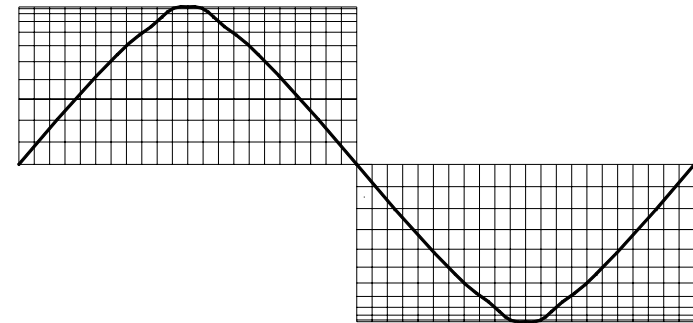


Рисунок 1 — График нагрузки гидrogасителя колебаний по синусоидальному закону

Стенд оборудован специальным координатно-программным устройством, что позволяет задавать разные виды нагрузок: статическую, ударную, импульсную, гармоническую, которые имитируют реальную нагрузку на гидrogаситель в процессе движения экипажа, а также получать дополнительные параметры, по сравнению с

требуемыми инструкциями, в частности квадратичное сопротивление, силовую характеристику и др.

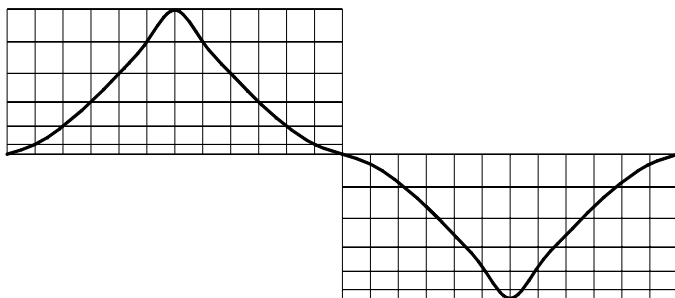


Рисунок 2 — График нагрузки гидrogасителя колебаний по корректируемому синусоидальному закону

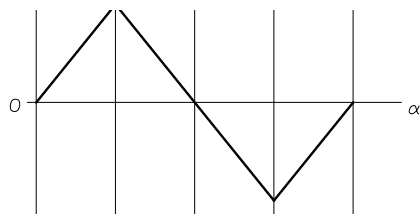


Рисунок 3 — График нагрузки гидrogасителя колебаний по прямолинейному закону



Рисунок 4 — График нагрузки гидrogасителя колебаний с выдержкой при постоянной скорости на вершинах синусоиды

Диагностика гидравлических гасителей колебаний железнодорожных вагонов заключается в получении петли гистерезиса. Основным показателем качества принято

считать рабочую характеристику – зависимость силы сопротивления от перемещения. Исправный гаситель имеет характеристику в форме эллипса. При каких-либо неполадках эллипс искажается, принимая усеченные или видоизменённые формы. Эллипсоидная кривая создаётся при возмущающих колебаниях гасителя, близких к гармоническому закону изменения. Стенд диагностики гидrogасителей позволяет создавать перемещение цилиндра гасителя по синусоидальному закону со стабильной амплитудой, регулируемой частотой и скоростью перемещения штока. Контролируя перемещение штока гасителя, и соответствующую ему силу сопротивления строят силовую диаграмму путём наложения полученных числовых значений в декартову систему координат.

На стенде была проведена серия опытов на предмет получения диаграмм и сравнения их с литературными (эталонными) характеристиками. Испытания проводились с амплитудой перемещения 10 мм и скоростью в пике 0,08 м/с, усилия сжатия и отбоя составили 9,89 кН и 12,32 кН соответственно, что по технологическим требованиям допустимо (несимметричность характеристики 20 %). Внешний вид петли гистерезиса обладает формой неправильного овала, но с учетом того, что гаситель считался исправным и допущен к эксплуатации по результатам диагностики на старых моделях стендов, можно считать форму кривой как эталонный эллипс. В справочной литературе оговаривается вид силовой характеристики как отрезок прямой с наклоном около 45°. В данном гасителе предполагалось некоторое ухудшение линейности. После проведения испытаний результат оказался отличным от предполагаемого. То, что форма силовой диаграммы имеет вид восьмерки, свидетельствует о наличии шероховатостей деталей подвижного узла гасителя и различными твёрдыми включениями в рабочую жидкость. Установить это стало возможным только благодаря высокой чувствительности электронной части предложенного стенда.

Линейный вид силовой диаграммы возможен в случае, когда гармонически изменяющаяся скорость перемещения и сила сопротивления находятся в фазе или со сдвигом, кратным 90 градусам. В противном случае по законам Евклидовой геометрии изображение будет принимать форму от овала до окружности.

Дальнейшие исследования проводились на гасителе, который во время работы издавал скрипящие звуки, свидетельствующие о сильных сухих трениях во внутренних подвижных парах. Визуальное наблюдение за работой позволяло заметить, что на ходах сжатия и растяжения гаситель ведёт себя неодинаково. Растяжение происходило с заметным усилием сопротивления, в то время как сжатие вызывало скрип. Испытания проводились с амплитудой 14 мм и пиковой линейной скоростью 0,1 м/с. Создаваемые гасителем усилия равны 7,18 кН и 17,17 кН, коэффициент сопротивления 174. Уже по численным показателям можно говорить о неисправности испытуемого гасителя. Принимая во внимание близкую к сегменту эллипса левую часть диаграммы, по справочным таблицам нашли наиболее близкую форму кривой. Наиболее вероятной причиной скрежета гасителя является недостаточное количество масла в результате значительных утечек.

Таким образом, разработанная конструкция стенда имеет более высокие технологические возможности ресурсных испытаний виброгасителей и распознавания их рабочих дефектов, в сравнении с существующими конструкциями.

УДК 621.9.06

Л.М.Топтунова, М.В.Брус

Донбасская государственная машиностроительная академия, г. Краматорск, Украина

### ПРОГНОЗ ДОЛГОВЕЧНОСТИ МЕТАЛЛОКОНСТРУКЦИЙ В МЕХАНИЧЕСКИХ СИСТЕМАХ

*This work presents a method of visualizing cyclic loads appearing in a dynamic system by the example of a quite complicated construction. The approach proposed by the authors may be suitable for predicting the longevity of the metal constructions of process schemes in which service life is limited due to the accumulation of fatigue cracks.*

В динамических системах, отдельные части которых связаны упругими взаимодействиями, при движении, как правило, возникают сложные циклические нагрузки. При этом вовсе не обязательно, чтобы к системе была приложена внешняя периодическая сила. Для выявления указанного феномена необходимо:

- 1) составление уравнений движения системы, учитывающих наиболее важные силы, возникающие при взаимодействии частей системы;
- 2) решение составленных уравнений; как правило, ввиду сложности задачи, это удастся сделать только на ЭВМ численными методами;
- 3) вывод на экран графика в системе координат *время - сила взаимодействия*; вид графика позволяет определить характер нагрузок на элементы системы, возникающих при движении системы.

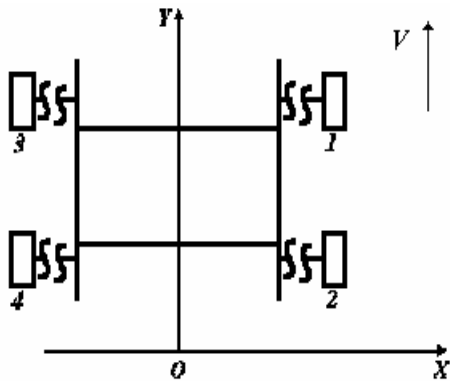


Рисунок 1 — Схема платформы

Движение этой динамической системы описывается шестью дифференциальными уравнениями второго порядка. Плоско-параллельное движение платформы описывают два уравнения:

$$m\ddot{X}_c = F_n, \quad (1.1)$$

$$J_c\ddot{\varphi} = M_c, \quad (1.2)$$

где:  $m$  - масса платформы;  $X_c$  - абсцисса центра тяжести платформы;  $F_n$  - равнодействующая сил, приложенных к платформе в поперечном направлении;  $J_c$  - момент инерции платформы относительно центра тяжести;  $\varphi$  - угол поворота платформы;  $M_c$  - момент относительно центра тяжести  $C$  сил, приложенных к платформе.

Поперечные смещения колес описываются четырьмя дифференциальными уравнениями

$$m_c \ddot{X}_i = F_i, i = \overline{1,4}, \quad (1.3)$$

где:  $m_i = G_i / g$ ,  $G_i$  - нагрузка на  $i$ -е колесо;  $g$  - постоянная притяжения;  $F_i$  - равнодействующая сил, приложенных к  $i$ -му колесу в поперечном направлении.

Сила  $F_i$  в общем случае является суммой трех сил.

$$F_i = Q_i + R_i + N_i, \quad (2)$$

где:  $Q_i$  - сила упругости, с которой платформа действует на колесо;  $R_i$  - сила поперечного упругого скольжения;  $N_i$  - контактная сила между ребордой колеса и направляющей платформы.

Алгоритм для расчета сил  $Q_i$ ,  $R_i$  и  $N_i$  может быть получен из следующих ортогональных формул:

$$Q_i = C(x - a \sin \varphi - x_i),$$

где:  $C$  - коэффициент жесткости конструкции в точках установки колес;

$$R_i = -x_{oi} \eta_i,$$

где:  $x_{oi}$  - коэффициент упругого скольжения;  $\eta_i$  - относительная скорость поперечного упругого скольжения;  $N_i = 0$ , если реборда колеса не входит в соприкосновения с направляющей; в противном случае  $N_i = -(Q_i + R_i)$ , так как в этом случае  $\ddot{x}_i = 0$ .

В работе [1] приведен подробный алгоритм для расчета указанных сил.

Решение системы уравнений (1.1)-(1.3) показало, что при движении платформы с постоянной скоростью между его частями действительно возникают сложные циклические взаимодействия. Для иллюстрации сказанного на рисунке 2 показаны графики сил  $F_i, i = \overline{1,4}$ , действующих на платформу в точках установки колес. Движение платформы совершается с постоянной скоростью  $V=2$  м/сек, вес платформы 57т.

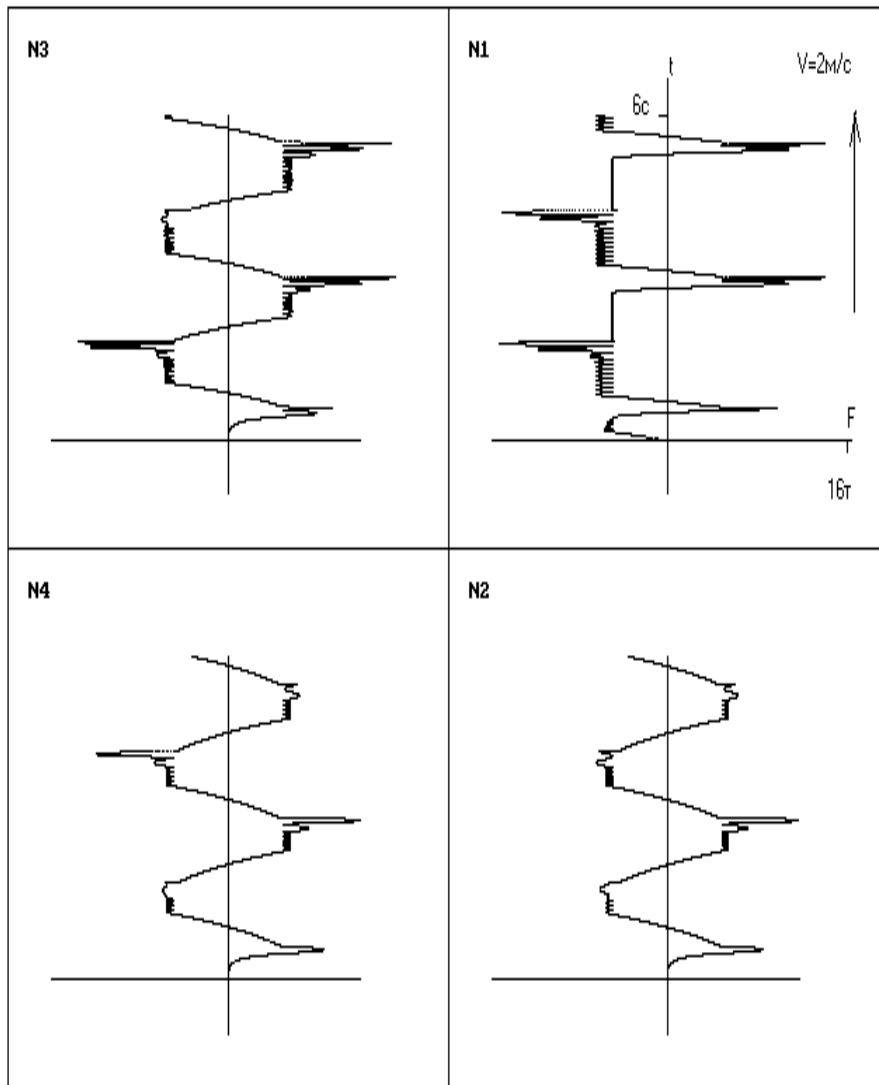


Рисунок 2 — Циклические нагрузки на платформу в точках установки колес в первые 6 секунд движения. Установочный перекос 1-го колеса  $0,3^\circ$

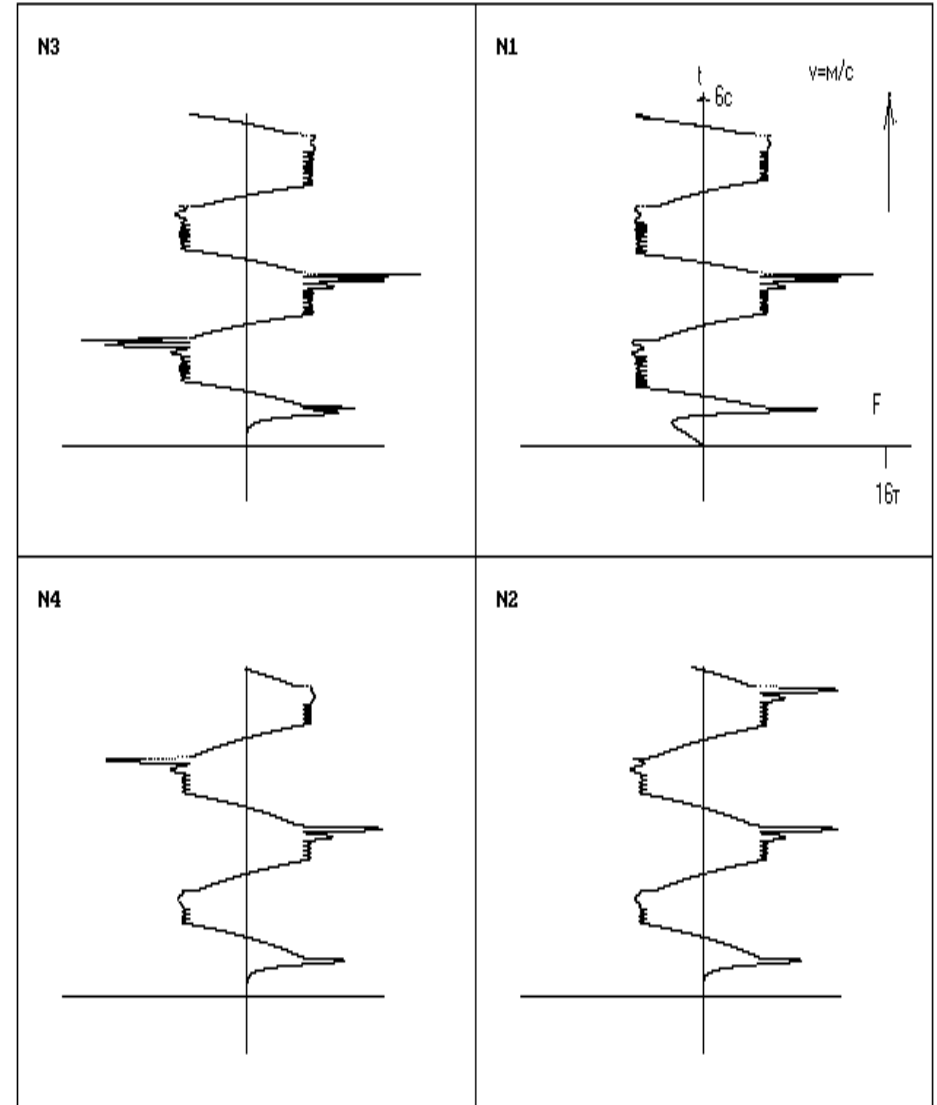


Рисунок 3 — Циклические нагрузки на платформу в точках установки колес в первые 6 секунд движения. Установочный перекос 1-го колеса  $0,06^\circ$

Поскольку избежать установочных перекосов колес практически невозможно, установочный перекос колеса №1 принят равным  $0,3^\circ$ . Из рисунке 3 видно, что при движении крана со скоростью 2 м/сек возникают большие циклические нагрузки с

амплитудой до  $30\tau$  и частотой  $2,4\text{с}^{-1}$ , причем не только для колеса с перекосом, но и для всех четырех колес. Уменьшение установочного перекоса в пять раз принципиально картину не меняет: частота и амплитуда больших циклических нагрузок остаются теми же, лишь несколько изменяется вид нагрузки в первые секунды движения. Аналогично с установочными перекосами на нескольких колесах одновременно.

Таким образом, визуализация нагрузок в точках установки колес позволяет выявить, что независимо от величины установочного перекоса на одном из колес, циклические нагрузки возникают для всех четырех колес и характер их практически одинаков. Следовательно, это явление объясняется внутренними свойствами динамической системы и потому нецелесообразно направлять усилия на устранение установочных перекосов колес.

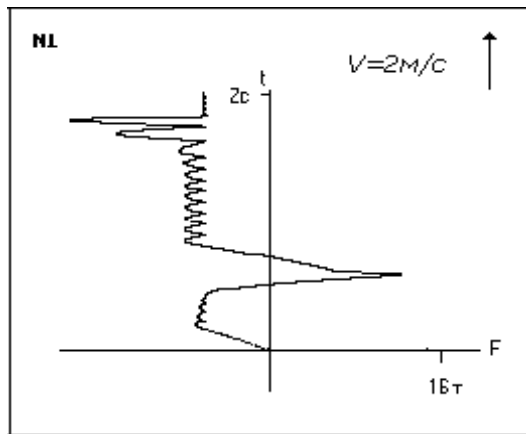


Рисунок.4 — Циклические нагрузки на раму в точке установки 1-го колеса в первые 2 секунды движения

Более подробное рассмотрение графика силы приложенной к раме в точке установки 1-го колеса за первые две секунды движения (рисунок 4) показывает, что помимо больших циклических нагрузок есть еще малые циклические нагрузки с амплитудой до  $2\tau$ , частота которых, по крайней мере, на порядок больше, чем у больших. Поэтому влияние малых циклических нагрузок на процесс накопления усталостных трещин в элементах конструкции может оказаться столь же значительным, как и влияние больших нагрузок с малой частотой. При расчете долговечности конструкций, зависящей от накопления усталостных тре-

щин, следует учитывать циклические нагрузки обоих видов.

С помощью той же системы уравнений (1.1)-(1.3) можно провести анализ влияния на характер циклических нагрузок упругой податливости платформы, жесткости направляющих и др.

Данный пример рассмотрен в качестве иллюстрации того, что визуализация нагрузок, возникающих в движущихся динамических системах, позволяет выявить эффекты, интуитивное предвидение которых невозможно.

#### Литература.

Силовое взаимодействие крана с путями. I. Теоретическое исследование \ Емельянов О.А., Топтунова Л.М., Шепотко В.П., Брус М.В.; Донбасс. гос. машиностроит. академия, - Краматорск, 1997.-Деп. в УкрИНТЭИ.

### Разделы 3 Вопросы технологии машиностроения

УДК 621.001

**С.В. Ковалевский, И.В.Александров**  
Донбасская государственная машиностроительная академия, ОАО "НКМЗ"  
г. Краматорск, Украина

#### НЕЙРОСЕТЕВОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ В ТЕХНОЛОГИИ МАШИНОСТРОЕНИЯ

*In article the basic stages of creation and application of networks from neuron elements are submitted. The basic directions neuron modelling of technological systems of machine-building manufacture are given.*

Машиностроение представляет собой одну из наиболее наукоемких отраслей, в которой задачи производства изделий, в конечном итоге, должны решаться как задачи обеспечения поступательного развития производства. На этом пути все ярче проявляются основные черты современных подходов к их решению. И прежде всего — это максимально эффективное использование всех имеющихся в распоряжении машиностроителей ресурсов. Безусловно, здесь все более актуализируется проблема оптимизации использования ресурсов в быстро меняющихся условиях. Усложнение постановок задач оптимизации в машиностроении требует особого подхода к выбору аппарата моделирования и оптимизации.

Большие возможности открывает перед машиностроением применение теории сетей с нейроподобными элементами и развитие нейросетевых технологий. Эти возможности столь же значительно отличаются от использования традиционных подходов, насколько, скажем, обычная фотография отличается от голографического фотоснимка. Действительно, использование понятия модель-образ создает исключительные возможности применения формальных методов в условиях неполной или быстро меняющейся информации.

В настоящее время можно говорить о том, что достаточно глубоко разработана формальная теория нейронных сетей. Решение различных задач в нейросетевом логическом базисе становится возможным на основе использования более 30-летнего научного задела в этом направлении. Количество таких задач возрастает стремительными темпами, особенно с увеличением их размерности. Сегодня можно говорить об универсальности нейросетевых технологий, о том, что любую задачу можно решить с их использованием [1].

Нейросетевые технологии представляют собой совокупность определенных этапов, направленных на разработку нейросетевых моделей и их использование для решения поставленных задач. Таким образом, основой нейросетевых технологий является методология создания нейросетевых моделей и их применения в различных условиях. Можно сформулировать следующие этапы нейросетевой технологии:

1. Сформулировать задачу идентификации, диагностики и (или) управления.
2. Определить состояние и состав информационной базы для построения нейросетевой модели.
3. Построить информационную модель-образ моделируемого объекта (процесса).
4. Исследовать модель-образ на соответствие реальному объекту (степень идентификации).

5. Исследовать области существования (диапазона идентификации объекта) модели.
6. Сформулировать основные выводы, соответствующие постановке задачи.

Представленный перечень отвечает только этапам построения нейросетевой модели. Однако не менее ответственным является использование разработанных нейросетевых моделей для решения практических задач.

В настоящее время наиболее разработанными вопросами являются вопросы построения рекуррентных зависимостей в соответствии с основной парадигмой нейрореподобного отображения нелинейных преобразований. Также, достаточно много работ в области настройки коэффициентов межнейронных связей в процессе обучения нейросетевых моделей. Однако остаются открытыми вопросы оптимизации структуры сетей с позиций достаточности по быстродействию и возможным эволюциям систем управления.

Можно выявить достаточно много областей применения нейросетевой технологии для решения задач машиностроения. Перечислим наиболее важные задачи.

В области технической подготовки производства:

1. Разработка технологических справочников. Это направление является одним из наиболее актуальных. Действительно, существующая справочная база формируется как совокупность табличных данных для обучения нейросетевой модели. Таким образом моделируется аппроксимирующая поверхность в n-мерном пространстве возможных справочных значений. Аппроксимирующая поверхность может нести информацию не только о количественных изменениях объекта, но и моделировать качественные переходы, что не всегда возможно при использовании традиционных моделей, созданных на основе регрессионного анализа.

2. Разработка вычислительных алгоритмов и их реализация. Эти алгоритмы являются составляющими общей системы анализа и синтеза производственных решений.

3. Разработка диагностических программных средств. Указанная область применения нейросетевых технологий является наиболее актуальной, поскольку позволяет использовать наиболее адекватные модели.

4. Разработка систем контроля качества. Эта область является достаточно перспективной в условиях обеспечения соответствия требований качества производства и изделий.

5. Разработка систем автоматизированного нормирования. В условиях ограниченности ресурсов, в том числе – времени, указанная область становится основой для экспресс-бюджетирования и в конечном итоге – оценки конкурентоспособности продукции.

6. Разработка систем мониторинга и управления технологическими процессами. В условиях неопределенности осуществления производственных и в частности технологических процессов такие системы должны обладать высокой степенью идентичности реальному объекту и подстраиваться под его изменения в реальном масштабе времени.

7. Разработка советчиков машиностроителя (технолога, руководителя предприятия или его подразделения).

8. Разработка систем адаптивного управления технологическими, экономическими и организационными процессами. Создание эталонных моделей позволяет проводить машинные эксперименты с целью поиска наиболее эффективных технологических или управленческих решений.

9. Прогнозирование показателей экономической деятельности машиностроительного предприятия. Фактически эта область является одной из важнейших, однако требующих дальнейшего развития аппарата прогнозирования на основе нейросетевых технологий.

10. Прогнозирование технических характеристик новых изделий машиностроительного производства. Формирование комплексных моделей, учитывающих технические характеристики и показатели качества выпускаемой продукции и показатели производственно-технологической системы открывает возможности для прогнозирования наиболее эффективных направлений технологических и технических решений.

11. Маркетинговые исследования. Поскольку эти исследования являются комплексными, требующими учета самых разнообразных факторов производственной деятельности машиностроительного предприятия, ориентация на комплексные нейросетевые модели, способные моделировать совокупность внутренних связей в моделируемой системе позволяет решать самые разнообразные задачи.

12. Активный эксперимент в проведении НИОКР. Эта особенность применения нейросетевых моделей делает этап технической подготовки производства наиболее значимым и эффективным. На оптимальных решениях НИОКР строится оптимальная производственная система.

13. Разработка среды для интегрированной системы традиционных моделей процессов и систем. Многообразие математических моделей, учитывающих физическую природу описываемых явлений, а также их разнородность ставит задачу создания адаптивной вычислительной среды, способной использоваться в различных условиях различные виды моделей производственных объектов. Адаптивные и постоянно развивающиеся алгоритмы обращения к таким моделям делают нейросетевую среду универсальной и самообучающейся.

14. Разработка интеллектуальных САПР. Все выше изложенные преимущества применения нейросетевых технологий в машиностроении открывают широкие возможности для создания интегрированной среды автоматизированного проектирования изделий машиностроения и синтеза технологических процессов их производства. Здесь же следует отметить существенные преимущества нейросетевого базиса как основы вычислений объектов с распределенными параметрами – напряжениями или температурными полями в конструкциях и т.п.

15. Создание моделей для разработки механизмов мотивации труда. Поскольку эта область относится к слабоформализуемым, а ожидаемый результат является наиболее перспективным с позиций управления процессами и качеством объектов, то успешное решение задач в этой области позволит значительно сократить издержки производства и усовершенствовать его.

16. Создание моделей структуры управления предприятием и его развития. Эта область является наиболее сложной, однако в настоящее время существуют подходы, позволяющие на основе создания таких моделей проследить эволюцию систем управления производством с учетом его особенностей.

17. Разработка интеллектуальных тренажеров. Возможность создания системы эмуляторов конкретных объектов и процессов предоставляет возможность отработки на них умений и навыков участников производственного процесса.

18. Создание компьютерных систем (сетей) по Lon Work – технологии.

Можно предположить, что на основе решения поставленных задач складывается возможность организации виртуальной лаборатории, где на основе комплекса

нейросетевых моделей может осуществляться поиск дальнейших путей и методов повышения эффективности машиностроительного производства. В частности – это направление можно охарактеризовать как моделирование и оптимизацию экономических систем и бизнес-процессов машиностроительного предприятия.

В основу вышеперечисленных задач могут положены представления о необходимости исследования системных объектов и процессов с помощью системных моделей.

Большинство работ, касающихся эффективности применения тех или иных элементов экономической системы, в основном опираются на анализ достигнутых показателей методами математической статистики. При этом необходимо отметить достаточно высокий уровень разработки математического аппарата. Его преимущество перед анализом теоретических зависимостей, отражающих принципы формирования этих показателей состоит в том, что последние отражают только количественные изменения, а статистический подход способен хотя и в малой мере учитывать результаты взаимодействия системных связей в объекте. Однако математическая статистика является только фиксирующим математическим инструментом.

Основные положения системного моделирования объекта исследования:

- моделируемый объект представляет собой гомеостатическую систему, в которой выходы одних элементов, являются входами других (внутренние взаимосвязи);
- модель (нейросетевой гомеостат) находится в состоянии условного равновесия значений входов-выходов;
- указанное выше гомеостатическое равновесие нейросетевой комплексной модели (нейросетевого гомеостата) достигается при минимуме энтропии модели.
- изменяя параметры нейросетевого гомеостата можно достигнуть серии состояний гомеостазиса (гомеостатического равновесия). Фактически это означает моделирование различных состояний системы с минимальными значениями энтропии.

Выше сказанное, таким образом представляет теоретический подход количественного моделирования качественно изменяющегося объекта.

Аппарат математической статистики не позволяет построить такую модель в количественном виде, хотя и дает известные преимущества, заложенные в факторном анализе.

Учитывая это, нами предлагается построение моделей подсистем с одним выходным и n-1 входом на основе не четкой логики и его частного приложения теории нейронных сетей. Возможности этого аппарата позволяют на основе представленных данных статистической выборки выполнить настройку коэффициентов модели, так что с заданной точностью будет воспроизводиться все возможное множество состояний подсистемы, основным отличием такой модели от традиционного уравнения регрессии, является моделирование внутри системных взаимосвязей объекта, как внутри модельных связей нейроподобных элементов.

$$\begin{aligned}
 X1 &= F1(X2, X3, X4, X5, X6, X7); \\
 X2 &= F2(X1, X3, X4, X5, X6, X7); \\
 X3 &= F3(X1, X2, X4, X5, X6, X7); \\
 X4 &= F4(X1, X2, X3, X5, X6, X7); \\
 X5 &= F5(X1, X2, X3, X4, X6, X7); \\
 X6 &= F6(X1, X2, X3, X4, X5, X7); \\
 X7 &= F7(X1, X2, X3, X4, X5, X6)
 \end{aligned}$$

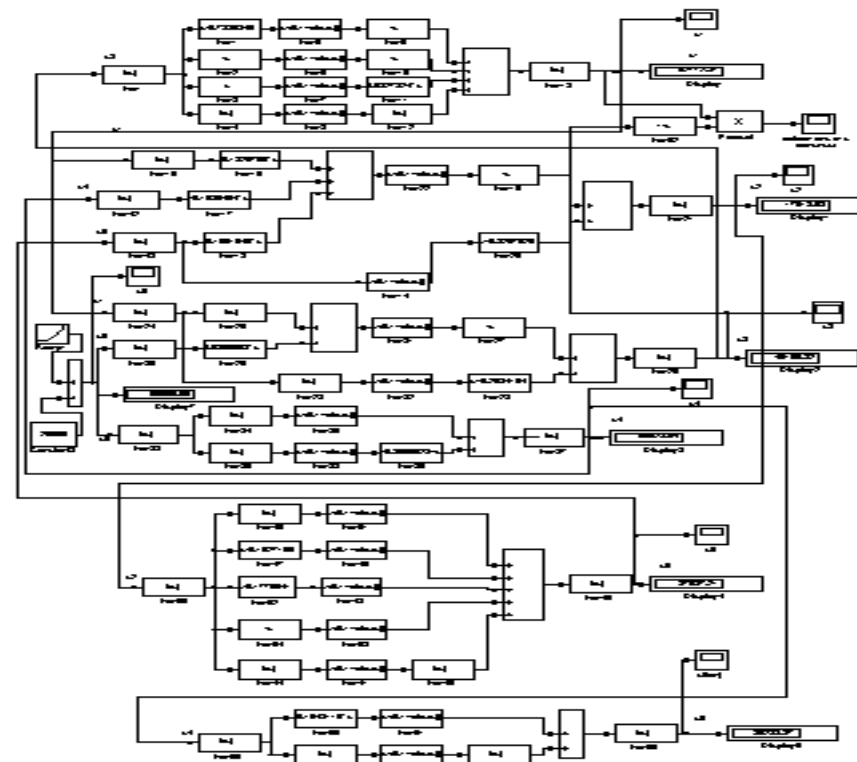


Рисунок 1 – Комплексная модель технологического процесса

Как видно из последней схемы состояния гомеостазиса в модели достигается зависимостью каждого показателя от всех других, это и есть основной принцип построения модели. Существующий математический аппарат моделирования подсистемы с одним выходом и n-1 входами где n – общее количество учитываемых показателей, приводит к однородности систем и вырождению решений, другими словами такую модель построить традиционными методами невозможно.

Представленная модель позволяет управлять технологическим процессом в условиях минимизации затрат ресурсов, что делает гомеостатическую нейросетевую модель технологического процесса предпочтительной.

### Литература.

1. А.И.Галушкин Сфера применения нейрокомпьютеров расширяется. – Приложение к журналу «Информационные технологии» № 10/2001. – 24 с.



В.Б. Гитис

Донбасская государственная машиностроительная академия, г. Краматорск, Украина

### ТЕХНИЧЕСКОЕ НОРМИРОВАНИЕ НА ОСНОВЕ НЕЙРОСЕТЕВЫХ ТЕХНОЛОГИЙ

*In the given article are considered the questions definitions of time of machining of details of heavy mechanical engineering on an example of processing of shaft. Thus the new technique the account of machine time with the help neural networks is offered.*

В процессе работы маркетинговых служб предприятий часто необходимо в сжатые сроки оценить себестоимость продукции и сроки выполнения заказа. В частности такая ситуация возникает при переходе на новую продукцию или при модификации старой во время освоения новых рынков сбыта. Особенно такая проблема актуальна для предприятий тяжелого машиностроения, где преобладает единичное и мелкосерийное производство.

Одной из составляющих экономической проработки проекта является определение необходимых для производства изделия норм времени по каждой технологической операции. Обычно для этого составляется технологический процесс, что является трудоемкой процедурой, требующей значительных затрат времени.

Для облегчения процесса нормирования времени обработки предлагается применить аппарат нейросетевого моделирования.

При работе нейронной сети, на ее выходе формируется вектор (выходной вектор) в соответствии с вектором признаков (входным вектором), подаваемых на вход сети. Входным вектором может служить вектор, компонентами которого являются признаки, характеризующие конкретную деталь, техническое нормирование которой необходимо выполнить. Тогда компонентами выходного вектора будут являться нормы времени по видам технологической обработки детали.

Нужно отметить, что выходы в данном случае являются разделяемыми. Т.е. нет необходимости использовать одновременно все компоненты выходного вектора для получения общего результата (что характерно, например, для систем распознавания изображений, особенно в реальном времени).

Поэтому можно для каждого выходного компонента построить отдельную сеть, что позволит:

1. Упростить функцию, реализуемую сетью, что уменьшит размеры сети и облегчит ее настройку;
2. Сократить размерность функции ошибки и снизить количество локальных минимумов в ее поверхности;
3. Исключить эффект, когда при обучении нейросети каждый выход пытается построить сеть под себя, мешая тем самым другим выходам.

На рисунке 1 представлена структурная схема системы технического нормирования механической обработки деталей.

На входы нейросетей подаются классификационные признаки детали. Причем на каждую сеть подается определенный набор входов ( $n_m$ ) необходимый для расчета параметра, рассчитываемого сетью. На выходе сетей формируются сигналы  $Y$ , яв-

ляющиеся нормами времени механической обработки детали по операциям (токарная, расточная, фрезерная, шлифовальная и т. д.).

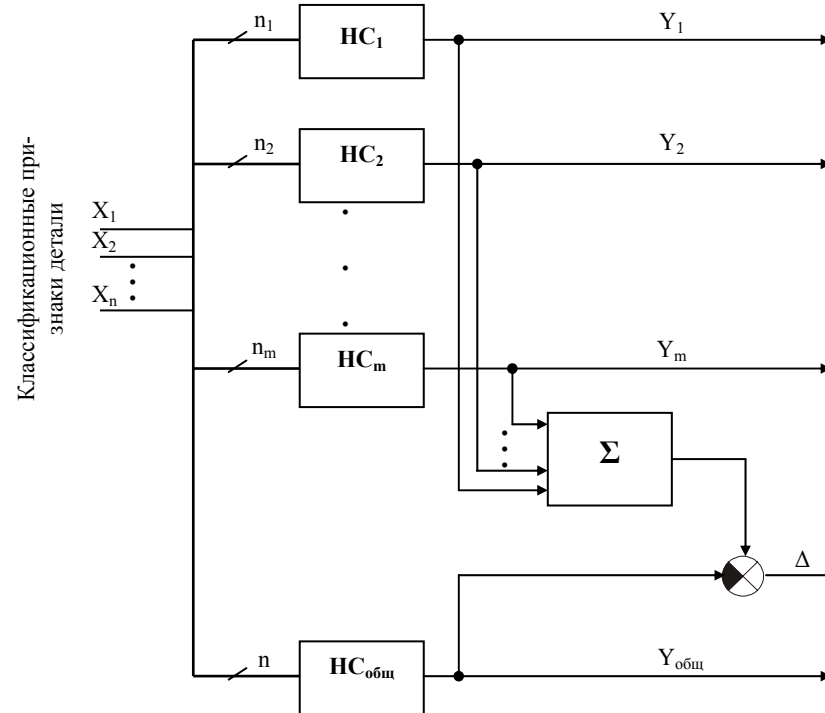


Рисунок 1 – Структурная схема нейросетевой системы технического нормирования

Таким образом, для каждого вида обработки получаем задачу построения аппроксимирующей функции  $n_m$  переменных по экспериментальным точкам, координаты которых являются компонентами входного вектора:

$$y = f(x_1, x_2, \dots, x_i, \dots, x_n),$$

где:  $y$  – норма времени на вид обработки (выход);  $x_i$  – конструктивный или технологический признак детали (вход);  $i = 1 \dots n$ ;  $n$  – число конструктивных или технологических признаков детали.

С помощью отдельной нейросети определяется общее время механической обработки изделия. Параллельно общее время рассчитывается как сумма прогнозных норм времени механической обработки детали по операциям. Полученные величины подаются на сумматор, выполняющий функцию сравнения. Сумматор выдает величину  $\Delta$ , которая характеризует расхождение между суммой прогнозов по операциям и прогнозом общего времени. Низкая величина  $\Delta$  позволяет говорить о высокой достоверности прогноза.

Значения входов нейросети выбираются из чертежа. Определение структуры входов проводится экспериментальным путем. С одной стороны число входов и их информативность должны быть достаточны для расчета выходного сигнала, с другой – с ростом числа входов растет размерность сети, что затрудняет ее последующую настройку. Кроме того, незначительные влияющие на выход входы зашумляют входную информацию и снижают точность прогноза.

Структура входов, являясь постоянной, накладывает ограничения на описание детали. Так различные классы деталей (тела вращения, объемные, трубчатые и др.), очевидно, будут описываться различным набором входов. Для учета всех конфигураций деталей, т. е. для построения универсальной сети, необходимо включать в набор входов все возможные варианты описательных признаков. Однако такой подход приведет при работе с конкретной деталью к не использованию большинства входов (их занулению) при сохранении неоправданных в данном случае размеров сети. Например, габариты детали типа «вал» задаются максимальным диаметром и его длиной, а габариты корпусной детали – тремя линейными размерами.

Поэтому целесообразно строить сети под конкретную группу деталей в соответствии с принятой системой классификации деталей. При этом желательно группировать детали не только по форме, но и по массе, материалу и другим конструктивным и технологическим особенностям. Причем чем однотипней будут детали в группе, тем проще будет проходить обучение такой сети и тем точнее будет ее прогноз. Это объясняется сужением области проектирования в результате наложения прямых ограничений на переменные:

$$X_{\min i} \leq X_i \leq X_{\max i},$$

где:  $X_{\min i}$ ,  $X_{\max i}$  – границы изменения соответствующего конструктивного или технологического признака детали.

Необходимо отметить, что принципиально не существует ограничений на степень различия деталей внутри группы (например, по массе), поскольку при достаточно большом количестве обучающих примеров можно построить поверхность, аппроксимирующую последовательность точек с заданной точностью.

Обучение сетей производится по принципу обучения «с учителем» по данным технологических процессов изготовления деталей, составленных ранее на предприятии. Сети предъявляются обучающие примеры «признаки – норма времени» и вычисляются ошибки по каждому примеру. Целевая функция или общая функция ошибки представляет собой, например, сумму квадратов ошибок по примерам:

$$Z = \sum_{k=1}^N (y_k^{об} - y_k^c)^2,$$

где:  $y_k^{об}$  – значение выхода в обучающей выборке;  $y_k^c$  – значение выхода, рассчитанное сетью;  $N$  – количество обучающих примеров.

Поскольку  $y_k^c$  является функцией весовых коэффициентов сети, то целевую функцию  $Z$  можно записать в виде

$$Z = f(a_1, a_2, \dots, a_j, \dots, a_l),$$

где:  $a_j$  – весовой коэффициент сети;  $j = 1 \dots l$ ;  $l$  – число весовых коэффициентов.

Для обучения сети необходимо выполнить минимизацию функции ошибки, т. е. найти координаты точки  $A(a_1, a_2, \dots, a_j, \dots, a_l)$ , являющейся точкой глобального (или, по крайней мере, приемлемого локального) минимума  $l$ -мерной функции  $Z$ .

Таким образом, рассмотренная выше задача аппроксимации  $n$ -мерного пространства классификационных признаков детали, сводится к задаче минимизации  $l$ -мерной функции весовых коэффициентов.

Известно, что функция  $Z$  является выпуклой и дважды дифференцируемой. Поэтому для ее минимизации можно использовать методы второго порядка, являющиеся наиболее эффективными методами оптимизации. Точность и скорость сходимости методов второго порядка выше, чем у методов первого порядка, использующих только первую производную (градиентные методы).

Обычно настройка нейронной сети затруднена попаданием итерационной процедуры в локальные минимумы поверхности функции ошибки. Нахождение минимума сильно зависит от выбора начальной точки минимизации. Поэтому для нахождения глобального минимума обычно используется метод с несколькими начальными точками, который состоит в проведении ряда оптимизационных расчетов при различных начальных условиях.

В этом методе начальные точки выбираются из определенной решетки (множества точек) или генерируются случайным образом. В первом случае допустимая область разбивается на непересекающиеся подобласти, и оптимизация выполняется в каждой такой подобласти по отдельности. Во втором случае начальные точки выбираются случайным образом с равномерным распределением поля рассеяния. В обоих случаях в качестве глобального оптимума из всех найденных локальных минимумов принимается локальный минимум с самым минимальным значением целевой функции.

В первом случае разбиение на непересекающиеся подобласти производится произвольно, поэтому нет уверенности в том, что в каждой подобласти имеется только один локальный минимум. Во втором случае нет уверенности, что начальные точки распределены так, что каждая из них находится в окрестности только одного из локальных минимумов. С ростом числа различных стартовых точек повышается вероятность того, что не пропущен ни один локальный минимум. Это, однако, достигается ценой существенного увеличения объемов оптимизационных расчетов.

Сеть считается обученной, если она правильно решила все тестовые примеры с заданной погрешностью, т. е. корректно обобщила примеры обучающей выборки.

Обобщение, проводимое нейронной сетью, можно классифицировать как интерполяцию или экстраполяцию в зависимости от того, как во входном пространстве расположены тестовые данные относительно запомненных ею тренировочных шаблонов. Учитывая, что интерполяция, выполняется проще и точнее, чем экстраполяция, можно утверждать, что сеть тем лучше обобщает, чем плотнее и равномернее расположены тренировочные данные во входном пространстве. Если тестовые данные всегда будут оказываться между близко расположенными тренировочными шаблонами, то сеть сможет проводить корректное обобщение, интерполируя, а не экстраполируя, входные данные.

Для получения качественных прогнозов норм времени следует подбирать детали, характеристики которых равномерно расположены в пространстве признаков.

УДК 621.002

**В.В. Медведев**

Донбасская государственная машиностроительная академия, Краматорск, Украина

**СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ МЕТОДОВ ДИАГНОСТИКИ КАЧЕСТВА НА ОСНОВЕ НОВОГО ВИДА МАТЕМАТИЧЕСКИХ МОДЕЛЕЙ – НЕЙРОСЕТЕЙ**

*In the article common principles of build-up of intelligent systems of prediction of quality of an a piece are yielded. Application in it of synthetic neural networks is justified. Data of a system essentially dilate prediction complex parameter - qualities of an a piece.*

Проблема получения продукции с необходимыми параметрами качества, в наибольшей степени, после ценовых отношений, влияет на конкурентоспособность производства. Возможность рационального управления качеством позволяет получить требуемые параметры продукции при меньших удельных затратах. Система автоматического определения качества непосредственно во время изготовления должна удовлетворять требования по набору показателей качества. Из за большого числа слагаемых качества и требований к точности их прогнозирования, до настоящего времени внедрение в производство ранее разработанных систем малоэффективно.

Качество детали определяется четырьмя основными группами параметров: неровность поверхности, физико-механические свойства, структурно-фазовый и химический состав, деформационные упрочнения и остаточные напряжения. К каждой группе относятся более десятка параметров [1]. Изучение производственных условий показало, что исправить брак детали по качеству изготовления обычно сложно или невозможно. Соответственно, качество детали требует прогнозирования. До настоящего времени ни одна система прогнозирования не могла дать приемлемую в производственных условиях ошибку. Если проектирование детали с заданным качеством в большинстве случаев не является сложной задачей, то прогнозирование в условиях случайных отклонений непосредственно при механической обработке остаётся затруднительным. При механической обработке широко используется расчёт параметров процесса для получения необходимой величины одного из параметров качества. Однако данная методика не позволяет учесть случайные отклонения: неоднородность материала заготовки, катастрофические поломки инструмента и т.д. Поэтому для выявления реальных показателей необходим контроль непосредственно во время обработки.

Конструкция, режимы работы станка, инструмента, приспособлений, всё это влияет на формирование поверхностей детали. Характеристика заготовки подвергается одновременному влиянию этих факторов. Таким образом, показатели качества являются результатом функционирования системы, то есть результатом работы технологической системы, где:

- 1) выходные показатели качества имеют определённые связи между собой, что характеризует вид технологического процесса;
- 2) каждый показатель является результатом преимущественного формирования данного фактора, данного процесса;
- 3) результат одного из показателей зависит не только от всех входных данных, но и от значений остальных параметров качества, как показано на рисунке 1.

Показатели качества являются системными показателями технологического процесса. Исходя из этого, имеется возможность построить реальную модель их формирования, опираясь на параметры техпроцесса и непосредственные измерения.

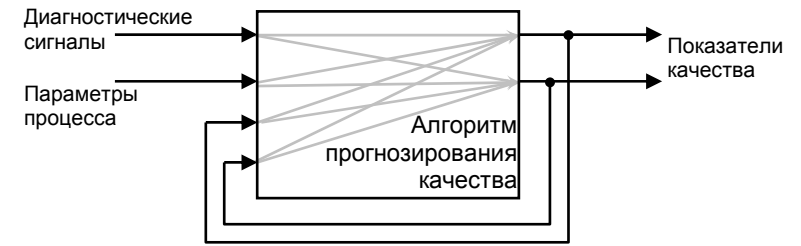


Рисунок 1 – Внешние связи системы прогнозирования качества

Большинство методик диагностики технологических процессов определяют один показатель качества детали: максимальную шероховатость, волнистость, размерные отклонения, в некоторых случаях глубину и степень наклёпанного случая и др. Построение алгоритма работы с частными несистемными моделями позволяет описывать только конкретные переходы: износ инструмента – температура, температура в зоне резания – вид износа. Все остальные факторы (материал инструмента и детали, вид обработки) считаются постоянным и оговариваются в условии. Их изменение в реальных условиях приводит к ошибкам. Например, для получения Ra=0,8 мкм и HB=215, устанавливают режимы резания S=0,1 мм/об и V=50 м/мин. При изменении условий работы (возможно только режимов резания), те же параметры качества поверхностного слоя детали достигаются при S=0,3 мм/об и V=172 м/мин, как представлено на рисунке 2. Видно, что функциональные зависимости f<sub>1</sub>(x), f<sub>2</sub>(x) строятся только под конкретные производственные условия. Построение алгоритмов не только квадратичных и Фурье зависимостей [2], но и с анализом динамики диагностического сигнала [3] не снимают ограничения системности итогового качества. Мы считаем, что простое суммирование моделей и выход на цепочку моделей внесёт очень большие погрешности в прогноз показателей качества. Технологическая система является комплексным объектом. Следовательно – необходим новый класс моделей, средних комплексному объекту, способные моделировать системные объекты.

К выявлению системности можно подойти двумя путями. Выделять системный характер в явном виде: определять структуру данных, выявлять определённым

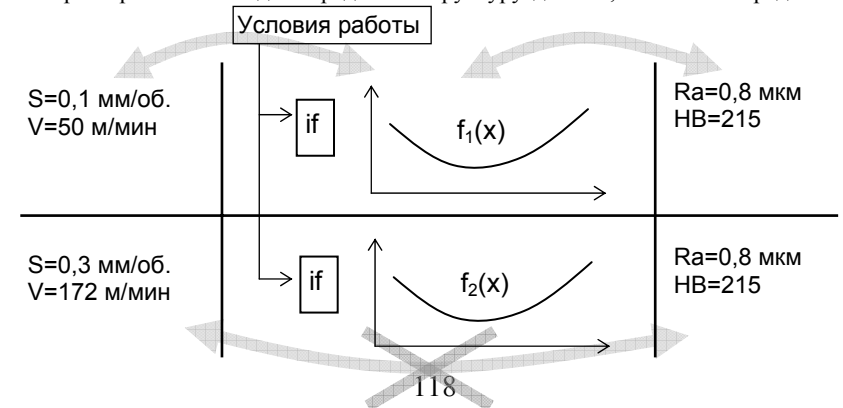


Рисунок 2 – Пример ограничение несистемных моделей

образом организованные во времени данные, их соотношение. Второй путь предполагает установление внутренней связи преобразования сигнала: **сигналы датчиков – спектр – характеристики спектра – показатели данных**. Он предполагает построение моделей с внутренним содержанием системных свойств. До последнего времени такой путь построения был практически не осуществим из-за отсутствия математического аппарата. Решить эту задачу может новая методика построения моделей, способные распознавать образы, идентифицировать, иметь комплексные входные и выходные параметры. То есть делается шаг в сторону искусственного интеллекта в методике создания моделей. В разработанной методике, для определения показателей качества применяются искусственные нейронные сети. Сами по себе они не способны воспринимать необработанные диагностические сигналы, но могут настраивать свою структуру в соответствии с неперiodическими исходными данными. Подавая на входы обработанные сигналы от датчиков, а на выход соответствующие показатели качества, возможно добиться приемлемых результатов прогнозирования. Так как входные сигналы должны быть не периодическими, то предварительно производится быстрое преобразование Фурье. Параметры этого преобразования существенно влияют на точность получаемого прогноза. Поэтому они определяются непосредственно во время работы по получаемым прогнозным значениям отдельной нейросетью. В промышленной системе её возможно заменить уравнениями регрессии сети.

Для определения качества прогноза комплексными системами, был проведён ряд экспериментов по распознаванию нейросетевыми моделями режимов резания и показателей качества. В их ходе была выявлена наиболее удовлетворяющая запросам машиностроения комплексная модель распознавания и прогнозирования качества, представленная на рисунке 3. Она показала высокие способности к распознаванию образов. При точении на станке 1К64 погрешность распознавания по звуковой эмиссии с высоким уровнем шумов составила не более  $\pm 7\%$  от фактической глубины реза-

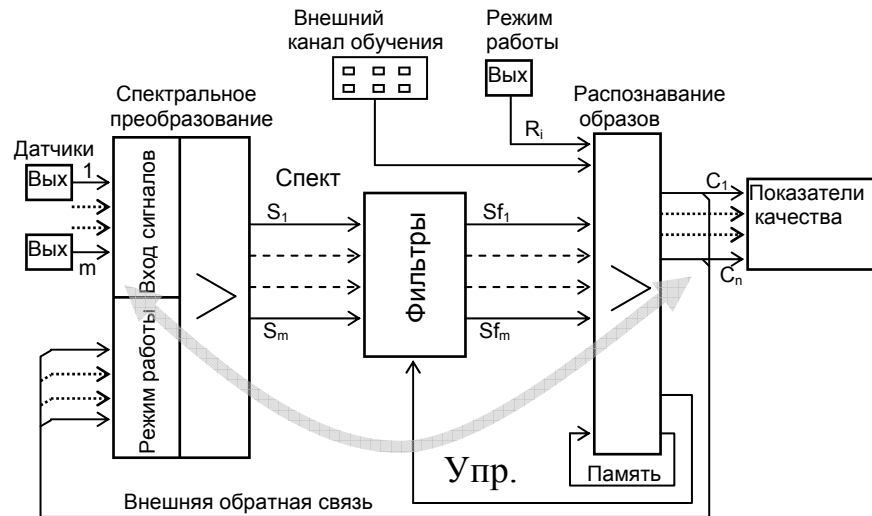


Рисунок 3 – Модель прогнозирования качества изготовления по диагностическим сигналам

ния, что является недостижимым для других методов в данных условиях. Данная система способна, в процессе обучения настроится на индивидуальные особенности станка. Этим достигается высокая точность прогнозирования. Эксперименты показали, что внутренняя структура сети при переходе от средних токарных станков к лёгким изменяется не более чем на 10-15%. Поэтому вероятность неправильного дообучения в производственных условиях мала.

В данной модели сигналы датчиков подвергаются спектральному преобразованию в режиме, зависящем от уже спрогнозированных показателей качества (в первоначальный момент времени берутся требуемые показатели). Для каждого состояния системы СПИД заранее, с помощью отдельной нейросетевой модели, определяется оптимальный переход **сигнал–спектр** [4]. Далее, устанавливается связь **спектр–показатели спектра**. При этом применяется не только спектральные но и другие виды фильтров. Наилучшие показатели работы с диагностическими сигналами, особенно с сигналами звуковой эмиссии зоны резания, дал разработанный авторами оригинальный метод расчёта пиков спектра по точкам соприкосновения с ним геометрического тела. Переход **показатели спектра–качество** в системе СПИД в наилучшей степени прогнозируется нейросетями с динамической структурой [5]: нелинейные модели с обратной связью с выхода, нелинейные модели с конечным импульсным ответом и нелинейные ортогональные модели базисных функций. Во всех них имеются обратная связь, играющая роль динамической памяти. В замкнутом кольце при прогнозировании удерживается текущие температурные и механические параметры системы: скорость, ускорение отдельных составляющих системы СПИД.

Построенные комплексные модели на основе нейросетей обладают высокой устойчивостью структуры после обучения. Например, в технологической системе произошёл сбой, адекватно не распознанный системой. Для предотвращения подобных ситуаций в большинстве моделей по результатам анализа добавляется новый блок условий. Добавление блока нарушает структуру модели. Если условия несколько изменились, то он не сможет правильно реагировать на подобный сбой. Модели на основе нейронных сетей лишены этих недостатков: после сбоя происходит дообучение сети через внешний канал обучения. При этом не разрушается структура модели, а система адекватно реагирует и на другие сбои со сходными симптомами.

Исходя из вышесказанного, невозможно построить приемлемо точную модель системы СПИД, пользуясь несистемными математическими моделями. Для прогнозирования системного показателя – качества, требуется создание моделей с внутренним системным содержанием. Только такие модели в наилучшей степени поддерживают как комплексность входных и выходных данных, так и системность процессов механической обработки деталей.

#### Литература.

1. Ковалевский С.В. Качество и надёжность технологических систем механообработки. – Киев: Общество “Знание” Украины, 1991. – 24 с.
2. Казакова Т.В. Прогнозирование среднего фактического периода стойкости инструмента с использованием метода признаков // Надёжность инструмента и оптимизация технологических систем. Сб. научных трудов. – Краматорск: ДГМА, вып. №11, 2001 – С. 28-32.
3. Гибкие производственные системы, промышленные роботы, робототехнические комплексы. В 14 кн.. Кн. 7. М.С. Городецкий, Д.Л. Веденский. Контроль и диагностика в ГПС: Практик. Пособие / Под. Ред. В.И. Черпакова. – М.: Высш. шк., 1989. – 96 с.
4. Ковалевский С.В., Медведев В.В. Определение параметров преобразования диагностических сигналов // Тези доповідей Другої всеукраїнської науково-технічної конференції “Машинобудування України очима молодих”: – Суми: СумДУ, 2002. – С. 67-69.
5. Нейронные сети в системах автоматизации / В.И. Архангельский, И.М. Богаенко, Г.Г. Грабовский, М. О. Рюмшин. – К.: «Техника», 1999. – 364 с.

УДК 621.9

С.В. Ковалевский, Е.С. Ковалевская, Л.П. Колот

Донбасская государственная машиностроительная академия, г. Краматорск, Украина

### МЕТОДИКА ПРОГНОЗИРОВАНИЯ СВОЙСТВ УГЛЕРОДИСТЫХ СТАЛЕЙ

*In the article the outcomes of researches in area neural network of simulation of a visual estimate of communication of frame of steels and characteristics of master schedules of heat treatment of steels are submitted.*

Традиционные методы металлографического исследования, основанные на визуальном анализе фотографий микрошлифов образцов, позволяют качественно оценить структуры сталей. Однако указанный анализ может быть значительно усовершенствован, в том числе для применения в автоматизированных системах. Это становится возможным на основе моделирования визуальных характеристик фотографий микроструктуры сталей в связи с их физико-механическими свойствами. Нами разработана методика такого моделирования. Особенности методики изложены в данной работе.

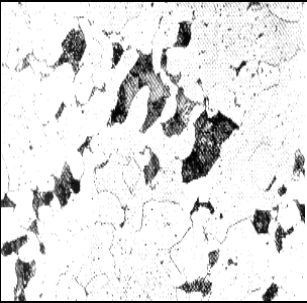
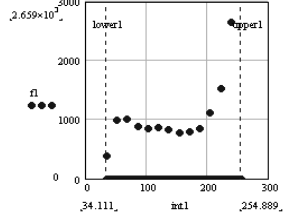
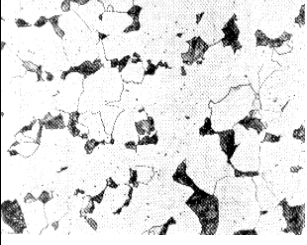
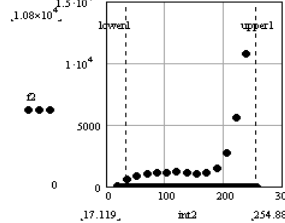
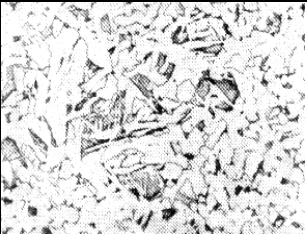
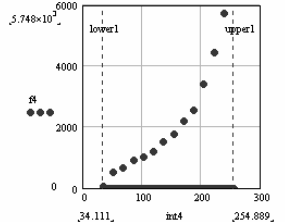
Исходные положения состоят в следующем. Имеется микрошлиф образца стали. Необходимо определить отдельные характеристики технологии его изготовления, в том числе физико-механические свойства (например - твердость). В конечном итоге это позволяет составить заключение об особенностях технологии производства данного образца и выполнить прогноз его свойств. Кроме того, возникает возможность проводить экспертизу тех изделий, которые вызвали, например, разрушение какого-либо ответственного механизма или машины, а также вскрыть особенности технологии изготовления изделий, составляющие ноу-хау конкурирующей фирмы.

В качестве примера рассмотрена низкоуглеродистая сталь с содержанием углерода 0,15%. Термокинетическая диаграмма состояний этой стали может быть описана следующим образом. Во время непрерывного охлаждения образуются нормальные структуры, состоящие из зерен феррита, областей перлита и сетки феррита, окружающей перлит. После прохождения перлитной области возникает небольшое количество бейнитных участков. Структурные превращения заканчиваются образованием мартенсита.

Шесть микрошлифов вышеописанной стали представлены в таблице 1. Термообработка проводится при температуре 920 градусов в течение 5 мин. Охлаждение до 500 градусов за различное время (указано в таблице 1). В результате сталь получает различные физико-механические свойства.

Так как каждой точке фотографии соответствует число от 0 (черное) до 255 (белое), то фотография представляет собой двумерный массив чисел, который можно анализировать с помощью статистических оценок спектра вероятностного распределения точек фотографии по тону. Строим кривые распределения яркости зерен. Такие диаграммы плотности распределения точек по яркости для соответствующих условий представлены в каждой строке таблицы. На основе этих данных определены статистические моменты: m1 – среднearифметическое распределения; m2 – медиана; m3 – среднеквадратичное (характеризует диапазон разброса значений); m4-вариация (характеризует несимметричность кривой распределения). Их значения представлены в таблице 2.

Таблица 1 – Охлаждение до 500<sup>0</sup> С за различное время. Термообработка: 920<sup>0</sup> С в течение 5 мин.

Микрофотографии	Охлаждение	Твердость	Характеристика структуры	Плотность распределения элементов микрофотографии
	93000 сек	131 HV	Феррит с малыми и большими областями перлита зерна феррита 6-5 балла, в некоторых местах – 4 балла. 88% феррита и 12% перлита.	
	8000 сек	153 HV	Ферритные зерна и области перлита мельче, чем на предыдущей фотографии. Зерна феррита 7 балла, местами – 6 балла 88% феррита и 12% перлита.	
	63 сек	177 HV	Неоднородная структура. Кроме мелкозернистого феррита с небольшими областями перлита встречаются феррит и перлит, которые образуют видманштеттову структуру. В мелкозернистой части ферритное зерно 9 балла 85% феррита и 15% перлита и 12% перлита.	

	920 сек 156 HV	Ферритные зерна и области перлита еще мельче, чем на предыдущей фотографии. Зерна феррита 7 балла, местами – 6 балла 88% феррита и 12% перлита.	
	29 сек 160 HV	Структура похожа на предыдущую. 83% феррита и 17% перлита.	
	5 сек 203 HV	Феррит и перлит, образуют вид-маншкеттову структуру. 69% феррита и 19% перлита, 7% бейнита.	

Таблица 2 – Статистические характеристики спектрограмм фотографий микрошлифов

Статистические характеристики распределений значений массива яркостей точек фотографий микрошлифа				Характеристики технологии термообработки и структуры микрошлифов			
m1	m2	m3	m4	T (сек)	Твердость HV	Феррит, %	Перлит, %
232.6	255	52.1	2720	93000	131	88	12
224.5	255	52.7	2787	8000	153	88	12
183.4	196	42.7	1827	920	156	88	12
224.2	255	49.1	2415	63	177	85	15
223.3	255	51.1	2608	29	160	83	17
163.5	170	62.5	3906	5	203	69	19

Построим математическую модель, которая отражает связь между этими свойствами. Это позволяет изучить связь технологии термообработки стали 113 и показателей физико-механических свойств этих сталей.

Для моделирования использованы пакеты-эмуляторы нейроразличных структур Neuro Pro и AiNet.

В результате было установлено, что показатели твердости стали, а также структуры феррита и перлита имеют наиболее тесную связь с первым и четвертым моментами рассмотренных выше вероятностных распределений. Вербализованное описание модели имеет следующий вид:

Поля базы данных (исходные симптомы):

M1  
M4

Поля базы данных (конечные синдромы):

HV  
FERRIT  
PERLIT

Предобработка входных полей БД для подачи сети:

M1=(M1-198)/35  
M4=(M4-2866,5)/1039,5

Функциональные преобразователи:

Сигмоида1(A)=A/(0,1+|A|)  
Сигмоида2(A)=A/(0,1+|A|)  
Сигмоида3(A)=A/(0,1+|A|)

Синдромы 1-го уровня:

Синдром1\_1=Сигмоида1(-0,2824896\*M1-0,4046644\*M4+0,1170763)  
Синдром1\_2=Сигмоида1(-0,1875367\*M4-0,2097693)

Синдромы 2-го уровня:

Синдром2\_1=Сигмоида2(0,4244189\*Синдром1\_2+0,2854792)  
Синдром2\_2=Сигмоида2(-0,01031767\*Синдром1\_1)  
Синдром2\_3=Сигмоида2(Синдром1\_1)

Синдромы 3-го уровня:

Синдром3\_1=Сигмоида3(Синдром2\_2)  
Синдром3\_2=Сигмоида3(Синдром2\_1)  
Синдром3\_3=Сигмоида3(-Синдром2\_1+0,7499591\*Синдром2\_3)

Конечные синдромы:

HV=-Синдром3\_1-Синдром3\_2+0,3220769\*Синдром3\_3+0,2921938  
FERRIT=0,02606101\*Синдром3\_1+Синдром3\_2-0,5388907\*Синдром3\_3+0,1567228  
PERLIT=Синдром3\_1-0,430176\*Синдром3\_2+Синдром3\_3-0,07939423

Постобработка конечных синдромов:

HV=(HV\*72)+334/2  
FERRIT=((FERRIT\*19)+157)/2  
PERLIT=((PERLIT\*7)+31)/2

Полученная нейронная сеть способна прогнозировать учитываемые характеристики. С ее помощью, в частности, построены области значений статистических моментов, показателей твердости стали, технологического времени охлаждения образцов, а также состава феррита и перлита (рисунки 1-5).

Пример: необходимо получить структуру стали с содержанием феррита 86%. Твердость соответствует 5 категории – 155 HV. На графике время-твердость данному значению соответствует t=3220 с, по графику перлит-твердость содержание перлита 13,4 %, m1=209, m4=2384. Аналогично можно найти решение, используя три последних графика: по количеству феррита найдем время охлаждения, а по времени - количество перлита и твердость.

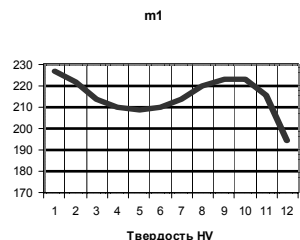


Рисунок 1 – Зависимость «твердость – m1»

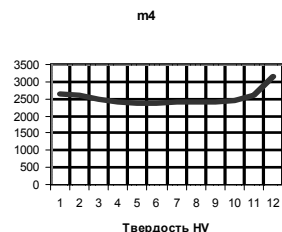


Рисунок 2 – Зависимость «твердость – m2»



Рисунок 3 – Зависимость «твердость – время охлаждения»

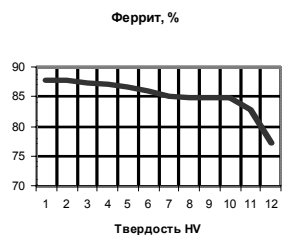


Рисунок 4 – Зависимость «твердость – феррит»



Рисунок 5 – Зависимость «твердость – перлит»

Можно предложить и иную схему использования полученных результатов. Например, по образцу вышедшей из строя детали делается микрошлиф структуры. На основе спектрограммы микрошлифа по значениям статистических моментов определяются параметры технологического процесса. Если результаты экспертизы покажут значительные отклонения, то, следовательно, причиной разрушения детали являются нарушения технологии термообработки.

Преимущество предложенной методики моделирования состоит в том, что количество и состав показателей и характеристик можно изменять, но принцип исследований и применения останется тот же.

УДК 621.791:539.374.4

Л.П. Колот

Донбасская государственная машиностроительная академия, Краматорск, Украина

### МОДЕЛИРОВАНИЕ ПОГРЕШНОСТЕЙ ИЗГОТОВЛЕНИЯ НЕЖЕСТКИХ ДЕТАЛЕЙ

*In the given article the problem of influence on an exactitude of manufacturing of a detail of different production factors is considered. The possibility of definition of influence of these factors on an exactitude of a detail about usage of mathematical models is described.*

Производственные факторы и параметры детали представляют собой множество взаимосвязанных элементов, выступающих как единое целое. Такое множество является системой. Применительно к поставленным задачам исследований, система рассматривается как объективно существующий комплекс связей, характеризующий размеры и форму деталей на каждой операции процесса механообработки.

Системный подход к исследованию точности деталей получает свое проявление в постановке и определении комплекса методов решения многовариантных задач: оценка значимости влияния отдельных элементов конструкции на точность деталей, определение влияния отдельных параметров механообработки на точность, установление связей между остаточной деформацией после механообработки и методом механообработки.

Схема изучаемой системы связей производственных факторов и признаков точности изготовления детали типа планок, клиньев, реек показана на рисунке 1.

Главный объект системы Т - точность размеров и формы корпусных, нежестких деталей находится в определенной связи с тремя другими объектами: М - материалом, Г - геометрической формой и СТО - стабилизирующими методами термообработки. Целостный характер системы: проявляется в том, что между различными ее объектами в данном состоянии существуют связи.

Для выявления многочисленных связей в подсистемах Г – Т и ММО – Т экономически целесообразно использовать не сами детали, а их физические модели и притом в небольшом количестве (малыми выборками).

В соответствии с теорией подобия деталь и соответствующий ей образец – модель рассматривается как две системы одинаковой физической природы.

Каждая система определяется независимыми параметрами и имеет п независимых обобщенных координат q. Для деталей и их моделей обобщенными координатами является изменение размеров, формы и относительного положения поверхностей в процессе корбления после механообработки. Это положение особенно важно при моделировании погрешностей детали, имитирующих нежесткую конструкцию.

Обобщенные координаты системы деталь – модель является является одинаковыми функциями параметров:

$$q_{ni} = f(P_{ni}(n+1), \dots, P_{ni}(n+s)); \quad (1)$$

$$q_{Di} = f(P_{Di}(n+1), \dots, P_{Di}(n+s)), \quad (2)$$

где:  $q_{ni}$  и  $q_{Di}$  - независимые обобщенные координаты модели и детали соответственно;  $P_{ni}$  и  $P_{Di}$  - параметры моделирования; n – количество независимых обобщенных координат;

В общем случае  $P_{ni} \neq P_{Di}$  и  $q_{ni} \neq q_{Di}$ , так как размеры детали и ее модели могут быть различными. Две системы подобны, если:

$$q_{Di} = \pi_{R1} q_{ni},$$

где:  $\pi_{R1} = \text{const}$ ; T - точность размеров и формы деталей; M - материал; Г - геометрическая форма; ММО – методы механической обработки.

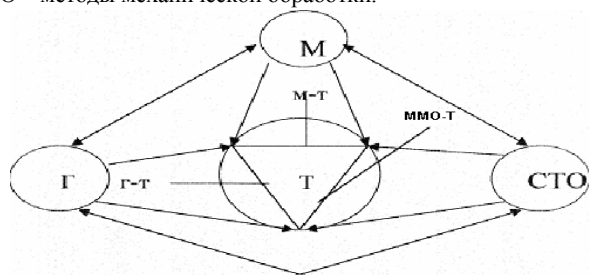


Рисунок 1 — Схема исследуемой системы (объекты системы)

Величина коэффициента подобия  $\pi_{R1}$  может быть рассчитана по уравнениям (1) и (2) подстановкой в них значений сходных параметров детали и модели.

При физическом моделировании происходит изменение масштаба, но сохраняется природа моделированного объекта. Основываясь на этом допущении и заменив коэффициент подобия масштабным коэффициентом  $K_i$  можно представить условие подобия системы в виде:

$$q_i = K_i q_{ni} = \frac{P_{Di}}{P_{ni}} q_{ni} = \Delta_{ni} P_{Di} \quad (3)$$

где:  $\Delta_{ni}$  — относительная деформация (изменение точностных показателей качества модели).

Величину  $q_{Di}$  еще можно определить и так:

$$q_{Di} = \Delta_{Di} P_{Di} \quad (4)$$

Сравнивая формулы (3) и (4), находим, что:

$$\Delta_{Di} = \Delta_{ni} \quad (5)$$

Равенство относительной деформации модели и детали может быть критерием их подобия при условии, что вид функций (1) и (2) не изменяется с изменением значений параметров детали и модели. При изготовлении нежестких деталей, в зависимости от отрасли, типа производства, наличия оборудования и других факторов возможны различные варианты технологических процессов.

Допустим, что для объема продукции  $Z_n$  нежестких деталей в год можно применить  $m$  возможных вариантов технологических процессов, пользуясь  $n$  основными факторами производства. Каждый вариант характеризуется соответствующими технологическими константами, которые определяют затраты отдельного фактора производства на единицу продукции при использовании данного технологического процесса.

Обозначим через  $a_{ir} \geq 0$  число  $i$ -го фактора производства, израсходованного на создание единицы данного продукта при использовании  $r$ -го технологического процесса. Тогда первому технологическому процессу соответствуют следующие технологические константы:

$$a_{11}, a_{21}, \dots, a_{n1}, \\ \dots, \dots, \dots, \\ a_{1m}, a_{2m}, \dots, a_{nm}$$

Их можно представить в виде матриц технологических процессов, Столбцы матрицы соответствуют различным технологическим процессам, а строки – производственным затратам на единицу продукции, соответствующим различным  $m$  – процессам.

Для примера рассмотрено шесть возможных вариантов технологических процессов изготовления деталей.

В качестве факторов эффективности производства приняты следующие: затраты на механообработку, фонд времени, число станков. Простейшая задача построения многовариантной модели технологического процесса предполагает, что число факторов производства  $n=2$ , технологические константы постоянны, объем продукции  $Z_k$  может быть выражен целым числом.

В этом случае задачу легко решить графически, т. к. все возможные технологические процессы описываются путем  $m$  – кривых, выходящих из начала координат (рисунок 2).

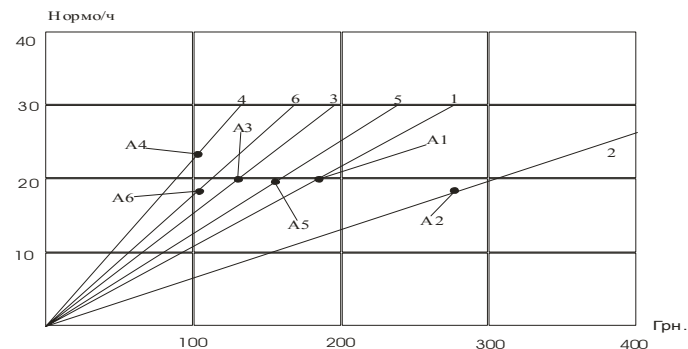


Рисунок 2 — Выбор варианта технологического процесса

Обозначим через  $X_1$  и  $X_2$  рассматриваемые производственные факторы,  $z_k$  – объем выпускаемой продукции,  $a_{1k}$  – затраты первого фактора производства в  $m$  – процессе,  $a_{2k}$  – затраты второго фактора производства в  $m$  – процессе.

Составим систему равенств, которую назовем производственной функцией:

$$X_1 = a_{11}z_k; X_1 = a_{12}z_k \dots; X_1 = a_{1m}z_k; \\ X_2 = a_{21}z_k; X_2 = a_{22}z_k \dots; X_2 = a_{2m}z_k$$

Каждый столбец этих равенств, в которых параметр  $z_k$  принимает различные значения, в прямоугольной системе координат может быть представлены соответствующей кривой, проходящей через начало координат, с наклоном равным отношению соответствующих технологических констант.

Кривые 1 – 6 соответствуют различным технологическим процессам, а также  $A_1 - A_6$  заданному объему обрабатываемых деталей.

Из шести рассматриваемых технологических процессов наиболее эффективным является 6-й вариант. Показанный пример процесса обработки нежестких деталей позволяет на стадии проектирования, используя ЭВМ, с достаточной для производственных условий точностью определить трудозатраты на различных стадиях изготовления детали.



УДК 621.002:539.373

**С.Г. Онищук**

**Донбасская государственная машиностроительная академия, Краматорск, Украина**

**ИССЛЕДОВАНИЕ НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ ДЕТАЛЕЙ ПРИ ЭЛЕКТРОМЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКЕ**

*In the article the problems of management of the intense-deformed state of bar with application of energy of an electrical field are considered. The electromechanical processing allows to reduce strains of bar on 20-30%.*

Эксплуатация конструкций в различных областях техники свидетельствует о том, что остаточные напряжения существенно влияют на надежность и долговечность техники, на технологичность и трудоемкость изготовления изделий, а также металлоемкость конструкций. Большие остаточные напряжения в заготовках приводят к изменению формо-размеров и, в некоторых случаях, к разрушению. Все это требует назначения больших припусков на обработку, что приводит к значительному расходу металла и снижению коэффициента использования металла.

В настоящее время в машиностроении широко используются методы снижения остаточных напряжений и деформаций, применяемые на заготовительном (естественное и искусственное старение, метод статических перегрузок, виброобработка), черновом (нормализация, виброобработка, метод термоударов) и чистовом (методы поверхностно-пластического деформирования, электрофизические методы) этапах обработки. Применение этих методов на всех этапах обработки изделия позволяет существенно повысить их качество.

Значительные остаточные напряжения образуются в поверхностном слое детали в процессе механической обработки. Пластический сдвиг и разрушение металла при снятии стружки сопровождаются возникновением в близлежащих слоях остаточных напряжений растяжения. Чем больше толщина снимаемого слоя и силы резания, тем выше остаточные напряжения.

К механическим напряжениям присоединяются термические напряжения, являющиеся результатом тепловыделения в зоне резания, а также напряжения, возникающие в результате структурных и фазовых превращений.

Применение энергии электрического поля при механической обработке приводит к тому, что происходит увеличение пластичности металла и, как следствие, изменение потенциальной энергии деформации, определяемой из зависимости

$$W_{кор} = \int_0^l \frac{M^2 dx}{2EJ_x} = \frac{M^2 L}{2EJ_x}, \quad (1)$$

где:  $J_x$  - момент инерции,  $m^4$ ;  $M$  – изгибающий момент, Н·м;  $L$  - длина заготовки, м.

Для приведения заготовки в энергетическое равновесие и тем самым уменьшить деформацию необходимо «внести» энергию за счет энергии электрического поля [1]:

$$W_{кор} = W_{ЭМО} \quad (2)$$

При прохождении электрического тока  $W_{ЭМО}$  определится зависимостью:

$$W_{ЭМО} = I^2 RT, \quad (3)$$

где:  $I$  – сила тока, А;  $R$  - электрическое сопротивление, Ом;  $T$  – время прохождения тока, с.

Тогда:

$$W_{кор} = I^2 RT = \frac{M^2 L}{2EJ_x} \quad (4)$$

В удаленном слое металла имелось остаточное напряжение, поэтому изгиб детали после его удаления происходит под действием момента [2]:

$$M = \sigma_{oc} S_y^F, \quad (5)$$

где:  $S_y^F$  - статический момент площади, относительно главных центральных осей  $y$  и  $z$  части заготовки, оставшейся после удаления припуска,  $m^3$ ;  $\sigma_{oc}$  – средние остаточные напряжения в удаленном слое металла, Н/м<sup>2</sup>.

Зависимость (4) преобразуем с учетом (5):

$$\sigma_{oc} = \sqrt{\frac{2EJ_x I^2 RT}{S_y^{F2} L}}. \quad (6)$$

Электрическое сопротивление припуска  $R$  определяется зависимостью:

$$R = \rho \frac{l}{s}, \quad (7)$$

где:  $\rho$  - удельное электрическое сопротивление, Ом·м;  $l$  – глубина нагрева припуска, м;  $s$  – поперечное сечение проводника, м<sup>2</sup>.

Поперечное сечение проводника определяется из соотношения:

$$s = \frac{eh}{\sin \varphi}, \quad (8)$$

где:  $e$  – глубина резания (припуск), м;  $h$  – высота фаски по задней поверхности инструмента, м;  $\varphi$  - главный угол в плане инструмента.

Время нагрева  $T$  определяется зависимостью:

$$T = \frac{h}{2v}. \quad (9)$$

Подставив зависимости (7), (8), (9) в (6) получим:

$$\sigma_{oc} = \frac{I}{S_y^F} \sqrt{\frac{EJ_x \rho \sin \varphi}{vL}} \quad (10)$$

Величина деформации при обработке корпусных деталей с учетом (10) может быть определена из соотношения:

$$f = \frac{K\Delta t \alpha \beta (4d_o^2 - 3e(2d_o - e))IL}{6EJ_x \lambda d_o} \sqrt{\frac{EJ_x \rho \sin \varphi}{vL}}, \quad (11)$$

где:  $K$  – коэффициент, учитывающий схему нагружения;  $\Delta t$  – разность между температурой нагрева и окружающей среды;  $\alpha$  – коэффициент теплоотдачи, Вт/м<sup>2</sup>К;  $\beta$  – коэффициент температурного расширения, °К;  $2d_0$  – толщина стенки корпусной детали, м;  $\lambda$  – коэффициент теплопроводности, Вт/м·К.

Лабораторные исследования выполнялись на вертикально-фрезерном станке мод.6P13П с применением установки для электромеханической обработки УЭМО-1. Обработка выполнялась фрезой торцовой диаметром 125 мм с пластинками из твердого сплава Т5К10. Образцы выполнялись из стали 30Л геометрически подобными подушкам прокатных станов номенклатуры АО НКМЗ. Исследование напряженно-деформированного состояния деталей после электромеханической обработки выполнялось с применением тензOMETрического (по методу Н.Н. Давиденкова) и магнитопругого методов.

Исследования показывают, что при формировании суммарной эпюры остаточных напряжений имеет место эффект последовательного перехода остаточных напряжений сжатия в остаточные напряжения растяжения в результате теплового и силового воздействия при электромеханической обработке. При этом происходит взаимодействие напряжений, образовавшихся в поверхностном слое от предыдущих проходов при снятии припуска, с напряжениями, которые образовались, были «вне-сены» при электромеханической обработке.

Наибольшее влияние при электромеханической обработке на остаточные напряжения поверхностного слоя оказывает сила тока, скорость резания и подача. Причем первая составляющая оказывает влияние на термические напряжения, а две другие – на механические напряжения. Изменяя режимы обработки можно управлять напряженно-деформированным состоянием детали.

Экспериментальные исследования проводились на АО НКМЗ по обработке подушек прокатных станов, изготовленных из отливок стали 30Л. В базовом технологическом процессе для измельчения литой структуры перед черновой обработкой производится термообработка по режиму нормализации: нагрев до температуры 1037 °К, выдержка и охлаждение на воздухе до нормальной температуры. Термообработка отливок ведется по регулярному тепловому режиму и характеризуется критерием Фурье  $F > 0,3$ .

После проверки качества заготовки и разметки отливка подушки поступает на предварительную механическую обработку центрального отверстия с карманами, направляющих плоскостей и всех отверстий диаметром более 100 мм и всех впадин и уступов размером более 50 мм.

После термической обработки, осуществляемой для снятия остаточных напряжений, производится чистовая механическая обработка. Припуски на обработку отверстия и направляющих составляют 5 мм.

Применение электромеханической обработки на черновом этапе обработки, когда снимаются большие припуски, позволяет снизить деформации и тем самым уменьшить припуски на чистовую обработку.

Предлагаемый технологический процесс обработки подушки предполагает на предварительном этапе обработки осуществлять механическую обработку цен-

трального отверстия и электромеханическую обработку направляющих. Припуск на чистовую обработку отверстия и направляющих при осуществлении предлагаемого технологического процесса составит 2 мм.

Прогибы плоскостей измерялись контрольной линейкой ГОСТ 427-75, шупом - ГОСТ 882-75, индикатором - ГОСТ 577-68 после основных операций (черновой и чистовой обработки отверстия и плоскостей). При этом погрешности формы отверстия измеряли при помощи кругломеров - ГОСТ 17533-71. В процессе исследований проводили также измерение проемов под рабочие подушки. Измерения производили после окончательной обработки проемов и на монтаже оборудования.

Был проконтролирован размер проема под рабочие подушки, выполненный электромеханическим строганием (черновая) и шабрящим фрезерованием (окончательная обработка), который должен соответствовать 6 качеству точности; допуск на размер составляет 0,15 мм для проемов на 1000...1200 мм длины. Измерения проемов подушек после окончательной обработки и на монтаже оборудования производили микроштрихмассом в 4-х точках.

Как показывает анализ результатов измерений, размеры проема подушек находятся в пределах половины допуска на размер. Проведенные измерения показали, что после электромеханической обработки величина коробления направляющих поверхностей подушек при окончательной обработке не превышает 0,05 мм.

Результаты исследований показали, что технологический процесс, включающий черновую электромеханическую обработку фрезерованием, позволяет снизить величину остаточных деформаций на 20-30%.

С учетом проведенных исследований по напряженно-деформированному состоянию обрабатываемых деталей разработан технологический процесс изготовления подушек прокатных станов:

- черновая электромеханическая обработка (фрезерование направляющих), растачивание отверстия;
- чистовая обработка (шабрящее фрезерование направляющих);
- отделочная обработка отверстия.

Анализ проведенных исследований показывает, что применение электромеханической обработки позволит сократить объем доводочно-пригоночных работ на сборке за счет обеспечения требуемой точности подушек.

#### Литература.

1. Гавриш А.П., Кухтик Т.В., Онищук С.Г., Шевченко И.А., Соломко Т.Ю. Технологическое обеспечение точности обработки деталей тяжелого машиностроения электротехнологическими методами /Надежность режущего инструмента и оптимизация технологических систем. Сб. статей. Т.1. – Краматорск: ДГМА, 1997. – С.245-249.
2. Коцюбинский О.Ю. Стабилизация размеров чугуновых отливок. – М.: Машиностроение, 1974. – 296 с.

**ПРОМЫШЛЕННОЕ ПРИМЕНЕНИЕ ТЕХНОЛОГИИ УПРОЧНЕНИЯ  
ДЕТАЛЕЙ МАШИН ПОВЕРХНОСТНЫМ ПЛАСТИЧЕСКИМ  
ДЕФОРМИРОВАНИЕМ И ЕЕ МОДЕРНИЗАЦИЯ**

*The problem of increase of operating characteristics of parts of machines is reviewed. The method of increase of the hardened layer by superficially-plastic deforming with application of energy of a magnetic field is offered.*

Одним из методов конечной механической обработки является поверхностная пластическая обработки (ППО), при которой используется поверхностная (местная) холодная пластическая деформация. Первые опыты по исследованию ППО были проведены уже в 1916 году. Это были эксперименты по ППО простым однодисковым жестким инструментом с большим усилием прижима, имеющие целью повышения стойкости вагонных и паровозных осей. При этом современном методе обработки можно достичь большой чистоты обработанной поверхности, а также большого механического упрочнения верхнего слоя [1].

В настоящее время упрочнение деталей машин поверхностным наклепом успешно применяется на многих десятках заводов Украины, стран СНГ и за рубежом (заводы транспортного машиностроения, заводы тяжелого машиностроения, автомобильные и авиационные заводы, дизельные и тракторные заводы и др.). Номенклатура упрочняемых наклепом деталей весьма обширна и разнообразна: оси подвижного состава железных дорог и трамвая, штоки штамповочных молотов, прямые и коленчатые валы, шестерни и резьбовые детали, всевозможные рессоры и пружины, сварные детали машин и сооружений и многие другие. Успешно применяется поверхностный наклеп для деталей различных размеров (от весьма малых приборных деталей до крупных деталей, измеряемых сотнями миллиметров и даже метрами в поперечных сечениях).

Круг машиностроительных материалов, подвергающихся упрочнению поверхностным пластическим деформированием, также весьма разнообразен: стали углеродистые и легированные, чугуны ковкие и высокопрочные (с шаровидным графитом), алюминиевые и магниевые сплавы, латунь и другие цветные сплавы. Диапазон твердости упрочняемых поверхностным наклепом машиностроительных материалов практически не ограничен; упрочнению подвергаются как мягкие цветные сплавы, так и весьма твердые закаленные инструментальные стали.

Во многих случаях поверхностное пластическое деформирование преследует одновременно две цели – упрочнение детали и снижение трудоемкости финишных отделочных обработок поверхности деталей.

Долговечность и эксплуатационные свойства машин в значительной степени зависят от качества поверхностного слоя деталей, полученного после механической обработки. Величина остаточных напряжений, возникающих в результате механической обработки, во многих случаях определяет условия работы деталей, их износостойкость и прочность, особенно сопротивление циклическим нагрузкам. Значение остаточных напряжений, в свою очередь обуславливается, характером и режимами механической обработки [2].

Практическое применение нашли самые разнообразные методы и устройства для поверхностного пластического деформирования деталей машин – дробеструйный наклеп (стальной, чугунной и стеклянной дробью), обкатка роликами и шариками, обработка различными ротационными упрочнителями, гидроабразивная обработка и другие.

Ниже приводятся некоторые примеры промышленного использования методов поверхностного наклепа для повышения прочности и долговечности деталей машин и сооружений.

*1. Коленчатые валы*

Пока еще сравнительно немногие заводы СНГ используют метод поверхностного наклепа для повышения несущей способности коленчатых валов. Успешно применяется поверхностный наклеп и для повышения усталостной прочности чугунных коленчатых валов (высокопрочный чугун с шаровидной формой графита). Харьковский завод им. Малышева упрочняет обкаткой роликами галтели дизельных (тепловозных) коленчатых валов из высокопрочного чугуна.

На Харьковском заводе им. В. А. Малышева была введена обкатка галтелей для вала кривошипа из стали 45ХН диаметром 112 мм с твердостью 255—302 НВ. Вал подвергался закалке с индукционным нагревом по шейкам. Закаленный слой подходил близко к галтелям, что вызывало образование в этих зонах неблагоприятных остаточных напряжений растяжения. Это приводило к разрушению валов в эксплуатации. Введение обкатки галтелей полностью устранило поломки этих валов.

*2. Прямые ступенчатые валы (оси) и другие крупные детали из номенклатуры заводов тяжелого машиностроения*

Значительное распространение упрочняющий поверхностный наклеп нашел на Новоукраинском (НКМЗ), Уралмашзаводе, Харьковском заводе им. В. А. Малышева и на ряде других заводов тяжелого машиностроения. При этом вес отдельных упрочняемых деталей достигает десятков тонн.

На НКМЗ был эффективно применен метод упрочнения контактирующих поверхностей рамных конструкций путем их наклепа с одновременным образованием рифления. Наклеп с рифлением был использован при строительстве уникальных гидравлических штамповочных прессов с усилием в 75000 т.

На Уралмашзаводе обкатываются роликами штоки штамповочных молотов, тяжелые валы, валки горячей прокатки, гильзы пневматических цилиндров, детали мощных гидропрессов и многие другие детали. Там же была осуществлена упрочняющая обкатка сопрягаемых поверхностей деталей крупного составного вала длиной в 8570 мм и диаметром 500 мм. Весьма интересен опыт этого же завода по упрочнению цилиндров крупных гидравлических прессов. Цилиндр парогидравлического пресса усилием в 7000 т (колесо прокатного агрегата) выходил из строя и требовал замены после каждых 200-250 тыс. нагружений. Усталостные трещины появлялись на цилиндре в зоне сопряжения с опорным фланцем. Применение упрочняющей чеканки опасных зон цилиндра дало весьма значительный выигрыш в долговечности цилиндра: он не вышел из строя, проработав вдвое дольше своих не упрочненных предшественников. Значительные размеры цилиндра (около 2500 мм по диаметру) и большой его вес (около 50 т в чистоте) определяли и значительные затраты на его изготовление. Указанное увеличение долговечности цилиндра позволило сократить не только затраты на его изготовление, но также и затраты, связанные с простоем пресса в связи с разрушением цилиндра.

Обкатка валков прокатных станков, крупных эксцентриковых трансмиссионных валов, роликов рольгангов и других деталей металлургического оборудования осуществляется на ряде металлургических заводов (заводе им. Ильича в г. Мариуполь, Челябинском, «Запорожстали» и другие). Упрочняющая обкатка роликами успешно применяется на трубопрокатном заводе им. К. Либкнехта. Здесь упрочнению подвергаются плунжеры гидравлических цилиндров в колесопркатном цехе. Стойкость упрочненных плунжеров возросла на 30—40%.

Весьма показательным примером эффективности поверхностного наклепа является многократное увеличение стойкости штоков штамповочных молотов.

Упрочняющая обкатка конуса штока, включенная в технологию изготовления штоков на Уралмашзаводе, Харьковском заводе транспортного машиностроения, Горьковском автозаводе, Челябинском металлургическом заводе, Минском тракторном, Челябинском трубопрокатном и других, дает возможность увеличить сроки эксплуатации штоков в 2-3 раза.

Электростальский завод тяжелого машиностроения (ЭЗТМ), начиная с 1964 г., успешно применяет поверхностный наклеп галтелей гидро- и пневмоцилиндров, а также крупных валов редукторов диаметром от 120 до 500 мм.

### 3. Оси локомотивов и вагонов

Упрочнение осей подвижного состава железных дорог предусмотрено соответствующими ГОСТами. Упрочнение осуществляется обкаткой роликами в зоне подступичных частей и шеек осей. Обкатку шеек осей подвижного состава производят на ряде заводов транспортного машиностроения и ремонтных заводов.

Особенно полезным оказался поверхностный наклеп шеек осей, работающих на роликовых буксах. Только по данным, для четырех заводов транспортного машиностроения упрочнению поверхностным наклепом в течение года подвергается свыше 500 тыс. т осей для подвижного состава железных дорог. Эта операция приводит к резкому (многократному) сокращению процента отбраковки осей при профилактических осмотрах. Долговечность осей в результате упрочнения наклепом увеличилась в два раза и более.

На Перовском заводе, например, оси электроподвижного состава и тепловозные подвергаются обкатке двухроликовыми пневматическими приспособлениями с 1954 г. (шейки) и с 1955 г. (подступичные части). Применяемые усилия на ролик в 2-2,5 т – для шейки и 3,5-4 т. – для подступичных частей обеспечивают высокую эффективность этих процессов упрочнения.

ОАО «Краматорский завод тяжелого станкостроения» - это предприятие, унаследовавшее более чем пятидесятилетний опыт по созданию станков, высокая репутация, технический уровень и качество которых неоднократно отличались международными организациями. На заводе внедрена система качества при проектировании, изготовлении, ремонте, монтаже и сервисном обслуживании универсальных и специальных станков. В настоящее время выпускаемая продукция соответствует стандартам EN ISO 9001: 1994, подтверждением этого является Сертификат качества «TUV CERT».

В номенклатуру выпускаемых станков ОАО «КЗТС» составляют станки тяжелые токарные и лоботокарные (мод. 1М660, 1М675, 1К660Ф3, 1М692, 1М692Ф3), бесцентрово-токарные для обработки пруткового материала (мод. КЖ9А309, 9А310Ф1, 9А350), токарные для обработки коленвалов (мод. КЖ1852, КЖ1853, КЖ1859) и др. Также в номенклатуру входят ответственные детали тяжелого машиностроения: валы, спецоснастка и др.

Значительную долю выпускаемой продукции занимают станки и детали железнодорожного профиля: колесотокарные станки мод. 1836, колесофрезерные мод. КЖ20, осенакатные мод. 1832, железнодорожные оси и прочее, вследствие чего их производство является одной из «визитных карточек» завода.

Одной из основных проблем, которую вынуждены решать технические службы завода является повышение эксплуатационных характеристик выпускаемых изделий, в частности железнодорожных осей. Особую актуальность производству железнодорожных осей придает активно проводимая «Укрзалізницею» модернизация вагонного парка и парка станков.

Технология ППО применяется на ОАО «КЗТС» для упрочнения ответственных поверхностей железнодорожных осей (Ось РУ1Ш ГОСТ22780-77 сталь 0СВ ГОСТ 4728-72) и ряда деталей типа тел вращения (коленвалы, валы и прочие).

Накатка железнодорожной оси производится роликовым накатником согласно ГОСТ 4008-72 и «Правилам упрочнения роликами вагонных осей» №ЦВ – ЦНИИ – 73.

При решении задачи повышения глубины и качества упрочненного поверхностного слоя железнодорожных осей специалисты технических служб ОАО КЗТС столкнулись с возникновением во время процесса ППО лущения обрабатываемой поверхности при применении больших усилий прижима.

Возникновения лущения обусловлено накоплением в поверхностном слое детали критического числа дислокаций, и, как результат, частичное разрушение поверхностного слоя.

Для решения данной проблемы авторами совместно со специалистами технологической лаборатории НТО ОАО «КЗТС» была разработана технология ППО роликовым накатником тел вращения с применением энергии магнитного поля.

Технология ППО с применением энергии магнитного поля заключается в воздействии деформирующего элемента (накатника) на поверхностный слой материала, который находится в переменном магнитном поле. Катущка устанавливается на накатник и при этом тело накатника играет роль сердечника, с помощью специальной установки к катущке подводится электрический ток. Установка, разработанная совместно с техническими службами ОАО «КЗТС», позволяет регулировать напряженность магнитного поля, доводя режим до оптимального значения.

Под воздействием переменного магнитного поля в поверхностном слое детали индуцируются вихревые токи. Наибольшее сопротивление будут оказывать элементы, тормозящие продвижение дислокаций вглубь материала и ограничивающие глубину упрочненного слоя (различные карбидные включения, дефекты кристаллической решетки, места концентрации дислокаций и др.). Вследствие своего высокого электросопротивления эти элементы будут нагреваться значительно больше и быстрее. Преодоление этих препятствий дислокациями при поверхностно-пластическом деформировании будет значительно облегчено. Результат – это увеличение глубины упрочненного слоя при приложении больших усилий деформации без возникновения лущения.

В ходе проведения предварительных экспериментальных исследований была получена следующая зависимость:

$$HB = \frac{90P^{0,3}}{s^{0,03} H^{0,05}},$$

где: P – усилие прижима, кН, S – подача, мм/об., H – напряженность магнитного поля.

Данная зависимость позволила сделать вывод о том, что технология поверхностно-пластической обработки с применением энергии магнитного поля позволила увеличить глубину упрочненного слоя железнодорожных осей типа Ось РУ1Ш ГОСТ 22780-77 на 15-20% без возникновения лущения и, следовательно, значительно повысить их эксплуатационный ресурс.

В данный момент ведется подготовка рекомендаций о промышленном внедрении данной технологии на ОАО «КЗТС» и модернизации на ее основе конструкции осенакатного станка мод. 1832.

### Литература.

1. Технология поверхностной пластической обработки. Шибыльский В.: Пер. с польск. – М.: Металлургия, 1991. 479 с.
2. Г.Л. Хаев, Д.А. Стенько, Б.А. Брусиловский Обкатывание роликом крупных деталей. Технология тяжелого машиностроения. 1958, №4.

УДК 621.883

**Н.В. Водолазская, А.Н. Михайлов**

Донецкий национальный технический университет, Донецк, Украина

**К ВОПРОСУ О СИНТЕЗЕ КОМПАКТНОЙ ПРОСТРАНСТВЕННО-ОРИЕНТИРОВАННОЙ ФУНКЦИОНАЛЬНОЙ СТРУКТУРЫ АВТОМАТИЧЕСКИХ РОТОРНЫХ СИСТЕМ ДЛЯ СБОРКИ РЕЗЬБОВЫХ СОЕДИНЕНИЙ**

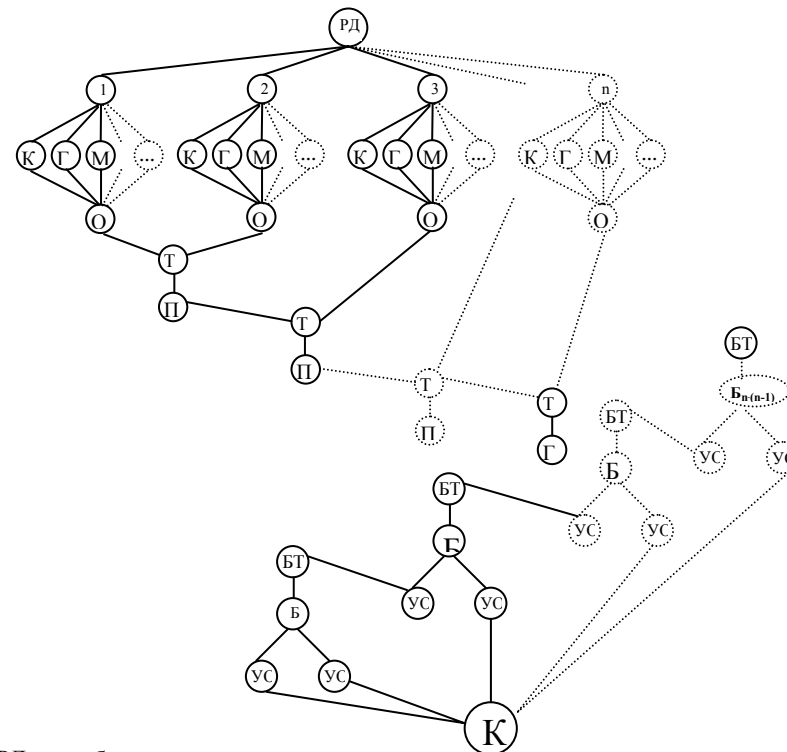
*In the article the graph of synthesis of frame of object of assembly and layout spatially - oriented of compact functional frame of automatic rotor systems for assembly of threaded connections is shown. The mathematical equations depicting assembly of an abstract threaded part are adduced mirror a generalized entity set model of process of rotor assembly executed on multi-layered machines. The problem of synthesis compact spatially - oriented of functional frame of automatic rotor systems for assembly of threaded connections is put.*

Основу каждого технологического процесса сборки резьбового соединения для автоматических систем роторного типа на многоярусных машинах составляют резьбовые детали, образующие это соединение. Компоночная схема, габариты, конструктивное исполнение элементов и их состав, установленная мощность электродвигателей, точность и стоимость самой сборочной машины в значительной степени зависят от резьбовых деталей, для сборки которых она создается [1]. Для разработки компактной пространственно-ориентированной функциональной структуры автоматических сборочных роторных систем необходимо, прежде всего, решить комплекс задач, а именно: проанализировать технологические особенности конструкций сборочных машин для резьбовых соединений и их технические требования; представить физическую сущность процесса сборки и всех его основных и вспомогательных операций, формирующих резьбовое соединение и его качество. Компонка автоматической роторной системы как результат технической реализации процесса сборки резьбовых соединений будет зависеть от конструктивной формы, габаритов и массы резьбовых деталей, взаимного расположения поверхностей, с помощью которых осуществляют их базирование и ориентацию, числа деталей, входящих в резьбовое соединение, размеров, точности и шероховатости собираемых поверхностей, требуемой производительности.

Объект сборки (резьбовые детали) и компоновка пространственно-ориентированной компактной функциональной структуры автоматических роторных систем для сборки резьбовых соединений имеют иерархическую структуру, которая может быть представлена в виде графа (рисунок 1).

Граф  $G_n$  отражает осуществление сборки абстрактного сборочного резьбового изделия, состоящего из  $n$  элементов. На первом этапе происходит соединение 1-ой и 2-ой детали ( $x_1$  и  $x_2$ ), в результате чего получается промежуточная сборочная единица  $x'_1$ , названная в графе промежуточный узел. Если провести деление графа  $G_n$  на более мелкие составляющие — подграфы, то процесс получения готового сборочного резьбового изделия будет выглядеть следующим образом:

$$G_n = G_1UG_2UG_3U...UG_n = G_1(X_1, U_1)UG_2(X_2, G_2)UG_3(X_3, G_3)U...UG_n(X_n, U_n)$$



- РД – резьбовые детали;
- КФ – конструктивная форма резьбовой детали;
- ГР – габаритные размеры резьбовой детали;
- М – масса резьбовой детали;
- ОИ – обработка информации;
- ТПС – технологический процесс сборки;
- ПУ – промежуточный узел;
- ГИ – готовое изделие;
- БТВ – блок технологического воздействия;
- Б – базирование резьбовых деталей;
- УО – установочно-ориентирующее устройство;
- К – компоновка пространственно-ориентированной компактной функциональной структуры автоматических роторных систем для сборки резьбовых соединений.

Рисунок 1 — Граф синтеза структуры объекта сборки и компоновки пространственно-ориентированной компактной функциональной структуры автоматических роторных систем для сборки резьбовых соединений

Математическое описание подграфа  $G_1$  для получения в процессе роторной сборки на многоярусных машинах промежуточного изделия на первом этапе записывается следующим образом:

$$G_1(X_1, U_1), \quad X_1 = \{x_1, x_2, x_1'\}, \quad U_1 = \{u_{11}, u_{12}'\};$$

Затем к сборочной единице  $x_1'$  присоединяется 3-я деталь, итогом этого перехода является следующий промежуточный узел  $x_2'$ , т.е.

$$G_2(X_2, U_2), \quad X_2 = \{x_1', x_3, x_2'\}, \quad U_2 = \{u_{21}', u_{23}'\};$$

В такой последовательности осуществляем роторную сборку всего каждого промежуточного изделия  $x_j'$  до получения готового резьбового соединения  $X_n'$ . Тогда, учитывая формулу объединения графов, получим:

$$X_n = X_1 \cup X_2 \cup X_3 \cup \dots \cup X_n = \\ = \{x_1, x_2, x_1'\} \cup \{x_1', x_3, x_2'\} \cup \{x_2', x_4, x_3'\} \cup \dots \cup \{x_{n-2}', x_n, x_{n-1}'\} \quad (1)$$

$$U_n = U_1 \cup U_2 \cup U_3 \cup \dots \cup U_n = \\ = \{u_{11}, u_{12}'\} \cup \{u_{21}', u_{23}'\} \cup \{u_{32}', u_{34}'\} \cup \dots \cup \{u_{n-1'n-2}', u_{n-1'n}'\} \quad (2)$$

Таким образом, математические уравнения (1) и (2), описывающие сборку абстрактного резьбового изделия, отражают обобщенную информационную модель процесса роторной сборки, выполняемой на многоярусных машинах. Связь между объектом сборки и создаваемой компактной функциональной структуры автоматических роторных систем для сборки резьбовых соединений осуществляется реализацией технологического процесса сборки резьбовых деталей, т.е. совокупности технологических переходов [2, 3]. Исходя из этого задачу синтеза компактной пространственно-ориентированной функциональной структуры автоматических роторных систем для сборки резьбовых соединений можно сформулировать следующим образом: необходимо сформировать множество технологических переходов  $G_n = \{G_1, G_2, G_3, \dots, G_n\}$ , определенная последовательность реализации которых обеспечит выполнение сборки резьбового соединения с высокими технико-экономическими показателями технологической системы при выполнении заданной программы выпуска.

#### Литература.

1. Кошкин Л.Н. Комплексная автоматизация на базе роторных линий. Изд-во 2-е, перераб. и доп. — М.: Машиностроение, 1972. — 351 с.
2. Водолазская Н.В. Структурный анализ сборки резьбовых соединений Research and development in chemical and mechanical industry. RaDMI 2002. Proceedings. Volume I: Vrnjačka Banja, Yugoslavia. 01 – 04 September, 2002. – P. 470-475.
3. Vodolazskaya N.V., Mihaylov A.N. The analysis of the automated assembly of bolt joints with the help of the graphs of transformations Buletinul institutului politehnic din Iași. Publicat de Universitatea Tehnică. "GH. Asachi", Iași, Tomul XLVII(LII), Supliment II, 2002. — P. 296-299.

УДК 621.9.014:658.310.35

**Г.Ф. Володченко, А.Л. Еськов, Ю.Н. Володченко**  
Донецкая государственная машиностроительная академия, ОАО "НКМЗ",  
ОАО "СКМЗ", Краматорск, Украина

### МЕТОДИКА ПРОМЫШЛЕННОГО ВНЕДРЕНИЯ СИСТЕМ АВТОМАТИЗИРОВАННОГО ПРОЕКТИРОВАНИЯ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ МЕХАНООБРАБАТЫВАЮЩЕГО ПРОИЗВОДСТВА

*In a paper the way of lowering of expenditures on manufacture in conditions of activity of joint-stock company NKMZ by means of perfecting technological processes and architecture of manufacture is offered, that is achieved by complex automation of technical training of manufacture and also optimization and unification of the technological decisions.*

Одним из резервов повышения конкурентоспособности выпускаемой продукции является сокращение сроков технологической подготовки производства новых и модернизированных изделий за счет:

- широкого применения апробированных стандартных и унифицированных технологических решений при разработке технологических процессов;
- применения методов моделирования и оптимизации при технологическом проектировании;
- применения компьютерных, технических и оптико-графических средств при выполнении чертежно-графических работ, моделировании, формировании документации и функций управления оборудованием.

Главным принципом построения систем автоматизированного проектирования технологических процессов является принцип преемственности технологических и организационных решений при изготовлении новых изделий. Особенно важен этот принцип для механообрабатывающего мелкосерийного и единичного производства, характеризующегося широкой номенклатурой выпускаемой продукции. Большой объем технологической документации снижает качество подготовки производства, оперативно-производственное планирование и учет и соответственно удлиняет весь производственный цикл изготовления изделий.

Исходя из вышеизложенного, при промышленном внедрении системы автоматизированного проектирования технологических процессов целесообразно использовать следующие методы проектирования:

- метод адресации, основанный на повторном использовании единичных технологических процессов;
- применение унифицированных типовых и групповых технологических процессов;
- применение элементной технологии, основанной на синтезе технологических процессов, инструментальных наладок, состава и параметров оборудования.

В основу первого метода положено использование разработанных оптимальных решений на всех уровнях проектирования за счет заимствования существующих единичных технологических процессов. Алгоритм решения задачи представлен на

рисунке 1.

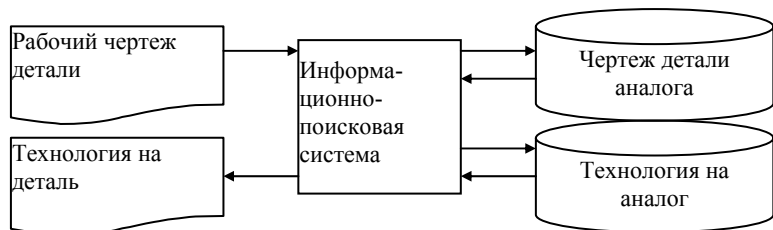


Рисунок 1 – Этапы проектирования технологического процесса методом адресации

Поиск чертежа детали-аналога выполняется с помощью информационно-поискового языка, разработанного на основе конструкторско-технологической классификации деталей, или по коду объекта. Данный метод проектирования требует организации большой базы данных. Поэтому его целесообразно использовать при изготовлении нормализованных и унифицированных конструкций, крепежных деталей, фитингов.

Принцип автоматизированного проектирования, основанный на использовании типовых и групповых процессов, является базой ускорения технологической подготовки производства и создания легкоперенастраиваемых средств механизации и автоматизации в условиях единичного и мелкосерийного производства.

Существует два направления типизации технологических процессов:

1. Базируется на классификации обрабатываемых поверхностей деталей и их типовых сочетаний.
2. Основано на классификации деталей по конструктивно-технологическим признакам.

Наиболее оптимальный вариант – комплексное сочетание двух направлений. Метод типизации по видам поверхностей характерных групп деталей применяется, в основном, для корпусных деталей. Эти детали классифицируются по типам поверхностей и характерным группам деталей, объединенных служебным назначением. На основе типовых методов планов обработки разрабатываются типовые технологические маршруты обработки отдельных деталей, относящихся к характерным группам корпусных деталей. Это дает возможность использовать типовые компоновки агрегатных станков и станков с ЧПУ. Алгоритм решения задачи представлен на рисунке 2.

На АО НКМЗ был впервые разработан метод типизации технологических процессов на базе классификации поверхностей обрабатываемых деталей в пределах определенного класса. Условием этого метода является предварительная индексация обрабатываемых поверхностей деталей и сохранение ее во всей технологической документации.

В качестве представителя выбирается наиболее сложная деталь данного класса. Далее путем исключения отдельных поверхностей, получают более простые

конструкции деталей или составляют условную деталь, содержащую элементы деталей, входящих в определенный класс. Данный метод проектирования технологиче-

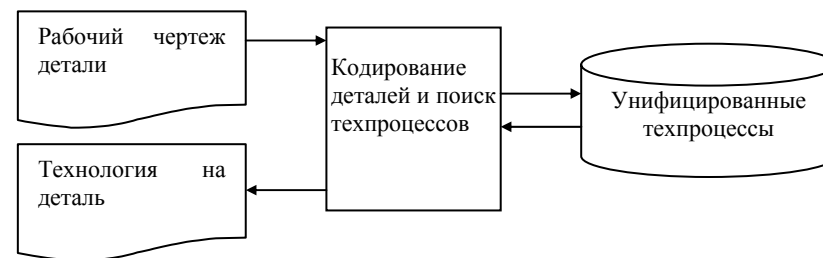


Рисунок 2 – Этапы проектирования технологического процесса на основе типовых и групповых процессов

ских процессов позволяет применить до 70% одинаковых операций в пределах класса и 90% в пределах группы. Таким образом, использование типовых и групповых процессов позволяет выработать единые технологические решения при выборе методов получения заготовок, методов обработки ответственных поверхностей, повысить технологичность конструкций деталей. Трудоемкость технологической подготовки производства снижается на 40-60%, трудоемкость изготовления деталей на 10-15%.

Метод автоматизированного проектирования на основе синтеза технологических операций, предусматривает составление плана обработки типовых поверхности деталей с учетом качества обработки, материала детали. На основе типовых планов обработки поверхностей детали синтезируется операционный технологический процесс с инструментальным обеспечением и оборудованием. Алгоритм решения задачи представлен на рисунке 3.

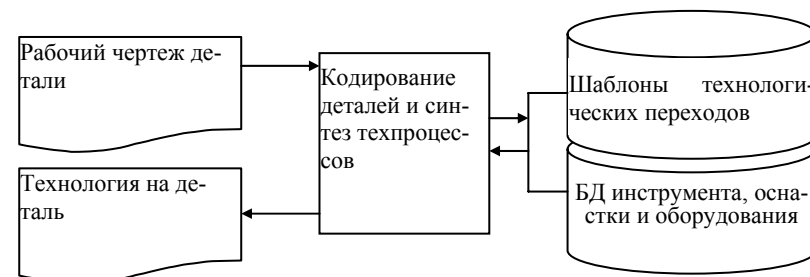


Рисунок 3 – Этапы проектирования технологического процесса на основе синтеза технологических процессов

Данный метод целесообразно использовать при изготовлении сложных и уникальных деталей в условиях единичного производства.

Внедрение перечисленных методов проектирования технологических процессов, реализуемых в виде автоматизированных систем технологической подготовки

механообробляючого производства, позволяет сократить сроки выпуска новых изделий на 20-30%, повысить их качество и обеспечить эффективность механообработки в условиях рыночной экономики.

Практическая значимость разработанной методики промышленного внедрения автоматизированных систем проектирования технологических процессов подтверждается экономическими расчетами, выполненными для условий АО НКМЗ:

Для производственных подразделений АО НКМЗ, обрабатывающих детали типа тел вращения, в среднем ежегодно разрабатывается 9000 технологических процессов.

Себестоимость проектирования технологических процессов в ручном режиме ( $C_p$ ) составит:

$$C_p = N \cdot t_p \cdot C_T,$$

где:  $N$  - количество техпроцессов;  $t_p$  - время разработки техпроцесса на деталь средней сложности, ч.;  $C_T$  - часовая тарифная ставка технолога, грн.

$$C_p = 9000 \cdot 12 \cdot 4,4 = 475200 \text{ грн.}$$

Себестоимость проектирования технологических процессов в автоматизированном режиме:

$$C_a = (N \cdot t_{n.u.} \cdot C_T) + (N \cdot t_a \cdot C_{M-u}),$$

где:  $t_{n.u.}$  - время подготовки входной информации для проектирования одного технологического процесса;  $t_a$  - время проектирования технологического процесса в автоматизированном режиме;  $C_{M-u}$  - стоимость 1 часа машинного времени ПЭВМ, грн.

$$C_a = (9000 \cdot 1 \cdot 4,4) + (9000 \cdot 0,5 \cdot 38) = 210600 \text{ грн.}$$

Годовая экономия от внедрения системы автоматизированного проектирования составит:

$$\Delta G = C_p - C_a = 4752000 - 210600 = 264600, \text{ грн.}$$

Приведенные расчеты подтверждают экономическую целесообразность применения разработанной методики в механообработывающем производстве.

#### Литература.

1. В.П. Корячко и др. Теоретические основы САПР. — М: Энергоиздат, 1987.— 399 с.
2. Агре Ш. Структурный подход к организации баз данных. — М: Финансы и статистика, 1997. — 402 с.

УДК 621.791:539.374.4

Л.П. Колот, А.В. Павленко

Донбасская государственная машиностроительная академия, Краматорск, Украина

### СИСТЕМНЫЙ ПОДХОД К ОБЕСПЕЧЕНИЮ ТОЧНОСТИ ОБРАБОТКИ НЕЖЕСТКИХ ВАЛОВ

*In the uncovered correlation of elastic - plastic deformations and residual voltages is imaged main influence last on exactitude of processing with allowance of technological heredity. The mathematical model with allowance of set forth above factors is constructed.*

Технический прогресс в машиностроении характеризуется непрерывным совершенствованием технологии производства машин и механизмов. Тенденция к снижению металлоемкости изделий машиностроения приводит к созданию маложестких конструкций деталей с высокими требованиями к точности их формы. В общей номенклатуре изделий машиностроения детали типа тел вращения занимают около 40%, значительную часть которых составляют нежесткие валы: ходовые винты, пиноли и шпindelлы металлорежущих станков, скалки и оси, стойки, валы, поршни, ролики, штанги и тяги, стволы огнестрельных орудий, гребные и трансмиссионные валы и т.д. Критерием жесткости валов принято считать значение отношения их общей длины  $l$  к диаметру  $d$ :

$$K = \frac{l}{d} \quad (1)$$

Автор [1] считает нежесткими валы, у которых это отношение больше 12, по мнению других исследователей [2,3],— больше 10, но в условиях производства нежесткими считаются валы, имеющие значение этого отношения не менее восьми. Так автор [4] считает, что при одинаковом отношении длины к диаметру, жесткость вала возрастает с увеличением последнего, а также, что она должна оцениваться во взаимосвязи с жесткостью узлов станка. Автор [2] полагает, что максимальная точность обработки будет обеспечиваться не максимальной жесткостью вала, а минимумом в разности жесткости вала и узлов станка. Существующие разработки в области изготовления, контроля и применения комплекса технологического оснащения носят противоречивый характер. Процесс получения заготовок, термическая и механическая обработка деталей представляет значительные трудности по причине образования остаточных деформаций изгиба, величина которых выходит за пределы установленных допусков. Остаточные деформации образуются из-за негативного влияния многочисленных факторов на протяжении всего цикла изготовления деталей. При получении заготовки,— анизотропия физико-механических свойств и напряженно-деформированного состояния в очаге деформации, трение на поверхности контакта «заготовка—боек», разность тензоров внутреннего и внешнего температурных полей. При термической обработке,— неравномерность релаксации поля остаточных напряжений, перепад температур при нагреве или охлаждении различных по площади поперечного сечения участков, фазовые превращения, неравномерно протекающие внутри заготовки в местах концентрации остаточных напряжений, неоднородность по объему химического состава. Величина остаточной деформации, образующейся после проведения механической обработки напрямую связана с упруго-пластической податливостью детали от сил закрепления и резания. Автор [5] отмечает, что на оста-



точные деформации при базировании и закреплении влияют технологические и конструкторские факторы. К технологическим относятся: схема базирования и закрепления, номинальная площадь контактных поверхностей, точностные параметры баз, величина и соотношение сил закрепления, направление их действия. К конструкторским относятся: жесткость вала, поверхностная и внутренняя твердость и материал детали. Автор [4] предлагает аналитическую зависимость для определения прогиба вала под действием сил резания:

$$f = \frac{P \cdot l^3}{120 \cdot E \cdot J}, \quad (2)$$

$$J = \frac{\pi \cdot d^4}{64}; \quad (3)$$

где: P – результирующая сила резания, Н; l – длина вала, мм; E – модуль упругости, МПа; J – осевой момент инерции, мм<sup>4</sup>; d – диаметр вала, мм.

Точность геометрической формы и размеров, достигаемая во время механической обработки, снижается после раскрепления детали. Основной причиной образования остаточной деформации после механической обработки является перераспределение остаточных напряжений в имеющейся до обработки равновесной системе. При этом исследования [5,6] выделяют два основных фактора: появление остаточных деформаций в результате снятия припуска с заготовки, имеющей остаточные напряжения, появление остаточных деформаций в результате формирования остаточных напряжений на данной операции вследствие неоднородной пластической деформации вновь образованного слоя. Первый фактор представляет собой проявление технологической наследственности. Величина остаточной деформации, полученная непосредственно после механической обработки является непостоянной. По данным [4,5] уровень остаточных напряжений после механической обработки на различных участках детали неодинаков, но их система, переходя в равновесное состояние, вызывает, согласно закону Герстнера, упругую остаточную деформацию вала. С течением времени остаточные напряжения равновесной системы релаксируют, что сопровождается переходом упругих деформаций в пластические. В связи с тем, что степень релаксации прямо пропорциональна величине остаточного напряжения на конкретном участке детали, пластическая деформация вала лишена изотропности, что приводит ко вторичному короблению детали после лезвийной обработки. Вследствие наличия большого количества факторов, влияющих на точность обработки нежестких валов, для решения проблемы необходим системный подход. В своей основе он имеет следующие нормы: остаточные напряжения должны быть адекватны стадиям технологического процесса, на каждой из которых должен быть регламентированный метод контроля. Исходя из этого, выделяются способы уменьшения остаточных напряжений: литейных — снижение скорости и достижение равномерности охлаждения всех участков отливки, обеспечение наследственной мелкозернистости; ковочных — изменение геометрии поковки; изменение способаковки; уменьшение несплошности осевой зоны поковки; термических — повышение равномерности нагрева под закалку, защита флюсом тонких сечений, смягчение закалочной среды, уменьшение общего числа термообработок.

При механообработке и на финишных операциях методы снижения остаточных напряжений связаны с уменьшением объема зоны распространения наклепа, воз-

никающего от пластической деформации резца или круга, а также уменьшением степени нагрева зоны резания обрабатываемого вала. На стадии механической обработки остаточными напряжениями управляют путем: снижения подачи и глубины резания, уменьшения радиуса закругления режущей кромки, увеличения скорости резания, увеличения расхода СОЖ в зоне резания. На финишных операциях стабилизации остаточных напряжений достигают путем применения ультразвуковой, вибрационной обработок и метода малых пластических деформаций. Эти методы могут применяться как в качестве отдельной операции технологического процесса, так и заменяя релаксирующую термическую обработку при невозможности ее выполнения. Упругость технологической системы СПИД приводит к появлению деформации в процессе обработки, которая обуславливает возникновение случайных и систематических погрешностей размеров и геометрической формы обрабатываемых деталей. На точность обработки нежесткого вала, как при лезвийной, так и при абразивной обработке влияют следующие факторы: геометрические погрешности узлов станка, жесткость системы СПИД, способ установки детали на станке, износ режущего инструмента, температурное поле. Причинами возникновения геометрических погрешностей станка по данным исследований [2,3] являются: погрешности обработки базовых деталей станка, износ направляющих, или их непрямолинейность в горизонтальной плоскости, неточность установки и сборки узлов станка. Основной, с точки зрения обеспечения точности обработки нежестких валов, является проблема адекватности жесткости рабочих узлов станка жесткости детали. Ее решением является достижение инвариантной податливости вала по всей длине во время обработки. Автор [4] выделяет два метода повышения точности обработки нежестких валов: смещение задней бабки в сторону «от рабочего», при котором линия центров оказывается непараллельной направляющим станины, выравнивание жесткости станка с жесткостью обрабатываемой детали (изменение величины вылета пиноли и применение задних центров различной жесткости). Существенное влияние на жесткость СПИД, и, соответственно на точность обработки оказывают также следующие факторы: величина зазора в подвижных узлах, плотность прилегания и качество контактных поверхностей (необходимо повышать плотность прилегания контактных поверхностей, увеличивать площадь опорных поверхностей, снижать их количество), режим резания (нужно увеличивать частоту вращения детали и применять реверсивную обработку), направление риска шероховатости (должно быть разнонаправленным для переходных посадок и посадок с натягом, однонаправленным — посадок с зазором), вибрация (нужно уменьшать величину сил инерции и их моментов с помощью: статической и динамической балансировки детали и шлифовального круга, оптимизации параметров режима резания, применения люнетов-виброгасителей). Способ установки детали на станке должен обеспечивать совмещение установочной и технологической баз (установка в центрах с обеспечением минимального удельного давления в зоне контакта детали и зажимных элементов). Повышение точности обработки, связанное с износом режущего инструмента достигается: заменой режущих пластин из минералокерамики и ВК сплавами группы ТК, увеличением заднего угла  $\alpha$  в диапазоне средних скоростей ( $V=100..200$  м/мин) и уменьшением в диапазоне высоких скоростей ( $V>200$  м/мин), применением контроллеров состояния рабочих кромок резца, увеличением ширины режущей кромки. Влияние температурного поля на точность обработки целесообразно устранять при помощи обильного охлаждения СОЖ зоны резания, а также проведением обработки в термоконстантных отделениях с правильно организованной приточно-вытяжной вентиляцией и изолированием экранами источников тепловыделения и увеличения площади их охлаждения, а также чередованием операций с боль-

шим и меньшим нагревом детали. С учетом вышеперечисленных факторов построена математическая модель упругой деформации вала, показывающая степень влияния на точность обработки податливости системы СПИД. Уравнение упругой линии вала от действия осевой силы резания имеет следующий вид:

$$Y(x) = \frac{P_y \cdot x \cdot l}{10 \cdot d^3} \cdot \left( 2 \cdot \frac{x^2}{l^2} - 3 \cdot \frac{x}{l} + 1 \right), \quad (4)$$

где:  $P_y$  – составляющая силы резания, Н;  $x$  – расстояние от режущего инструмента до задней бабки, мм.

Зависимость упругой деформации вала от действия осевой силы резания приведена на рисунке 1. Податливость вала в выровненной  $E(x)$  и не выровненной  $\Xi(x)$  системе СПИД, приведенная на рисунке 2, описывается уравнениями:

$$E(x) = \frac{x^2 \cdot (l-x)^2}{3 \cdot d^4 \cdot l} + \left( 1 - \frac{x}{l} \right)^2 \cdot 0,33 \cdot \left( \frac{l^3}{12 \cdot d^4} + \varepsilon_n \right) + \frac{x^2}{l^2} \cdot \varepsilon_n + \varepsilon_c, \quad (5)$$

$$\Xi(x) = \frac{x^2 \cdot (l-x)^2}{3 \cdot d^4 \cdot l} + \left( 1 - \frac{x}{l} \right)^2 \cdot \varepsilon_3 + \frac{x^2}{l^2} \cdot \varepsilon_n + \varepsilon_c, \quad (6)$$

где:  $\varepsilon_c$  – податливость суппорта, мм/Н;  $\varepsilon_3$  и  $\varepsilon_n$  – податливости задней и передней бабок, мм/Н.

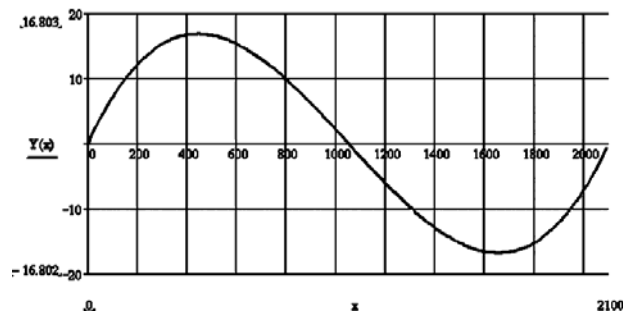


Рисунок 1 — Упругая деформация вала от действия осевой силы резания

Упругая деформация от действия радиальной силы резания, представленная на рисунке 3, описывается уравнениями:

$$\varepsilon_{3\_выпр} = 2 \cdot \left[ \varepsilon_3 + 3 \cdot \frac{\varepsilon_n}{4} + \frac{\varepsilon_n}{4} - \sqrt{\left( \left[ \varepsilon_3 + 3 \cdot \frac{\varepsilon_n}{4} + \frac{\varepsilon_n}{4} \right]^2 - \left[ \varepsilon_3 + \frac{\varepsilon_n}{4} \right] \cdot \varepsilon_n \right)} \right] \quad (7)$$

$$\tau(x) = \frac{\left[ 2 \cdot \left( 1 - \frac{1}{4} \cdot \left( 1 + \frac{x^2}{l^2} \right) \right) \cdot \varepsilon_3 \cdot \frac{x}{l} + \varepsilon_{3\_выпр} \cdot \frac{1}{2} \cdot \left( 1 - \frac{x}{2l} \right) + \frac{x}{4l} \cdot \varepsilon_n \right]}{\varepsilon_3 + \varepsilon_n + \frac{(\varepsilon_{3\_выпр} + \varepsilon_n)}{4}} \quad (8)$$

$$A(x) = \left[ \left( 1 - \frac{x}{l} \right)^2 \cdot \varepsilon_{3\_выпр} + \frac{x^2}{l^2} \cdot \varepsilon_n \right] \cdot (1 - \tau(x)) + \varepsilon_c, \quad (9)$$

$$B(x) = P_y \cdot \left[ \frac{l^3}{12d^4} \cdot \left( 1 - \frac{x}{l} \right)^2 \cdot 2 \frac{x}{l} - \tau(x) \cdot \left( \frac{3}{8} - \frac{x^2}{2l^2} \right) \right] + A(x); \quad (10)$$

где:  $\varepsilon_3$  – податливость вала в точке установка люнета;  $\varepsilon_n$  – податливость люнета.

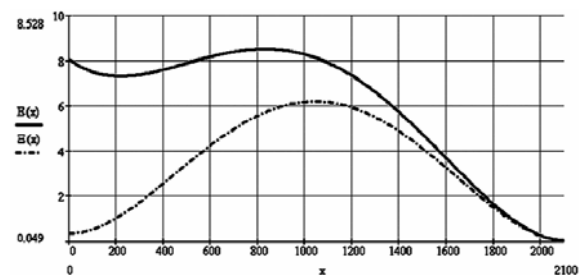


Рисунок 2 — Податливость вала в выровненной  $E(x)$  и невыровненной  $\Xi(x)$  системе СПИД

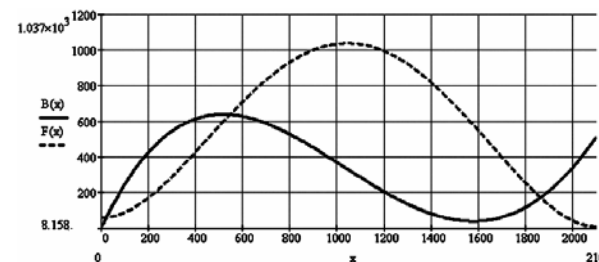


Рисунок 3 — Упругая деформация вала от действия радиальной силы резания в выровненной системе  $V(x)$  с применением неподвижного люнета и в выровненной системе  $F(x)$  без люнета

### Литература.

1. Боярский Л.Т., Коршиков Н.П. Технология изготовления деталей и сборки металлообрабатывающих станков и автоматических линий.–М.: Машиностроение, 1968.—340 с.
2. Колев К.С. Точность обработки и режимы резания.–М.: Машиностроение, 1968.—130 с.
3. Корсаков В.С. Точность механической обработки.–М.: Машгиз, 1961.—380 с.
4. Подпоркин В.Г. Обработка нежестких деталей.–М.—Л.: Машгиз, 1959.—208 с.
5. Вишняков Я.Д., Пискарев В.Д. Управление остаточными напряжениями в металлах и сплавах.–М.:Металлургия,1989.—254 с.
6. Технологические остаточные напряжения. Под ред. А.В. Подзья.–М.: Машиностроение, 1973.—216 с.

**Раздел 4  
Моделирование и оптимизация**

УДК 621.9

**Е.В. Мироненко**

Донбасская государственная машиностроительная академия, г.Краматорск Украина

**МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССА  
СТРУЖКОЗАВИВАНИЯ ПРИ СНЯТИИ БОЛЬШИХ СЕЧЕНИЙ СРЕЗА**

*The carried out (spent) analytical researches allow to explain the fact, known in practice, of growth of radius of curvature of a shaving at removal of the large sections dependent with deterioration and therefore, change of geometry and form of a forward surface of a special cutting plate.*

Проведенный анализ существующих моделей процесса стружкозавивания показывает, что не существует единого мнения по поводу причин стружкозавивания.

В отличие от общепринятой точки зрения [1] некоторые авторы, в частности [2], считают, что в процессе стружкозавивания наряду с деформациями сдвига, существенную роль играет отгибание стружки, как упругой балки, от металла у детали. В [1] приводится метод расчета нормальных напряжений  $\sigma_x$  на передней поверхности резца, основанный на модели внедрения абсолютно твердого тела стружки в виде плоского штампа в упругое тело резца:

$$\sigma_x = \frac{4\mu\nu}{\pi(x+1)} \ln \frac{c + \sqrt{c^2 - x^2}}{c - \sqrt{c^2 - x^2}},$$

где:  $\nu$  - угол наклона поверхности стружки;  $c$  - длина контакта стружки с передней поверхностью режущего лезвия, (смотри рисунок 1):

$$\mu = \frac{E}{2(1 + \nu_0)}, x = 3 - 4\nu_0,$$

где:  $E$  - модуль упругости,  $\nu_0$  - коэффициент Пуассона.

Формирование стружки в реальных условиях в значительной степени определяется ещё одним важным фактором - естественными препятствиями на пути движения стружки.

Процесс отгибания тела стружки может быть учтен, если вместо плоской её поверхности рассматривать сочетание прямой линии  $oe$  (до появления деформации изгиба) и окружности радиуса  $R$  (смотри рисунок 2). Рассматривая переднюю поверхность резца также в виде дуги окружности, можно учесть влияние на напряжения и радиус кривизны стружки, радиуса стружкозавивающей канавки и времени работы инструмента с течением которого форма передней поверхности меняется.

Нормальные напряжения, при взаимодействии стружки с передней поверхностью (рисунок 2) и с поверхностями в виде дуг окружности, находим как сумму нормальных напряжений; в случае (рисунок 1) с  $\nu$  равным разноси углов поверхности стружки  $\nu_{xc}$  и дуги поверхности резца  $\nu_{xp}$  и с равным длине дуги поверхности стружки  $C_x$ . Используя интегрирование по частям получим:

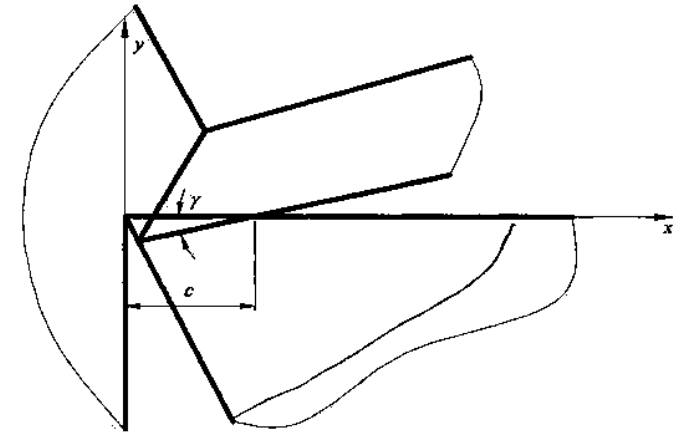


Рисунок 1 — Схема стружкообразования с плоской передней поверхностью

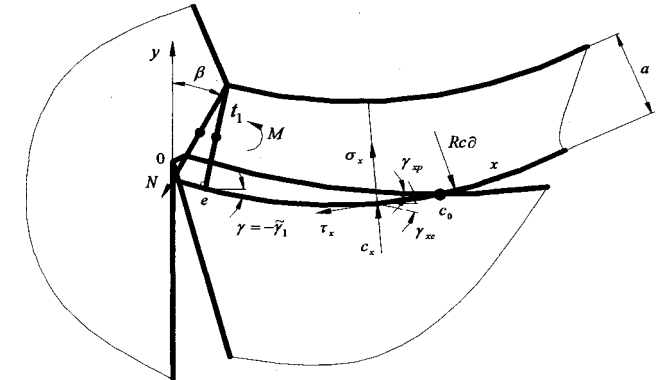


Рисунок 2 — Схема деформирования стружки с криволинейной передней поверхностью в виде дуги окружности

$$\sigma_x = \sigma_x \Big|_{c=c_0} - \sum_{i=1}^N \bar{\sigma}_x = \sigma_x \Big|_{c=c_0} - \int_{c_x}^{c_0} \sigma_x d\tilde{C}_x = \frac{4\mu(\nu_{oc} - \nu_{op})}{\pi(x+1)} \ln \frac{c_0 - \sqrt{c^2 - x^2}}{c_0 - \sqrt{c^2 - x^2}} d\tilde{C}_x -$$

$$- \frac{4\mu(\nu_{oc} - \nu_{op})}{\pi(x+1)} \int_{c_x}^{c_0} \frac{d}{d\tau_x} (\nu_{xc} - \nu_{xp}) \ln \frac{\tau_x + \sqrt{\tau_x^2 - x^2}}{\tau_x - \sqrt{\tau_x^2 - x^2}} d\tilde{C}_x = \frac{4\mu}{\pi(x+1)} \times$$

$$\times \int_{c_x}^{c_0} (\nu_{xc}(\tilde{C}_x) - \nu_{xp}(\tilde{C}_x)) \frac{2}{\sqrt{C_x^2 - X^2}} d\tilde{C}_x.$$

Из рисунка 3 а) и б) определяем дугу поверхности стружки  $\nu_{xp}(\tilde{C}_x)$  и резца используя вспомогательные величины, обозначенные на рисунке 3:

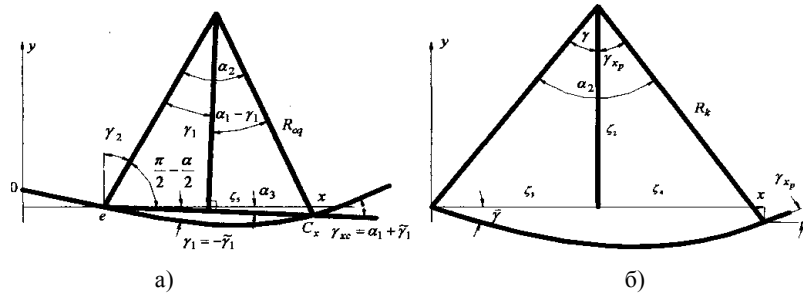


Рисунок 3 — Расчетные схемы к определению дуги поверхности: а) стружки, б) резца

$$\zeta = atg(\beta - v_1) = a(tg\beta - \tilde{v}_1),$$

где:  $a$  - толщина стружки;  $Pi$  - угол  $v$ , отсчитываемый против часовой стрелки;

$$v_{xc} = \frac{C_x - atg(\beta - v_1)}{R_{cg}} + \tilde{v}_1;$$

$$\zeta_2 = R_k \cos \gamma \quad \zeta_3 = R_k \sin \gamma \quad \zeta_4 = x - R_k \sin \gamma;$$

$$v_{xp} = \arcsin \frac{x - R_k \sin \gamma}{R_k};$$

$$\alpha_3 = \frac{\pi}{2} - \frac{\alpha_1}{2} - \tilde{v}_1 - \frac{\pi}{2} = \tilde{v}_1 - \frac{\alpha_1}{2};$$

$$\zeta_3 = 2R_{cr} \sin \frac{\alpha_1}{2};$$

$$x = atg(\beta - \tilde{v}_1) \cos \tilde{v}_1 + 2R_{cr} \sin \frac{\pi}{2} \cos \left( \tilde{v}_1 + \frac{\alpha_1}{2} \right).$$

В общем случае:

$$x = \begin{cases} C_x \cos v_1, \text{ где } C_x \leq atg(\beta + \tilde{v}_1); \\ atg(\beta + \tilde{v}_1) \cos \tilde{v}_1 + 2R_{cr} \sin \frac{C_x - atg(\beta + \tilde{v}_1)}{2R_{cr}} \cos \tilde{v}_1 + \frac{C_x - atg(\beta + \tilde{v}_1)}{2R_{cr}}, \\ \text{при } C_x > atg(\beta + \tilde{v}_1). \end{cases}$$

Последнее выражение, если использовать переменную  $v_{xc}$  вместо  $C_x$  принимает вид:

$$x = atg(\beta + \tilde{v}_1) \cos \tilde{v}_1 + 2R_{cr} \sin \frac{v_{xc} - \tilde{v}_1}{2} \cos \frac{v_{xc} - \tilde{v}_1}{2}.$$

Окончательно получаем:

$$v_{xp} = \arcsin \left[ \frac{\alpha}{R_k} tg(\beta + \tilde{v}_1) \cos \tilde{v}_1 + 2 \frac{R_{cr}}{R_k} \sin \frac{C_x - atg(\beta + v_1)}{2R_{cr}} \times \right. \\ \left. \times \cos \left( v_1 + \frac{C_x - atg(\beta + v_1)}{2R_{cr}} \right) - \sin \gamma \right].$$

Найдем плечи нормального и касательного напряжений относительно некоторой точки  $x$  в середине стружки. Имеем  $a_2 = \tilde{v}_1 + \frac{\alpha}{2}$  - при отсчете угла против часовой стрелки:

$$\zeta_1 = 2R \sin \frac{\alpha}{2};$$

$$\zeta_2 = \zeta_1 \cos \left( \tilde{v}_1 + \frac{\alpha_1}{2} \right) = 2R_1 \sin \frac{\alpha}{2} \cos \left( \tilde{v}_1 + \frac{\alpha}{2} \right);$$

$$\zeta_3 = \zeta_2 - \frac{\alpha}{2} \cos \left( \frac{\pi}{2} + \tilde{v}_1 \right) = \zeta_2 + \frac{\alpha}{2} \sin \tilde{v}_1;$$

$$\zeta_4 = \zeta_3 - (\zeta_5 + \zeta_1 \sin \alpha_2) tg v_2;$$

$$\zeta_5 = \frac{\alpha}{2} \sin \left( \frac{\pi}{2} + \tilde{v}_1 \right) = \frac{\alpha}{2} \cos \tilde{v}_1.$$

$$e\sigma_x = \zeta_4 \sin \left( \frac{\pi}{2} - v_2 \right) = \zeta_4 \cos v_2;$$

$$e\tau_x = \frac{\zeta_4 \sin v_2 + (\zeta_5 + \zeta_1 \sin \alpha_2)}{\cos v_2}.$$

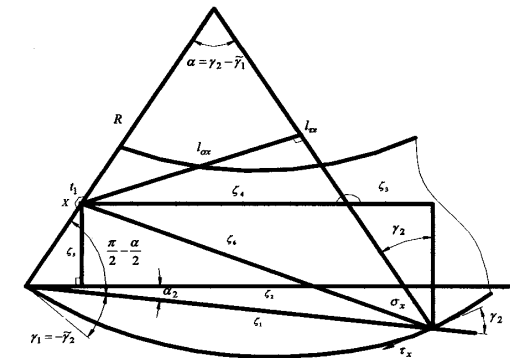


Рисунок 4 — Схема для определения нормальных и касательных напряжений в средней части стружки.

Окончательно:

$$l\sigma_x = \left( 2R \sin \frac{v_2 - \tilde{v}_1}{2} \cos \frac{v_2 - \tilde{v}_1}{2} + \frac{\alpha}{2} \sin \tilde{v}_1 - \left( \frac{\alpha}{2} \cos \tilde{v}_1 + 2R \sin \frac{v_2 - \tilde{v}_1}{2} \sin \frac{v_2 - \tilde{v}_1}{2} \right) \times \right. \\ \left. \times \operatorname{tg} v_2 \right) \cos v_2; \\ l\tau_x = \left[ 2R \sin \frac{v_2 - \tilde{v}_1}{2} \cos \frac{v_2 - \tilde{v}_1}{2} + \frac{\alpha}{2} \sin \tilde{v}_1 - \left( \frac{\alpha}{2} \cos \tilde{v}_1 + 2R \sin \frac{v_2 - \tilde{v}_1}{2} \sin \frac{v_2 + \tilde{v}_1}{2} \right) \times \right. \\ \left. \times \operatorname{tg} v_2 \right] \sin v_2 + \frac{\left( \frac{\alpha}{2} \cos \tilde{v}_1 + 2R \sin \frac{v_2 - \tilde{v}_1}{2} \sin \frac{v_2 + \tilde{v}_1}{2} \right)}{\cos v_2}.$$

Касательные напряжения обычно принимают следующий вид:

$$\tau_x = \begin{cases} \tau_T, \text{ при } x \in [\alpha, \tilde{c}_1] = \{x | K_T \sigma_x > \tau_T\} \\ K_T \sigma_x, \text{ при } x \in [\tilde{c}_1, \tilde{c}_0], \end{cases}$$

где:  $m_m$  - предел текучести;  $C$  - координата до которой происходит пластическая деформация вдоль передней грани резца;  $C_0 = x(C_0)$  - координата конца контакта.

Обозначим ширину стружки через  $b$  для момента  $M$  и касательной силы  $N$  получим соотношения:

$$N = \int_0^{c_0} \sigma_x \cos(v_{xc} + \beta) - C_x \sin(v_{xc} + \beta) \cos v_{xc} \cdot b dx; \\ N = \left( \frac{\alpha}{\cos(\beta + \tilde{v}_1)} \right) \cdot b \tau_T; \\ M = \int_{\operatorname{ctg}(\beta + \tilde{v}_1)}^{c_2} \left( \sigma_x l \sigma_x \Big|_{\tilde{v}_1 = -\tilde{v}_1, v_2 = v_{xc}} - \tau_x l \tau_x \Big|_{\tilde{v}_1 = -\tilde{v}_1, v_2 = v_{xc}} \right) \cos v_{xc} \cdot b dx; \\ M = J \sigma_T = \left( \frac{\alpha}{2} \right)^2 b \sigma_T,$$

где:  $J$  — момент инерции поперечного сечения стружки.

Из вышеприведенных уравнений можно определить  $v$ , и  $R$ , а по  $R$  радиус недеформированной стружки  $R_c$ .

Рассмотрим ситуацию, когда стружка может касаться прихвата-стружколома. Критический радиус  $R_{cd}$  в этом случае определяется следующим образом, смотри рисунок 5.

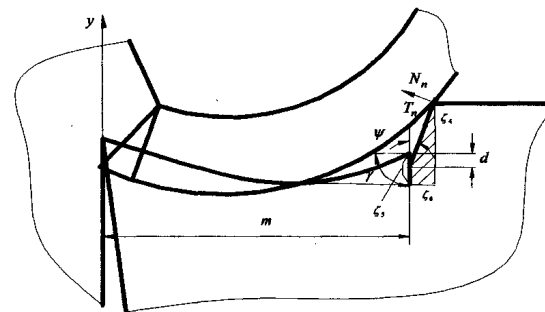


Рисунок 5 – Схема стружкозавивания при сочетании криволинейной передней поверхности и прихвата-стружколома

$$\zeta_4 = 2R_{c0} \sin \frac{1}{2} \left( \frac{\pi}{2} - \psi - v_{xc} \Big|_{c_x=c_0} \right) \sin \frac{1}{2} \left( \frac{\pi}{2} - \psi + v_{xc} \Big|_{c_x=c_0} \right); \\ \zeta_5 = 2R_k \sin \frac{1}{2} \left( \gamma - v_{xp} \Big|_{c_x=c_0} \right) \sin \frac{1}{2} \left( \gamma + v_{xp} \Big|_{c_x=c_0} \right); \\ b - \operatorname{ctg}(\beta - \tilde{v}_1) \cos \tilde{v}_1 + \zeta_6 = 2R_{c0} \sin \frac{1}{2} \left( \frac{\pi}{2} - \psi - \tilde{v}_2 \right) \cos \frac{1}{2} \left( \frac{\pi}{2} - \psi + \tilde{v}_1 \right),$$

где:  $m$  - расстояние от режущей кромки до прихвата-стружколома  $d$  - величина выступа пластины над прихватом-стружколомом. Наконец получаем:

$$2R_{c0} \sin \frac{1}{2} \left( \frac{\pi}{2} - \psi - v_{xc} \Big|_{c_x=c_0} \right) \sin \frac{1}{2} \left( \frac{\pi}{2} - \psi + v_{xc} \Big|_{c_x=c_0} \right) - \\ - 2R_k \sin \frac{1}{2} \left( \gamma - v_{xp} \Big|_{c_x=c_0} \right) \sin \frac{1}{2} \left( \gamma + v_{xp} \Big|_{c_x=c_0} \right) + d = \\ = \left( 2R_{c0} \sin \frac{1}{2} \left( \frac{\pi}{2} - \psi - v_1 \right) \cos \frac{1}{2} \left( \frac{\pi}{2} - \psi + \tilde{v}_1 \right) - b + \operatorname{ctg}(\beta + \tilde{v}_1) \cos \tilde{v}_1 \right) \operatorname{ctg} \psi.$$

Определяем нормальную силу  $N_n$  и касательную  $T_n$  действующую со стороны прихвата стружколома:

$$T_n = K_T N_n.$$

Для этого берем уравнения:

$$\tilde{N} = N + N_n \cos \left( \frac{\pi}{2} + \psi + \beta \right) - T_n (\beta - \psi);$$

$$N' = \left( \frac{\alpha}{\cos(\beta + \tilde{\nu}_1)} \right) \cdot \alpha \tau_T;$$

$$\tilde{M} = M + M_n l_{\sigma_x} \left|_{\tilde{\nu}_1 = \tilde{\nu}_1 + \tilde{\nu}_c; \tilde{\nu}_2 = \frac{\pi}{2} - \psi - T_n l_{\sigma_x}} \right|_{\tilde{\nu}_1 = -\tilde{\nu}_1; \tilde{\nu}_2 = \frac{\pi}{2} - \psi};$$

$$\tilde{M} = J \sigma_T = \left( \frac{\alpha}{2} \right)^2 \theta \sigma_T.$$

Эти уравнения позволяют найти  $W_n$ , а затем  $T_a$ .

Определяем радиус недеформированной стружки  $R_c$ . Для этого сначала найдем момент создаваемый силами, действующими на ее правый конец в ее произвольном сечении с координатой  $x_c$ .

$$M_x = \frac{1}{v_{xc0} - v_{xc}} \int_{v_{xc}}^{v_{xc0}} \left( \sigma_x l_{\sigma_x} \left|_{\tilde{\nu}_1 = \tilde{\nu}_1; \tilde{\nu}_2 = v_{xc} - \tau_x l_{\sigma_x}} \right|_{\tilde{\nu}_1 = \tilde{\nu}_1; \tilde{\nu}_2 = v_{xc}} \right) dv +$$

$$+ N_n l_{\sigma_x} \left|_{\tilde{\nu}_1 = \tilde{\nu}_1; \tilde{\nu}_2 = \frac{\pi}{2} - \psi - T_n l_{\sigma_x}} \right|_{\tilde{\nu}_1 = \tilde{\nu}_1; \tilde{\nu}_2 = \frac{\pi}{2} - \psi},$$

где:  $\tilde{\nu}_1, \tilde{\nu}_2$  - углы наклона стружки в точке  $C_x = C_0$  и в точке  $x = x_c$ ;

$$l_{\sigma_x} \left|_{\tilde{\nu}_1 = \tilde{\nu}_1; \tilde{\nu}_2 = v_{xc}} \right|$$

— результат подстановки в формулу для  $l$  вместо  $l_1$  и  $v_2$  значениями  $v_c$  и  $v$ .

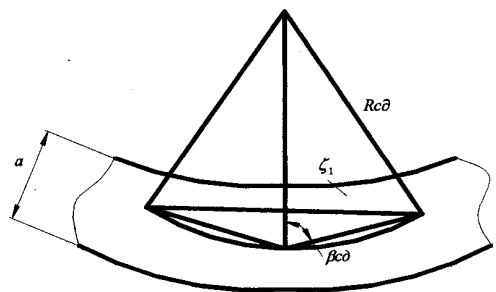


Рисунок 6 — Схема деформированного состояния стружки.

Из приведенной схемы на рисунке 6 видно, что момент  $M_x$  связан с радиусом  $R_{c\delta}$  следующим образом:

$$R_{c\delta} \left( \frac{\pi}{2} - \psi - \tilde{\nu}_1 \right) \int_{\tilde{\nu}_1}^{\frac{\pi}{2} - \psi} M_x \cdot dv = K_y R_{c\delta} \left( \frac{\pi}{2} - \psi - \tilde{\nu}_1 \right) \left[ \frac{1}{R_{c\delta} - \frac{\alpha}{2}} - \frac{1}{R_{c\delta} + \frac{\alpha}{2}} \right]$$

где:  $\xi_1 = dx = de$  может служить линейным элементом длины вдоль окружности.

Окончательно для внешнего радиуса  $R_c$  стружки получаем выражение:

$$R_c = \left( \frac{1}{R_{c\delta} - \frac{\alpha}{2}} - \frac{1}{K_y \left( \frac{\pi}{2} - \psi - \tilde{\nu}_1 \right)} \right) \int_{\tilde{\nu}_1}^{\frac{\pi}{2} - \psi} \left[ \frac{1}{v_{xc0} - v} \times \right.$$

$$\times \int_{v_{xc}}^{v_{xc0}} \left( \sigma_x l_{\sigma_x} \left|_{\tilde{\nu}_1 = \tilde{\nu}_1; \tilde{\nu}_2 = v_{xc} - \tau_x l_{\sigma_x}} \right|_{\tilde{\nu}_1 = \tilde{\nu}_1; \tilde{\nu}_2 = v_{xc}} \right) dv +$$

$$\left. + N_n l_{\sigma_x} \left|_{\tilde{\nu}_1 = \tilde{\nu}_1; \tilde{\nu}_2 = \frac{\pi}{2} - \psi - T_n l_{\sigma_x}} \right|_{\tilde{\nu}_1 = \tilde{\nu}_1; \tilde{\nu}_2 = \frac{\pi}{2} - \psi} \right] dv + \frac{\alpha}{2},$$

где:  $K_y$  - коэффициент упругости.

Проведенные аналитические исследования позволяют объяснить известный на практике факт роста радиуса кривизны стружки при снятии больших сечений среза связаны с износом и, следовательно, изменением геометрии и формы передней поверхности специальной режущей пластины.

### Литература.

1. Резание металлов и инструмент Под. Рез. А.М. Розенберга. –М: Машиностроение, 1964г. – 260с.
2. Васин С.А., Верещака А.С., Кушнер В.С. Резание материалов: Термомеханический подход к системе взаимосвязей при резании. – М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2001. – 448с.

УДК 621.822

**В.Д.Ковалев, М.С. Мельник**

Донбасская государственная машиностроительная академия, г.Краматорск, Украина

**МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ДИНАМИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ В ПРИВОДАХ ПОДАЧИ ТЯЖЕЛЫХ ТОКАРНЫХ СТАНКОВ С СИСТЕМОЙ АДАПТИВНОГО УПРАВЛЕНИЯ**

*In a paper the features of mathematical simulation of dynamic processes in mechanisms of feedings of machine tools with systems of autocontrol are considered. The effective method of construction of amplitude responses of complex systems is offered. The model of elastic system of the machine tool taking into account interaction of linear and torsional oscillations is considered.*

Прежде чем приступать к рассмотрению собственно математической модели, необходимо ознакомиться с объектом моделирования – системой адаптивного управления точностью привода поперечной подачи тяжелого токарного станка с базированием по лучу лазера.

Рассматриваемая система предназначена для автоматической компенсации геометрических погрешностей направляющих продольного перемещения, а также упругих и тепловых деформаций станины, суппорта и кинематической цепи привода поперечной подачи. Она представляет собой традиционный следящий привод подачи с датчиком обратной связи, расположенным на конечном звене кинематической цепи, то есть на салазках суппорта. Отличием же является то, что датчик отслеживает поперечное положение салазок не относительно направляющих станины, а относительно измерительной базы, сформированной в виде луча лазера, параллельного оси центров станка. Порядок размещения элементов системы адаптивного управления на станке приведен на рисунке 1.

Луч лазера 1 проходит между направляющими станины 2 под кареткой суппорта 3 и расщепляется полупрозрачным зеркалом 4, расположенным на каретке суппорта под углом 45°. Часть луча прошедшая через зеркало попадает на фотоприемник, расположенный на противоположном конце станины (на схеме не показан), сигнал которого используется для коррекции положения лазера с целью автоматического поддержания параллельности оси луча к оси центров станка. Отраженная часть луча направленная вертикально вверх попадает на дифференциальный фотоприемник 5 датчика обратной связи.

На конструкции датчика следует остановиться особо. Он также представляет собой следящий привод, состоящий из дифференциального фотоприемника 5, который закреплен на гайке измерительной передачи винт-гайка 6, серводвигателя 7, дифференциального усилителя 8 и измерительного преобразователя 9. Входы дифференциального усилителя соединены с выходами фотоэлементов дифференциального фотоприемника таким образом, что напряжение на выходе усилителя пропорционально разности световых потоков, падающих на фотоэлементы. То есть описывается выражением

$$U=K \cdot (\Phi_1 - \Phi_2), \tag{1}$$

где:  $U$  – выходное напряжение дифференциального усилителя;  $K$  – приведенный коэффициент усиления, учитывающий коэффициент передачи фотоэлементов и коэффициент усиления усилителя;  $\Phi_1, \Phi_2$  – световые потоки, падающие на фотоэлементы.

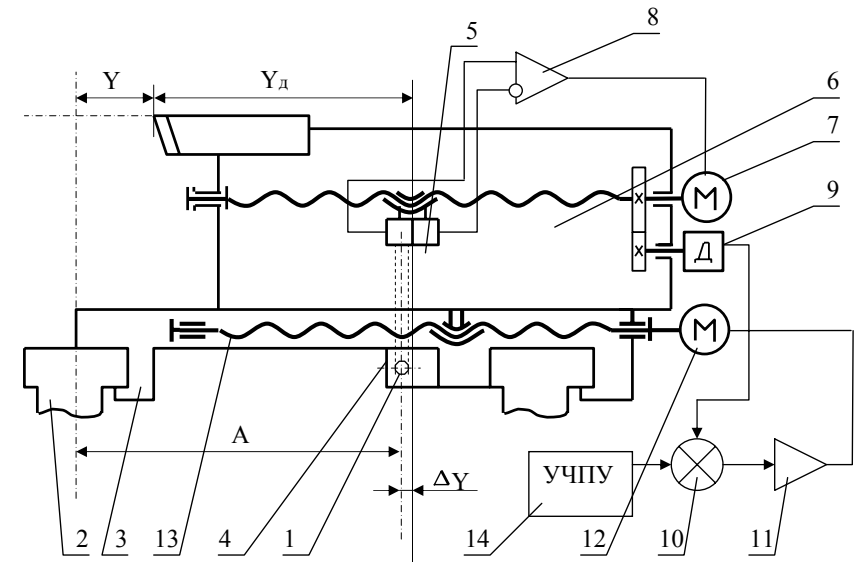


Рисунок 1 - Схема привода поперечной подачи тяжелого токарного станка с системой адаптивного управления

Выходное напряжение усилителя приводит в действие серводвигатель, который посредством измерительной передачи винт-гайка 6 перемещает гайку с дифференциальным фотоприемником 5 до тех пор, пока световые потоки, падающие на фотоэлементы, не уравновесятся, то есть луч лазера будет попадать точно между фотоэлементами. Перемещение гайки с фотоприемником 5 отсчитывается фотоимпульсным измерительным преобразователем 9 и подается на сравнивающее устройство 10 следящего привода подачи в качестве сигнала обратной связи.

Чтобы лучше понять принцип работы датчика, рассмотрим подробнее размерную цепь поперечной подачи (смотри рисунок 1). В качестве выходного параметра нас интересует поперечная координата  $Y$  вершины резца, то есть расстояние от вершины резца до оси центров станка. Датчик непосредственно измеряет расстояние  $Y_d$  от вершины инструмента, до центра дифференциального фотоприемника, а центр фотоприемника в состоянии покоя совпадает с оптической осью луча лазера, то есть с измерительной базой. Ось луча находится на расстоянии  $A$  от оси центров станка, следовательно, направление отсчета и начальная привязка измерительного преобразователя 9 должны обеспечивать следующее соотношение:

$$Y=A-Y_d. \tag{2}$$

В момент воздействия возмущающего фактора, например скачок силы резания, в выражение (2) добавится еще и деформация упругой системы привода подачи  $\Delta Y$ :

$$Y_d=A+\Delta Y - Y_d'. \tag{3}$$

Она в последствии отработается серводвигателем датчика перемещения и прибавится с учетом знака к углу поворота вала двигателя поперечной подачи.

Кроме описанного датчика обратной связи следящий привод подачи содержит вышеупомянутое цифровое сравнивающее устройство 10, усилитель мощности 11, двигатель поперечной подачи 12 и силовую передачу винт-гайка 13. Цифровой код поперечной координаты сравнивающее устройство 10 получает от устройства ЧПУ 14. На схеме для простоты показаны только обратные связи по положению, но при разработке математической модели необходимо учитывать и обратные связи по скорости, которые являются обязательными для приводов подач станков с контурной системы ЧПУ, поэтому обратимся к блок-схеме следящего привода с обратной связью по скорости и по положению, приведенной на рисунке 2.

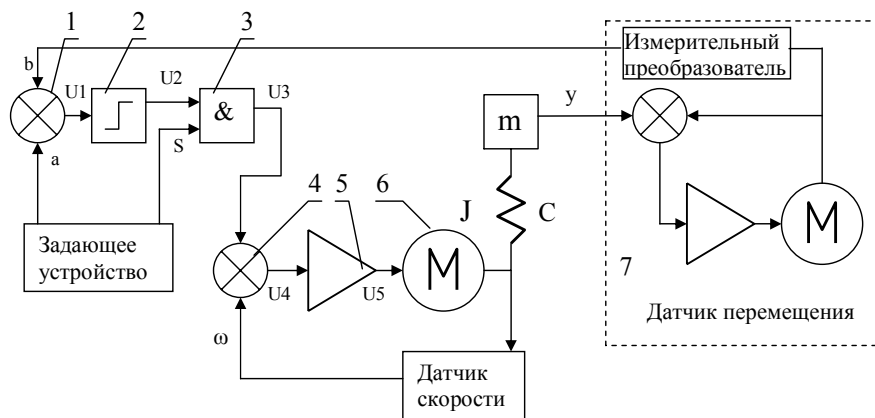


Рисунок 2 — Блок-схема привода подачи с системой адаптивного управления

Логическая организация привода подачи следующая. Задающее устройство, в качестве которого выступает устройство ЧПУ, формирует два сигнала: цифровой код текущей координаты и значение скорости перемещения. Значение координаты сравнивается цифровым компаратором 1 со значением от датчика перемещения и в случае их различия с помощью порогового устройства 2 формирует трехуровневый сигнал, соответствующий движению вперед, назад и остановке. Этот сигнал логически умножается в перемножителе 3 со значением скорости и подается на сравнивающее устройство 4, где сравнивается с текущим значением скорости от тахогенератора. Разница, усиленная усилителем мощности 5, определяет мгновенное значение крутящего момента двигателя поперечной подачи 6. Двигатель нагружен на упругую систему станка, которую можно привести к сосредоточенной массе салазок  $m$  и сосредоточенному моменту инерции ротора двигателя  $J$ , которые связаны упругой связью  $C$ . Перемещение рабочего органа отсчитывается описанным выше датчиком перемещения 7.

Теперь переходим непосредственно к вопросам математического моделирования. Задачей математического моделирования для данного случая является построение и исследование математической модели системы с целью получения амплитудно-

частотных и фазово-частотных характеристик, по которым можно судить о частотном диапазоне работоспособности системы. Принципиально система не предназначена для демпфирования колебаний упругой системы станка, но с точки зрения динамики ее следует рассматривать именно как активный демпфер.

Поскольку задача довольно узкая, то в первую очередь необходимо выделить доминирующую систему. В общем случае передаточная функция для упругой системы станка имеет вид:

$$W_{yc} = R_{xx}W_{xx} + R_{xy}W_{xy} + R_{xz}W_{xz} + R_{yx}W_{yx} + R_{yy}W_{yy} + R_{yz}W_{yz} + R_{zx}W_{zx} + R_{zy}W_{zy} + R_{zz}W_{zz} \quad (4)$$

здесь  $W_{xx} = \Delta X/P_x$ ,  $W_{xy} = \Delta X/P_y$ ,  $W_{xz} = \Delta X/P_z$ ,  $W_{yx} = \Delta Y/P_x$  и т.д.

где:  $\Delta X$  – деформация упругой системы в направлении оси  $X$ ;  $P_x$  – составляющая внешней сила, направленная по оси  $X$ ;  $\Delta Y$  – деформация упругой системы в направлении оси  $Y$ ;  $P_y$  – составляющая внешней сила, направленная по оси  $Y$ ;  $\Delta Z$  – деформация упругой системы в направлении оси  $Z$ ;  $P_z$  – составляющая внешней сила, направленная по оси  $Z$ ;  $R_{ij}$  – коэффициенты направления (единичные векторы), учитывающие ориентацию в пространстве составляющих сил резания и перемещений упругой системы.

Рассматриваемый случай приводится к плоской задаче для случая врезного точения, т.е. доминирующими являются силы и деформации вдоль осей  $Y$  и  $Z$ , причем нас интересует только низкочастотная область АЧХ, поэтому составляющие колебания  $P_z$  и  $\Delta Z$ , обусловленные в основном упругой системой инструмента и его крепления и имеющие высокие резонансные частоты, можно опустить. В качестве выходного параметра нас интересуют перемещения упругой системы вдоль оси  $Y$ , как формообразующий параметр настройки, следовательно, составляющие  $W_{zz}$  и  $W_{zy}$  также можно опустить. И последнее допущение заключается в том, что составляющая  $W_{yz}$  для тяжелых токарных станков, особенно при чистовом точении больших диаметров пренебрежимо мала. Таким образом, передаточная функция системы для нашей задачи примет вид:

$$W_{yc} = R_{yy}W_{yy}, \quad (5)$$

т.е. мы получили упругую систему с одной степенью свободы.

В общем случае для получения АЧХ системы необходимо решить систему уравнений высокого порядка, что аналитическим способом практически не реально. На практике АЧХ сложных систем получают экспериментальным путем. Для случая тяжелых станков проводить подобные эксперименты довольно дорого, а иногда и не реально. Поэтому для теоретического построения АЧХ удобно применять итерационный дискретно-численный метод прямого моделирования с квантованием по времени, реализуемый на ЭВМ.

Суть метода состоит в следующем. Записываются передаточные уравнения каждого звена системы в явном виде в функции от времени, включая упругую систему, привод и систему управления. В качестве переменной цикла выбирается время. В начале цикла на входной параметр системы (в нашем случае это сила резания  $P_y$ ) дается возмущающие воздействия нужной формы – скачок или гармонический закон.



Затем на каждой итерации выполняются расчеты выходных параметров каждого звена, причем в последовательности, совпадающей с направлением распространения сигнала. На каждой итерации выводится выходной параметр (в нашем случае это перемещение резца  $\Delta Y$ ), в результате чего получаем график переходного процесса.

Для построения АЧХ необходимо создать вложенный цикл. В качестве переменной внешнего цикла выбирается частота колебаний входного параметра. Внутренним циклом является вышерассмотренный алгоритм построения переходного процесса. В этом алгоритме входной параметр изменяется по гармоническому закону с частотой заданной на очередной итерации внешнего цикла. Кроме того, во внутреннем цикле после построения переходного процесса определяется амплитуда колебаний выходного параметра, как половина разности между максимальным и минимальным значениями выходного параметра. Эта амплитуда возвращается во внешний цикл в качестве выходного параметра и на основании полученного массива значений амплитуд для различных входных частот строится АЧХ системы. Упрощенная блок-схема алгоритма приведена на рисунке 3.

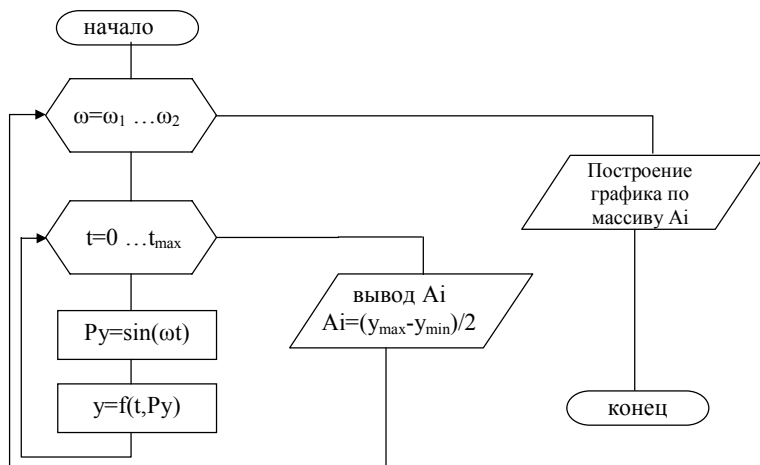


Рисунок 3 - Блок-схема алгоритма построения АЧХ

Для практической реализации алгоритма необходимо получить передаточные функции каждого звена в явном виде. Начнем со сравнивающих устройств, которых в рассматриваемой схеме три. Для идеального сравнивающего устройства передаточная функция запишется так:

$$W_{cy} = \frac{U1}{a-b} = 1, \quad (6)$$

или в явном виде

$$U1 = a - b, \quad (7)$$

где:  $U1$  – выходное напряжение сравнивающего устройства;  $a, b$  – сравниваемые входные напряжения.

Далее по схеме следует пороговое устройство 2. Его передаточная функция запишется алгоритмически:

$$\begin{cases} U1 > \varepsilon \Rightarrow U2 = 1 \\ \varepsilon > U1 > -\varepsilon \Rightarrow U2 = 0, \\ U1 < -\varepsilon \Rightarrow U2 = -1 \end{cases} \quad (8)$$

где:  $\varepsilon$  - гистерезис порогового устройства соответствующий половине элементарного перемещения привода подачи;  $U1$  – входное напряжение порогового устройства;  $U2$  – выходное напряжение порогового устройства.

Следует иметь в виду, что если сравнивающее устройство выполнено в виде компаратора цифровых кодов, то оно объединяет в себе функции аналогового сравнивающего устройства и порогового устройства, т.е. передаточная функция будет иметь вид:

$$\begin{cases} (a-b) > \varepsilon \Rightarrow U2 = 1 \\ \varepsilon > (a-b) > -\varepsilon \Rightarrow U2 = 0. \\ (a-b) < -\varepsilon \Rightarrow U2 = -1 \end{cases} \quad (9)$$

Передаточная характеристика для логического перемножителя 3:

$$\begin{cases} U2 = 1 \Rightarrow U3 = S \\ U2 = 0 \Rightarrow U3 = 0 \\ U2 = -1 \Rightarrow U3 = -S \end{cases}, \quad (10)$$

где:  $U2$  – выходное напряжение порогового устройства 2;  $U3$  – выходное напряжение перемножителя 3;  $S$  – код скорости, получаемый от задающего устройства.

Для простоты будем считать, что перемножитель объединен с цифро-аналоговым преобразователем и что выходной сигнал имеет аналоговый характер.

Для усилителя мощности 5:

$$U5 = K \cdot U4, \quad (11)$$

где:  $K$  – коэффициент усиления усилителя по напряжению;  $U4, U5$  – соответственно входное и выходное напряжение усилителя.

Для двигателя постоянного тока имеем два выходных параметра – скорость и угол поворота, следовательно, следует записать две передаточные функции:

$$\omega = \int \frac{M}{J} dt; \quad (12)$$

$$\varphi = \int \omega dt = \iint \frac{M}{J} dt, \quad (13)$$

где:  $\omega$  - угловая скорость вала двигателя;  $\varphi$  - угол поворота вала двигателя;  $J$  – момент инерции механизма привода подачи, приведенный к валу двигателя;  $M$  – крутящий момент двигателя;  $dt$  – дифференциал времени;

$$M = \beta \cdot (U5 - \alpha \beta_1), \quad (14)$$

где:  $U_5$  – напряжение питания якоря двигателя;  $\beta, \beta_1$  – коэффициенты пропорциональности, зависящие от конструкции, размеров и индукции возбуждения двигателя.

Наиболее сложную передаточную функцию имеет упругая система станка. Ее следует рассматривать как двухмассовую систему с упругой связью. Расчетная схема упругой системы приведена на рисунке 4.

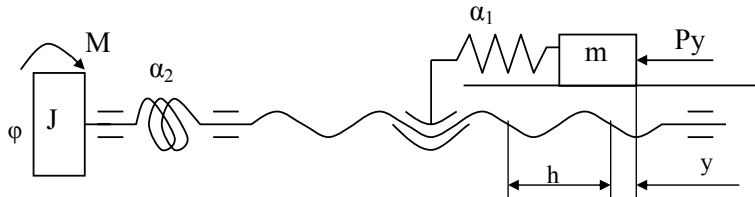


Рисунок 4 - Расчетная схема упругой системы станка

Передаточная функция запишется в виде системы дифференциальных уравнений движения отдельных масс:

$$\begin{cases} P_y = m \frac{d^2 y}{dt^2} + c' \left( y - \frac{h\varphi}{2\pi} \right) \\ M = J \frac{d^2 \varphi}{dt^2} + c \left( \varphi - \frac{2\pi \cdot y}{h} \right) \end{cases}, \quad (15)$$

где:  $y$  – координата суппорта по оси  $y$ ;  $M$  – крутящий момент двигателя (выражение (14));  $\varphi$  – угол поворота вала двигателя;  $P_y$  – составляющая силы резания;  $h$  – шаг ходового винта поперечной подачи;  $m$  – масса подвижного узла (салазок);  $J$  – момент инерции механизма подачи, приведенный к ротору двигателя;  $c$  – приведенный коэффициент крутильной жесткости механизма поперечной подачи;  $c'$  – приведенный коэффициент линейной жесткости механизма поперечной подачи.

Коэффициенты  $c$  и  $c'$  связаны соотношением:

$$c' = \frac{hc}{2\pi} = \frac{1}{\alpha_1 + \frac{h\alpha_2}{2\pi}}, \quad (16)$$

где:  $\alpha_1$  – коэффициент линейной податливости суппорта для цепи салазки – каретка;  $\alpha_2$  – коэффициент крутильной податливости цепи подачи от ротора двигателя до условного защемления, расположенного на месте гайки ходовой передачи.

Эта система решается относительно  $y$  и  $\varphi$  методом численного интегрирования. Следует также отметить одну особенность этого процесса. Она заключается в том, что при численном интегрировании для получения результатов, максимально приближенных к реальным, следует учитывать ограничения для математической модели привода и упругой системы. В данном случае ограничения следует вводить на следующие переменные: максимальный выходной ток усилителя мощности, ограничивающий ускорение, максимальное выходное напряжение усилителя мощности, ограничивающее максимальную скорость, и в общем случае, максимальную дефор-

мацию упругой системы, ограниченную пределом текучести материала упругого элемента (ходового винта). Подобные ограничения должны быть введены и для сервопривода датчика перемещения. Передаточные функции для звеньев датчика перемещения записываются так же, как и для аналогичных звеньев привода подачи, рассмотренных выше. При этом измерительный преобразователь рассматривается как линейный элемент.

Таким образом, цикл расчетов замыкается. Теперь на каждой итерации задается необходимое мгновенное значение силы  $P_y$ , как входного возмущающего воздействия, проводится цикл расчетов и возвращается координата  $y$ , как выходной параметр.

На рисунке 5 приведены АЧХ экспериментального макета привода подачи с САУ. Кривая 1 получена описанным методом, а кривая 2 – экспериментально.

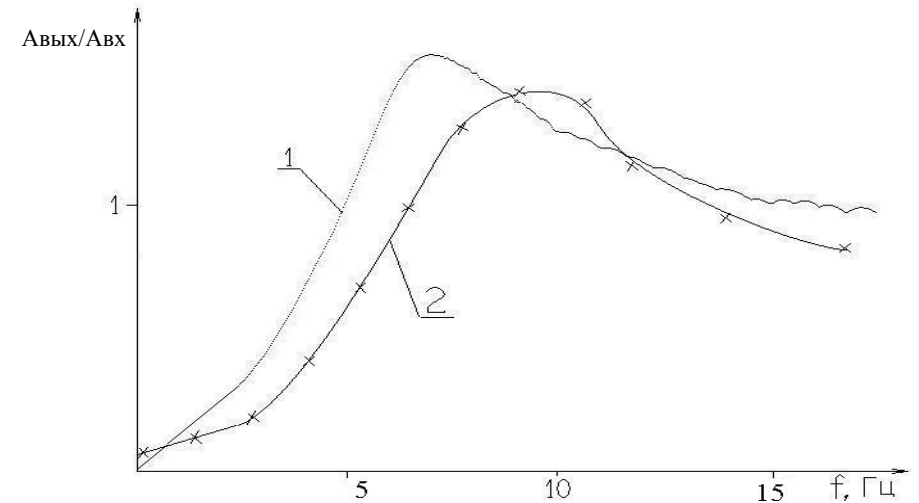


Рисунок 5 - Теоретическая и экспериментальная АЧХ

### Литература.

1. В.А. Кудинов. Динамика станков. – М.: Машиностроение, 1967 – 359с.
2. Математичне моделювання технічних систем/А.В. Усов, Л.І. Плотнікова, В.О. Вайсмон. – К.: Техніка, 1995 – 328с.
3. Опитц Г. Современная техника производства (состояние и тенденции). Сокр. пер. с нем. Ю.В. Найдина и И.Н. Чурина. Под ред. В.С. Васильева. М. «Машиностроение», 1975 – 280с.
4. Орликов М.Л. Динамика станков. – 2-е изд. перераб. и доп. – К.: Выща шк., 1989 – 272с.

УДК 621.002

В.С.Медведев

Донбасская государственная машиностроительная академия, Краматорск, Украина

### ИССЛЕДОВАНИЯ ИНФОРМАТИВНОСТИ ДИАГНОСТИЧЕСКИХ СИГНАЛОВ

*The reasons of losses of the information on a condition of the cutting tool are considered at passage of signals through cutting tool. Experimental data by definition of factor of losses of the information are submitted.*

Состояние режущего инструмента (РИ) в значительной мере влияет на качество поверхностного слоя обрабатываемых заготовок. В связи с тем, что процесс износа РИ протекает сравнительно быстро, применяются непрерывные средства контроля и диагностики, а отсутствие возможности непосредственных замеров величины износа предполагает применение косвенных средств измерения. Однако основными ошибками контроля являются пропуски отказов инструмента и ложное срабатывание мониторов. Одной из причин этого является то, что мало изучены вопросы потерь информативности диагностических сигналов при их прохождении через различные среды и их преобразованиях из одного вида в другой.

В процессе диагностики сигналы о состоянии режущего инструмента претерпевают ряд преобразований [1]. Так при возникновении износа изменяются факторы, сопутствующие механообработке (ЭДС резания, силы резания, вибрации и другие факторы). Их величины, а следовательно, и информация об износе, преобразуются в электрические, тепловые, механические или акустические сигналы (диагностические сигналы), которые распространяются в режущем инструменте. До регистрации датчиками они могут пройти через ряд деталей, составляющих конструкцию инструмента. При этом их вид может не изменяться или изменяться (преобразовываться) из одного вида в другой. Наиболее характерным примером изменения вида диагностических сигналов является преобразование тепловых факторов в электрические. Детали инструмента можно представить как материальные среды, в которых диагностические сигналы распространяются, при этом ослабевая или искажаясь под действием внешних помех.

Качественные характеристики диагностического канала обычно оцениваются коэффициентом информативности, который определяется из зависимости:

$$I = \frac{A_{i-1} - A_i}{A_i}, \quad (1)$$

где:  $A_i$ ,  $A_{i-1}$  - абсолютные величины измерений последующего и предыдущего исследуемых сигналов.

Коэффициент информативности является характеристикой не только метода контроля. Очевидно, что на его величину влияют и потери в различных средах.

Потери информативности диагностических сигналов обусловлены рядом причин. Среди них: а) потери при прохождении сигналов через различные среды; б) потери при прохождении сигналов через поверхности, разделяющие различные среды; в) потери при преобразовании сигналов из одного вида в другой; г) потери вследствие действия помех и другое.

Из приведенных причин рассмотрены причины потерь, связанные с прохождением сигналов через различные среды и разделяющие их поверхности. Анализ показал, что потери информативности диагностических сигналов зависят от физико-механических и химических свойств металла инструмента, а также состояния поверхностных слоев, разделяющих детали инструмента. Очевидно, что потери информации об износе РИ будут характеризоваться коэффициентом потерь, которые зависят от указанных причин. Рассмотрим процесс прохождения диагностического сигнала через детали РИ, модель которого приведена на рисунке 1.

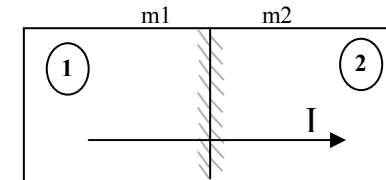


Рисунок 1 – Модель прохождения диагностических сигналов через раздел двух сред

Очевидно, что диагностический сигнал на выходе из второй среды уменьшится, и составит:

$$I_k = I_n - I_n m,$$

где:  $I_n, I_k$  - информативность соответственно входного и выходного сигналов;  $m$  - коэффициент потерь информативности.

Информативность на выходе из предыдущей среды является начальной для последующей среды. Поэтому информативность на выходе при прохождении сигналом двух сред составит:

$$I_k = I_n(1 - m_1)(1 - m_2).$$

Тогда, по формуле Виета, для произвольного количества сред с неравными коэффициентами потерь информативности конечная информативность составит:

$$I_k = I_n \prod_{i=1}^n (1 - m_i), \quad (2)$$

где:  $n$  - количество сред, через которые проходит диагностический сигнал.

Если коэффициенты потерь информативности равны между собой, то формула (2) принимает вид

$$I_k = I_n(1 - m)^n. \quad (3)$$

Для определения потерь диагностических сигналов разработана и изготовлена лабораторная установка, представленная на рисунке 2. Отличие установки состоит в том, что она позволяет проводить как моделирование процессов прохождения диагностических сигналов, так и исследование прохождения реальных сигналов, появляющихся в процессе резания на металлорежущих станках. В корпусе установлен пакет металлических пластин. С их помощью моделируются различные среды, через которые проходят сигналы о состоянии режущего инструмента. Они изолированы от корпуса при помощи лент из пористой резины. Перед первой пластиной установлен

излучатель сигналов. В реальных экспериментах сюда можно подать исследуемый диагностический сигнал. За последней пластиной устанавливается датчик. На торце установки имеются винт и динамометр, которые обеспечивают регулирование усилия на пакет металлических пластин. Изменение количества металлических пластин в пакете обеспечивает моделирование условий прохождения диагностического сигнала.

В ходе экспериментов исследовались диагностические сигналы ЭДС резания. Изменялись: количество пластин, усилие их закрепления в пакете и их шероховатость.

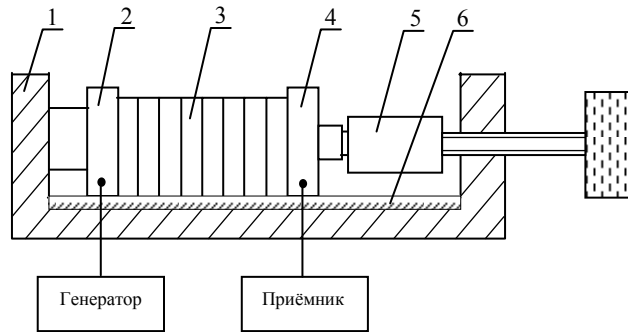


Рисунок 2 – Схема экспериментальной установки  
1 – корпус; 2 – излучатель; 3 – пакет металлических пластин; 4 – приёмник;  
5 – динамометр; 6 – изолятор.

тость. В связи с тем, что большинство датчиков в РИ располагаются в непосредственной близости от режущей пластины, эксперименты, в большинстве случаев, проводились на пластинах из твердого сплава Т5К10.

В результате определена эмпирическая зависимость потерь, которая имеет вид

$$I_k = 0,148P^{0,024}n^{0,3}. \quad (4)$$

На основании экспериментальных данных для различных условий и различных диагностических сигналов установлена степень влияния различных параметров на коэффициент потерь информативности. Так, очень слабое влияние имеет путь прохождения сигнала. Усилие закрепления имеет существенное влияние, однако, при увеличении силы свыше критической величины, изменения коэффициента потерь не наблюдаются. Наибольшее влияние имеют состояние поверхности сопрягаемых деталей и их количество.

#### Литература.

1.Медведев В.С., Скибин В.В. Оценка информативности диагностических сигналов // Надежность режущего инструмента. Сборник научных статей. Вып.4. - Краматорск: КИИ, 1991. - с. 186-191.

УДК 621.941.0.15:681.5

А.С. Гордеев  
Харьков, Украина

### ПОЛИГАРМОНИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ КАЧЕСТВА МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ

*Model of quality of machining, which permits in detail to analyze behavior of a technological system and in particular its evolution in a time. The model can be used for imitating of modeling process of formation of the qualitative characteristics of processable surfaces.*

Одним из важнейших факторов качества промышленной продукции является качество обработанных поверхностей элементов изделий, включающее в виде важнейшей составной части точности обработки и геометрические характеристики поверхности (шероховатость, волнистость, отклонения формы). Разделение колебаний профиля поверхности на систематическую и случайную составляющие отражает технологическую природу геометрических характеристик обрабатываемых поверхностей и может служить основой для решения задач повышения качества обработки. Рассмотрим с этих позиций выше перечисленные составляющие качества обработанной поверхности.

Точность обработки определяется относительными смещениями инструмента и заготовки по нормали к обработанной поверхности. Была выдвинута гипотеза о полигармоническом характере рассеяния размеров по ходу технологического процесса, которая подтверждается корреляционным анализом токарной обработки. Для этого были построены точечные диаграммы черновой обработки деталей типа «поршень» двигателя внутреннего сгорания.

Как известно основной характеристикой случайной стационарной функции является ее безразмерная нормированная корреляционная функция. Поскольку при расчете корреляционной функции значения амплитуд возводятся в квадрат, то большие амплитуды увеличиваются в соответственно большее число раз, чем малые. Таким образом, коррелограмма выделяет более мощные гармоники профиля и затушевывает слабые.

На рисунке 1.а построен график нормированной корреляционной функции по экспериментальным данным. При аналитическом рассмотрении графика  $\rho(\tau)$  можно сделать следующие выводы. Имеется эргодический процесс, так как изменения кривой происходят вблизи оси  $\tau$  и значения  $\rho(\tau)$  приближаются к нулю. Наличие значительных участков отрицательных значений  $\rho(\tau)$  свидетельствует о колебательном характере случайного процесса, представленного данной реализацией. Отрицательные значения  $\rho(\tau)$  получаются только при разных знаках сомножителей  $y_i$  и  $y_{i+\tau}$  а это может иметь место при колебаниях.

В тесной связи с корреляционной функцией находится функция спектральной плотности  $S(\omega)$ , которая описывает распределение дисперсии случайной величины по частотам. Спектральная плотность несет дополнительную информацию о частотном составе корреляционной функции. На рисунке 1.б представлена обобщенная по 16 выборкам спектрограмма. Спектрограмма имеет доминирующие значения для периодов  $T_1-T_5$  и «белый шум». К последнему относятся все гармоники, что ниже уровня

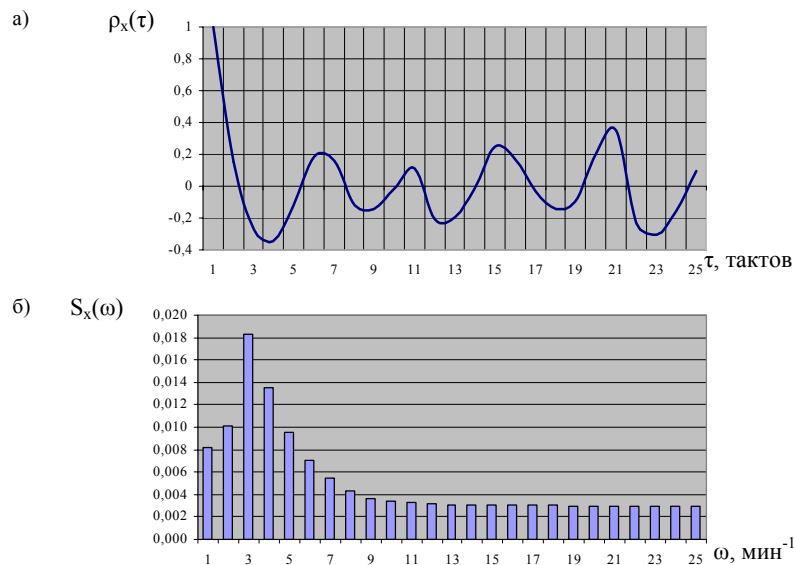


Рисунок 1 — Спектральный анализ рассеяния размеров при токарной обработке:  
а - коррелограмма процесса;  
б - спектограмма частотного состава точечной диаграммы.

$S(\omega)=0,004$ . Таким образом, спектральная плотность дает исчерпывающую информацию о частотном составе рассеяния размеров, что очень важно для анализа суммарного действия случайных факторов при механической обработке.

Рассматривая рассеяние размеров во времени как волну с определенной длиной и амплитудой, можно предположить, что процесс обработки партии деталей носит характер резонансной волны - увеличивается амплитуда и уменьшается длина волны. Это также подтверждает факт увеличения поля рассеяния размеров со временем [1].

На точность обработки, особенно при скоростном резании металлов, большое влияние оказывают неуравновешенные массы вращающихся деталей станков, приспособлений и заготовок, а так же изменение скорости резания. Учитывая выше сказанное, было получено уравнение рассеяния размеров во времени:

$$\xi_T(\tau) = (a\tau + b) + \tau^2 \sin \frac{1}{C_T} + \frac{G}{0,59 \cdot 10^6} en^2 \cos(n\tau) + 10C_p t^x s^y v^n K_p \quad (1)$$

В уравнении (1) первое слагаемое характеризует дрейф центра группирования, второе и третье - полигармоническую составляющую процесса, четвертое соответствует узкополосному гауссовскому шуму.

Из трех видов геометрических параметров качества обработанной поверхности — отклонений формы, волнистости и шероховатости — более всего изучена шероховатость.

Шероховатость поверхности является второй геометрической характеристикой обработанных поверхностей. Одним из наиболее существенных факторов, за-

трудняющих математическое описание шероховатости, является ее нерегулярность, появляющаяся вследствие физических особенностей способов образования поверхностей. Именно нерегулярность шероховатости вызывает необходимость применения для ее описания и анализа спектральных методов.

При описании случайных функций, таких как микронеровности, целесообразно использовать модель гауссовского узкополосного случайного процесса

$$\xi_R(\tau) = A_R(\tau) \cos(\omega_0 \tau + \varphi(\tau)) = A_c \cos(\omega_0 \tau) - A_s \sin(\omega_0 \tau), \quad (2)$$

где:  $A(\tau)$  и  $\varphi(\tau)$  - случайные функции.

Волнистость поверхности изучена менее всего, хотя известна она давно. Это, видимо связано с тем, что волнистость занимает промежуточное положение между отклонениями формы и шероховатостью, и пока трудно четко определить ее границы и дать строгое научно обоснованное определение.

Получение профилограммы волнистости чрезвычайно затруднено вследствие того, что волнистость и шероховатость находятся в состоянии суперпозиции и проблема разделения их до сих пор не решена. Применение математического аппарата спектральной теории позволяет дифференцировать геометрические отклонения профилей поверхностей. Согласно этой теории отклонение текущих размеров математически могут быть представлены полигармонической функцией. В некоторых случаях можно ограничиться вычислением  $n$  первых гармоник, отнеся их сумму к систематической составляющей.

Аналитическое выражение отклонений текущего размера замкнутого профиля (контура поперечного сечения) реальной цилиндрической поверхности может быть представлено в виде ряда Фурье как совокупность гармоник, образующих спектр фазовых углов и спектр амплитуд:

$$f(\varphi) = \frac{a_0}{2} + \sum_{k=1}^n a_k \cos(k\varphi + \varphi_k) = \frac{a_0}{2} + \sum_{k=1}^n (a_k \cos(k\varphi) + b_k \sin(k\varphi)), \quad (3)$$

где:  $k$  - порядковый номер гармоники;  $a_0$  - нулевой член разложения;  $a_k$  - амплитуда  $k$ -ой гармоники;  $\varphi$  - текущая координата;  $\varphi_k$  - начальная фаза  $k$ -ой гармоники.

Геометрическая интерпретация нулевого члена - среднее значение радиуса в сечении. Геометрическая интерпретация первого члена - эксцентриситет геометрического сечения относительно центра вращения. Последующие члены ряда образуют спектр отклонений формы детали в поперечном сечении. При этом второй член разложения выражает погрешность формы поперечного сечения цилиндрической детали, называемой овальностью. Третий член разложения определяет трехвершинную огранку. Последующим гармоникам может быть дано аналогичное геометрическое толкование: четырех вершинная огранка, пяти-вершинная огранка и т. д. в соответствии с номером гармоники.

Тригонометрическое разложение применяют и для характеристик погрешностей в продольном сечении цилиндрической детали. Аналитическое выражение незамкнутого профиля на отрезке  $L$  может быть получено при использовании различного рода продолжений заданной функции, причем оптимальным является продолжение с периодом  $T=2L$ . При этом уравнение незамкнутого профиля, в общем виде, может быть представлено как:

$$f(z) = C_0(0) + ztg\alpha + \sum_{k=1}^n c_k \sin \frac{k\pi}{L} z, \quad (4)$$

где:  $C_0(0)$  - значение функции в начале отсчета;  $z$  - текущая координата, направленная вдоль оси цилиндра;  $\alpha$  - угол наклона текущей координаты к геометрической оси цилиндра;  $L$  - длина детали;  $ztg\alpha$  - выражение, характеризующее отклонение расположения (непараллельность или наклон исследуемого профиля).

Первый член разложения характеризует выпуклость или вогнутость профиля. Последующие члены ряда характеризуют дифференцированные отклонения профиля более высоких порядков.

Обобщая выше сказанное и учитывая, что значение функции в начале отсчета  $C_0(0)$  определяется значением уравнения (3), можно записать:

$$\xi_W(\tau) = \frac{D_{о\ddot{o}p}}{2} + sntg\alpha + \varepsilon\rho \sin(n\tau) \quad (5)$$

Здесь значение  $tg\alpha$  несет информацию о погрешностях оборудования (непараллельность направляющих и оси шпинделя, несоосность передней и задней бабок и т.д.).

Если перейти к рассмотрению суммы полигармонического процесса и узкополосного шума, то случайный процесс  $\xi(\tau)$  может быть представлен в виде модели:

$$\begin{cases} \xi(\tau) = \xi_T(\tau) + \xi_W(\tau) + \xi_R(\tau) + U(\tau) \\ \xi_T(\tau) = (a\tau + b) + \tau^2 \sin \frac{1}{C_T} + \frac{G}{0.59 \cdot 10^6} en^2 \cos(n\tau) + 10C_p t^x s^y v^n K_p \\ \xi_W(\tau) = \frac{D_{о\ddot{o}p}}{2} + sntg\alpha + \varepsilon\rho \sin(n\tau) \\ \xi_R(\tau) = A_R(\tau) \cos(\omega_0\tau + \varphi(\tau)) \end{cases} \quad (6)$$

Здесь слагаемое  $U(\tau)$  включает в себя неучтенные «шумы».

Построенная полигармоническая модель качества механической обработки позволяет подробно анализировать поведение технологической системы и в особенности ее эволюцию во времени. Она соответствует всем свойствам системы, имеет теоретическую ценность и может быть использована для имитационного моделирования процесса формирования качественных характеристик обрабатываемых поверхностей.

### Литература

1. Гордеев А.С., Арпентьев Б.М. Системный подход при решении задач энергосбережения в технологии машиностроения. //Сб. научн. трудов Харьк. инст. социального прогресса. - Харьков: ХИСИ, 1998. — С.97-100.
2. Дунин-Барковский И.В., Новичков Е.В. Влияние контактирующих неровностей поверхности наконечника прибора и контролируемой детали на точность результатов измерений. - В кн.: Метрология и свойства обработанных поверхностей. М.: Изд-во стандартов, 1977. — с.140-149.

УДК 681.3.068

О.Н.Кукушкин, С.В.Бейцун, А.В.Жаданос

Национальная металлургическая академия Украины, Днепропетровск, Украина

### МОДЕЛИРОВАНИЕ РАБОТЫ ПРОИЗВОДСТВЕННОГО УЧАСТКА СРЕДСТВАМИ STATEFLOW

*The features are VD process of steel making circumscribed. As a result of industrial experiment the temporary distribution laws of main operations times are obtained and the coefficients of thermal losses of each operation rated. It has allowed in the system of state simulation modeling Stateflow (Matlab/Simulink) to develop model imitation permitting for forecast of temperature change during process.*

Технологические процессы массового производства, например, в металлургии и машиностроении, реализуются на комплексах рабочих и транспортных машин и редукторов, объединенных территориально и функционально в производственные участки. С позиций системного анализа их классифицируют как агрегативные системы [1]. Формализованная модель такой системы в то время могла быть описана на Языке Логических Схем, который хорошо описывал структурные связи в системе, однако, его средств не хватало для многомерных трансформаций характеристик обрабатываемого материала на агрегатах производственного участка.

Методология структурного моделирования динамических систем, которая сложилась еще в 1950-60 гг. при использовании аналоговой вычислительной техники, многократно усиленная ныне мощью ПЭВМ и визуального программирования [2] позволяет снять указанные ограничения.

Одним из наиболее мощных современных программных средств является пакет событийно-имитационного моделирования Stateflow в системе Matlab/Simulink.

Инструмент событийного моделирования Stateflow основан на теории конечных автоматов [3]. Пакет имеет свой графический интерфейс пользователя, позволяющий создавать SF – модели в виде графических SF – диаграмм динамического типа. Это означает, что в ходе моделирования на диаграмме отражаются все изменения модели: например, строятся диаграммы переходов, изменяются цвета блоков в зависимости от их активности. Это позволяет визуально отслеживать поведение системы в ходе моделирования. Различают следующие объекты SF – диаграмм: состояния, признаки памяти, переходы, признаки альтернативы, события, процедуры, данные.

Почти всегда модель Stateflow используется совместно с инструментом Simulink. Запуск моделирования осуществляется тем же способом, что и запуск моделирования в Simulink.

Покажем возможности моделирования в Stateflow на примере моделирования комплекса вакуумной обработки стали мартеновского цеха Нижнеднепровского трубопрокатного завода.

Знание характера изменения температуры по ходу внепечной обработки позволит обеспечить более рациональную работу и уменьшить энергетические и материальные затраты.

Если рассматривать данную проблему в таком аспекте, необходимо также помимо прогноза изменения температуры во время вакуумирования обеспечить макси-

мальную быстроту подготовительных операций, учитывая особенности технологического процесса.

Комплекс ковшевого вакуумирования включает в себя вакуумную камеру, установку для нагрева металла «печь-ковш» и машину скачивания шлака (МСШ) [4].

Сталь из мартеновской печи выпускают в два 100-т ковша. По окончании выпуска первый ковш отправляют на машину скачивания шлака. После окончания операции скачивания шлака первый ковш транспортируется на установку «печь-ковш».

Установка «печь-ковш» предназначена для нагрева металла перед вакуумированием и доводки его по химическому составу. Нагрев расплава производится с периодическими остановками для отбора проб и замера температуры.

Нагрев на «печи-ковше» происходит до такой температуры, которая позволит получить в конце вакуумной обработки температуру разлива  $T_p \pm 10^\circ\text{C}$  ( $T_p$  зависит от марки стали) при заданной длительности вакуумирования и вводе необходимого количества присадок.

В то время как первый ковш начал обрабатываться на установке «печь-ковш», производят скачивание шлака со второго ковша. После этого его утепляют специальной смесью и ставят на стенд у ближайшей печи. Второй ковш находится на стенде вплоть до начала вакуумирования первого ковша.

По окончании нагрева первый ковш транспортируется в вакуум-камеру. После окончания вакуумирования он передается на разливку. Второй ковш обрабатывается подобно первому. На рисунке 1 приведена организация технологического процесса внепечной вакуумной обработки обоих ковшей.

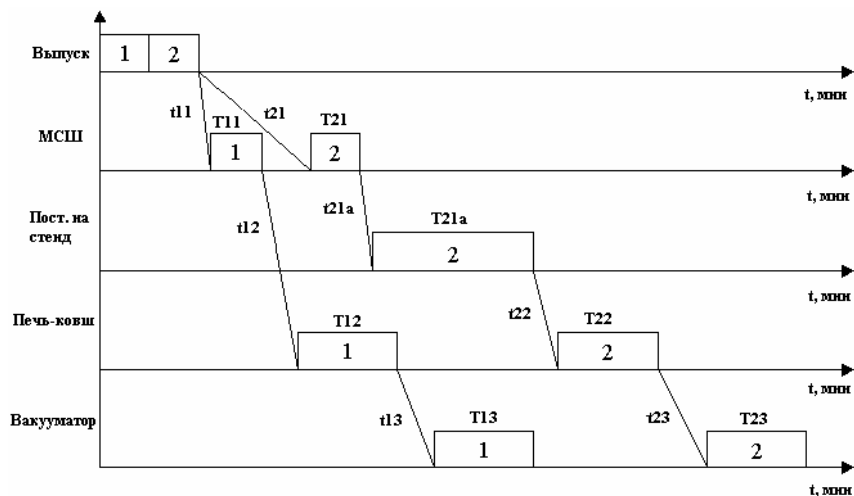


Рисунок 1 — Временная диаграмма технологического процесса

На этой временной диаграмме буквами  $t_{ni}$ , где  $n$  – номер ковша (первый или второй), а  $i$  – номер операции, обозначено время транспортных операций, а буквами

$T_{ni}$  время работ (скачивание шлака, выдержка ковша на стенде, нагрев на установке «печь-ковш», процесс ковшевого вакуумирования).

В результате промышленного эксперимента были исследованы длительности следующих операций:

1. время между окончанием выпуска стали и началом скачивания шлака из первого ковша;
2. время скачивания шлака;
3. время между окончанием скачивания шлака с первого ковша и началом его обработки на установке «печь-ковш»;
4. время между окончанием нагрева на установке «печь-ковш» и началом вакуумирования;

Выяснилось, что длительность каждой операции распределена по логарифмически-нормальному закону. Оценка адекватности подобранных законов распределения была проверена по критериям согласия Пирсона,  $n\omega^2$  и Колмогорова [5, 6].

В ходе промышленного эксперимента также исследовались изменения температуры расплава в ковшах и были получены регрессионные модели по методике изложенной в [5] для следующих операций:

1. нагрев на установке «печь-ковш»;
2. вакуумная обработка в вакуум-камере.

Кроме того, было проведено исследование влияния присадок добавляемых во время нагрева и при вакуумировании, с целью доводки стали по химсоставу, на снижение температуры расплава [4, 7]. Для исключения в регрессионном уравнении влияния этого фактора были вычислены поправочные коэффициенты для каждой плавки и получены регрессионные уравнения. Потери на присадки рассчитываются для каждого ковша индивидуально.

Поскольку обработка сопровождается продувкой инертным газом (аргоном), то также было проведено исследование влияния продувки на потери температуры. В ходе проведенных исследований по методике, изложенной в [8] выяснилось, что они незначительны, и в модели ими пренебрегли.

Из наблюдений в ходе промышленного эксперимента известно, что скорость охлаждения при вакуумировании первого ковша выше, чем скорость охлаждения второго ковша, поскольку значительная часть тепловой энергии аккумулируется защитным экраном и крышкой вакуум-камеры. В промышленных условиях были проведены замеры температуры защитного экрана после окончания вакуумирования для определения скорости остывания крышки. Изменение температуры защитного экрана было аппроксимировано уравнением вида  $T_{\text{э}} = a \cdot \ln(t) + b$ , что позволило ввести поправочный коэффициент на температуру защитного экрана.

Для исключения влияния температуры экрана на тепловые потери были отобраны те плавки, в которых первые ковши обрабатывались не менее чем через 8 часов после окончания предыдущей обработки. Для данных ковшей были определены введенные добавки и рассчитаны соответствующие поправки на температуру. Полученные данные были аппроксимированы линейным уравнением.

Для остальных операций был произведен расчет тепловых потерь либо выполнен статистический анализ данных.

На основании вышеперечисленных исследований в среде Matlab в пакете событийно-имитационного моделирования Stateflow создана модель, которая моделирует технологический процесс внепечной обработки стали и производит непрерывное прогнозирование изменения температуры стали в ковшах.

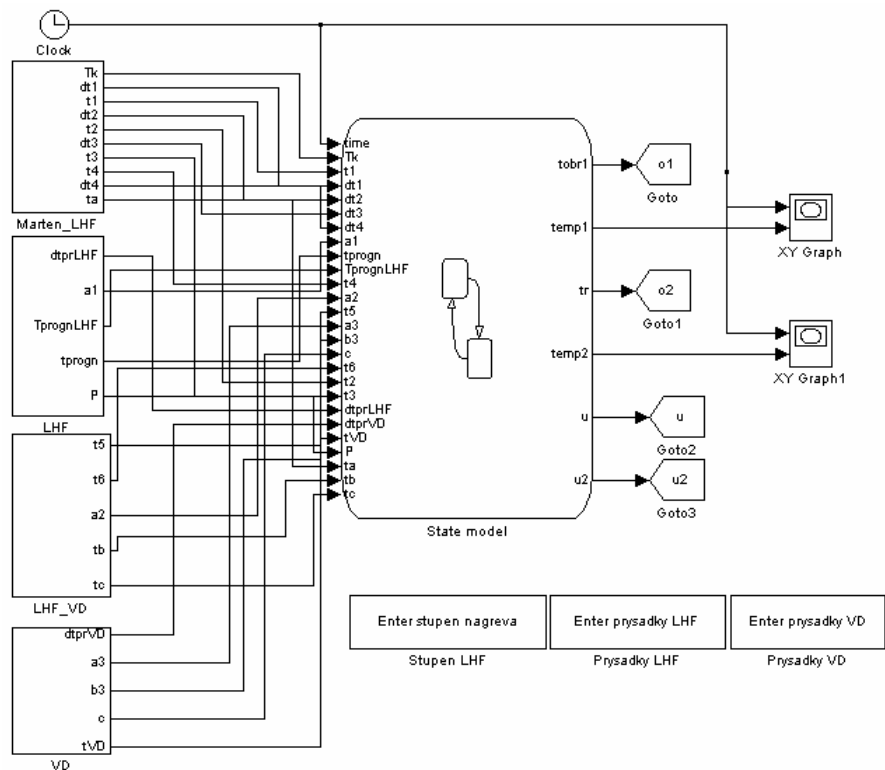


Рисунок 2 — Общая схема модели

На рисунке 2 представлена общая схема модели, которая состоит из трех составных частей:

- Подсистемы Simulink: Marten\_LHF, LHF, LHF\_VD, VD, в которых заданы необходимые исходные величины (законы распределения времени длительности транспортных операций, коэффициенты регрессионных уравнений) и производятся все необходимые вычисления (расчет температуры, до которой необходимо нагревать сталь на установке «печь-ковш», потери температуры в ковшах на ввод добавок на «печи-ковше» и в вакууматоре)
- Блок Stateflow (State model), в котором визуально отображается последовательность технологических операций и производится вычисление температуры стали

в ковшах в течение всего времени выполнения технологических операций, в соответствии с полученными регрессионными уравнениями

- Элементы GUI (graphic user interface – графический интерфейс пользователя): Stupen LHF, Prysadky LHF, Prysadky VD, при помощи которых производится выбор степени нагрева на установке «печь-ковш», ввод добавок для установки «печь-ковш» и для вакууматора.

Модель Stateflow организована в виде двух параллельных состояний с именами «One» «Two», что обозначает операции с первым и вторым ковшом соответственно (рисунок 3).

Внутри каждого из двух параллельных состояний находятся вложенные состояния, которые соединены между собой условными переходами. Эти вложенные состояния конкретизируют работу состояний «One» и «Two».

Рассмотрим работу модели по блокам. С запуском модели загораются подчиненные состояния Marten\_MCS1 и Marten\_MCS2.

Рассмотрим более подробно состояния Marten\_MCS1 и Marten\_MCS2 – состояния ковшей между окончанием выпуска металла в ковши и началом операций по скачиванию шлака. В состоянии были введены программные коды

$$\begin{aligned} \text{entry: } temp1 &= Tk; \\ \text{during: } temp1 &= Tk + dt1 \cdot time; \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \text{entry: } temp2 &= Tk; \\ \text{during: } temp2 &= Tk + dt1 \cdot time. \end{aligned}$$

При помощи процедуры entry задаются начальные условия ( $temp1$  и  $temp2$  – температуры расплава в первом и втором ковшах соответственно, которые равны температуре расплава в ковшах после окончания выпуска). Переменные  $temp1$  и  $temp2$  будут определять температуру в ковшах на всем протяжении моделирования и отображаться затем на специальных средствах контроля Simulink. Переменная  $Tk$  является входной переменной. Она задается в специальном блоке инструмента Simulink. При помощи процедуры during выполняется вычисление значений температуры в ковше во время выполнения данных состояний. Изменение температур в ковшах происходит в зависимости от времени. Переменные  $dt1$  и  $time$  также являются входными. Переменная  $dt1$  характеризует изменение температуры за 1 мин. времени (для модели 1 мин. соответствует 1 сек. модельного времени). Переменная  $time$  – это значение модельного времени.

Как только модельное время превышает значение внешней переменной  $t1$ , которая вычисляется на основании выбранного логарифмически-нормального закона распределения для операции транспортирования первого ковша к МСШ, осуществляется переход из состояния Marten\_MCS1 в состояние MCS1 (скачивание шлака), в то время как состояние Marten\_MCS2 остается активным.



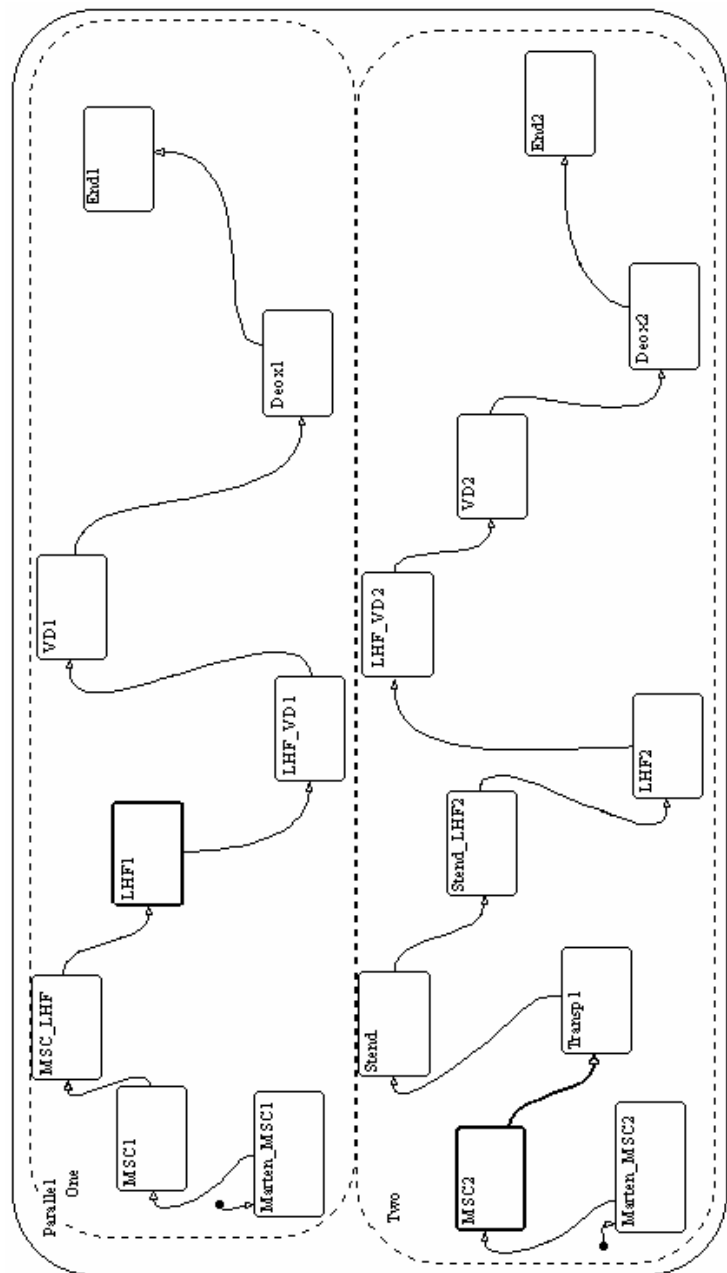


Рисунок 3 – Общий вид модели Stateflow

Рассмотрим состояние MCS1. Ниже приведен код программы, которая характеризует действия, которые происходят в то время, когда состояние MCS1 активно:

```
entry: temp3=Tk + dt1 · t1;
during: temp1 = temp3 + dt3 · (time - t1).
```

В самом начале выполнения состояния MCS1, локальная переменная *temp3* принимает значение температуры стали в первом ковше непосредственно перед началом операции скачивания шлака.

В ходе выполнения состояния MCS1 переменная *temp1* (т.е. значение температуры стали в ковше во время операции скачивания шлака) постоянно изменяет свое значение. Переменная *dt3* характеризует изменение температуры в ковше за единицу времени. Выражение  $(time - t1)$  определяет время с момента начала операции скачивания шлака. Подобная форма задания величин связана со спецификой инструмента Stateflow. Время выполнения состояния MCS1 зависит от величины *t2* – времени операции скачивания шлака, которое вычисляется в соответствии с подобранным законом распределения случайной величины для операции скачивания шлака. Далее осуществляется переход к состоянию MSC\_LHF1, которое описывает операцию транспортирования первого ковша от MCS1 к установке «печь-ковш». Значения температуры стали в ковше определяются тем же самым способом, что и в выше описанных состояниях. По истечению времени *t3*, которое вычисляется в соответствии с подобранным законом распределения случайной величины для операции транспортирования шлака с MCS1 к установке «печь-ковш», происходит переход от состояния MSC\_LHF1 к состоянию LHF1, к состоянию, которое моделирует процесс нагрева первого ковша на установке «печь-ковш». Через 5 мин. после того, как начался нагрев первого ковша на установке «печь-ковш», происходит переход от состояния Marten\_MCS2 к состоянию MSC2, т.е. начинается скачивание шлака со второго ковша.

Во время активности каждого состояния производится непрерывное определение температур в ковшах в соответствии с температурными коэффициентами, заданными в Simulink. После того, как заданное в Simulink время скачивания шлака со второго ковша истекает, осуществляется переход к состоянию Transp2 – операции транспортирования ковша от машины скачивания шлака, на котором ковш был предварительно утеплен, к стенду ближайшей печи. Операция транспортирования длится около 2 мин. После этого происходит переход к состоянию Stand – выдержка второго ковша, которое будет оставаться активным до того момента времени, пока не начнется операция по вакуумированию первого ковша – не активизируется состояние VD1.

Вернемся к состоянию LHF1. В это время температура в первом ковше изменяется согласно регрессионному уравнению, которое зависит от выбора ступени нагрева. Коэффициенты этого регрессионного уравнения определяются в Simulink в зависимости выбора номера ступени. Выбор номера ступени осуществляется с помощью интерфейса, созданного при помощи программы, которая была написана на языке Matlab. На рисунке 4 приведено диалоговое окно этого интерфейса.

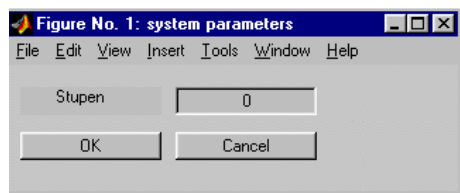


Рисунок 4 — Диалоговое окно выбора интенсивности нагрева на установке «печь-ковш»

Температура во время операции нагрева ковша на установке «печь-ковш» зависит также и от ввода добавок. Ввод добавок осуществляется по тому же принципу, что и выбор ступени – через специально разработанный интерфейс (рисунок 5).

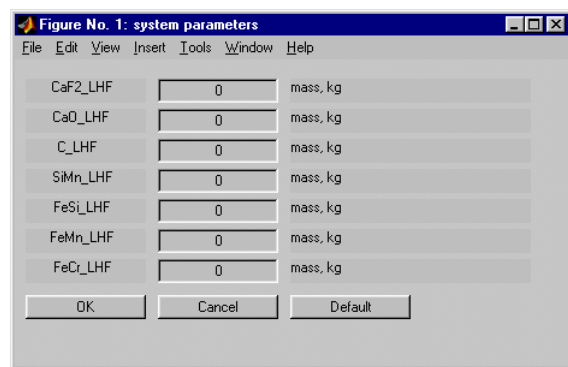


Рисунок 5 — Диалоговое окно ввода присадок во время нагрева на установке «печь-ковш»

Переход от состояния LHF1 к состоянию LHF\_VD1 осуществляется тогда, когда температура в первом ковше достигает прогнозируемой температуры, которая определяется в Simulink в соответствии со следующими параметрами:

1. регрессионным уравнением изменения температуры во время обработки ковша на вакуумной установке, с учетом незначительной температуры защитного экрана крышки вакуумной камеры;
2. уравнения изменения температуры во время транспортирования ковша от установки «печь-ковш» к вакуумной установке;
3. температура стали в ковше перед разливкой, которая должна находиться в диапазоне  $T_p \pm 10^\circ\text{C}$ ;

Когда достигнута требуемая температура, осуществляется переход к состоянию LHF\_VD1, которое моделирует изменение температуры во время операции транспортирования металла с установки «печь-ковш» к вакуумной установке. Как только состояние LHF\_VD1 становится активным, в блок прогноза температуры, который находится в Simulink из модели Stateflow подается управляющий сигнал  $u_2 = 1$ , благодаря которому производится ввод поправочного коэффициента, который учиты-

вает температуру защитного экрана крышки вакуумной камеры при прогнозировании температуры, до которой необходимо нагревать второй ковш. По истечении времени транспортировки, которое определяется Simulink в соответствии с подобранным законом распределения для времени транспортировки ковша с установки «печь-ковш» к вакуумной установке, происходит переход к состоянию VD1. Как только активизируется состояние VD1, происходит переход от состояния Stend к состоянию Stend\_LHF2 т.е. второй ковш транспортируется к установке «печь-ковш».

Во время вакуумирования ковшей, так же как и во время нагрева ковшей производится ввод химических добавок через специальный интерфейс, показанный на рисунке 6.

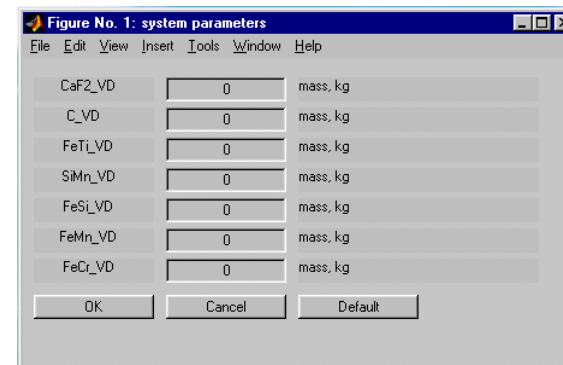


Рисунок 6 — Диалоговое окно ввода присадок во время вакуумирования

Состояния Stend\_LHF2, LHF2, LHF\_VD2 схожи с аналогичными состояниями для первого ковша, за исключением того, что температура, до которой нагревается второй ковш, ниже той температуры, до которой нагревался первый ковш, в связи с включением поправочного коэффициента. После завершения состояния VD1 осуществляется переход к состоянию Deoxidization1 – операции раскисления, которая длится 5 мин. Как только состояние становится активным, вычисляется суммарное время подготовительных операций и операции вакуумирования. Это время используется для определения времени между окончанием вакуумирования первого ковша и началом вакуумирования второго ковша (для этого в момент активизации состояния VD2 вычисляется суммарное время операций со вторым ковшом вплоть до начала операции вакуумирования). Как только заканчивается процесс вакуумирования первого ковша и активизируется состояние Deoxidization1 в Simulink подается управляющий сигнал  $u = 1$ , благодаря которому происходит вычисление поправочного коэффициента в соответствии с функцией, которая отображает изменение поправочного коэффициента в зависимости от времени между окончанием вакуумирования первого ковша и началом вакуумирования второго ковша. Следует отметить, что нагрев второго ковша не должен закончиться раньше окончания процесса раскисления первого ковша. После завершения состояния Deoxidization1, операции с первым ковшом заканчиваются. Операции VD2 и Deoxidization2 для второго ковша происходят аналогично соответствующим операциям с первым ковшом. После окончания выполнения операции Deoxidization2 модель Stateflow заканчивает работу.

На рисунке 7 представлены графики изменения температуры в первом и втором ковшах.

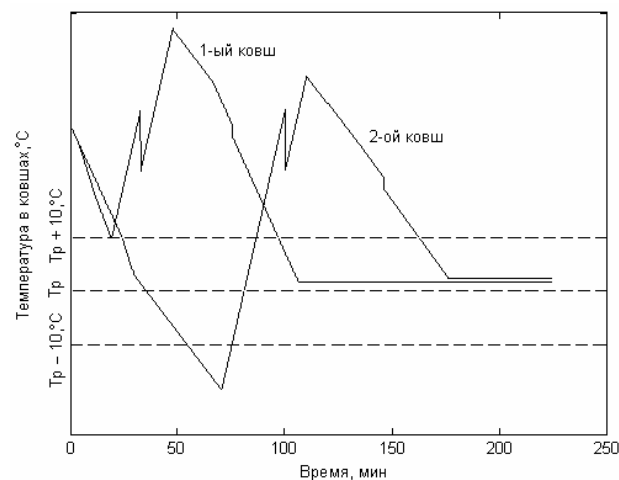


Рисунок 7 — График изменения температуры расплава в первом и втором ковшах

Полученная модель прогнозирования изменения температуры расплава в ковше по ходу внепечной вакуумной обработки позволит изыскивать резервы повышения производительности и качества процесса, оценивать эффективность новых технологических решений.

Описанная на примере методика событийно имитационного моделирования, несомненно, найдет широкое применение у технологов-производственников, исследователей и проектировщиков технологических систем.

#### Литература

1. Бусленко Н.П. Моделирование сложных систем. — 2-ое изд. — М.: Наука, 1978. — 400 с.
2. Гультьев А. Визуальное моделирование в среде Matlab: учебный курс. — СПб: Питер, 2000. — 432 с.: ил.
3. Дьяконов В. Simulink 4. Специальный справочник. — СПб: Питер, 2002. — 528 с.: ил.
4. Обработка стали на комплексе «печь-ковш-вакууматор». Инструкция. — ОАО НТЗ, 1997. — 40 с.
5. Кукушкин О.Н., Бейцун С.В., Жаданос А.В. Статистика в Excel: Учебное пособие. Днепропетровск: НМетАУ, 2002. — 64 с.
6. Случайные процессы в параметрических моделях надежности / Переверзев Е. С. — Киев: Наукова думка, 1987. — 240 с.
7. Внепечная обработка стали: Учеб. пособие / В.И. Баптизманский, А.Г. Величко, Е.И. Исаев. — К.: УМК ВО, 1988. — 52 с.
8. Аргон в металлургии. Перев. с немецк. — М.: Металлургия, 1971. — 120 с.

УДК 62-83.004.15

В.Е.Цыганаш, Е.В.Пищулина

Донбасская государственная машиностроительная академия, Краматорск, Украина

### СТАБИЛИЗАЦИЯ ТЕПЛООВОГО РЕЖИМА РАБОТЫ ЭЛЕКТРОТЕМИЧЕСКОЙ УСТАНОВКИ

*The article deals with the conception of developing the system of automatic stabilization of heating regime work of electroslag heating device.*

В данной работе рассматривается проблема, имеющая много практических приложений, но о которой нельзя сказать, что она хорошо разработана в теоретическом или экспериментальном плане. Так, если коснуться понимания основных физических закономерностей, то они проработаны в достаточной мере. Широко известны принципы гидромеханики, термодинамики, явлений переноса, фазовых превращений и многочисленных эффектов на контактных поверхностях. В двухфазных течениях их просто приходится применять к более сложным, чем обычно, системам. Главная трудность применения этих основных принципов заключается в том, что они практически не управляемы. Достаточно сложно решить большинство практических задач даже об однофазном течении. Но для значительно более сложных задач о неравномерном двухфазном течении шансы на успешное решение совсем малы, если решать их в общем виде. Вычислительные возможности не позволяют охватить такого большого числа переменных и их комбинаций. Если рассмотреть установку электрошлакового нагрева (ЭШН) для получения композитных валков, где в качестве источника нагрева используется выделение тепла при протекании тока по ванне расплавленного шлака, то задача усложняется еще больше. Это обусловлено тем, что для наплавки рабочего слоя вала в ванна расплавленного шлака должна взаимодействовать не только с ванной жидкого металла, из которой формируется рабочий слой, но и с твердой основой вала, которая должна быть оплавлена для лучшего присоединения рабочего слоя к основной части вала.

Чистота металла, формирующего рабочий слой вала, обеспечивается благодаря минимально необходимому оплавлению основной части вала, исключению взаимодействия расплавленного металла с атмосферой и футеровкой, а также благодаря его обработке высоконагретым металлургическим шлаком. Первоосновой получения плотной равномерной структуры рабочего слоя вала служит возможность сохранения небольшой по объему ванны жидкого металла с неизменной во времени конфигурацией фронта его кристаллизации. Чтобы дать правильное описание явлений, происходящих в такой сложной технологической системе (ТС), нужен язык и образы для обсуждения и выяснения причин происходящих событий. Эта качественная картина направит анализ. Если она неверна, то и аналитические методы расчета могут быть неправильными. Необходимо понимать, что можно и нужно измерить, какие параметры правильно определяют ситуацию, что требуется рассчитать и с помощью каких “режимов” можно разделить сложную проблему на задачи, поддающиеся расчету. Следует отметить, что нерешенные задачи в этой области обычно связаны либо со сложной геометрией, либо с отсутствием точной равновесности. К

проблемам последнего класса, обсуждаемым ниже, относятся многие “развивающиеся” течения, которые значительно сложнее, чем в случае однофазного потока, и течения, в которых происходит одновременно несколько процессов переноса (в данном случае это тепло- и массообмен, обмен количеством движения, изменение фазы и химические реакции).

Для современного уровня знаний неравновесных двухфазных течений характерно следующее:

- 1) недостаточность понимания физических процессов;
- 2) ненадежность расчета;
- 3) несовершенство методики эксперимента;
- 4) малое количество достоверных результатов измерения.

Многие явления можно описать в лучшем случае лишь качественно, в то время как другие явления можно определить лишь через некоторые интегральные характеристики, представляющие непосредственный интерес. Положение усугубляется тем, что прямые измерения параметров явлений, происходящих внутри такой ТС, производить практически невозможно. Поэтому такой путь разделения проблемы на отдельные задачи слишком сложен и неэффективен.

В этой ситуации удобно пойти по пути создания так называемых “сложных понятий” (типа скорости теплоотдачи, коэффициента трения, импеданса, резонанса). Они помогут образовать мост между основными физическими закономерностями и практической задачей. Они могут не учитывать некоторые детали, но могут дать основу для анализа. Основным критерием их выбора является не истинность или строгость, а полезность. Они являются ключевыми элементами математических моделей (теории) и, кроме того, позволяют дать сжатую механистическую интерпретацию результатам измерений, проведенных косвенным путем. Следуя по этому пути, режим технологического процесса можно охарактеризовать некоторым набором переменных. Часть из них изменяется во времени или по длине кристаллизатора, а другая часть неизменна, но подлежит, как и изменяющиеся переменные, оптимальному выбору. Среди переменных, характеризующих технологический режим, особо следует выделить переменные, определяющие состояние процесса, и переменные, определяющие внешние факторы, действующие на процесс. К первым, имеющим существенное значение для решения проблемы регулирования оплавления, по всей видимости, следует отнести варьирование скорости теплоотдачи к металлу. При стабилизации мощности, поступающей в ТС, это можно реализовать достаточно просто, если найти косвенные параметры, характеризующие величину оплавления. В качестве таковых можно выбрать изменение приведенных активного и реактивного сопротивлений силовой цепи установки. Изменение этих параметров вызывается изменением в процессе нагрева удельного сопротивления и магнитной проницаемости. В первый период нагрева до начала оплавления происходит увеличение удельного сопротивления. Магнитная проницаемость резко изменяется для магнитных материалов при переходе их температуры через точку Кюри. После кратковременного увеличения индуктивного сопротивления  $X$  и уменьшения активного  $R$  происходит значительное уменьшение  $X$  и увеличение  $R$ . Изменение параметров, соответствующее переходу через точку Кюри, происходит не скачкообразно, а плавно [1]. Это объясняется тем,

что энергия выделяется в основном в наружном слое твердой основы вала, температура которой поэтому выше температуры внутренних, глубинных слоев, вследствие чего различные слои проходят точку Кюри в разные моменты времени. Регистрация этих изменений экспериментально откроет перспективу косвенной оценки степени оплавления твердой основы вала и стабилизации теплового режима работы ТС.

Такому подходу к решению задачи стабилизации теплового режима способствует и то обстоятельство, что в ТС основным режимом работы является периодический режим. Переменные в ТС периодичны, а состояния процесса испытывают разрывы, связанные с загрузками новых порций жидкого металла. Периодическое изменение режима позволяет получить профиль температур более равномерный, чем в статическом режиме. Что же касается переменных, определяющих внешние факторы, действующие на процесс, то их можно учесть, если анализировать спектральные составы тока и напряжения силовой цепи установки ЭШН. Связано это с тем, что влияние возмущений на энергетические превращения в ТС отражается в первую очередь на электрическом режиме установки. При этом очень важным должно быть то, что анализ электрического режима установки необходимо вести в темпе хода технологического процесса.

Контролировать протекание электрического режима, а следовательно, и теплового, удобно с помощью специального анализатора, опробованного на электроплавильной печи [2,3]. При его использовании силовая цепь печи рассматривалась в виде последовательной эквивалентной схемы замещения, состоящей из индуктивности, емкости и активного сопротивления. Заданный электрический режим в такой цепи поддерживался регулированием мощности источника питания и изменением параметров самой цепи по ходу процесса. По аналогии в установке ЭШН управление источником питания нетрудно реализовать ступенчатыми изменениями напряжения, а на параметры цепи воздействовать изменением скорости перемещения вала. При этом за основу оптимального протекания процесса можно взять уравнение:

$$U\Delta I + I\Delta U = 0, \quad (1)$$

где:  $U$  – мгновенное значение напряжения источника питания;  $I$  – мгновенное значение тока цепи.

Очевидно, в окрестности оптимального режима справедливо:

$$\Delta P_p(t) = U\Delta I + I\Delta U, \quad (2)$$

где:  $\Delta P_p(t)$  – недоиспользованная в данный момент времени  $t$  мощность источника питания, возникающая в результате отклонения от оптимального электрического режима. Позволяя стабилизировать электрический, а следовательно, и тепловой режим ЭШН, эта разность не дает представления в целом об использовании мощности источника питания  $P_n(t)$ . Поэтому в качестве целевой функции выбирается коэффициент использования мощности источника питания:

$$K_n(t) = \frac{P_n(t)}{P_n(t)} = \frac{P_n(t) - P_{nom}(I) - \Delta P_p(t)}{P_n(t)},$$

где:  $P_n(t)$  – текущее значение активной полезной мощности;  $P_{ном}(I)$  – мощность потерь.

При оптимальном управлении электрическим режимом установки по  $K_n(t)$  должно выполняться:

$$\begin{aligned} K_n &\rightarrow \max, \\ U\Delta I + I\Delta U &= \Delta P_p(t) \rightarrow 0 \end{aligned} \quad (3)$$

при ограничениях  $U \leq U_{\text{дон}}, I \leq I_{\text{дон}},$

$$a \leq \cos \varphi_{\text{онм}} \leq b,$$

где:  $I_{\text{дон}}, U_{\text{дон}}$  - максимально допустимые значения для плавильной печи по току и по напряжению;  $(a, b)$  - диапазон изменения оптимального значения коэффициента мощности установки.

Интересно отметить, что кроме такой формулировки поставленная оптимизационная задача допускает и другую формулировку: в условиях изменения  $U$  и  $I$  отыскивать такой режим в допустимой области, чтобы спектральные составы сигналов  $U$  и  $I$  находились в определенной взаимосвязи, в частности, были идентичными. Исследование особенностей этой взаимосвязи можно вести с помощью управляемого колебательного контура (КК), собственная частота которого, как минимум, на два порядка выше частоты входных воздействий. Выбор для этой цели КК основан на том, что уравнение силовой цепи электротермической установки (2) аналогично уравнению колебательного контура:

$$\Delta \psi = L\Delta i + i\Delta L, \quad (4)$$

где:  $L$  - индуктивность колебательного контура, изменяемая под воздействием  $I$ ;  $i$  - мгновенное значение тока в контуре, изменяемое под воздействием напряжения  $U$ ;  $\Delta i, \Delta L$  - приращения тока  $i$  и индуктивности  $L$ ;  $\Delta \psi$  - приращение потокосцепления катушки КК.

Особенность уравнения (4) в том, что все величины, входящие в него, представлены не во временной, а в частотной области. Поэтому при резонансе КК они являются функциями собственной частоты контура, которая инвариатна по отношению к выбору координат.

Анализ (4) показывает, что на экстремали достигается максимум, а стационарному режиму электротермической установки соответствует стационарный режим в колебательном контуре. Для выходного напряжения последнего можно записать:

$$U_L = \frac{d\psi}{dt} = \frac{\partial \psi}{\partial i} \cdot \frac{di}{dt} + \frac{\partial \psi}{\partial L} \cdot \frac{dL}{dt} \cong L \frac{di}{dt} + i \frac{dL}{dt}.$$

Поскольку изменения тока  $I$  пропорциональны  $L \cong \frac{\partial \psi}{\partial i}$ , а амплитудные изменения  $\frac{di}{dt}$  пропорциональны частотным изменениям управляемого генератора, которые в свою очередь пропорциональны изменениям  $U$ , то  $U_L$  может характеризовать

мощность, используемую установкой. Подбором параметров КК можно добиться, чтобы величина огибающей напряжения  $U_L$  характеризовала  $K_n(t)$ . Отметим, что с ростом потерь в колебательном контуре и снижением его добротности  $Q$  имеет место также изменение собственной частоты контура  $\omega_{св}$  по закону:

$$\omega_{св} = \omega_0 \sqrt{1 - \left(\frac{1}{2Q}\right)^2}, \quad (5)$$

где:  $\omega_0$  - резонансная частота КК.

Поскольку  $\omega_{св}$  определяет положение  $U_{L\max}$ , то необходимо, чтобы смещения  $\omega_{св}$  в контуре характеризовали смещения  $K_n(t)_{\max}$  в фазовой области. Поэтому в рассматриваемой системе (автоматической) оптимизации способ функционирования (алгоритм (3)) должен изменяться целенаправленно, т.е. с учетом закономерности (5), которая должна как можно точнее характеризовать смещения  $K_n(t)_{\max}$  по ходу процесса.

При управлении таким нестационарным объектом в переходном и установившемся режимах рассматриваемая система проявляет свойства самонастраивающейся системы, сочетающей достоинства сигнальной и параметрической настроек. Условно она может быть представлена в виде контура управления с обратной связью для реализации равенства (1). Сущность ее работы сведена к тому, чтобы регулировать переменную управления таким образом, чтобы разность, содержащаяся в уравнении (2), равнялась нулю. При этом контур обратной связи используется не только для улучшения качества работы системы, но и для компенсации влияния неуправляемой переменной, а КК выполняет функции самонастраивающейся модели.

Исследование особенностей поведения этой модели было проверено в промышленных условиях на плавильной печи [3]. Модель (анализатор на основе управляемого КК) успешно себя зарекомендовала и на первом этапе работы плавильной печи (нагрев шихты до оплавления) и на втором – (расплавление шихты и образование расплавленной ванны металла).

Технологические аспекты его применения на плавильной печи дают основания надеяться на его успешное применение и на установке ЭШН.

### Литература.

- 1 Гитарц Д.А., Иоффе Ю.С. Новые источники питания и автоматика индукционных установок для нагрева и плавки. - М.: Энергия, 1972. - 104 с.
- 2 Пищулина Е.В., Цыганаш В.Е. Критериальная оценка качества управления электрическим режимом печи электрошлакового переплава // Прогрессивные технологии и системы машиностроения: Межд. сб. науч. трудов. - Донецк, ДонГТУ, 2000. Вып.13. С.85-89.
- 3 Цыганаш В.Е. Метод моделирования электрического режима индукционной электротермической установки. // Удосконалення процесів та обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні. Зб. наук. пр. – Краматорськ-Слов'янськ, 2000. С.316-319.

Л.П. Колот, Ю.А. Бойко

Донбасская государственная машиностроительная академия, Краматорск, Украина

## МОДЕЛИРОВАНИЕ ТЕМПЕРАТУРНОГО ПОЛЯ ДЕТАЛИ ПРИ ЗАКАЛКЕ

*In the article the problem of origin of internal voltages for want of its cooling is considered during heat treatment. The technique of definition of a temperature field of a detail is considered. The dignities and defects of a reduced technique are parsed.*

При выполнении термической обработки возникают внутренние напряжения детали, вызванные разностью линейного расширения металла. Это явление возникает из-за разности скоростей охлаждения различных ее участков. Чем больше разность температур в различных участках детали тем выше внутренние напряжения.

При некоторой величине этих напряжений происходит коробление детали, а в некоторых случаях и ее разрушение.

Чтобы минимизировать влияние указанных факторов при разработке конструкции детали необходимо учитывать неравномерность температурного поля.

Анализ действительных условий нагрева и охлаждения при различных видах и режимах термической обработки показывает, что определение температуры в теле требует учета теплофизических свойств материала и охлаждающей среды. Такая задача теплопроводности эффективно решается численными методами. Согласно известной методике Абрамова В. В. [1] можно решить эту задачу методом конечных разностей. Уравнение теплопроводности имеет вид:

$$\frac{\partial t}{\partial \tau} = a \frac{\partial^2 t}{\partial y^2} \quad (1)$$

где:  $t$  – температура, °С;  $\tau$  – время, с;  $a$  – коэффициент температуропроводности, м<sup>2</sup>/с;  $y$  – текущая координата, м.

На основе данного уравнения автором разработан алгоритм расчета температурного поля детали. Для расчета автор разбивал деталь на  $n$  – слоев. Определение температуры слоев ведется пошагово. Основным недостатком данной методики является то, что достаточно сложный расчет приходится выполнять для каждого шага. Это длительная и трудоемкая процедура.

Если ограничиться определенным видом термообработки а также определенным материалом детали, можно значительно упростить данную методику.

Для рассмотрения возьмем термообработку – закалка, а материал детали – сталь 45. Деталь имеет симметричную форму. Условия термообработки: температура нагрева – 800 °С, охлаждающая среда – вода. В связи с тем, что при охлаждении в зоне контакта металла и воды происходит закипание последней, принимаем температуру охлаждающей среды - 100 °С. Принимаем толщину слоя детали  $u$  равно 0,0001м., количество слоев выбирается произвольно и равно 10.

Для определения температуры слоев выше указанным методом была написана программа на языке «Turbo Paskal», позволяющая определить кроме температуры слоев также время шага. Результаты расчета приведены в таблице 1.

Таблица 1 – Расчет температуры по слоям с учетом шага

Слой \ Шаг	1	2	3	4
1	798,2	796,9	795,8	794,8
2	799,1	798,2	797,3	796,5
3	799,5	798,9	798,3	797,7
4	799,7	799,3	799	798,5
5	799,8	799,5	799,4	799
6	799,9	799,7	799,6	799,4
7	800	799,8	799,8	799,6
8	800	799,9	799,9	799,8
9	800	800	800	799,9
10	800	800	800	800
Время шага, с.	0,08	0,08	0,08	0,08

Построим графики изменения температуры в зависимости от шага (смотри рисунок 1). На графике номер ряда соответствует номеру шага. При построении графиков рассматривается только половина толщины детали так как графики имеют симметричный вид. Исходя из этого количество слоев в детали равно 20.

Анализируя полученные графики можно сделать вывод о схожести уравнений, описывающих их.

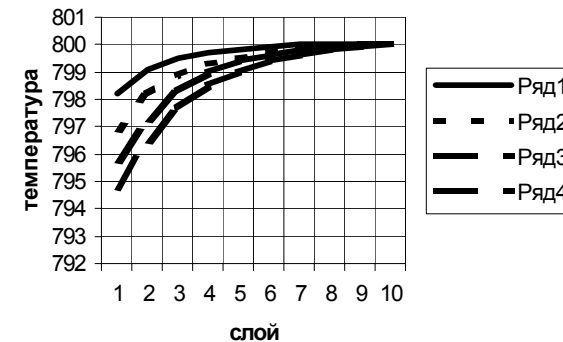


Рисунок 1 – Графики изменения температуры по слоям в зависимости от шага

Для описания графиков используем логарифмическую функцию:

$$t = a_1 \ln(x) + r \quad (2)$$

где:  $a_1$ ,  $r$  – коэффициенты уравнения, различные для каждого шага;  $x$  – номер слоя.

Данные коэффициенты представлены в таблице 2. Такое моделирование дает величину достоверности аппроксимации  $R^2$  не хуже 0.96.

Представим с помощью линейной зависимости изменение коэффициентов  $a_1$

и  $r$  в зависимости от шага (смотри рисунок 2).

Уравнения, описывающие эти графики имеют вид:

$$a_1 = 0.5058y + 0.3956 \quad (3)$$

$$r = -1.138y + 799.47 \quad (4)$$

где:  $y$  – номер шага.

Таблица 2 – Коэффициенты полиномов

Шаг	1	2	3	4
Коэф. $a_1$	0,9019	1,3843	1,957	2,397
$r$	798,36	797,16	796,01	794,95

Анализ зависимостей (3), (4) показывает, что величина достоверности аппроксимации  $R^2$  не хуже 0,99.

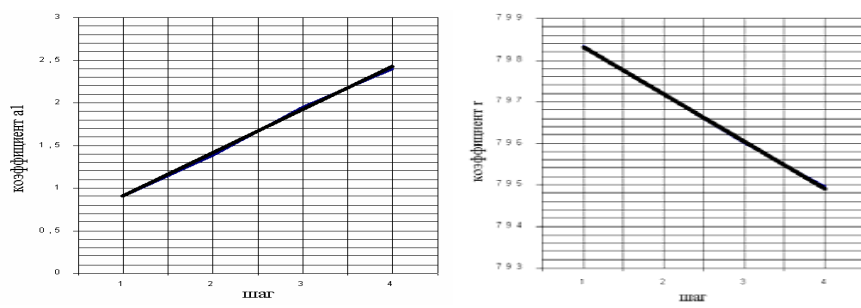


Рисунок 2 – Изменение коэффициентов  $a_1$  и  $r$  в зависимости от шага

Для вычисления температур слоев коэффициенты в формулу (2) можно определить как непосредственно из формул (3), и (4) так и из графиков на рисунке 2.

При определении температуры для упрощения расчета (уменьшение количества расчетных шагов) целесообразно выполнять вычисления только для шага, при котором отсутствует или почти отсутствуют горизонтальный участок на графике температур (ряд 4), что позволяет определить полный перепад температур по слоям.

Анализируя график на рисунке 1 можно сделать вывод о том, что при каждом шаге горизонтальный участок уменьшается на один слой, поэтому расчетный шаг можно определить по формуле:

$$y_R = x - 6 \quad (5)$$

Рассмотренный вариант расчета температурного поля детали можно применить для других видов термообработки и других материалов. Для этого необходима корректировка коэффициентов в формулах (2), (3), (4), а также уточнение формулы (5).

#### Литература:

1. Абрамов В. В. «Напряжения и деформации при термической обработке стали» - Киев; Донецк: Вища шк. Головное изд-во, 1985. – 133с.

УДК 621.791.75.042

Г.Б.Билык, О.В.Веремей, Р.С.Орлов  
Донбасская государственная машиностроительная академия, Краматорск

## МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ТЕПЛОВЫХ ПРОЦЕССОВ В ПОРОШКОВОМ ЭЛЕКТРОДЕ ПРИ ЭЛЕКТРОКОНТАКТНОЙ НАПЛАВКЕ РЕЖУЩЕГО ИНСТРУМЕНТА

*In clause the application of thermal equivalent circuits for construction of mathematical model of heating of a start of a powder wire providing account of temperatures in the shell and the core for various modes is considered*

Одним из основных путей повышения надежности и долговечности режущего инструмента является применение износостойких покрытий. Эффективным способом нанесения таких покрытий является электроконтактная наплавка порошковых материалов в металлической оболочке, в частности, электроконтактная наплавка порошковой проволокой (ПП). Однако процесс нагрева порошкового сердечника и оболочки при прохождении электрического тока через зону уплотнения и деформации при прокатке ПП изучены недостаточно.

Основным параметром, определяющим количество выделяемого тепла, является электрическое сопротивление материалов, находящихся в очаге деформации при электроконтактном процессе. Нагрев присадочного материала осуществляется в зоне деформации теплом, выделяющимся при прохождении электрического тока в металлической оболочке и сердечнике. Расчет распределения температур в ПП при электроконтактном нагреве требует разработки математической модели этого процесса и эффективных способов ее анализа.

Построение тепловых схем замещения (ТСЗ) наиболее полно отражает физическую картину движения тепловых потоков и тепловые связи между ее элементами: источниками тепла, тепловыми сопротивлениями и емкостями [1]. Расчет ТСЗ дает температуры узловых точек схем в неустановившихся режимах. Дискретизация температурного поля ПП и переход к распределению температур, величина которых одинакова в пределах некоторых объемов тела, позволяет заменить систему дифференциальных уравнений в частных производных системой обыкновенных дифференциальных уравнений первого порядка для неустановившихся режимов.

Разработка ТСЗ нагрева ПП проволоки проводилась при следующих условиях и допущениях:

- 1) задано превышение температуры по кольцевой поверхности металлической оболочки, равное температуре плавления материала оболочки;
- 2) подводимая к зоне деформации тепловая энергия расходуется на нагрев материала оболочки, сердечника и отдается в окружающую среду путем теплоотдачи;
- 3) расчетная схема тепловых процессов сводится к системе двух твердых тел (оболочка и сердечник), а математическая модель - к системе двух дифференциаль-

ных уравнений теплопроводности второго порядка с граничными и начальными условиями;

4) осуществляется переход от реального объекта с распределенными параметрами к ТСЗ с сосредоточенными параметрами, от непрерывного температурного поля к полю дискретных температур в конечном числе точек, то есть дискретизация пространства и температурного поля;

5) дискретизация пространства и температурного поля позволяет заменить систему дифференциальных уравнений теплопроводности второго порядка системой обыкновенных дифференциальных уравнений первого порядка, записанной в конечно-разностном виде;

6) величина сосредоточенного сопротивления распространению теплового потока путем теплоотдачи с наружной поверхности оболочки ПП в окружающую среду определяется из выражения:

$$R_{\alpha} = \frac{1}{\alpha \cdot F} \text{ [град / Вт]}, \quad (1)$$

где:  $\alpha$  — суммарный коэффициент теплоотдачи с наружной поверхности оболочки, учитывающей конвективный и лучистый теплообмен, Вт/(м<sup>2</sup>•град);  $F$  — площадь этой поверхности, м<sup>2</sup>;

7) величина сосредоточенного сопротивления распространению теплового потока путем теплопроводности внутри выделенного объема тела определяется из выражения:

$$R_{\lambda} = \frac{l}{\lambda \cdot F} \text{ [град / Вт]}, \quad (2)$$

где:  $l$  - средняя длина пути для распространения теплового потока через выделенный объем тела, м;  $\lambda$  - коэффициент теплопроводности материала выделенного объема, Вт/(м•град);  $F$ - площадь сечения выделенного объема тела, нормального к направлению распределения теплового потока, м<sup>2</sup>;

8) оболочка разделена на два равных объема сосредоточенными теплофизическими параметрами при сохранении тепловых связей выделенных объемов между собой с сердечником и окружающим воздухом;

9) сердечник разделен на два равных объема сосредоточенными теплофизическими параметрами при сохранении тепловых связей выделенных объемов между собой и оболочкой;

10) сосредоточенная полная теплоемкость выделенных объемов твердого тела определяется из выражения:

$$C = c \cdot \rho \cdot V \text{ [Вт•с / град]}, \quad (3)$$

где:  $c$  -удельная весовая теплоемкость материала выделенного объема тела, Вт•с/(кг•град);  $\rho$ - плотность материала, кг/м<sup>3</sup>;  $V$  - величина выделенного объема твердого тела, м<sup>3</sup>;

11) в пределах каждого выделенного объема оболочки и сердечника температура принимается одинаковой (средней по объему), изменяющейся только по времени теплового процесса и от одного объема к другому;

12) ТСЗ, полученная на основе аналогии математического описания тепловых и электрических явлений, может быть описана системой обыкновенных дифференциальных уравнений первого порядка с применением закона Ома и первого закона Кирхгофа;

На рисунке 1 приведена ТСЗ, разработанная для выделенного объема ПП.

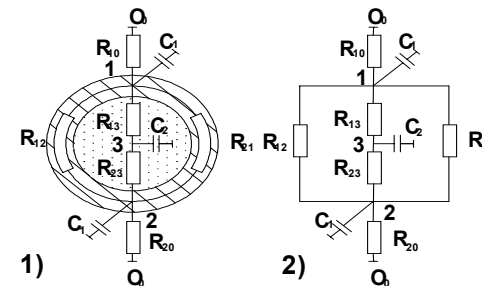


Рисунок 1 — ТСЗ выделенного объема порошковой проволоки: 1) на поперечном сечении; 2) электрический аналог

На схеме приняты следующие обозначения:  $\Theta_0$  - превышение температуры окружающего воздуха, град;  $\Theta_n$  - температура плавления металла оболочки, град;  $R_{10}$  и  $R_{20}$  - сопротивления теплоотдаче с поверхностями оболочки, град/Вт;  $R_{12}$  и  $R_{21}$  - сопротивления передаче тепла внутри оболочки, град/Вт;  $R_{13}$  и  $R_{23}$  - сопротивления передаче тепла внутри сердечника, град/Вт;  $C_1$  - половина полной теплоемкости объема оболочки, Вт•с/град;  $C_2$  - полная теплоемкость объема сердечника, Вт•с/град; 1, 2 и 3 - узловые точки ТСЗ (1 и 2 - оболочка, 3 - сердечник).

Применив закон Ома для каждого из сосредоточенных сопротивлений ТСЗ и первый закон Кирхгофа для узловых точек, получаем систему дифференциальных уравнений, записанную в конечных разностях и описывающую неустановившийся тепловой процесс выделенного объема ПП:

$$\begin{aligned} \frac{\Theta_1 - \Theta_0}{R_{10}} + \frac{\Theta_1 - \Theta_3}{R_{13}} + \frac{\Theta_1 - \Theta_2}{R_{12}} + \frac{\Theta_1 - \Theta_2}{R_{21}} + C_1 \frac{d\Theta_1}{dt} &= 0; \\ \frac{\Theta_2 - \Theta_0}{R_{20}} + \frac{\Theta_2 - \Theta_3}{R_{23}} + \frac{\Theta_2 - \Theta_1}{R_{12}} + \frac{\Theta_2 - \Theta_1}{R_{21}} + C_1 \frac{d\Theta_2}{dt} &= 0; \\ \frac{\Theta_3 - \Theta_1}{R_{13}} + \frac{\Theta_3 - \Theta_2}{R_{23}} + C_2 \frac{d\Theta_3}{dt} &= 0, \end{aligned} \quad (4)$$

где:  $\Theta_1, \Theta_2, \Theta_3$  - превышения температуры в узловых точках ТСЗ ( $\Theta_1$  и  $\Theta_2$  - для оболочки,  $\Theta_3$  - для сердечника), град.



Каждый член левой части уравнений является аналогом закона Ома или учитывает накопление тепловой энергии в элементе конструкции. При передаче тепла внутри твердого тела рассматривается аналогия между уравнением по закону Фурье и закону Ома:

$$Q = \frac{\lambda}{l} \cdot (\Theta_1 - \Theta_2) \cdot F \text{ [Вт];} \quad (5)$$

$$I = \frac{U_1 - U_2}{R} \quad (6)$$

Отсюда находим выражение (2) для теплового сопротивления  $R_2$ .

При передаче тепла с поверхности оболочки в окружающую среду путем теплоотдачи рассматривается аналогия между выражением по закону Ньютона - Рихмана и закону Ома

$$Q = \alpha \cdot (\Theta_1 - \Theta_2) \cdot F \text{ [Вт]} \quad (7)$$

Отсюда находим выражение (1) для теплового сопротивления  $R_6$ .

Система уравнений (4) преобразуется к виду:

$$\frac{d\Theta_1}{dt} = K_1 + K_{12}\Theta_2 + K_{13}\Theta_3 - K_{11}\Theta_1;$$

$$\frac{d\Theta_2}{dt} = K_2 + K_{21}\Theta_1 + K_{23}\Theta_3 - K_{22}\Theta_2; \quad (8)$$

$$\frac{d\Theta_3}{dt} = K_3 + K_{31}\Theta_1 + K_{32}\Theta_2 - K_{33}\Theta_3;$$

где:  $K_1, \dots, K_{33}$  - коэффициенты уравнений, выраженные через сосредоточенные параметры ТСЗ. Например, уравнения для расчета коэффициентов  $K_1, \dots, K_{13}$  имеют такой вид:

$$K_1 = \frac{\Theta_0}{C_1 R_{10}}; \quad K_{11} = -\frac{1}{C_1 R_{10}} - \frac{1}{C_1 R_{13}} - \frac{1}{C_1 R_{12}} - \frac{1}{C_1 R_{20}};$$

$$K_{12} = \frac{1}{C_1 R_{21}} + \frac{1}{C_1 R_{12}}; \quad K_{13} = \frac{1}{C_1 R_{13}}; \quad (9)$$

Для получения более точных результатов расчета и возможности анализа влияния электрического тока на нагрев проволоки разобьем элемент по длине на два равных объема. Разработка ТСЗ проводилась при следующих условиях и допущениях:

- 1) участок проволоки нагревается током одинаково по всей длине;
- 2) в процессе нагрева участка проволоки тепло  $Q$ , выделяемое током в металлической оболочке, расходуется на повышение температуры оболочки и сердечника и теряется через боковую поверхность в окружающую среду;
- 3) количество тепла, выделяемое током в оболочке, равно  $Q = I^2 R$ .

Остальные допущения совпадают с ранее приведенными. ТСЗ, разработанная для выделенного объема порошковой проволоки, представлена на рисунке 2.

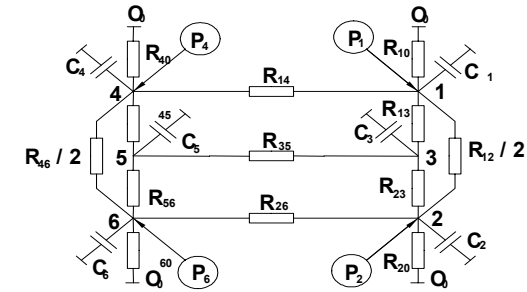


Рисунок 2 – ТСЗ при нагреве ПП электрическим током

На схеме приняты следующие обозначения:  $\Theta_0$  - превышение температуры окружающего воздуха, град;  $R_{10}, R_{20}, R_{40}, R_{60}$  - сопротивления теплоотдаче с поверхности оболочки, град/Вт;  $R_{12}$  и  $R_{46}$  - сопротивления передаче тепла внутри оболочки, град/Вт;  $R_{13}, R_{23}, R_{45}, R_{56}$  - сопротивления передаче тепла внутри сердечника, град/Вт;  $C_1, C_2, C_4, C_6$  - половина полной теплоемкости объема оболочки, Вт•с/град;  $C_3, C_5$  - полная теплоемкость объема сердечника, Вт•с/град; 1, 2, 3, 4, 5 и 6 - узловы точки ТСЗ (1,2,4,6 - оболочка, 3,5 - сердечник).

Применив закон Ома для каждого из сосредоточенных сопротивлений ТСЗ и первый закон Кирхгофа для узловых точек, получаем систему дифференциальных уравнений, записанную в конечных разностях и описывающую неустановившийся тепловой процесс выделенного объема ПП при нагреве сварочным током:

$$\frac{\Theta_1 - \Theta_0}{R_{10}} + \frac{\Theta_1 - \Theta_2}{R_{12}/2} + \frac{\Theta_1 - \Theta_3}{R_{13}} + \frac{\Theta_1 - \Theta_4}{R_{14}} + C_1 \frac{d\Theta_1}{dt} = P_1;$$

$$\frac{\Theta_2 - \Theta_0}{R_{20}} + \frac{\Theta_2 - \Theta_1}{R_{12}/2} + \frac{\Theta_2 - \Theta_3}{R_{23}} + \frac{\Theta_2 - \Theta_6}{R_{26}} + C_2 \frac{d\Theta_2}{dt} = P_2;$$

$$\frac{\Theta_3 - \Theta_1}{R_{13}} + \frac{\Theta_3 - \Theta_2}{R_{23}} + \frac{\Theta_3 - \Theta_5}{R_{35}} + C_3 \frac{d\Theta_3}{dt} = 0; \quad (10)$$

$$\frac{\Theta_4 - \Theta_0}{R_{40}} + \frac{\Theta_4 - \Theta_1}{R_{14}} + \frac{\Theta_4 - \Theta_5}{R_{45}} + \frac{\Theta_4 - \Theta_6}{R_{46}/2} + C_4 \frac{d\Theta_4}{dt} = P_4;$$

$$\frac{\Theta_5 - \Theta_3}{R_{35}} + \frac{\Theta_5 - \Theta_4}{R_{45}} + \frac{\Theta_5 - \Theta_6}{R_{56}} + C_5 \frac{d\Theta_5}{dt} = 0;$$

$$\frac{\Theta_6 - \Theta_0}{R_{60}} + \frac{\Theta_6 - \Theta_2}{R_{26}/2} + \frac{\Theta_6 - \Theta_4}{R_{46}/2} + \frac{\Theta_6 - \Theta_5}{R_{56}} + C_6 \frac{d\Theta_6}{dt} = P_6,$$

где:  $\Theta_1, \dots, \Theta_6$  - превышения температуры в узловых точках ТСЗ ( $\Theta_1, \Theta_2, \Theta_4$  и  $\Theta_6$  - оболочка,  $\Theta_3$  и  $\Theta_5$  - сердечник), град.

Данная система уравнений преобразуется к виду:

$$\frac{d\Theta_1}{dt} = K_1 + K_{12}\Theta_2 + K_{13}\Theta_3 + K_{14}\Theta_4 + K_{15}\Theta_5 + K_{16}\Theta_6 - K_{11}\Theta_1;$$

$$\frac{d\Theta_2}{dt} = K_2 + K_{21}\Theta_1 + K_{23}\Theta_3 + K_{24}\Theta_4 + K_{25}\Theta_5 + K_{26}\Theta_6 - K_{22}\Theta_2;$$

$$\frac{d\Theta_3}{dt} = K_3 + K_{31}\Theta_1 + K_{32}\Theta_2 + K_{34}\Theta_4 + K_{35}\Theta_5 + K_{36}\Theta_6 - K_{33}\Theta_3;$$

$$\frac{d\Theta_4}{dt} = K_4 + K_{41}\Theta_1 + K_{42}\Theta_2 + K_{43}\Theta_3 + K_{45}\Theta_5 + K_{46}\Theta_6 - K_{44}\Theta_4;$$

$$\frac{d\Theta_5}{dt} = K_5 + K_{51}\Theta_1 + K_{52}\Theta_2 + K_{53}\Theta_3 + K_{54}\Theta_4 + K_{56}\Theta_6 - K_{55}\Theta_5;$$

$$\frac{d\Theta_6}{dt} = K_6 + K_{61}\Theta_1 + K_{62}\Theta_2 + K_{63}\Theta_3 + K_{64}\Theta_4 + K_{65}\Theta_5 - K_{66}\Theta_6.$$

где:  $K_1, \dots, K_{66}$  - коэффициенты уравнений, выраженные через сосредоточенные параметры ТСЗ.

Полученную систему дифференциальных уравнений решали методом Рунге-Кутты четвертого порядка с переменным шагом. Для расчета неустойчившихся температурных полей в порошковой проволоке по ее длине и торцевому сечению в зависимости от режима электроконтактной наплавки и теплофизических свойств шихты разработан программно-методический комплекс. Комплекс позволяет произвести расчет неустойчившихся температурных полей, возникающих в сердечнике и оболочке при прохождении электрического тока через зону уплотнения и деформации.

Анализ полученных решений показал следующее. Температура оболочки ПП достигает максимума за время 0,03-0,05 с, затем, несмотря на продолжающееся протекание электрического тока, падает. Температура порошкового сердечника вначале увеличивается медленно, поскольку нагрев в этом случае происходит, в основном, за счет теплоотдачи от оболочки. После деформации ПП проволоки, когда электрический ток начинает протекать через порошковый материал, температура сердечника сильно возрастает за счет тепловыделения в контактах между частицами порошкового слоя. В дальнейшем температура порошка снижается.

### Литература.

1. Системы автоматизированного проектирования./Под ред. И.П. Норенкова. Кн.4. Трудоношин В.А., Пивоварова Н.В. Математические модели технических объектов. - М.: Высш. шк., 1986. - 160 с.

УДК.621.774.

**А.В. Маковецкий**

Донбасская государственная машиностроительная академия, Краматорск, Украина

### ИМИТАЦИОННАЯ МОДЕЛЬ ЗАГОТОВИТЕЛЬНОГО УЧАСТКА

*In the article the problems of operation of procuring plots, including machine-building enterprises are considered. The problems of loading of the equipment are analyzed. The simulation model of a plot permitting to accept operating solutions for want of a solution of industrial problems is indicated.*

В настоящее время стало актуальным создание небольших заготовительных участков, на которых осуществляется получение заготовок из сортового и трубного проката. Эти участки могут предназначаться для штамповки заготовок, к примеру, из труднодеформируемых сплавов, так и свою очередь для получения заготовок типа оболочек из специально подготовленных на этом участке полуфабрикатов.

Принципиальные основы компоновки таких участков заготовительного производства рассмотрены в работе [1], а ряд проблем проектирования технологического процесса обработки оболочек, в работе [2]. Отдельные моменты связанные с работой штамповочного участка освещены также в работе [3].

Однако существенной разницей изложенного подхода и предлагаемого, является то, что загрузка участка осуществляется не в описании случайной функции, как это предполагается в работе [3], а детерминировано.

Для описания загрузки участка можно использовать функции различного типа, которые будут адекватны разным производственным условиям.

Предварительные исследования загрузки различных участков показали, что в нашем случае для упрощения описания интенсивности загрузки участка, может быть предложена функция следующего вида:

$$Q(t) = a |\sin(\lg(t))|, \quad (1)$$

где:  $a$  - параметр, характеризующий уровень загрузки участка;  $t$  - условное время процесса загрузки.

Необходимо отметить, что функция описывает характерный пик загрузки с последующим спадом, что свойственно небольшим заготовительным участкам, работающим на независимой экономической основе в условиях неустойчивого рынка.

График функции (1) показан на рисунке 1.

При проектировании имитационной модели мы должны учесть следующее. Задержки в функционировании агрегатов на участке, связанная с надежностью работы оборудования, рассогласования имеющие место при работе оборудования в режиме перегруза и недогруза, очередность подключения в работу того или иного агрегата, особенности транспортных путей, их технические характеристики; синхронность работы и десинхронизация устройств загрузки-выгрузки изделий. Эти факторы определяют иерархию модели и в конечном итоге характер ее функционирования.

При проектировании имитационной модели мы должны учесть следующее. Задержки в функционировании агрегатов на участке, связанная с надежностью работы оборудования, рассогласования имеющие место при работе оборудования в режиме перегруза и недогруза, очередность подключения в работу того или иного агрегата, особенности транспортных путей, их технические характеристики; синхронность рабо-

ты и десинхронизация устройств загрузки-выгрузки изделий. Эти факторы определяют иерархию модели и в конечном итоге характер ее функционирования.

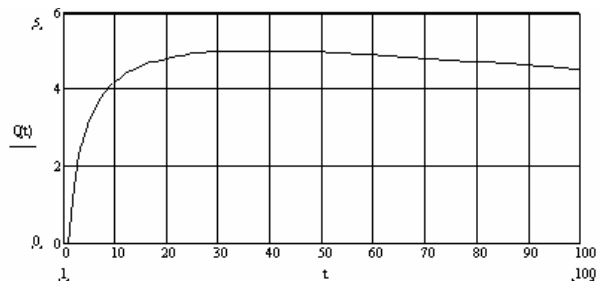


Рисунок 1- График функции, описывающей загрузку участка в целом, при  $\alpha = 5$

Одним из важных моментов для функционирования заготовительного участка является возможность перегруза оборудования при увеличении уровня заказа. При этом необходимо, чтобы величина возможной очереди была известной, для возможного резервирования оборудования.

В этом случае воспользуемся известными моделями теории массового обслуживания, предполагая поток заготовок на участке пуассоновским [3].

Рассмотрим ситуацию как существование чистой системы с ожиданием. В этом случае нас интересует условие существования стационарного режима.

Это условие будет иметь следующий вид

Средняя длина очереди для стационарного режима работы участка как это приведено в работе [1] получит выражение

$$r_{cp} = \frac{\alpha^{m+1} \times p_o}{(m-1)!(m-\alpha)^2}, \quad \text{при } \alpha = \frac{\lambda}{\mu} \quad (2)$$

где:  $\lambda$  - интенсивность пуассоновского потока поступления заготовок;  $\mu$  - интенсивность обслуживания;  $m$  - число единиц оборудования, установленного на участке.

Значение величины  $p_o$  определялось по выражению

$$p_o = \frac{1}{\sum_{i=0}^m \frac{\alpha^i}{i!}}$$

В этом случае зависимость средней длины очереди  $r_{cp}$ , выражение (2) от числа единиц оборудования  $m$  может быть иллюстрирована графиками рисунке 2 и 3.

Анализ графиков показывает, что средняя длина очереди будет интенсивно падать при увеличении числа единиц установленного оборудования. Разрыв на графике для величины  $r(m)$  свидетельствует, что решение в области  $m \leq 6$  является неустойчивым.

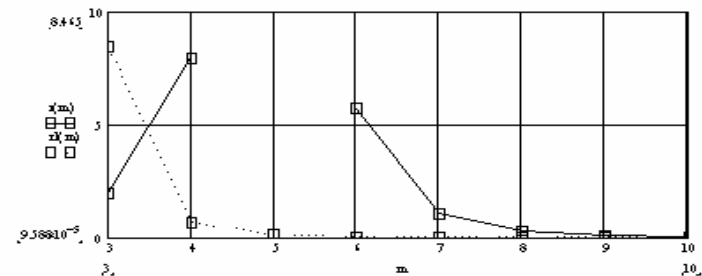


Рисунок 2- Зависимость средней длины очереди  $r(m)$  и  $r1(m)$  от числа единиц установленного оборудования -  $m$ , при  $\alpha = 5$  для  $r(m)$  и  $\alpha = 2,5$  для  $r1(m)$

Графики свидетельствуют, что с ростом показателя  $\alpha$  наблюдается увеличение средней длины очереди на участке, однако ее величина будет изменяться незначительно в пределах рассматриваемого диапазона значений.

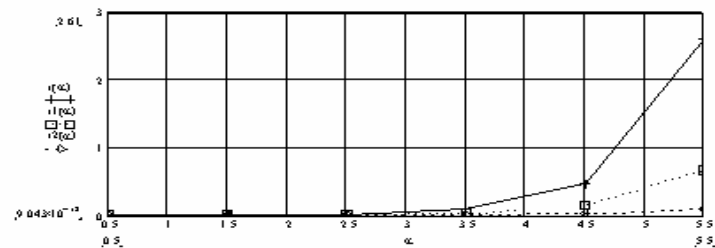


Рисунок 3 – Зависимость средней длины очереди  $r(\alpha)$  от величины показателя  $\alpha$ , при разных значениях величины  $m$  установленного оборудования на участке  $r(\alpha)$ , при  $m = 7$   $r1(\alpha)$ , при  $m = 8$   $r2(\alpha)$ , при  $m = 10$

С целью отработки параметров, определяющих особенности функционирования подобных участков разработана имитационная модель. Для этого использована среда Windows, пакет Matlab, инструментарий Simulink [1].

Так как в работе [2] представлены несколько типов компоновок участков, то и имитационные модели созданы для различного типа участков.

Кроме того, используется функция интенсивности процесса обработки, вида  $q = f(F, s.B)$  полученная в работе [2].

Это, в конечном итоге, дает возможность прогона на модели различных производственных ситуаций, в том числе связанных с работой в условиях экономического и производственного кризиса.

Структура имитационной модели состоит из блоков, Fcp, реализующих функции (1) и  $q = f(F, s.B)$  [2], а также, блоков просмотра результатов, таких как Display, блоков XYGraf и Score, позволяющих отразить полученные результаты в графической форме.

В структуру входит блок имитации реального времени Digital Clock, а также блоки, позволяющие ввести необходимые для работы модели постоянные Constant. Для вывода данных в рабочую область Matlab используется блок Workspace, который представляет данные в виде матрицы. Результаты прогона имитационной модели в виде графической визуализации, представлены на рисунке 4. Визуализация представлена за счет работы блока XYGraf, отражающего изменение параметра  $\Delta q$  в зависимости от модельного времени процесса.

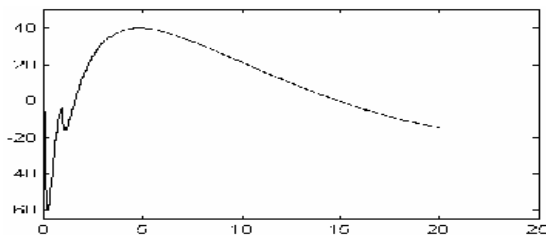


Рисунок 4 – Визуализация работы имитационной модели, необработанный резерв -  $\Delta q$ , ось- Y, в зависимости от модельного времени  $t$  ось-X, при значениях параметров модели  $S = 2$ ,  $F = 5$ ,  $B = 10$  [2]

Анализ графика, рисунок 4, показывает, что при исследуемых параметрах модели процесс характеризуется определенной неустойчивостью в начальной стадии, что свидетельствует о протекающем переходном процессе. Однако при установившемся процессе, величина резерва носит сугубо положительное значение, что свидетельствует о полной загрузке участка. В конечном итоге, с уменьшением загрузки участка, рисунок 1, наблюдается переход к отрицательным значениям необработанного резерва заготовок.

Рассмотренные в работе результаты позволяют сделать вывод, что увеличение объема выпуска и сокращение резерва необработанных заготовок может быть достигнуто либо за счет повышения производительности оборудования путем технической модернизации, либо за счет установки нового оборудования. Однако в модели не учтены проблемы надежности работы оборудования, а также вопросы неопределенности функции заказа на рассматриваемом периоде, которые могут быть решающими при интенсификации потока заготовок, поступающих на участок.

Следовательно модель нуждается в дальнейшей детализации с целью поиска эффективных технических и производственных решений.

#### Литература.

- 1 Сигорский В.П. Математический аппарат инженера. К.: Техніка. 1975. 765 с.
- 2 Маковецкий А.В. Особенности оптимизации технологической системы производства полых полуфабрикатов, в условиях серийного производства // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. 36. наукових праць. Вип.11. Краматорськ. 2001. С.112-115.
- 3 Степанский Л.Г., Крючков М.А. Расчет надежности и производительности робототехнического комплекса для холодной штамповки как системы массового обслуживания // Кузнечно-штамповочное производство. М.: Машиностроение. №1. 1984. С.36-37.
- 4 Маковецкий А.В. Имитационная модель процесса изготовления осесимметричных полых изделий со спиральными впадинами // Краматорськ-Хмельницький. 2002. С.394-398.

УДК 621.791.75

**В.Д. Кассов, В.В. Чигарев, А.П. Литвинов**

Донбасская государственная машиностроительная академия (г. Краматорск)  
Приазовский государственный технический университет (г. Мариуполь)

### ОПТИМИЗАЦИЯ РЕЖИМОВ ВОССТАНОВИТЕЛЬНОЙ НАПЛАВКИ КОМПЛЕКСНО ЛЕГИРОВАННОГО СПЛАВА

*Powder wire, ensuring small of losses of electrode metal at surfacing on an optimum a mode is developed.*

Износостойкость инструмента и рабочих органов является решающим фактором при регламентировании общего срока службы промышленного оборудования различного функционального назначения в связи истощением экономически оправданных возможностей дальнейшего поддержания его работоспособности. Используя в качестве параметров многокритериальной оптимизации износостойкость и склонность к образованию трещин разработан состав сплава 210X12B4M2Г2СФТ для восстановительной наплавки с оптимальным сочетанием износостойкости и технологичности [1].

Для наплавки этого сплава предложена самозащитная порошковая проволока ПП-210X12B4M2Г2СФТ, газшлакообразующими материалами которой выбраны плавиковый шпат, карбонатный шлак, мартеновский шлак и датолитовая руда в соотношении 4:2:2:2 [2]. Для максимального сокращения потерь электродного металла, увеличения перехода легирующих элементов в наплавленный металл, а так же надежной защиты расплавленного металла от вредного влияния воздуха общее количество газшлакообразующих компонентов в шихте взято 20% [3].

Для выбора оптимального режима наплавки самозащитной порошковой проволокой ПП-210X12B4M2Г2СФТ изучали влияние сварочного тока  $I_{св}$ , напряжения дуги  $U_d$  и вылета электрода  $H$  на коэффициенты: плавления проволоки  $\alpha_p$  (учитывающий плавление оболочки и металлических составляющих сердечника), наплавки  $\alpha_n$ , общих потерь электродного металла  $\psi$  и потерь на разбрызгивание  $\psi_{рб}$ .

В опытах использовали порошковые проволоки диаметром 3-4 мм. Наплавлялись валики длиной 100 мм на пластины размером 200x100x10 мм из стали ВСт3сп. Наплавку вели на постоянном токе при обратной полярности на режимах:  $I_{св}=200-400$  А,  $U_d=24-32$  В,  $H=20-80$  мм,  $V_H=18$  м/ч.

Для существенного уменьшения числа опытов был применен метод многофакторного планирования эксперимента. В качестве плана эксперимента выбрали ортогональный центральный композиционный план второго порядка. Матрица планирования и результаты опытов представлены в таблице 1. Расчет уравнений регрессии и их статистический анализ проводили по формулам работы [4]. Результаты расчетов приведены в таблице 2.

Исключив статистически незначимые коэффициенты (если  $b_i < \Delta b_i$ ), получили следующие уравнения регрессии, адекватно описывающие экспериментальные данные на уровне значимости  $\alpha=5\%$ :

$$\alpha_p = 20,28 + 2,21 \cdot x_1 + 1,73 \cdot x_2 - 1,06 \cdot x_1^2 - 0,69 \cdot x_2^2 + 0,40 \cdot x_1 \cdot x_2; \quad (1)$$

$$\alpha_n = 18,48 + 2,21 \cdot x_1 + 1,26 \cdot x_2 - 1,04 \cdot x_1^2 - 0,87 \cdot x_2^2 - 0,60x_3^2 + 0,21 \cdot x_1 \cdot x_2; \quad (2)$$

$$\psi = 8,62 - 1,60 \cdot x_1 + 1,29 \cdot x_2 + 0,69x_3 + 0,71 \cdot x_1^2 + 1,38 \cdot x_2^2 + 2,67 \cdot x_3^2 + 0,74 \cdot x_1 \cdot x_2; \quad (3)$$

$$\psi_{PB} = 5,27 - 1,55 \cdot x_1 + 1,32 \cdot x_2 + 0,63x_3 + 0,54 \cdot x_1^2 + 1,08 \cdot x_2^2 + 2,44 \cdot x_3^2 + 0,68 \cdot x_1 \cdot x_2. \quad (4)$$

Таблица 1 — Матрица планирования и результаты экспериментов

Факторы	$I_{CB}, A$	$H, мм$	$U_{д}, В$	Результаты экспериментов			
Основной уровень	300	50	28	$\alpha_p,$ г/А·ч	$\alpha_n,$ г/А·ч	$\psi, \%$	$\psi_{PB}, \%$
Интервал варьирования	100	30	4				
Кодовые обозначения	$x_1$	$x_2$	$x_3$				
Опыт 1	+1	+1	+1	22,8	19,4	14,9	10,6
2	-1	+1	+1	17,4	14,5	16,7	12,5
3	+1	-1	+1	18,5	16,6	10,3	6,7
4	-1	-1	+1	14,7	12,3	16,3	12,1
5	+1	+1	-1	23,0	20,2	12,2	8,4
6	-1	+1	-1	17,4	14,8	14,9	10,9
7	+1	-1	-1	18,6	17,0	8,6	4,5
8	-1	-1	-1	14,6	12,7	13,0	8,9
9	+1,215	0	0	21,0	19,2	8,6	4,9
10	-1,125	0	0	16,6	14,8	10,8	7,2
11	0	+1,215	0	21,3	18,7	12,2	8,6
12	0	-1,125	0	17,4	15,8	9,2	5,1
13	0	0	+1,215	20,3	17,9	11,8	7,9
14	0	0	-1,125	20,1	17,4	13,4	9,8
15	0	0	0	20,0	18,3	8,5	5,3

Для перехода от кодовых переменных к натуральным в уравнениях (1)–(4) необходимо положить:

$$x_1 = \frac{I_{св} - 300}{100}; \quad x_2 = \frac{H - 50}{30}; \quad x_3 = \frac{U_{д} - 28}{4}.$$

Таблица 2 – Коэффициенты уравнений регрессии и результаты статистического анализа экспериментальных данных

Расчетная величина	$\alpha_p$	$\alpha_n$	$\psi$	$\psi_{PB}$
1	2	3	4	5
$b_0$	20,28	18,48	8,62	5,27
$b_1$	2,21	2,21	-1,60	-1,55
$b_2$	1,73	1,26	1,29	1,32
$b_3$	0,004	-0,12	0,69	0,63
$b_{11}$	-1,06	-1,04	0,71	0,54
$b_{22}$	-0,69	-0,87	1,38	1,08
$b_{33}$	-0,12	-0,60	2,67	2,44
$b_{12}$	0,40	0,21	0,74	0,68
$b_{13}$	-0,05	-0,06	-0,09	-0,05
$b_{23}$	-0,025	-0,038	-0,063	-0,020
$\Delta b_0$	0,30	0,355	0,738	0,751
$\Delta b_i$	0,138	0,163	0,339	0,347
$\Delta b_{ii}$	0,218	0,259	0,539	0,545
$\Delta b_{ij}$	0,161	0,191	0,398	0,406
$S^2(y)$	0,15	0,21	0,91	0,95
$S^2_{ад}(y)$	0,11	0,18	1,46	
$t_{ад}$	9	8	7	7
$F$	0,73	0,86	1,60	1,75
$F(0,05; t_{ад}; 30)$	2,21	2,27	2,33	2,33
$R$	0,976	0,982	0,926	0,912

Используя уравнения (1-4) были построены графики зависимостей исследуемых параметров от  $I_{св}$ ,  $U_{д}$ ,  $H$  (рисунок 1). С увеличением сварочного тока коэффициенты  $\alpha_p$  и  $\alpha_n$  растут, а коэффициенты потерь  $\psi$  и  $\psi_{PB}$  уменьшаются (рисунок 1, а). Увеличение длины вылета электрода приводит к росту коэффициента наплавки  $\alpha_p$ , коэффициент наплавки  $\alpha_n$  при этом растет до определенного предела. При  $H > 70$  мм коэффициент  $\alpha_n$  начинает уменьшаться в связи со значительным ростом коэффициента общих потерь электродного металла  $\psi$ . Минимальные потери электродного металла достигаются при длине вылета  $H = 30-40$  мм (рисунок 1, б).

Изменение напряжения дуги не влияет на значение коэффициента плавления  $\alpha_p$ , а коэффициент наплавки  $\alpha_n$  изменяется по кривой с максимумом, достигая наибольшего значения при  $U_{д} = 26-30$  В. Коэффициенты потерь  $\psi$  и  $\psi_{PB}$  при этих значениях напряжения дуги принимают минимальные значения (рисунок 1, в).

На рисунку 2 приведена залежність коефіцієнтів плавлення  $\alpha_p$  і наплавки  $\alpha_n$  от силы тока и диаметра проволоки.

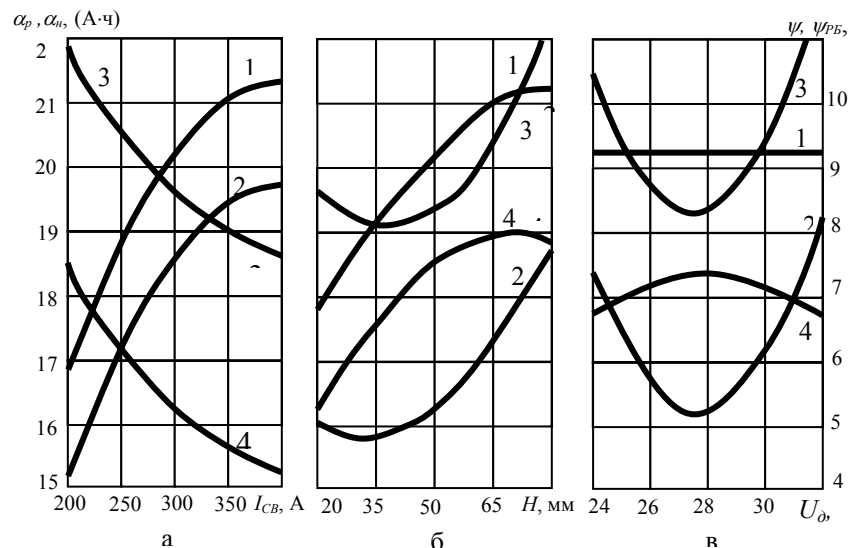


Рисунок 1 – Зависимости характеристик плавления порошковой проволоки от:  
 а – силы тока при  $H=50$  мм,  $U_d=28$  В; б – вылета проволоки при  $I_{CB}=300$  А,  $U_d=28$  В;  
 в – напряжения дуги при  $I_{CB}=300$  А,  $H=50$  мм (1– $\alpha_p$ ; 2– $\alpha_n$ ; 3– $\psi$ ; 4– $\psi_B$ )

Методами математической статистики установлено, что корреляционная связь между коэффициентами  $\alpha_p$ ,  $\alpha_n$  и диаметром проволоки отсутствует. Зависимости показателей плавления электродного металла  $\alpha_p$  и  $\alpha_n$  от сварочного тока для проволоки диаметром 3-4 мм при  $H=30$  мм имеют следующий вид:

$$\alpha_p = 6,9 + 5,45(I_{CB}/100) - 0,62(I_{CB}/100)^2, \quad (5)$$

$$r = 0,973$$

$$\alpha_n = 4,5 + 5,82(I_{CB}/100) - 0,63(I_{CB}/100)^2, \quad (6)$$

$$r = 0,982$$

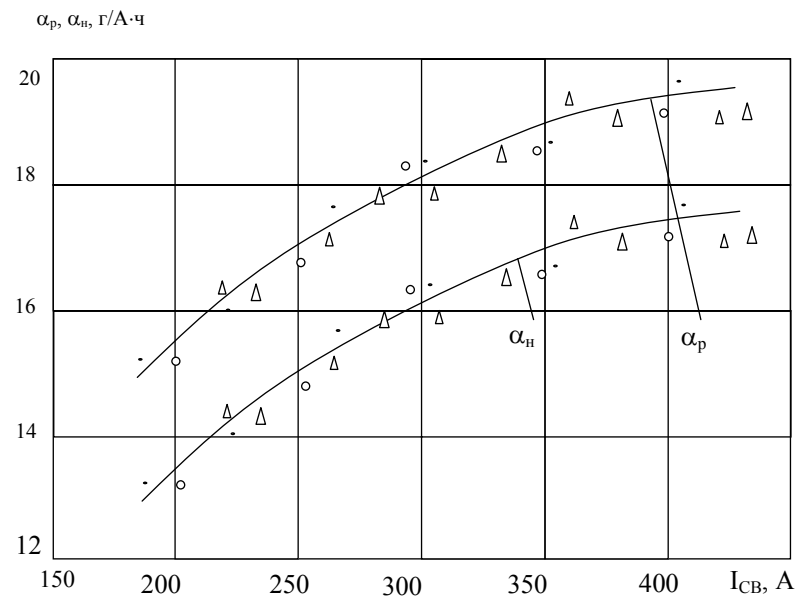


Рисунок 2 — Зависимость коэффициентов  $\alpha_p$  и  $\alpha_n$  от силы тока и диаметра порошковой проволоки(мм) ● – 3,0; ○ – 3,3; ▲ – 3,6; △ – 4,0

Как видно из формул (5), (6), изменение диаметра проволоки в интервале 3-4 мм при одинаковом токе не влияет на показатели плавления порошковой проволоки.

Измерения показали, что при увеличении диаметра проволоки от 3 до 4 мм толщина оболочки увеличивается от 0,43 до 0,47 мм, а площадь ее сечения от 3,47 до 5,27 мм<sup>2</sup> или в 1,52 раза (порошковая проволока изготавливалась из ленты размером 0,5x15 мм). Плотность шихты при этом уменьшилась от 3,68 до 2,53 г/см<sup>3</sup> или в 1,45 раза (коэффициент заполнения проволоки оставался постоянным и равным 0,33-0,40).

Следовательно при уменьшении диаметра проволоки от 4 до 3 мм плотность тока увеличивается в 1,52 раза, что должно привести к росту коэффициента плавления  $\alpha_p$ , но при этом уменьшается удельное сопротивление шихты сердечника в связи с повышением ее плотности, поэтому увеличивается доля тока, шунтируемого сердечником, и плотность тока снижается. Одновременное действие этих факторов в противоположных направлениях приводит к отсутствию зависимости коэффициента  $\alpha_p$  (и соответственно  $\alpha_n$ ) от диаметра порошковой проволоки.

Оптимизация режима наплавки порошковой проволокой диаметром 3 мм с учетом хорошего формирования металла наплавленных валиков, минимальных по-

теперь электродного металла и высокой производительности привела к следующим параметрам:  $I_{CB}=300-350$  А,  $U_{д}=28-30$  В,  $H=30-50$  мм. При наплавке на указанном режиме производительность наплавки составляет 5,5-6,8 кг/ч.

Для определения твердости и изучения структуры наплавленного металла 210X12B4M2Г2СФТ производили многослойную наплавку на пластине из стали 35Л размером 250x100x15 мм разработанной порошковой проволокой. Образцы металла для замеров твердости и микроструктурных исследований изготовляли путем порезки наплавленных пластин на темплеты толщиной 10-15 мм перпендикулярно оси наплавки. Порезку образцов выполняли вулканистыми кругами. Травление поверхности образцов для исследования микроструктуры производили в 4%-ном спиртовом растворе азотной кислоты.

Установлено, что микроструктура металла по всему сечению наплавки состоит из аустенита, ледебуритной эвтектики и мелких карбидов. У зоны сплавления со стороны наплавки микротвердость аустенита составляет 5810-6720 МПа, эвтектики 8562-12516 МПа. В верхней части наплавки микротвердость аустенита равна 6162-6954 МПа, эвтектики – 7258-8360 МПа. Твердость наплавленного металла HRC 53-56.

Карбиды распределены равномерно по всей толщине наплавленного металла, начиная от зоны сплавления, что обеспечивает практически одинаковую по глубине износостойкость сплава.

Разработанная ПП-210X12B4M2Г2СФТ на рекомендуемых режимах внедрена при восстановительной наплавке комплексно легированного сплава деталей технологического оборудования в условиях завода дорожных машин (г. Бердянск) с экономическим эффектом более 50 тыс. грн.

#### Литература.

1. Касов В.Д., Чигарев В.В., Литвинов А.П. Многокритериальная оптимизация состава износостойкого сплава// Наукові праці Донецького національного технічного Університету. Вип. 51.– Донецьк: ДонНТУ, 2002.– С.108–113.
2. Касов В.Д., Литвинов А.П. Исследование потерь электродного металла при восстановительной наплавке порошковой проволокой//Тез. докл. II междунар. научн.–техн. конф. «Новые технологии, методы обработки и упрочнения деталей энергетических установок».– Запорожье, 2002.– С.66–69.
3. Касов В.Д., Литвинов А.П., Скрипниченко В.С. Влияние газошлакообразующих компонентов порошковой проволоки на характеристики макропереноса// Вісник Східноукраїнського національного університету.–Луганськ, 2002.–№7(53).–С.90–95
4. Новик Ф.С., Арсов Я.Б. Оптимизация процессов технологии методами планирования экспериментов.–М.: Машиностроение; София: Техника, 1980.–304 с.

## Раздел 5 Повышение качества и точности обработки

УДК 621.923

П.Г. Матюха, Н.В. Азарова, В.В. Полтавец  
Донецкий национальный технический университет, г. Донецк, Украина

### ВЛИЯНИЕ КОЛЕБАНИЙ ОСИ ШЛИФОВАЛЬНОГО КРУГА НА ДЛИНУ ДУГИ КОНТАКТА АБРАЗИВНОГО ЗЕРНА С ДЕТАЛЬЮ

*It is investigated the influence of oscillations of grinding wheel axis on length of the contact arc at interaction of abrasive grain with a workpiece.*

Длина дуги контакта зерна с деталью определяет длину пути, который проходит абразивное зерно в обрабатываемом материале, в связи с чем оказывает влияние на стойкость зерна и количество тепла, выделяемое при обработке за время контакта.

Рассмотрим влияние вибраций на длину дуги контакта в условиях формообразования сегментообразных срезов (рисунке 1).

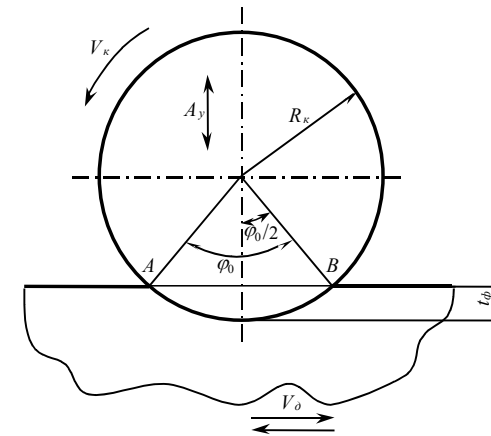


Рисунок 1 – Схема к определению длины дуги контакта  $AB$  единичного зерна шлифовального круга с деталью в условиях образования среза сегментообразной формы при плоском шлифовании с вибрациями величиной  $A_y = A \sin \frac{2\pi f R_k}{1000 V_k}$

Исходными данными при расчёте являются:  $R_k$  – радиус шлифовального круга, мм;  $l_\phi$  – фактическая глубина шлифования, мм;  $V_k$  – скорость круга, мм;  $V_d$  – скорость детали, м/мин;  $A$  – амплитуда колебаний оси шлифовального круга в направлении, перпендикулярном обрабатываемой поверхности, мм;  $f$  – частота колебаний, Гц;  $\phi_0$  – угол контакта абразивного зерна шлифовального круга с деталью в условиях образования среза сегментообразной формы, рад.

Как установлено нами, траектория движения абразивного зерна шлифовального круга относительно детали при плоском шлифовании с учетом колебаний оси шлифовального круга в вертикальном направлении определяется системой параметрических уравнений:

$$\begin{cases} x = R_{\kappa} \left( \sin \varphi \pm \frac{V_g}{60V_{\kappa}} \varphi_{\kappa} \right); \\ y = R_{\kappa} (1 - \cos \varphi_{\kappa}) + A \sin \frac{2\pi f R_{\kappa}}{1000V_{\kappa}} \varphi_{\kappa}; \\ z = 0, \end{cases} \quad (1)$$

где:  $\varphi_{\kappa}$  – параметр.

Верхние знаки относятся к случаю встречного шлифования, нижние – попутного.

На основании уравнений (1) траектории движения абразивного зерна шлифовального круга относительно детали выведем формулу для определения длины кривой контакта при плоском шлифовании с вибрациями.

Элементарная длина кривой контакта определяется выражением:

$$dL = \sqrt{dx^2 + dy^2},$$

где:  $dx = R_{\kappa} \left( \cos \varphi_{\kappa} \pm \frac{V_{\partial}}{60V_{\kappa}} \right) d\varphi_{\kappa},$

$$dy = \left( R_{\kappa} \sin \varphi_{\kappa} + \frac{A \cdot 2\pi f R_{\kappa}}{1000V_{\kappa}} \cos \frac{2\pi f R_{\kappa}}{1000V_{\kappa}} \varphi_{\kappa} \right) d\varphi_{\kappa}.$$

После необходимых преобразований получим:

$$dL = R_{\kappa} \left[ 1 + \left( \frac{V_{\partial}}{60V_{\kappa}} \right)^2 \pm \frac{2V_{\partial}}{60V_{\kappa}} \cos \varphi_{\kappa} + \frac{4A\pi f}{1000V_{\kappa}} \sin \varphi_{\kappa} \cos \frac{2\pi f R_{\kappa}}{1000V_{\kappa}} \varphi_{\kappa} + \left( \frac{A \cdot 2\pi f}{1000V_{\kappa}} \right)^2 \cos^2 \frac{2\pi f R_{\kappa}}{1000V_{\kappa}} \varphi_{\kappa} \right]^{0,5} d\varphi_{\kappa}.$$

Обозначим  $a = 1 + \left( \frac{V_{\partial}}{60V_{\kappa}} \right)^2$ ;  $b = \left( \frac{2V_{\partial}}{60V_{\kappa}} \right)$ ;  $m = \frac{2\pi f R_{\kappa}}{1000V_{\kappa}}.$

Тогда:

$$dL = \left( R_{\kappa} \sqrt{a \sqrt{1 \pm \frac{b \cos \varphi_{\kappa}}{a} + \frac{2Am}{a} \sin \varphi_{\kappa} \cos m\varphi_{\kappa} + \frac{A^2 m^2}{a} \cos^2 m\varphi_{\kappa}}} \right) d\varphi_{\kappa}. \quad (2)$$

Длина кривой контакта может быть найдена путем интегрирования выражения (2) в пределах угла контакта, то есть от момента входа зерна в деталь до момента выхода:

$$L = R_{\kappa} \sqrt{a} \int_0^{\varphi_0} \sqrt{1 \pm \frac{b}{a} \cos \varphi_{\kappa} + \frac{2Am}{a} \sin \varphi_{\kappa} \cos m\varphi_{\kappa} + \frac{A^2 m^2}{a} \cos^2 m\varphi_{\kappa}} d\varphi_{\kappa}. \quad (3)$$

Так как  $\left| \pm \frac{b}{a} \cos \varphi_{\kappa} + \frac{2Am}{a} \sin \varphi_{\kappa} \cos m\varphi_{\kappa} + \frac{A^2 m^2}{a} \cos^2 m\varphi_{\kappa} \right| < 1$ , интеграл (3)

можно вычислить приближенно, разложив подынтегральную функцию в биномиальный ряд:

$$\begin{aligned} & \left[ 1 + \left( \pm \frac{b}{a} \cos \varphi_{\kappa} + \frac{2Am}{a} \sin \varphi_{\kappa} \cos m\varphi_{\kappa} + \frac{A^2 m^2}{a} \cos^2 m\varphi_{\kappa} \right) \right]^{\frac{1}{2}} = \\ & = 1 + \frac{0,5}{1!} \left( \pm \frac{b}{a} \cos \varphi_{\kappa} + \frac{2Am}{a} \sin \varphi_{\kappa} \cos m\varphi_{\kappa} + \frac{A^2 m^2}{a} \cos^2 m\varphi_{\kappa} \right) + \\ & + \frac{0,5 \cdot (0,5-1)}{2!} \left( \pm \frac{b}{a} \cos \varphi_{\kappa} + \frac{2Am}{a} \sin \varphi_{\kappa} \cos m\varphi_{\kappa} + \frac{A^2 m^2}{a} \cos^2 m\varphi_{\kappa} \right)^2 + \dots \end{aligned}$$

Воспользуемся только первыми двумя членами ряда, что обеспечивает погрешность расчета не выше 0,5%. Тогда:

$$L = \sqrt{a} \int_0^{\varphi_0} \left( 1 \pm \frac{b}{2a} \cos \varphi_{\kappa} + \frac{Am}{a} \sin \varphi_{\kappa} \cos m\varphi_{\kappa} + \frac{A^2 m^2}{2a} \cos^2 m\varphi_{\kappa} \right) d\varphi_{\kappa}.$$

Подставив в последнее выражение значения  $a, b, m$ , после интегрирования и соответствующих преобразований получим:

$$L = \frac{R_{\kappa}}{\sqrt{1 + \left( \frac{V_{\partial}}{60V_{\kappa}} \right)^2}} \left[ \left\{ 1 + \left( \frac{V_{\partial}}{60V_{\kappa}} \right)^2 + \left( \frac{A\pi f R_{\kappa}}{1000V_{\kappa}} \right)^2 \right\} \varphi_0 \mp \frac{V_{\partial}}{60V_{\kappa}} \sin \varphi_0 + \frac{A\pi f R_{\kappa}}{1000V_{\kappa} \left( 1 + \frac{2\pi f R_{\kappa}}{1000V_{\kappa}} \right)} \left( 1 - \cos \left( 1 - \frac{2\pi f R_{\kappa}}{1000V_{\kappa}} \right) \varphi_0 \right) + \frac{A\pi f R_{\kappa}}{1000V_{\kappa} \left( 1 - \frac{2\pi f R_{\kappa}}{1000V_{\kappa}} \right)} \left( 1 - \cos \left( 1 + \frac{2\pi f R_{\kappa}}{1000V_{\kappa}} \right) \varphi_0 \right) + \frac{A^2 \pi f R_{\kappa}}{4 \cdot 1000V_{\kappa}} \sin \frac{4\pi f R_{\kappa}}{1000V_{\kappa}} \varphi_0 \right], \quad (4)$$



где:  $\varphi_0/2$  – корень уравнения  $A \sin \frac{2\pi f R_k}{1000V_k} \varphi_k - R_k \cos \varphi_k + R_k - t_\phi = 0$ , заключенный в

промежутке  $(0, \pi/180)$ .

Верхние знаки относятся к случаю встречного шлифования, нижние – попутного.

Формула для определения длины дуги контакта при плоском шлифовании без учета вибраций, полученная на основе точной траектории (трохоиды), имеет вид [1]:

$$L = \frac{R_k}{1 + \left(\frac{V_d}{60V_k}\right)^2} \left[ \left\{ 1 + \left(\frac{V_d}{60V_k}\right)^2 \right\} \varphi_0 \pm \frac{V_d}{60V_k} \sin \varphi_0 \right], \quad (5)$$

где:  $\varphi_0 = 2 \arccos(1 - t_\phi/R_k)$ ,

а на базе упрощенной траектории окружности – более простой вид [2]:

$$L = (1 \pm V_d/60V_k) \sqrt{D_k t_\phi}. \quad (6)$$

Проанализируем влияние частоты колебаний на длину дуги контакта при следующих условиях обработки:  $R_k = 125$  мм,  $t_\phi = 0,015$  мм,  $V_k = 35$  м/с,  $V_d = 6$  м/мин,  $A = 0,004$  мм; для частот в Гц 40, 50, 90, 100, 140, 150, 200, 300, 400, 1400, 1600 [3], а также для 18000 Гц, 24000 Гц.

Расчеты выполним по формулам (4), (5) и (6) на ПЭВМ с использованием специальной программы и сведём в таблицу 1.

Таблица 1 – Длина дуги контакта при плоском шлифовании, рассчитанная на базе различных траекторий

Условия шлифования	Длина дуги контакта, мм															
	Формулы для определения длины дуги контакта															
	(6)	(5)	(4)													
Частота колебаний, Гц	0	0	40	50	90	100	140	150	200	300	400	500	1400	1600	18000	24000
Встречное шлифование	3,762327	3,861437	3,854951	3,853205	3,846263	3,844538	3,837677	3,835972	3,827509	3,810899	3,794717	3,778974	3,657524	3,635435	6,395542	7,578806
Попутное шлифование	3,983640	3,883562	3,877040	3,875285	3,868302	3,866566	3,859664	3,857949	3,849436	3,832724	3,816442	3,800600	3,678312	3,656053	6,417714	7,598228

Используя данные таблицы 1, определим изменение длины дуги контакта при шлифовании с вибрациями по сравнению с обычным шлифованием, когда расчеты длины дуги производились на базе тех же траекторий: окружности и трохойды (таблица 2).

Таблица 2 – Изменение длины дуги контакта за счет вибраций в условиях формирования сегментообразных срезов при плоском шлифовании

Условия шлифования		Изменение длины дуги контакта за счет вибраций, %													
Частота колебаний, Гц		40	50	90	100	140	150	200	300	400	500	1400	1600	18000	24000
по сравнению с траекторией окружностью	встречное шлифование	2,46	2,42	2,23	2,19	2,00	1,96	1,73	1,29	0,86	0,44	2,79	3,37	69,98	101,4
	попутное шлифование	2,68	2,72	2,90	2,94	3,11	3,16	3,37	3,79	4,20	4,59	7,66	8,22	61,10	90,74
по сравнению с траекторией трохойдой	встречное шлифование	0,16	0,21	0,39	0,44	0,62	0,66	0,88	1,31	1,73	2,14	5,28	5,85	65,63	96,27
	попутное шлифование	0,17	0,21	0,39	0,44	0,62	0,66	0,88	1,31	1,75	2,14	5,29	5,86	65,25	95,65

### Выводы.

1. Как видно из приведенных данных, существенное влияние вибраций на длину единичного среза наблюдается на частотах, превышающих 18 кГц, при которых изменение длины дуги за счет вибраций находится в пределах 60-100 %.
2. Использование для расчетов длины дуги контакта при шлифовании с вибрациями на низких частотах упрощенной траектории относительного рабочего движения – окружности по сравнению с точной траекторией – трохойдой не вносит существенных погрешностей, которые находятся в пределах 4 % для встречного шлифования и 8 % – для попутного.
3. С увеличением частоты колебаний изменение длины дуги, рассчитанной по формуле (4), по сравнению с определенной по формуле (5) не зависит от вида шлифования и растёт от 0,2 до 5,9 %.

### Литература.

1. Матюха П.Г. Научные основы стабилизации выходных показателей алмазного шлифования с помощью управляющих воздействий на рабочую поверхность круга: Дис.... докт. техн. наук: 05.03.01. – Донецк, 1996. – 456 с.
2. Маслов Е.Н. Теория шлифования материалов. – М.: Машиностроение, 1974. – 177 с.
3. Кудинов В.А., Камышев А.И., Хлебалов Е.В. Динамический расчет плоскошлифовальных станков с помощью ЭВМ// Станки и инструменты. – № 11. – 1974. – С. 12-16.

УДК 621.923

**О.А. Гавриш**

Державне підприємство «Науково-технічний центр артилерійсько-стрілецького озброєння України», Київ, Україна

**ДОСЛІДЖЕННЯ ТЕПЛОВОГО І ДИНАМІЧНОГО ВПЛИВУ РОБОЧИХ ЕЛЕМЕНТІВ ДИСКОВИХ СТАЛЕВИХ ЩІТОК НА ПОВЕРХНЮ ОБРОБЛЕННЯ ДЕТАЛЕЙ**

*In the article the research results of finishing methods works for the quality parameters ensuring have been presented.*

Підвищення температури поверхневого шару оброблюємо поверхні деталі у процесі контактування секцій очищення дискових сталевих щіток (ДСЩ) при оздоблювально-зачистній обробці відбувається за рахунок дії сили тертя ковзання гнучких робочих елементів (ГРЕ) [1]. Джерело теплоти довжиною  $L_2$ , переміщується, для достатньо широких діапазонів варіювання технологічними режимами відноситься до швидкоплинних теплових джерел, для яких критерій Пекле становить  $Pe > 10$ , визначеного залежністю [2]:

$$Pe = (SL_2)/a,$$

де  $Pe$  - критерій Пекле;  $S$  - швидкість переміщення поверхні оброблення (подача) в зоні контактування з ГРЕ секцій знищення;  $a$  - коефіцієнт теплопровідності.

Подальше дослідження теплового впливу ґрунтується на умові незмінності коефіцієнту тертя ковзання  $f$  всією довжиною контакту  $L_2$  ГРЕ з поверхнею оброблення, а розподілення інтенсивності теплового потоку  $\Phi_n$  відповідає розподіленню сил тертя ковзання у межах контакту  $L_2$ . Крім того, враховувались зміни теплового впливу на поверхню, викликані зміною напрямку взаємного переміщення (попутне чи зустрічне переміщення поверхні відносно напрямку обертання ДСЩ), коли функції розподілення теплового потоку є симетричними відносно прямої  $x=L_2$  (рисунок 1).

Застосовуючи отриману у роботі [3] залежність:

$$P_n = k_0 \left[ \left( 1 - \frac{L_1}{L_2} \right) - \left( 1 - \frac{L_1}{L_2} \right)^5 \right] P_{n_{max}},$$

де  $P_{n_{max}}$  - максимальне значення нормальної складової результуючого зусилля;  $k_0=1,869186$ , представимо функції розподілення сил тертя всією зоною контактування:

– попутне оброблення:

$$\sigma_{X_1}(L_1) = k_0 \sigma_{X_0} \left[ \left( 1 - \frac{L_1}{L_2} \right) - \left( 1 - \frac{L_1}{L_2} \right)^5 \right]; \quad (1)$$

– зустрічне оброблення:

$$\sigma_{X_1}(L_1) = k_0 \sigma_{X_0} \left[ \left( 1 - \frac{L_1}{L_2} \right) - \left( 1 - \frac{L_1}{L_2} \right)^5 \right]; \quad (2)$$

де  $\sigma_{X_{1(2)}}$  - питома сила тертя (дія сили на одиницю площі контакту між робочими торцями ГРЕ та поверхнею обробки);  $\sigma_{X_0}$  - найближче питоме зусилля.

Загальна сила тертя  $F_{TP}$  на площині контактування ( $B \cdot L_2$ ) визначається наступною залежністю:

$$F_{TP} = eL_2k_0\sigma_{X_0} \int_0^{b_2} \left[ \frac{L_1}{L_2} - \left( \frac{L_1}{L_2} \right)^5 \right] dL_1 = \frac{1}{3}eL_2k_0\sigma_{X_0}.$$

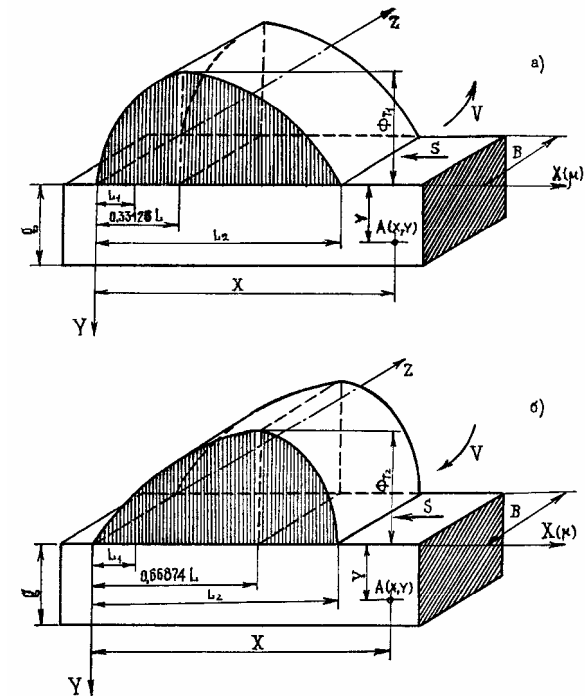


Рисунок 1 — Розподілення площиною контактування інтенсивності теплового потоку, викликаного ковзанням ГРЕ плоскою поверхнею при попутній (а) та зустрічній (б) обробках

Встановлення джерела теплоутворення для рішення задачі поширення температурного поля та аналітичне визначення величини температури нагрівання тіла в умовно прийнятій точці  $A(x, y)$ , що розташована на глибині залягання  $Y$  (рисунок 1) детально досліджені автором даної дисертаційної роботи, що підтверджено рядом публікацій [3, 4, 5, 6, 7, 8]. Результатом проведених теоретичних досліджень слугує

узагальнений вираз встановлення температури нагрівання поверхневого шару металу від всіх наявних теплових джерел прийнятим плоским джерелом:

$$T(X, Y) = \frac{1}{\nu} [a / (\pi S)]^{0,5} \cdot \sum_{n=-\infty}^{+\infty} \int_0^j \frac{\Phi_{T_{1(2)}}(L_1)}{(X - L_1)^{0,5}} \cdot \exp \left[ -\frac{S(Y - 2nZ)^2}{4a(X - L_1)} \right] d(L_1). \quad (3)$$

Врахування напрямку переміщення прийнятого джерела (зустрічна і попуття обробки) дозволило отримати розрахункові залежності для встановлення значення поширеної в матеріалі теплоти [3, 9]:

$$T_{1_{\max}} = \frac{4,781084}{\nu(\pi S)^{0,5}} \cdot \frac{P_k(V_k - S)}{BL_2^{0,5}}; \quad (4)$$

$$T_{2_{\max}} = \frac{4,318308}{\nu(\pi S)^{0,5}} \cdot \frac{P_z(V_k + S)}{BL_2^{0,5}}; \quad (5)$$

Результатом проведення ряду експериментальних досліджень і замірів поширення теплового поля у процесі механічного контактування ГРЕ з поверхнею оброблення металевого (сталь 45) зразка на глибині, наприклад,  $Y = 3 \cdot 10^{-4}$  м становила температура нагрівання  $T_{2_{\text{exp}}} = 101$  °C [3].

Особливість процесу поверхневої термо-механічної обробки ТМО, що розглядається, полягає, як вказувалося вище, у послідовному суміщенні теплового і динамічного впливів на поверхню оброблення. В свою чергу динамічне контактування, з точки зору специфічних особливостей процесу, слід виділити в окремі підгрупи, що характеризують взаємодію робочих елементів з поверхнею обробки: силовий вплив електродугового розряду; динамічний тиск викликаний пружними властивостями ГРЕ та удару сформованого у секцію жмутку ГРЕ; динамічна взаємодія жорсткого робочого елемента ЖРЕ.

Тиск, що впливає на поверхню металу від електродугового розряду, викликаний дією електромагнітних сил, спричинених взаємодією провідника із струмом (як, наприклад, крапля розплавленого металу і стовп дуги), і власного магнітного поля, утвореного цим струмом. У процесі протікання струму через провідник (в даному випадку - ГРЕ струмопровідної секції ДСЩ) в останньому під дією власного магнітного поля електроструму виникає радіально напрямлена стискуюча сила (пінч-ефект), величина якої зменшується до периферії із зростанням відстані від провідника, утворюючи гідростатичний тиск, з максимальним значенням на осі симетрії електродуги. Крім того, стовп дуги найчастіше приймає конусоподібну форму, в результаті чого під дією різниці електромагнітних сил в ній виникають потужні газові (плазмові) потоки, які сприяють зростанню внутрішнього осевого тиску.

Згідно досліджень, проведених рядом вчених [10, 11, 12] за умови протікання провідником струму силою  $I = 100$  А, гідростатичний тиск електродуги становитиме  $P_{e\delta} = 1,15 \cdot 10^{-8}$  Па, величина якого фактично суттєво не впливатиме на фізико-механічні зміни у поверхневих шарах матеріалу, і тому в наступних дослідженнях впливом даної зовнішньої сили нехтуємо.

Таким чином, превалюючими впливовими силовими факторами на поверхню оброблення процесу ПОЗО ТМО є динамічна взаємодія робочих елементів інструме-

нту, яке здійснюється внаслідок лише механічним контактуванням робочих елементів інструменту і займає провідне місце якісного формування поверхні основного металу виробу.

З метою узагальнення явищ контактної взаємодії з поверхнею окремо ГРЕ та ЖРЕ, встановлено ряд спільних для них закономірностей, що дозволило в наступному розглядати їх як єдиний збірний елемент, тобто розглядати як елемент (називаючи його з метою обмеження застосованих в даній роботі термінів, наприклад, як ГРЕ) здатний у процесі динамічної взаємодії сприяти виникненню у поверхневих шарах металу пружно-пластичних деформацій [13].

Процес динамічної контактної взаємодії робочих елементів та виникаючі внаслідок цього пружно-пластичні деформації у поверхневому шарі матеріалу і результати проведених досліджень були приведені автором у ряді публікацій як для фахівців у даній галузі наукових досліджень [14], так і для широкого загалу інженерно-технічних працівників [15, 16, 17], але для подальшого зрозумілого сприйняття викладеного матеріалу слід нагадати окремі прийняті визначення та результати проведених досліджень.

Узагальнене прийняття для попередніх досліджень контактуючого індентора і встановлені радіуси кривизни контактуючої поверхні у випадках проведення процесу ПОЗО наведені на рисунку 2, де у випадку взаємодії лише ГРЕ (рисунок 2, а) радіуси кривизни  $R_{11}$  і  $R_{21}$  відрізнятимуться від аналогічних величин для поверхонь ЖРЕ (рисунок 2, б). Слід також нагадати, що в загальному вигляді процес деформування плоскої поверхні розглядається за схемою, наведеною на рисунку 2, в).

Встановлено, що доударна кінетична енергія індентора витрачається на пружно-пластичну деформацію поверхні обробки та на пружне деформування контактуючого робочого елемента. Згідно такого твердження, для встановлення величини максимальної контактної сили доцільно застосовувати метод простих інтеграцій, представляючи вираз трансцендентно:

$$P_{N_{\max}} = \frac{0,5mV_{n\delta}^2 - 0,5N_1(P_{N_{\max}}^2 - N_S^2) - 0,5N_1C_t(P_{N_{\max}} - N_S)}{0,5k_1P_{N_{\max}}^{1/3} \cdot (C_t + 0,8)}. \quad (6)$$

Контактне деформування пружно-пластичної поверхні одиничним індентором у формі ГРЕ або ЖРЕ супроводжується утворенням залишкових пластичних відбитків, форми яких у загальному випадку являють собою еліпси. Геометричні параметри залишкових лунок дозволяють встановлювати окремі характерні особливості поверхневого деформування та формозмінення шару основного матеріалу виробу внаслідок динамічного контактування різними за формою інденторами.

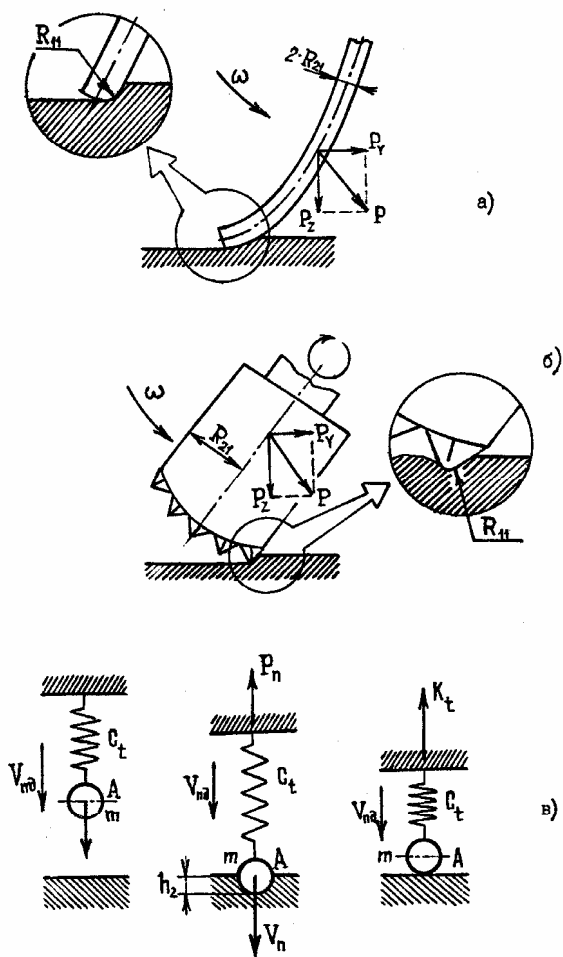


Рисунок 2 — Схеми контактної взаємодії робочих елементів з поверхнею оброблення:

- а) одного гнучкого робочого елемента (ГРЕ);
- б) жорсткого робочого елемента (ЖРЕ);
- в) процес деформування плоскої поверхні.

Розміри півосей залишкового на поверхні відбитку (еліпсу) встановлюються згідно наступних залежностей [3]:

$$\begin{cases} a_1 = \left[ (h_{2\max} + h \cdot) \cdot 0,5A^{-1} - h_2^2 \right]^{0,5}; \\ b_1 = \left[ (h_{2\max} + h \cdot) \cdot 0,5B^{-1} - h_2^2 \right]^{0,5}, \end{cases} \quad (7)$$

де А і В - геометричні параметри робочої поверхні одиничного індентора, значення яких визначаються в залежності від його виду (дивіться рисунок 2):

$$\begin{cases} A = 0,5 \cdot R_{11}; \\ B = 0,5 \cdot R_{21}. \end{cases} \quad (8)$$

Аналітичне визначення величини  $P_{N\max}$  шляхом апроксимування функції параболічного виду в інтервалі  $P_{N\max} = (10^2 \dots 5,5 \cdot 10^3)$  Н вказало, що відносна середнь-квадратична похибка становить 9,6 %.

Наведені теоретичні дослідження та узагальнення слугують підґрунтям для аналітичного встановлення реального принципового впливу локального рухомого температурного джерела процесу ТМО та контактної взаємодії робочих елементів інструменту з поверхнею і розробки математичної моделі механізму очищення поверхні від продуктів корозії та якісного формування поверхневого шару основного металу.

Особливості контактування робочих елементів інструменту (як ГРЕ, так і ЖРЕ) з поверхнею, шлях їх переміщення та період взаємодії дозволяє реально передбачувати температуру нагрівання металу та її поширення у матеріалі у вигляді теплових потоків, викликаних як впливом електророзряду, так і внаслідок лише механічного контакту, і порівнювати значимості їх впливу на ступінь руйнування корозійного шару і поверхню основного металу. В свою чергу, чітко встановлений механізм температурного поширення дозволяє реально оцінювати процес змін у мікроструктурі поверхневого шару оброблення і задалегідь, враховуючи специфіку процесу ПОЗО ТМО, встановлювати технологічні режими оброблення та визначати мінімально можливу товщину матеріалу виробу і прийняти у відповідності до цього певне комбінування робочих елементів інструментів, послідовність попереднього їх встановлення та способу контактної взаємодії.

Проведене детальне теоретичне дослідження контактної взаємодії одиничного ГРЕ з поверхнею, визначення його динамічного впливу, що в майбутньому дозволяє розглядати процес поверхневої обробки інструментом з гнучкими робочими елементами як розмірне оброблення з прогнозованими фізико-механічними властивостями та якісними характеристиками отриманої поверхні деталі.

Одержані аналітичні залежності впливу виду і геометричних характеристик робочих елементів на величину і характер зусилля динамічного контактування та пружно-пластичні поверхні, супроводжують які процес її очищення від продуктів корозії та мікроформозмінювання.

З практичної точки зору наведені математичні розробки дозволяють здійснювати попереднє прогнозування якісних характеристик поверхневого шару основного матеріалу виробу і у відповідності до умов необхідної експлуатації виробу встановлювати оптимальні технологічні режими поверхневої очисно-зміцнюючої ТМО.

**Література.**

1. Гавриш О.А. Поверхнева очисно-зміцнююча обробка деталей. Сб.: «Вестник Национально-технического университета» «Киевский политехнический институт» (Машиностроение), №43, 2002, с. 59 - 64.
2. Резников А.Н. Теплофизика резания. М., Машиностроение, 1969, с. 288.
3. Гавриш О.А. Дослідження взаємодії гнучких робочих елементів секцій очищування з поверхнею оброблення. Зб.: «Вісник технологічного університету Поділля», м.Хмельницький, №4, 2002, с. 110 - 120.
4. Куліченко А.Я. Ефективність обробки поверхневого шару металу електродуговим способом при різних станах. Зб.: «Оптимізація виробничих процесів і технічний контроль в машинобудуванні і приладобудуванні. Вісник Львівського політехнічного інституту», № 255, 1991, с. 27 - 28.
5. Куліченко А.Я. Властивості прокатної окалини та її усунення з поверхні металу дисковими щітками. Зб.: «Оптимізація виробничих процесів і технічний контроль в машинобудуванні та приладобудуванні. Вісник Львівського політехнічного інституту», № 265, 1992, с. 31 - 33.
6. Куліченко А.Я., Перепічка Е.В. Характер впливу електричної дуги на поверхню металу при електромеханічній очистці щітками. Зб.: «Оптимізація виробничих процесів і технічний контроль в машинобудуванні та приладобудуванні. Вісник Львівського політехнічного інституту», № 265, 1992, с. 34 - 36.
7. Куличенко А.Я. Упрочнение поверхностного слоя металла термомеханической обработкой инструментом с гибкими рабочими элементами. Изд. «Львівська політехніка», Львов, 1995, с.10.
8. Гавриш О.А. Теоретичне дослідження впливу технологічних факторів на якість поверхні при термомеханічній обробці. Зб.: «Вісник Житомирського інженерно-технологічного інституту», м. Житомир, № 4, 2002, с.70 - 80.
9. Кургузов Ю.И., Папшев Д.Д. Технологическое обеспечение качества поверхности при упрочнении механическими щетками. «Вестник машиностроения», № 4, 1986, с.54 - 56.
10. Дрозд М.С., Матлин М.М., Сидякин Ю.И. Инженерные расчеты упругопластической контактной деформации. М., Машиностроение, 1986, с. 224.
11. Лунарський Е.Р. Теплове руйнування прокатної окалини. Зб.: «Оптимізація виробничих процесів і технологічний контроль у машинобудуванні і приладобудуванні. Вісник державного університету. «Львівська політехніка», № 281, 1994, с.39 - 42.
12. Мазель А.Г. Технологические свойства электросварочной дуги. М., Машиностроение, 1969, с. 178.
13. Одинцов Л.Г. Упрочнение и отделка деталей поверхностным пластическим деформированием. Справочник. М., Машиностроение, 1987, с. 328.
14. Панасюк В.В., Теплий М.І. Деякі контактні задачі теорії пружності. Київ, «Наукова думка», 1975, с. 195.
15. Папшев Д.Д. Отделочно-упрочняющая обработка поверхностным пластическим деформированием. М., Машиностроение, 1978, с. 152.
16. Проскураков Ю.Г. Технология упрочняюще-калибрующей и формообразующей обработки металлов. М., Машиностроение, 1981, с. 208.
- Шуп Т.О. Решение инженерных задач на ЭОМ. М., «Мир», 1982, с. 242.

УДК 621.923.1:66/68

**Л.П. Калафатова****Донецкий национальный технический университет, г. Донецк, Украина****СПОСОБЫ ПОВЫШЕНИЯ ЭФФЕКТИВНОСТИ ПРОЦЕССОВ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ ИЗДЕЛИЙ ИЗ СТЕКЛОМАТЕРИАЛОВ**

*The articles formed layer increased imperfection is the glass based materials mechanical treatment characteristics. The imperfection degree, which depends on the cutting forces level and direction, can be a treatment technology processes design efficiency criterion. Grinding process force characteristics can be defined by the treatment scheme and conditions, applied technology environment type and properties, diamond tool certain cutting quality provision.*

Эффективность процессов механической обработки изделий из материалов на основе стекла, в первую очередь технических стекол и ситаллов, определяется максимальной производительностью процесса формообразования при условии выполнения требований по качеству обрабатываемой поверхности. В современном прикладном материаловедении общепризнанная определяющая роль дефектности в формировании эксплуатационных характеристик изделий из хрупких неметаллических материалов, которые непосредственно связаны с дефектностью формируемого при обработке поверхностного слоя деталей. Для конструкций из технических стекол и ситаллов, работающих в условиях повышенного внешнего давления, высоких температурных нагрузок - это снижение прочностных показателей; для светотехнических изделий и оптики - это степень просветления, отражательная способность; для сортовой посуды из хрусталя - это качество граней и т.д.

Как стекла, так и ситаллы, являются поверхностно чувствительными материалами и любое направленное силовое воздействие, сопровождающееся нарушением целостности поверхности (в частности, механическая обработка), вызывает формирование так называемого трещиноватого или нарушенного (дефектного) поверхностного слоя. При неизменных химическом и фазовом составех стекломатериалов размеры и поверхностная плотность возникающих дефектов во многом определяются условиями механической обработки поверхности. Эти условия прежде всего зависят от уровня силового воздействия на формируемую поверхность, зависящего от режимов и схемы обработки, вида и состояния инструмента, типа применяемых технологических сред (ТС) и т.д.

Получение качественных изделий из материалов на основе стекла предполагает соблюдение требования удаления дефектного слоя на завершающих стадиях обработки. С этой целью в технологический процесс (ТП) включаются операции снижения дефектности обработанной поверхности изделий. Конструкции из технических стекол и ситаллов подвергаются комбинированному упрочнению - методу, обеспечивающему уменьшение уровня поверхностной дефектности травлением в кислотах с последующим блокированием поверхностных дефектов сжимающими ионообменными напряжениями [1], светотехнические изделия - механическому полированию, изделия из хрусталя - химическому полированию. Продолжительность финишных операций, а также операций упрочнения зависит от глубины и структуры поверхностного дефектного слоя и при существующей технологии или равна времени всей предыду-

щей обработки, или превышает его от 1,5 до 3 раз. К тому же операции комбинированного упрочнения и химического полирования являются экологически вредными и дорогостоящими. Поэтому очень важно, чтобы реализация технологических процессов механической обработки изделий из стекломатериалов сопровождалась минимальной дефектностью обработанной поверхности.

В лабораторных и производственных условиях моделировалось и исследовалось влияние входных технологических параметров процесса резания: схемы и режима шлифования, вида и состояния инструмента, типа применяемых технологических сред (ТС) на энергетические параметры процесса резания и дефектность поверхностного слоя изделий из технических стекол и ситаллов.

Для исследования глубины и структуры нарушенного обработкой слоя материала использовался капиллярный метод люминесцентной дефектоскопии в сочетании с послойным химическим травлением образцов до уровня, обеспечивающего полное отсутствие дефектов, обусловленных обработкой. Этот метод позволяет получить неискаженную картину нарушенного слоя на различных глубинах залегания и выявить дефекты протяженностью от 0,1 мм до 1 мкм с погрешностью не более 10%. В качестве критериев оценки структуры дефектного слоя были выбраны: глубина проникновения дефектов  $h_{mp}$ , мкм; относительная плотность дефектов  $S_{om}$ , % и величина усредненного единичного дефекта  $d_o$ , мкм. Расчет этих параметров осуществлялся на основании анализа микрофотографий дефектной поверхности образцов, реализуемого с помощью разработанной автоматизированной системы [2]. Система построена на базе комплекса аппаратных средств (ПЭВМ IBM PC/AT и сканер) и специального программного обеспечения.

Образование дефектов в обрабатываемом материале в процессе шлифования связано с действием значительного количества факторов. Главными из них являются значения сил шлифования на отдельно взятом зерне, а также в зоне контакта инструмента и изделия. Уровень этих сил обуславливает появление совершенно определенного напряженно-деформированного состояния в объеме твердого тела, подвергаемого воздействию абразивного инструмента. Теоретический анализ существующих схем взаимодействия инструмента с материалом детали, выполненный с использованием методов конечных и граничных элементов [3], позволил сформулировать требования к направленности силового воздействия на обрабатываемую поверхность, обеспечивающего минимальный уровень дефектности. Для этого необходимо, чтобы основной градиент напряжений, обусловленный усилиями резания, был сосредоточен в объеме удаляемого припуска.

Были проведены исследования, позволившие установить влияние схемы шлифования на дефектность обработанной поверхности изделий и их прочностные характеристики. Результаты испытаний показали следующее. Применение схемы обработки изделий из ситаллов, реализующей при разрушении припуска принцип снижения сжимающих напряжений, возникающих в обработанной поверхности, за счет благоприятной направленности усилий шлифования позволяет в среднем на 20% снизить размеры дефектов в поверхностном слое изделия глубиной до 80 мкм. Это особенно важно, так как именно в этом слое, в непосредственной близости от поверхности об-

работки влияние размера, формы и расположения дефектов на изменение прочности обработанной детали проявляется наиболее сильно. Кроме этого глубина развитого дефектного слоя уменьшается на 30%. Следствием благоприятной структуры образующегося нарушенного обработкой слоя при предлагаемой схеме явилось повышение прочности изделий на 20%.

Известно, что составляющие силы резания при шлифовании, воздействующие на инструмент и обрабатываемый материал, зависят от параметров режима шлифования: подачи ( $S$ ); глубины резания ( $t$ ); скорости шлифования ( $v$ ). Установлено, что интенсификация режимов резания, в первую очередь  $t$  и  $S$ , сопровождается ростом усилия резания, особенно нормальной составляющей силы шлифования  $P_y$ , направленной в обрабатываемый материал и определяющей рост дефектов. Вне зависимости от схемы обработки увеличение подачи и глубины резания сказывается отрицательно на дефектности формируемой поверхности. Так при изменении подачи от  $S = 0,109$  мм/об до  $S = 0,256$  мм/об (схема круглого алмазного шлифования изделий из ситаллов) на уровне травления  $h_{mp} = 150$  мкм размер дефектов, внесенных обработкой, увеличивается в 3,5 раза. При  $h_{mp} = 225$  мкм при меньшей подаче дефекты практически отсутствуют, в то время когда обработка с большей подачей сопровождается наличием на этой глубине дефектов размером до  $d_o = 300$  мкм. Все это является сдерживающим фактором повышения производительности обработки за счет интенсификации режимов шлифования, особенно на завершающих стадиях обработки.

При шлифовании стекломатериалов уровень сил, возникающих в зоне контакта инструмента и детали, увеличивается при затуплении круга, что обусловлено изменением площадей контакта зерен с обрабатываемой поверхностью и перераспределением номинальных давлений на этих площадях. Величина износа кругов зависит от режима шлифования, технологических характеристик инструмента, выбранного способа правки. Анализируя полученные экспериментальные данные при обработке технических стекол, хрустала и ситаллов, можно отметить следующее.

Для всех рассмотренных вариантов обработки, отличающихся зернистостью и маркой применяемых алмазов, прослеживается тенденция к снижению дефектности при работе правленным кругом в сравнении с затупленным. Наиболее четко это видно при работе кругами с более мелкой зернистостью и меньшей прочностью алмазов. Так при обработке ситалла установлено, что практически на всех уровнях залегания дефектов, обусловленных обработкой, а это не менее 600 мкм, применение кругов с более мелкой зернистостью (100/80 против 250/200) обеспечивает снижение размеров внесенных дефектов вне зависимости от степени износа инструмента. На глубине, превышающей  $h_{mp} = 300$  мкм, снижение дефектности достигает восьми раз, а размеры внесенных дефектов приближаются к размерам исходных дефектов ситалла. Использование мелкозернистых кругов позволяет вдвое снизить объем дефектного поверхностного слоя, удаляемого при формировании изделия на последующих переходах или операциях.

Получены также данные, показывающие, что применение алмазно-абразивного инструмента с более прочными алмазными зёрнами (АС 20 по сравне-

нию с АС 6) приводит к значительному повышению дефектности обработанной поверхности - увеличению размеров до 12 раз на глубине травления  $h_{mp} = 420-500$  мкм. Применение прогрессивных способов правки кругов в сравнении с традиционно используемыми на производстве способами правки абразивными брусками или роликами, позволяет существенно повысить стойкость инструмента и снизить уровень дефектности сразу же после правки до 3 раз, а к концу периода стойкости инструмента - до 5-7 раз.

На основании приведенных данных можно сделать вывод, что алмазно-абразивный инструмент с более прочными алмазными зёрнами и более крупной зернистости рационально применять на стадии предварительного черного шлифования, когда очень важен фактор снижения трудоемкости обработки, что может быть обеспечено за счет интенсификации режимов. На операциях чистового шлифования, на которых завершается формирование поверхностного слоя изделия, где первостепенное значение приобретают глубина и структура образовавшегося дефектного слоя, рациональнее использовать алмазные круги малой зернистости в сочетании с периодической правкой инструмента для поддержания его режущей способности в период эксплуатации.

Одним из эффективных методов воздействия на процессы резания при обработке материалов на основе стекла является применение технологических сред (ТС) с направленными свойствами. В этом случае ТС помимо выполнения традиционных охлаждающей, смазочной и моющей функций оказывают существенное диспергирующее действие. Последнее, за счет разупрочнения поверхностных слоев материала под действием сред, позволяет интенсифицировать процессы резания и, как следствие, повысить производительность обработки и работоспособность инструмента. Уменьшение энергетических затрат, приходящихся на единицу объема удаляемого припуска, благоприятно сказывается на глубине и структуре нарушенного обработкой слоя.

Технологическая среда для обработки изделий из стекломатериалов должна быть: родственной по физико-химической структуре обрабатываемому материалу, то есть быть полярной; содержать в своем составе поверхностно-активные добавки, повышающие диспергирующее действие среды, улучшающие ее доставку в зону обработки за счет возрастающей способности к смачиванию и растеканию по поверхности обрабатываемого материала, а также повышающие смазочную способность сред за счет создания экранирующих пленок между поверхностями изделия и инструмента.

Исходя из сформулированных требований, был найден рациональный состав ТС, представляющий собой водный раствор поверхностно-активных веществ [4]. Область ее рационального применения - операции черного и получистового шлифования стекол и ситаллов. Разработанная среда, обеспечивая за счет повышенной диспергирующей способности развитую трещиноватость в приповерхностном объеме нарушенного слоя в сочетании с мелкодефектной структурой более глубоких слоев, способствует существенному снижению времени обработки на последующих технологических переходах. Применение рекомендуемой среды позволяет по сравнению с водой, используемой на производстве, уменьшить размеры единичных дефектов в 1,4-3,5 раза при уменьшении глубины дефектного слоя, в среднем, на 30%, что делает

возможным увеличением подач шлифования на 30-50% без ущерба качеству обработки и прочности изделий.

Полученные сведения о глубине и структуре нарушенного обработкой слоя материалов  $h_{mp}$ , формируемого на каждой из стадий ТП, позволили решить задачу оптимизации величины межоперационных припусков на обработку. При обработке материалов на основе стекла на промежуточной стадии нет необходимости полностью сошлифовывать дефектный слой, сформировавшийся на предыдущем переходе. Это объясняется следующими причинами. Переход от черновых операций к получистовым и чистовым сопровождается сменой инструмента. Причем каждый последующий инструмент отличает последовательное уменьшение зернистости, снижение прочности алмазных зерен в сочетании с изменением режимов обработки - они становятся менее напряженными. За счет этого снижается шероховатость обработанной поверхности, глубина дефектного слоя, изменяется его структура.

При определенной глубине шлифования размеры дефектов, вносимых работающим инструментом, становятся соизмеримыми, а при дальнейшем заглублении и крупнее тех, которые образовались на том же уровне в результате выполнения предшествующей операции. Поэтому часть припуска, удаляемую на данной операции и соответствующую глубине дефектного слоя, полученного на предыдущей операции, целесообразно назначать, исходя из равенства размеров вносимого исходного дефекта и уже внесенного в материал в результате предшествующей обработки. Применение предлагаемого метода определения припусков позволяет, по сравнению с традиционной методикой, практически вдвое сократить величину суммарного припуска, подлежащего удалению, при соответствующем снижении общей трудоемкости обработки.

Использование полученных результатов позволило разработать и внедрить технологические процессы механической обработки изделий из технических стекол и ситаллов, отличающиеся рациональными схемами и режимами шлифования, эксплуатационными и технологическими свойствами алмазного инструмента, применяемыми составами ТС в сочетании с теоретически обоснованными величинами межоперационных припусков. Все это позволило повысить производительность обработки на 20-30% при выполнении требований к качеству формируемой поверхности.

### Литература.

1. Дубовик В.Н., Райхель А.М. Дефектность и уровни прочности ситаллов // Проблемы прочности. - 1984. - № 7. С. 79-84.
2. Kalafatova L. Diagnostics of qualitative performances of products from engineering cetalls // Archives of Mechanical Technology and Automatization. - Poznan: Poznan University of Technology. - 1997. - Vol. 17, 1 2. - P. 107-116.
3. Дашевский Е.М., Калафатова Л.П. Компьютерное моделирование процесса разрушения образца ситалла при алмазном шлифовании // Резание и инструмент в технологических системах. - Харьков: ХГТУ. - 1997. - N 51.-С.83-85.
4. 997446 (СССР) Смазочно-охлаждающая жидкость для обработки материалов на основе стекла / Бурмистров В.В., Калафатова Л.П., Гомон В.М. // Бюл. Изобр. N 6.-1983.

А.Ф. Еникеев

Донбасская государственная машиностроительная академия, Краматорск, Украина

**ДИНАМИЧЕСКАЯ ОПТИМИЗАЦИЯ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ РЕЖИМОВ ПРЕЦИЗИОННОГО АЛМАЗНОГО ШЛИФОВАНИЯ**

*The method is offered and the problem(task) of dynamic optimization of technological modes of diamond grinding is solved.*

Характер изменения во времени текущего припуска при шлифовании трудно-обрабатываемых материалов в основном удовлетворяет результатам статической оптимизации технологических режимов АШ. Однако, при шлифовании материалов типа сталь можно существенно повысить скорость резания. При этом зачастую возникает ситуация когда статическая оптимизация технологических режимов АШ не может обеспечить заданную производительность станка.

Точность оптимизации технологического процесса прецизионного алмазного шлифования при быстроизменяющемся припуске зависит от полноты и достоверности динамической модели процесса шлифования. Сложный характер этой модели не позволяет полностью компенсировать динамические ошибки поддержания условий статической оптимизации процесса алмазного шлифования при произвольно заданном припуске. В большинстве случаев эти ошибки компенсируются частично, используя некоторые зависимости динамической модели процесса шлифования. Например, наиболее часто используется динамическая модель электроприводов станка.

Для решения задачи динамической оптимизации технологических режимов алмазного шлифования следует использовать известные динамические характеристики объекта автоматизации. Тиристорные привода поперечной подачи шлифовального круга и главного движения станка в первом приближении можно описать следующей системой уравнений [1]:

$$\left. \begin{aligned} T_1 \frac{dS_{non}}{dt} + S_{non}(t) &= K_S U_S(t) \\ T_2 \frac{df_{kp}}{dt} + f_{kp}(t) &= K_f U_f(t) \end{aligned} \right\}$$

где:  $T_1$  и  $T_2$  – постоянные времени каналов управления поперечной подачей абразивного инструмента и скоростью вращения шлифовального круга;  $K_S$  и  $K_f$  – коэффициенты передачи приводов поперечной подачи и главного движения станка.

Поскольку исследуемые дифференциальные уравнения одноптипы, то введем в рассмотрение обобщенное уравнение:

$$\dot{x}_1 = a_o x_1 + b_o u_1,$$

где:  $a_o = -\frac{1}{T}$ ,  $b_o = \frac{K}{T}$ ,  $T$  и  $K$  – постоянная времени и коэффициент усиления объекта автоматизации.

При фиксированных начальных условиях, определяемыми уравнениями [2] статистической оптимизации технологических режимов АШ, нужно организовать управления таким образом, чтобы обеспечить минимум следующего функционала:

$$J = \int (q_1 x_1^2 + r_1 u_1^2) dt,$$

где:  $q_1 > 0$  и  $r_1 > 0$  весовые коэффициенты.

Этот функционал получен из уравнения ошибки, оцениваемой по методу наименьших квадратов. В этом уравнении величина  $2\sqrt{q_1 r_1} x_1 u_1$  является величиной второго порядка малости, по сравнению с остальными.

Поскольку для данного функционала имеет место:

$$\frac{\partial \Phi(S_{non}, f_{kp}, t)}{\partial f_{kp}} < 0,$$

то на основании теоремы [2] экстремаль функционала совпадает с линией ограничения на интервале  $[t_o, t]$ . Функция Лагранжа для исследуемого дифференциального уравнения имеет следующий вид:

$$L = q_1 x_1^2 + r_1 u_1^2 + \lambda_1 (\dot{x}_1 - a_o x_1 - b_o u_1)$$

Используя функции Эйлера запишем уравнения данной вариационной задачи:

$$\left. \begin{aligned} \dot{x}_1 &= a_o x_1 + b_o u_1 \\ \dot{\lambda}_1 &= 2q_1 x_1 - a_o \lambda_1 \\ 2r_1 u_1 - b_o \lambda_1 &= 0 \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

Из последнего уравнения определим:

$$u_1 = \frac{b_o \lambda_1}{2r_1}.$$

После подстановки последнего выражения в систему уравнений (1) имеем:

$$\left. \begin{aligned} \dot{x}_1 &= a_o x_1 + \frac{b_o^2}{2r_1} \lambda_1 \\ \dot{\lambda}_1 &= 2q_1 x_1 - a_o \lambda_1 \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

С целью определения корней системы уравнений (2) составим ее определитель и приравняем этот определитель к нулю:

$$\begin{vmatrix} (a_o - p) & \frac{b_o^2}{2r_1} \\ 2q_1 & -(a_o + p) \end{vmatrix} = (p^2 - a_o^2) - \frac{b_o^2 q_1}{r_1} = 0,$$

отсюда имеем следующие значение корней системы уравнений (2):

$$\begin{aligned} p_1 &= \sqrt{a_o^2 + \frac{b_o^2 q_1}{r_1}}; \\ p_2 &= -\sqrt{a_o^2 + \frac{b_o^2 q_1}{r_1}}. \end{aligned}$$

Условию устойчивости объекта автоматизации удовлетворяет отрицательный корень  $P_2$ . Следовательно, решение системы уравнений (2) имеет вид:

$$\begin{aligned} x_1 &= C_3 e^{P_2 t}; \\ \lambda_1 &= C_4 e^{P_2 t}, \end{aligned} \quad (3)$$

где:  $C_3$  и  $C_4$  – постоянные интегрирования.



$$C_3 = x_1(t_o), \quad C_4 = \lambda_2(t_o),$$

определяемые из условий статистической оптимизации технологических режимов объекта автоматизации [2]. Значение  $C_3$  обычно известно из условий статистической оптимизации технологических режимов АШ, а значение  $C_4$  можно определить воспользовавшись выражениями (2) и (3). Подставив выражение (3) в систему уравнений (2) имеем:

$$p_2 C_3 e^{p_2 t} = a_o C_3 e^{p_2 t} + \frac{b_o^2}{2r_1} C_4 e^{p_2 t}.$$

После сокращений и несложных преобразований получим:

$$(p_2 - a_o) C_3 = \frac{b_o^2}{2r_1} C_4.$$

Отсюда имеем:

$$C_4 = \frac{2r_1(p_2 - a_o)}{b_o^2} C_3.$$

Таким образом, окончательно искомое уравнение оптимального управления объектом запишется в следующем виде:

$$U^o(t) = \frac{b_o \lambda_1}{2r_1} = \frac{p_2 - a_o}{b_o} C_3 e^{p_2 t} \quad (4)$$

С помощью последнего уравнения можно составить уравнения оптимального управления приводами поперечной подачи шлифовального круга и главного движения станка:

$$\left. \begin{aligned} U_S^o(t) &= \frac{1 - \sqrt{1 + K_S^2 \frac{q_1}{r_1}}}{K_S} C_3 e^{-\sqrt{1 + K_S^2 \frac{q_1}{r_1}} \frac{1}{T_1} t} \\ U_f^o(t) &= \frac{1 - \sqrt{1 + K_f^2 \frac{q_1}{r_1}}}{K_f} C_3 e^{-\sqrt{1 + K_f^2 \frac{q_1}{r_1}} \frac{1}{T_1} t} \end{aligned} \right\}$$

Начальные условия для динамической оптимизации технологических режимов АШ определяются подстановкой в исходные уравнения координат точек глобального оптимума статистической оптимизации. Координаты этих точек получаются из решения системы уравнений [2].

#### Литература.

1. Рубашкин И.Б., Алешин А.А. Микропроцессорное управление режимом металлообработки. – Л.: Машиностроение, 1989. – 160 с.
2. Еникеев А.Ф. Оптимальное управление технологическим процессом алмазного шлифования. – Краматорск: ДГМА, 2001. – 160 с.

УДК 621.923.42

В.В. Кальченко

Черниговский государственный технологический университет, г. Чернигов, Украина

### ШЛИФОВАНИЕ ТОРОВЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ С УПРАВЛЯЕМЫМ УГЛОМ СКРЕЩИВАНИЯ ОСЕЙ КРУГА И ДЕТАЛИ

*The contourings of abrasive wheels and their wear are developed a new mode of grinding profile of surfaces stabilizing wear of a structure of a circle, and three-dimensional geometrical sample pieces of processes to removed of an allowance, formation of the form.*

Шлифование наружных и внутренних торových поверхностей, например, внутренних и наружных колец шарикоподшипников, шарошек буровых долот, трубопрокатных валков и других деталей, осуществляют методом копирования абразивным кругом с профилем, соответствующим образующей детали [1]. Съем припуска производят за счет поперечного перемещения круга в горизонтальной плоскости, в которой расположены оси вращения его и детали. При профиле кругом шлифования в качестве критерия стойкости круга принимают изменение его геометрической формы в результате износа. В процессе шлифования торových поверхностей для восстановления первоначальной формы круга по радиусу  $\rho_k$  (рисунок 1, Б-Б) необходимо срезать его в направлении, перпендикулярном оси вращения, на величину  $k$ , которую находят из соотношения:

$$k = -(\rho_k - I_{in}) \cdot \sin \alpha_{in} + \sqrt{(\rho_k - I_{in})^2 \cdot \sin^2 \alpha_{in} - I_{in}^2 + 2\rho_k \cdot I_{in}}, \quad (1)$$

где:  $I_{in}$  – линейный, нормально расположенный износ в  $i$ -той точке профиля круга при обработке  $n$ -ной детали;  $\rho_k$  – радиус профиля круга после правки;  $\alpha_{in}$  – угол, определяющий направление износа  $I_{in}$ , величина которого дает максимальное значение  $k$ .

В результате проведенных исследований [1] установлено, что в процессе съема припуска  $\delta$  (рисунок 1, А-А) глубина резания  $t_a$ , длина и площадь контакта  $F$  (рисунок 1, С) круга 1 и детали 2 изменяются по координате обработки профиля. Величина врезания  $l = \delta / \psi_{q \max}$  – больше припуска  $\delta$  на обработку и зависит от максимального угла  $\psi_{q \max}$  подъема образующей детали и координат  $\epsilon_y$  и  $\epsilon_z$  (рисунок 1, А-А) смещений припуска вдоль ее координатных осей  $u_q$  и  $z_q$ , что снижает производительность и качество обработки. Максимальный износ  $I_{in \max}$  (1) находится в  $i$ -той точке профиля круга, где  $\alpha_{in} \approx \psi_{q \max}$ , что обуславливает частые правки абразивного круга и не полное использование его режущей способности. Так при шлифовании наружной торовой поверхности трубопрокатного валка кругом с  $\rho_k = 100$  мм и  $\alpha_{in} = 0$ , после износа его в точке  $i$  на величину  $I_{in} = 0,05$  мм, для восстановления профиля необходимо срезать круг в плоскости, совпадающей с осью  $O_i Y_i$  (рисунок 1, Б-Б) на величину  $k = 3,16$  мм (1), что приводит к не рациональному использованию абразива, который срезается при правках не участвуя в процессе шлифования.

Разработан способ шлифования наружных торových поверхностей со скрещивающимися осями абразивного круга и детали [2], который направлен на стабилизацию глубины резания по координате обработки профиля без учета износа инструмента. Для повышения эффективности шлифования внутренних и наружных торových поверхностей со скрещивающимися осями детали и круга и стабилизации его профи-

ля в процессе износа, необходимо разработать трехмерные математические модели профилирования абразивного круга, его износа, съема припуска и формообразования. На базе исследований моделей разработать способ шлифования торовых поверхностей со скрещивающимися осями круга и детали и метод управления процессом шлифования на станках с ЧПУ, который обеспечит стабилизацию профиля круга в процессе его износа и постоянную глубину резания по координате обработки.

Линейный износ  $I_{in}$  в  $i$ -той точке (рисунок 1, Б-Б) профиля круга в процессе обработки  $n$ -ной детали, определяют из разработанного нами уравнения:

$$I_{in} = \int_{T_o} \frac{C_{yin} \cdot Q_{yin}^m + C_{qin} \cdot Q_{qin}^b}{k_{\alpha} \cdot 2\pi \cdot R_{in}} \cdot dT_o, \quad (2)$$

где:  $Q_{yin}$  – удельный объем снимаемого металла  $i$ -тым участком  $n$ -ного профиля круга;  $C_{yin}$  – коэффициент удельного износа в  $R_i$  – той точке  $n$ -ого профиля круга при  $Q_{yin}=1$ , который определяется экспериментальным путем для каждого  $i$ -того участка круга по методике, изложенной в работе [3];  $k_{\alpha}$  – коэффициент, учитывающий перекрытие режущих кромок;  $m$  – коэффициент, учитывающий интенсивность режима шлифования и состояние режущей поверхности круга, для абразивных кругов из электрокорунда и карбида кремния  $m=1,6... 2$  [4];  $Q_{qin}$  – удельный объем упруго деформируемого металла, без резания, абразивными зернами  $i$ -того участка  $n$ -ного профиля круга;  $C_{qin}$  – коэффициент удельного износа в  $R_i$  – той точке  $n$ -ного профиля круга при  $Q_{qin}=1$ ;  $b$  – коэффициент, учитывающий интенсивность режима деформирования металла без его съема;  $T_o$  – время обработки детали за часть ее оборота, один оборот либо число оборотов, необходимых для обработки  $n$ -ной детали участком круга в пределах  $i$ -той точки его профиля;  $R_{in}$  – радиус осевого сечения круга 1 (рисунок 1, Б-Б) в  $i$ -той точке при обработке  $n$ -той детали.

Удельный объем  $Q_{yin}$  (2) снимаемого металла определяется внутренним интегралом разработанной нами трехмерной геометрической модели съема припуска и формообразования при шлифовании торовых поверхностей, которая имеет вид:

$$Q = \int_{i_1}^{T_n} \left( \int_{\theta_{1ki}}^{i_2} \int_{\theta_{2ki}} \bar{n}_{in} \cdot (R_i - I_{in} \cdot \sin \alpha_{in}) \cdot d\theta_k \right) \cdot \sqrt{\left( \frac{dR_{in}}{di} \right)^2 + \left( \frac{dz_{in}}{di} \right)^2} \cdot di \cdot dT_n, \quad (3)$$

где:  $Q$  – объем металла, который подводится в зону обработки;  $T_n$  – время контакта  $n$ -ной детали 2 (рисунок 1, А-А) с кругом 1;  $R_i, Z_i$  (рисунок 1, Б-Б) – радиус круга 1 в  $i$ -той точке профиля после правки и его осевая координата;  $Z_{in}$  – текущая осевая координата радиуса  $R_{in}$  профиля круга в  $i$ -той точке (рисунок 1, Б-Б) при обработке  $n$ -ной детали, учитывающая износ  $I_{in}$  (2) круга;  $\bar{V}_{in}$  – вектор скорости относительного движения детали 2 и круга 1 в  $i$ -той точке с учетом его износа  $I_{in}$  (2);  $\bar{n}_{in}$  – единичный вектор нормали к поверхности контакта круга 1 и детали 2 в  $i$ -той точке профиля (рисунок 1, Б-Б) с учетом износа  $I_{in}$  (2);  $\theta_{1ki}$  и  $\theta_{2ki}$  – угловые координаты пятна F контакта на радиусе  $R_i - I_{in} \cdot \sin \alpha_{in}$  (рисунок 1, С) круга;  $i_1$  и  $i_2$  – предельные значения параметра  $i$  осевого сечения круга 1 в зоне контакта (рисунок 1, Б-Б);  $\alpha_{in}$  – текущий угол наклона касательной к плоскости, перпендикулярной к оси вращения круга 1, в  $i$ -той точке профиля с координатами  $R_i - I_{in} \cdot \sin \alpha_{in}$ ;  $Z_i - I_{in} \cdot \cos \alpha_{in}$  (рисунок 1, Б-Б).

Из уравнения (3) определяют объем металла, который подводится в процессе шлифования. Возможность срезать этот объем кругом проверяют решением соотношения:

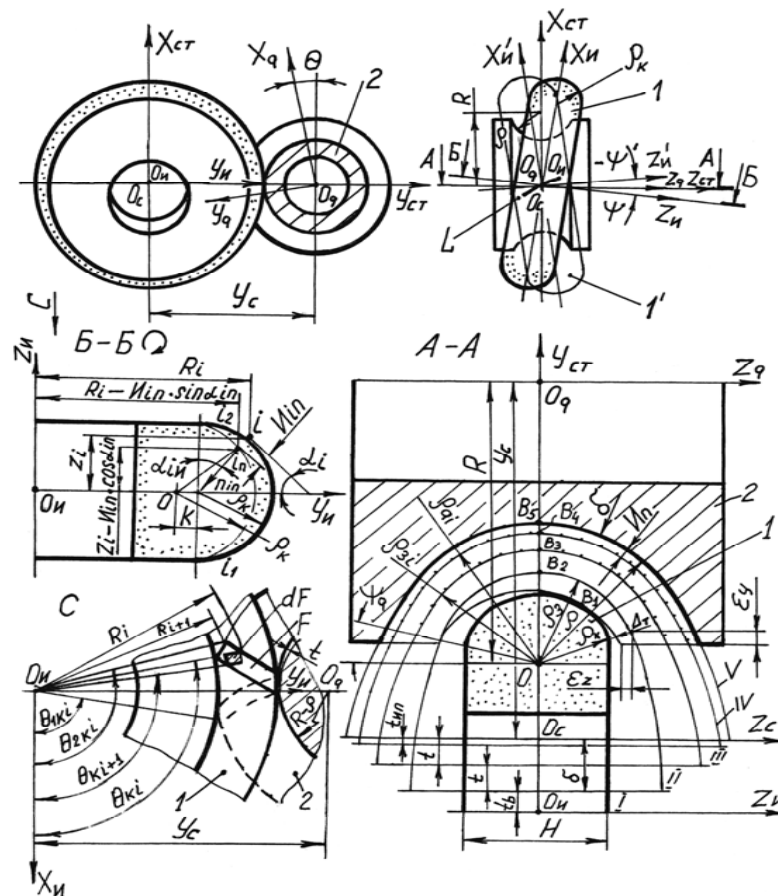


Рисунок 1 — Схема шлифования торовых поверхностей с управляемым углом скрещивания осей круга и детали

$$\bar{V}_{in} \cdot \bar{n}_{in} \leq \frac{a_{znp}}{\tau_i}, \quad (4)$$

где:  $a_{znp}$  – предельно допускаемая толщина слоя, которая срезается одной режущей кромкой [4];  $\tau_i$  – время между контактами поверхности детали с двумя соседними режущими кромками на радиусе  $R_i$  профиля круга.

Удельный объем  $Q_{yin}$  снимаемого металла, при расчете линейного износа  $I_{in}$  (2), определяется внутренним интегралом геометрической модели (3):

$$Q_{yin} = \int_{\theta_{ki}}^{\theta_{2ki}} \bar{V}_{in} \cdot \bar{n}_{in} \cdot (R_i - I_{in} \cdot \sin \alpha_{in}) \cdot d\theta_k, \quad (5)$$

когда:

$$\bar{V}_{in} \cdot \bar{n}_{in} \cdot \tau_i \geq a_{zmin}, \quad (6)$$

где:  $a_{zmin}$  – минимальная толщина срезаемого слоя одной режущей кромкой, при которой начинается процесс резания:

$$a_{zmin} = \rho_c \cdot d, \quad (7)$$

где:  $\rho_c$  - радиус скругления режущих кромок шлифовального круга;  $d$  – коэффициент, равный критическим отношениям  $a_z/\rho_c$ , характеризующим момент начала резания. Методика определения  $d$  и экспериментальные значения его приведены в работе [4].

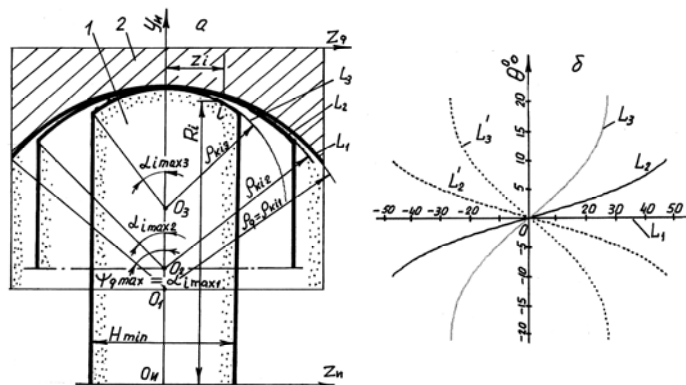


Рисунок 2 – Зависимость радиуса  $\rho_{ki}$  профиля круга, его центрального угла  $\alpha_{max}$  и положения линии  $L^1$  контакта от угла  $\psi$  скрещивания осей инструмента и детали

При  $\bar{V}_{in} \cdot \bar{n}_{in} \cdot \tau_i < a_{zmin}$ , выражение (5) описывает удельный объем  $Q_{qin}$  (2) упруго деформируемого металла абразивными зёрнами без резания.

Координаты пятна контакта  $\theta_{1ki}$ ,  $\theta_{2ki}$ ,  $i_1$  и  $i_2$  в выражении (3) при шлифовании определяются совместным решением векторных уравнений поверхностей заготовки, детали 2 и круга 1 (рисунок 1, С) в его системе координат. Для разработки 3D модели профилирования круга, при шлифовании торовых поверхностей со скрещивающимися осями его и детали, необходимо иметь 3D модели заготовки и детали в ее системе координат. Торговая наружная поверхность, например, внутреннего кольца шарикоподшипника 2 (рисунок 1, А-А), может быть описана радиус-вектором:

$$\bar{r}_q(\theta, \psi_q) = M_6(-\theta) \cdot M_1(R) \cdot M_5(\psi_q) \cdot M_3(-\rho) \cdot e_4, \quad (8)$$

где:  $\rho$  - радиус осевого сечения тора;  $\psi_q$  – угловой параметр точки образующей осевого сечения детали;  $R$  – радиус, определяющий положение центра  $O$  радиуса  $\rho$  относительно оси детали;  $\theta$  - угловой параметр (рисунок 1);  $M_1, \dots, M_6$  – матрицы размером  $4 \times 4$  выражают преобразование систем координат вдоль и вокруг координатных осей;  $e_4 = (0, 0, 0, 1)^T$  – координаты текущей точки поверхности детали [5].

Для профилирования круга необходимо получить уравнение, которое определяет линию контакта:

$$\bar{V}_q \cdot \bar{n}_q = 0, \quad (9)$$

где:  $\bar{V}_q$  - вектор скорости относительного движения торовой поверхности детали в системе координат круга;  $\bar{n}_q$  - единичный вектор нормали к поверхности детали.

Вектор нормали равен векторному произведению векторов касательных к поверхности детали. Для их определения необходимо дифференцировать радиус-вектор  $\bar{r}_q(\theta, \psi_q)$  (8) поверхности детали по обеим параметрам  $\theta$  и  $\psi_q$ . Для нахождения вектора  $\bar{V}_q$  относительной скорости необходимо перенести радиус-вектор  $\bar{r}_q(\theta, \psi_q)$  (8) поверхности детали в систему координат круга и дифференцировать его по времени

$$\bar{r}_{uq}(\theta_k, \psi, y_c, \theta, \psi_q) = M_6(\theta_k) \cdot M_5(\psi) \cdot M_2(y_c) \cdot \bar{r}_q(\theta, \psi_q), \quad (10)$$

где:  $\theta_k$  - угловой параметр, который определяет угловое положение детали в системе координат круга;  $\psi$  - угол (рисунок 1) скрещивания осей вращения круга и детали;  $y_c$  – расстояние между началами  $O_n$  и  $O_q$  систем координат круга и детали.

В уравнении (10) угловой параметр  $\theta_k$  единственный, который изменяется во время обработки, по этому, при определении вектора  $\bar{V}_q$  относительной скорости, вектор  $\bar{r}_{uq}$  необходимо дифференцировать по параметру  $\theta_k$ .

Разработанная программа в пакете Math CAD [6] позволила рассчитывать положение линии контакта  $L$  (рисунок 1) на поверхности детали 2 в зависимости от угла  $\psi$  скрещивания осей. При вращении линия контакта вокруг оси инструмента образует его поверхность. На рисунке 2-а показаны профили осевых сечений торовой поверхности детали 2, круга 1 (массив  $i$ -тых точек профиля с рассчитанными координатами  $R_i$  и  $Z_i$ ) и дуга окружности радиусом  $\rho_{ki}$ , которая заменяет профиль инструмента. Трехмерная геометрическая модель шлифовального круга, с учетом полученных расчетных  $i$ -тых точек профиля, имеет вид:

$$\bar{r}_u(\theta_k, i) = M_3(Z_i) \cdot M_6(\theta_{ki}) \cdot M_2(R_i) \cdot e_4, \quad (11)$$

где:  $\bar{r}_u$  - радиус вектор точек поверхности шлифовального круга;  $\theta_{ki}$  - угловой параметр точки  $i$  профиля круга.

Для описания 3D модели процесса съема припуска и формообразования необходимо получить уравнение, которое определяет линию контакта:

$$\bar{V}_k \cdot \bar{n}_k = 0, \quad (12)$$

где:  $\vec{V}_k$  - вектор скорости относительного движения круга в системе координат детали;  $\vec{n}_k$  - единичный вектор нормали к поверхности круга.

Для определения векторов касательных к поверхности круга, при определении вектора нормали к ней, необходимо дифференцировать радиус-вектор  $\vec{r}_{ui}(\theta_k, i)$  (11) поверхности круга по обеим параметрам  $\theta_k$  и  $i$ . Для нахождения вектора  $\vec{V}_k$  необходимо перенести радиус-вектор  $\vec{r}_{ui}(\theta_k, i)$  в систему координат детали и дифференцировать по времени.

$$\vec{r}_{qu}(\theta, y_c, \psi, \theta_k, i) = M_6 \cdot (\theta) \cdot M_2(-y_c - a \cdot \theta) \cdot M_5(\psi) \cdot \vec{r}_{ui}(\theta_k, i), \quad (13)$$

где:  $\vec{r}_{qu}$  - радиус-вектор точек обрабатываемой торовой поверхности;  $a=t/2\pi$  - постоянная архимедовой спирали, по которой перемещается круг при съеме припуска  $\delta$ ;  $t$  - величина поперечной подачи круга 1 (рисунок 1, А-А) в направлении, перпендикулярном оси  $O_q Z_q$  вращения детали на один ее оборот. Значения других параметров в уравнении (13) аналогичны приведенным в уравнениях (10), (11).

В уравнении (13) угловой параметр  $\theta$  единственный, который изменяется во время обработки, по этому, при определении вектора  $\vec{V}_k$  относительной скорости, вектор  $\vec{r}_{qu}$  (13) дифференцируют по параметру  $\theta$ .

Разработана программа в пакете Math CAD [6], которая дает возможность рассчитывать положения линии контакта на поверхности круга в зависимости от текущих значений угла  $\psi$  скрещивания осей и расстояния  $l$  между осями круга  $O_u Z_u$  и детали  $O_q Z_q$  в процессе съема припуска  $\delta$ .

$$l = y_c + t_b + a \cdot \theta + t_{min}, \quad (14)$$

где:  $a \cdot \theta = \delta$  - снимаемый припуск;  $t_b$  - поперечное перемещение круга, обусловленное смещениями  $\varepsilon_y$  и  $\varepsilon_z$  припуска  $\delta$ ;  $t_{min}$  - дополнительная подача круга, компенсирующая износ его профиля в процессе съема припуска  $\delta$ .

При вращении линии контакта вокруг оси детали по архимедовой спирали при съеме припуска, образуется текущая поверхность заготовки, в виде кольцевого желоба переменного профиля с текущим по координате обработки, радиусом  $\rho_{zi}$  (рисунок 1, А-А) заготовки. Когда припуск снят,  $\delta=0$ ,  $t_b=0$ ,  $t_{min}=0$  и  $l=y_c$  (14) вращающаяся вокруг оси детали линия контакта без поперечного перемещения, где  $a=0$ , описывает форму обработанной торовой поверхности детали с радиусом  $\rho_{qi}$  (рисунок 1, А-А) ее осевого сечения.

На рисунке 2-а показан профиль осевого сечения круга в виде массива  $i$ -тых точек с координатами  $R_i, Z_i$ , на рисунке 1, А-А - массив точек с координатами  $R_{zi}, Z_{zi}$  профиля заготовки и  $R_{qi}, Z_{qi}$  - профиля детали. При помощи метода не линейной регрессии [6] массивы точек были заменены на дуги окружностей соответственно с радиусами  $\rho_{ki}$  - профиля круга (рисунок 2,а),  $\rho_{zi}$  - заготовки и  $\rho_{qi}$  - детали (рисунок 1, А-А).

Анализ 3D модели (9), (10) профилирования круга показывает, что радиус  $\rho_{ki}$  его осевого сечения зависит от угла  $\psi$  скрещивания осей детали и круга. На рисунке 2-б показана функциональная зависимость  $\theta = f(\psi_q)$  угла  $\theta$  отклонения линий контакта  $L_1, L_2$  и  $L_3$  с осевой плоскости  $X_q O_q Z_q$  от углового параметра  $\psi_q$ , который описывает профиль желоба детали для предельных значений угла скрещивания  $\psi_0, \psi_{1min}, \psi_{2max}$ . При  $\psi=0$ ,  $\rho_{ki}=\rho_q$  (рисунок 2, а), линия контакта  $L_1$  (рисунок 2, б) ее и круга лежит в горизонтальной плоскости. С увеличением  $\psi$  линия контакта  $L$  удлинится, выходя из осевой плоскости детали,  $\rho_{ki}$  и высота круга  $H$  (рисунок 2, а) уменьшаются. Это дает возможность управлять текущим радиусом  $\rho_{zi}$  (рисунок 1, А-А) осевого сечения заготовки в процессе съема припуска  $\delta$ . На рисунке 2-б линия контакта  $L_2$  соответствует минимальному углу скрещивания  $\psi_{1min}$ , при котором радиус  $\rho_{ki2}$  (рисунок 2,а) профиля круга меньше радиуса  $\rho_z$  заготовки перед ее обработкой, при параллельных осях  $O_u Z_u$  круга 1 и  $O_q Z_q$  детали 2 (рисунок 1, А-А). При этом технологический зазор  $\Delta_\varepsilon$  должен перекрывать ошибку  $\Delta_\varepsilon$ , зависящую от смещений  $\varepsilon_y$  и  $\varepsilon_z$  припуска  $\delta$  вдоль координатных осей  $Z_q Y_q$ :

$$\Delta_\varepsilon = \sqrt{\varepsilon_y^2 + \varepsilon_z^2}. \quad (15)$$

Линия контакта  $L_3$  на рисунке 2-б соответствует максимальному углу скрещивания осей  $\psi_{2max}$  и минимальному радиусу  $\rho_{kmin} = \rho_{ki3}$  (рисунок 2, а) профиля круга, при котором осуществляется непрерывное формообразование торовой поверхности без разрывов вдоль периметра ее образующей.

Анализ 3D модели (12), (13) показывает, что в процессе формообразования, когда припуск  $\delta$  снят и угол  $\psi_n$  скрещивания осей круга и детали при правке равен углу  $\psi_\phi$  скрещивания при формообразовании, расчетный радиус  $\rho_{qi}$  равен радиусу тора  $\rho$  (рисунок 1, А-А) и геометрическая погрешность формообразования  $\Delta_\phi = \rho_{qi} - \rho = 0$ . В процессе съема припуска, за счет оптимизации управляемого угла  $\psi_c$  скрещивания осей при поперечной подаче круга, максимальная погрешность  $\Delta_c$ , рассчитанного радиуса  $\rho_{zi}$  заготовки, от заданного в виде дуги окружности  $\rho_z = \rho - t_i$ , не превышает 3...5 мкм в начале обработки и за тем уменьшается при поперечной подаче по мере приближения  $\rho_{zi}$  к  $\rho_{qi}$ . При  $\rho_{zi} = \rho_{qi}$ , погрешность  $\Delta_c = 0$ .

Анализ моделей износа  $I_{in}$  (2) круга и величины  $k$  (1), необходимой для восстановления его профиля при правках, показывает, что с уменьшением центрального угла  $\alpha_{imax}$  (рисунок 2, а) -  $k$  уменьшается. Для разгрузки боковых участков профиля круга и уменьшения центрального угла  $\alpha_{imax}$  для заданного центрального угла  $\psi_{qmax}$  профиля детали, предложен способ шлифования торовых поверхностей с управляемыми углами  $\psi$  и  $\psi^1$  (рисунок 1) скрещивания осей круга и детали. При шлифовании наружной торовой поверхности с  $\rho = 5$  мм,  $R=20$  мм,  $\psi_{qmax} = 90^\circ$ ,  $R_{imax} = 150$  мм,  $\delta=0,3$  мм, абразивными кругами, он правится по радиусу  $\rho_{ki2}=4,53$  мм (рисунок 2, а) и подводится к заготовке до касания в точке  $B_1$  (рисунок 1, А-А, I) при параллельных осях его и детали ( $\psi=0$ ). Во время поперечной подачи  $t_b$  осуществляется синхронный управляемый поворот круга на угол  $\psi_b = \pm 5,2^\circ$  (рисунок 1, А-А, II, точка  $B_2$ ) в сторону

противоположную точку  $B_1$  контакта его и смещенного припуска  $\delta$ . Это дает возможность срезать смещенную часть припуска  $\delta$  торцом круга, разгружая профиль от износа. На радиусе  $\rho_3 = 4,7$  мм (рисунок 1, А-А, II) отклонение  $\Delta\rho$  рассчитанного радиуса  $\rho_{3i}$  методом не линейной регрессии равно  $\rho_3 - \rho_{3i} = 0,0025$  мм. После съема  $t=0,1$  мм,  $\psi_i=6,5^\circ$ , отклонение  $\Delta\rho$  радиуса  $\rho_3=4,8$  мм в точке  $B_3$  равно  $\Delta\rho=0,0017$  мм (рисунок 1, А-А, III). И в точке  $B_4$  профиля, где  $\psi_{пр}=\psi_{ф}=8,5^\circ$ ,  $\Delta\rho=0$  (рисунок 1, А-А, IV).

При обработке остается погрешность связанная с износом  $I_{ин}$  круга после съема припуска  $\delta$ , который рассчитывается по уравнению (2) для каждого оборота детали и суммарного числа оборотов при ее обработке. За тем рассчитывается профиль круга (рисунок 1, Б-Б), учитывающий износ для  $i$ -тых точек, и методом не линейной регрессии определяют радиус  $\rho_{ки}$  профиля круга. По уравнениям (12), (13) рассчитывают профиль детали  $\rho_{qin}$  учитывающий износ  $I_{ин}$ . Если  $\rho_{qin} - \rho = \Delta\rho_f$  меньше допуска на радиус  $\rho$  желоба, то включается поперечная подача  $t_{qin}=I_{ин}$ , равная износу  $I_{ин}$  (рисунок 1, А-А, V). При большей погрешности – производится правка круга.

При шлифовании алмазными кругами, в режиме скоростного шлифования, круг правится по радиусу  $\rho_{kmin}=\rho_{kiz}=2,96$  мм (рисунок 2, а) при максимальном угле скрещивания осей  $\psi_{2max}=18,2^\circ$ . При этом получаем минимальный центральный угол  $\alpha_{imax2}=37^\circ$  круга, что повышает его стойкость при износе.

Разработаны новый способ шлифования торовых поверхностей, стабилизированный износ профиля круга, и трехмерные геометрические модели процессов съема припуска, формообразования, профилирования абразивных кругов и их износа. Предложен метод управления процессом шлифования на станках с ЧПУ, который обеспечивает съем припуска по эквидистантным кривым при постоянной глубине резания по координате обработки за счет синхронного управляемого поворота круга при поперечной подаче, что повышает производительность шлифования и стойкость кругов.

#### Литература.

1. Кальченко В.И. Шлифование криволинейных поверхностей крупногабаритных деталей. – М.: Машиностроение, 1979. – 160 с.
2. Способ шлифования желоба на круглой детали: А. С. 1301660 СССР, МКИ В24В 19/06./ В.И. Кальченко, А.Г. Шеша. Опубл. 07.04.87, Бюл. №13.– 4с.
3. Кальченко В.В., Рудик А.В., Пасов Г.В., Лясота В.Ю. Заточувания торцевых фрез на верстатах з ЧПК з урахуванням зносу // Технічні науки – Вісн. Черніг. держ. технол.ун-ту, 2001. - №12. С. 89-95.
4. Филимонов Л.Н. Высокоскоростное шлифование. – Л.: Машиностроение, 1979.– 248 с.
5. Решетов Д.Н., Портман В.Т. Точность металлорежущих станков. – М.: Машиностроение, 1986. – 336 с.
6. Дьяконов В. Math CAD 2000: учебный курс – СПб; Питер, 2000, - 592 с.

УДК 921.923

В.В. Гусев

Донецкий национальный технический университет, Донецк, Украина

### ВЛИЯНИЕ НА КАЧЕСТВО ПОВЕРХНОСТНОГО СЛОЯ ТЕХНИЧЕСКОЙ КЕРАМИКИ ИЗНОСА АЛМАЗНОГО ШЛИФОВАЛЬНОГО КРУГА

*In a paper the problems of influence of bluntness of a wheel on parameters of a surface stratum of ceramic workpieces surveyed. The most significant factor is the bluntness of diamond grains, which calls a heightening of the sizes of surface imperfections of a ceramic workpiece and results in a decrease of their flexural strength*

В настоящее время в мире наблюдается тенденция производства изделий из неметаллических и композиционных материалов, которые все шире заменяют металлы во многих отраслях промышленности. Особое место среди неметаллических материалов занимает конструкционная керамика (КК). Эксплуатационные характеристики изделий из технической керамики непосредственно связаны с микрорельефом и дефектностью формируемого при алмазном шлифовании поверхностного слоя деталей. При шлифовании конструкционной керамики параметры дефектности в значительной степени определяются уровнем силового воздействия на материал при резании. Силовое воздействие при шлифовании зависит от входных параметров процесса обработки, и частности, от режущих свойств алмазного инструмента, определяемых степенью его износа. При износе шлифовального круга происходит изменение разноразности алмазных зерен, что оказывает влияние на среднеарифметическое отклонение высоты микрорельефа обработанной поверхности.

Влияние изменений в рабочей поверхности круга на формирование поверхностного слоя конструкционной керамики, рассмотрим на примере плоского шлифования периферией шлифовального круга 1А1 250x20x76 АС-6 125/100 – 4 - М2-01 горячепрессованной (Гп) керамики из  $Al_2O_3$ . Экспериментальные исследования разноразности и среднего числа алмазных зерен на рабочей поверхности ШК определяли методом профилографирования в соответствии с методикой приведенной в работах [1,2]. Изменения в рабочей поверхности ШК с увеличением объема удаляемого материала керамики при шлифовании приведены в таблице 1.

Положение вершины зерна относительно наружной поверхности ШК, проведенной через наиболее выступающие зерна, определяется координатой  $u$ . В соответствии с экспериментальными результатами исходное состояние и изменение разноразности вершин алмазных зерен круга при обработке хрупких неметаллических материалов адекватно (согласно критерию  $\chi^2$ ) описывается распределением Вейбулла с плотностью:

$$f(u) = \delta \cdot \lambda \cdot u^{\delta-1} \cdot \exp(-\lambda \cdot u^\delta), \quad (1)$$

где:  $\delta$  и  $\lambda$  - параметры ( $\delta > 0, \lambda > 0$ ), определялись экспериментально по результатам профилографирования круга непосредственно на станке.

Исходные значения параметров распределения Вейбулла ( $\delta=2,02$ ;  $\lambda=1223$ ; со среднеквадратическими отклонениями  $\sigma(\delta)=0,05$ ;  $\sigma(\lambda)=100$ ) после правки круга электроэрозионным методом в процессе работы постепенно уменьшаются. Плотность

распределение алмазных зерен по высоте приобретает левостороннюю асимметрию ( $\delta=1,58$ ;  $\sigma(\delta)=0,01$  и  $\lambda=120$ ;  $\sigma(\lambda)=16$ ). С износом ШК уменьшается глубина рабочего слоя ( $\Delta R$ ) с 75мкм до 35 мкм ( $\sigma(\Delta R)=2$ ) и среднее число алмазных зерен на единице рабочей ( $n_3$ ) поверхности с 20шт/мм<sup>2</sup> до 16шт/мм<sup>2</sup> ( $\sigma(n_3)=1,5$ ). Аналогичные результаты были получены и для других видов КК.

Таблица 1 — Результаты экспериментальных исследований износа алмазного шлифовального круга при обработке керамики Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> (Гп)

№ точки	Объем удаленной керамики, см <sup>3</sup>	Глубина рабочей поверхности круга $\Delta R$ , мкм	Линейный износ, мкм	Шероховатость обработанной поверхности, R <sub>а</sub> , мкм	Удельные силы резания, Н/мм		Плотность зерен на рабочей поверхности, шт/мм <sup>2</sup>	Параметры распределения Вейбулла		
					нормальная	вертикальная		$\delta$	$\lambda$	$\chi^2$
1	0	70	0	0,42	2,9	2,19	19,6	2,02	1223	4,14
2	2	45	30	0,38	4,54	2,27	17,7	1,73	217	7,17
3	7	40	51	0,34	5,3	3,15	15,8	1,69	234	7,1
4	12	35	65	0,29	6,1	4,1	16,4	-	-	-
5	22	35	108	0,24	13,6	8,3	16,5	1,61	120	1,68

- Режимы обработки керамики Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> (Гп): V<sub>к</sub>=24м/с; V=6м/мин; t=0,1мм.
- Алмазный круг 1А1 250х20х32 АС6-4-М2-01-125/100.
- Ширина образца 11мм из Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> (Гп), K<sub>1с</sub>=4,2±0,44МПа·м<sup>0,5</sup>; H=14,9±0,5Гпа.

Другой характеристикой изменяющейся в процессе износа алмазных зерен является их форма, которая влияет на возможную ширину сечения среза на зерне и как следствие на силы резания. При моделировании профиля зерна степенной зависимостью его ширина на уровне u определится по формуле [3]:

$$b_3 \{u\} = C_b u^m, \quad (2)$$

где: C<sub>b</sub> и m – коэффициент пропорциональности и показатель степени.

Значения коэффициентов C<sub>b</sub> и m после правки выбирались из условия наиболее близкой аппроксимации экспериментальных значений, полученных Лукиным [4] для алмазного зерна марки АС6 (C<sub>b</sub>=0,4; m=0,65). При работе ШК на алмазных зернах происходит сглаживание микрорельефа, образуются площадки износа. Это приводит к тому, что эквивалентный профиль зерна приближается к теоретическому эллипсоиду вращения (C<sub>b</sub>=0,4; m=0,5) [5].

Для анализа процессов, происходящих при шлифовании с износом шлифовального круга, рассмотрим схему, показанную на рисунке 1. Процесс взаимодействия шлифовального круга (ШК) с материалом припуска заготовки из конструкционной керамики (КК) рассмотрим в нормальной цилиндрической системе координат [6].

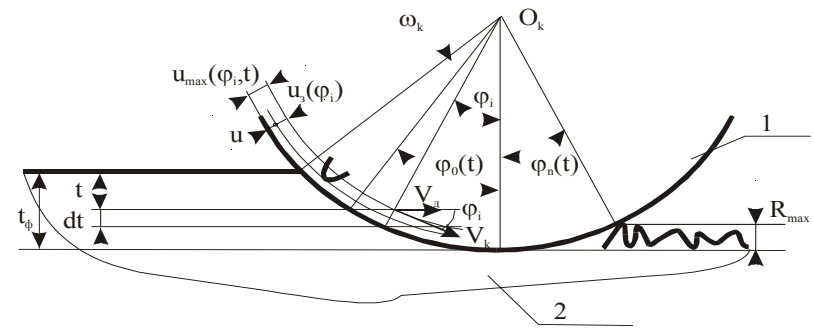


Рисунок 1— Схема плоского шлифования периферией круга 1- шлифовальный круг, 2 -заготовка.

Направление оси Z совпадает с осью ШК. Для ШК определителем нормальной цилиндрической системы координат является цилиндр (рисунк 1 б)  $x_1=R\cos\varphi$ ,  $y_1=R\sin\varphi$ ,  $z_1=z$  с радиусом наружной поверхности (R), который проводится через наиболее выступающие зерна рабочей поверхности круга. Нормальные цилиндрические координаты в развернутом виде  $x=(R-u)\cdot\cos\varphi$ ,  $y=(R-u)\cdot\sin\varphi$ ,  $z=z_k$ . Интервалы изменения координат  $0\leq u\leq\Delta R$  (где  $\Delta R$  глубина рабочей поверхности круга),  $0\leq\varphi<2\pi$ ,  $0\leq z_k\leq H_k$  (где H<sub>к</sub> – высота шлифовального круга). Отсчет полярного угла  $\varphi$  осуществляется против хода часовой стрелки. Вершины зерен на рабочей поверхности круга определяются полярным углом  $\varphi$ , координатами  $z_k$  и u. Координата u и определяет положение вершины зерна относительно наружной поверхности ШК.

Рассмотрим процесс удаления материала припуска с площадки единичной ширины ( $\Delta z_d=1$ ) высотой dt, расположенной на глубине t от исходной наружной поверхности заготовки (смотри рисунок 1). Начало контакта площадки с рабочей поверхностью круга происходит в точке, определяемого углом  $\varphi_0$ . Для площадок, расположенных в заготовке на другой глубине t, значение угла  $\varphi_0$  изменится. Алмазные зерна на ШК завершают процесс удаления материала на рассматриваемой площадке при угловом расположении площадки  $\varphi_n$  (рисунк 1), значение которого также зависит от глубины t. Кроме того, завершение взаимодействия с зернами круга материала заготовки на площадке может произойти раньше вследствие его удаления в зоне резания. Таким образом, углы определяющие начало и завершение обработки  $\varphi_0(t)$ ,  $\varphi_n(t)$  функционально зависят от глубины расположения площадки на заготовке

$$\varphi_0(t) = -\arccos[(1-t_\phi+t)/R]; \varphi_n(t) = \arccos[(1-t_\phi+R_{max})/R] \quad (3)$$

где: t<sub>φ</sub> – фактическая глубина резания, R<sub>max</sub> – максимальная высота микронеровностей.

Участок траектории длиной  $\Delta s=R[\sin(\varphi_i)-\sin(\varphi_{i+1})]$  площадка пройдет за время  $\Delta\tau=\Delta s/V_d$ , где V<sub>д</sub> – скорость заготовки. Определим число зерен проходящих через указанную площадку за время  $\Delta t$ . Оно зависит от положения площадки в зоне резания. Текущая предельная глубина внедрения в обрабатываемый материал наиболее

выступающего зерна из связи при угловом его положении  $\varphi_1$  является функцией расположения площадки по глубине (t) и определяется по зависимости:

$$u_{max}(\varphi, t) = (R \cdot [\cos(\varphi_i) - 1] + t_\varphi - t) / \cos(\varphi_i). \quad (4)$$

Выделим на рабочей поверхности круга (РПК) криволинейный параллелепипед с площадью основания равным единице и переменной высотой  $u_{max}(\varphi, t)$ . Тогда число вершин зерен попадающих в него, является функцией расположения параллелепипеда в зоне резания и определяется интегралом:

$$n = n_3 \int_0^{u_{max}(\varphi, t)} f(u) du, \quad (5)$$

Произведение числа зерен, в выделенном объеме в РПК на вектор их скорости определяет интенсивность потока вершин зерен:

$$\vec{I}(\varphi, t) = \vec{V}_\kappa \cdot n_3 \int_0^{u_{max}(\varphi, t)} f(u) du, \quad (6)$$

где:  $\vec{V}_\kappa$  - скорость круга, м/с.

Полученный вектор определяет интенсивность потока вершин зерен через фиксированную в пространстве плоскость нормальную к вектору скорости круга. В первом приближении векторное поле режущих кромок абразивного инструмента можно рассматривать как квазистационарное не зависящее от времени работы и углового расположения на круге ( $\varphi$ ). С учетом направления перемещения площадки dt относительно вектора скорости круга, суммарное число зерен может быть определено в соответствии правилом скалярного произведения двух векторов по следующей зависимости:

$$N_{i,i+1}(t) = \frac{1}{V_\partial} \int_{\varphi_i}^{\varphi_{i+1}} \vec{I}(\varphi, t) \cdot \vec{e}_{V_\partial} d\varphi = \frac{V_\kappa}{V_\partial} n_3 \int_{\varphi_i}^{\varphi_{i+1}} \int_0^{u_{max}(\varphi, t)} f(u) \cdot \cos(\varphi) \cdot du d\varphi. \quad (7)$$

Подынтегральное выражение представляет собой элементарную циркуляцию поля режущих зерен инструмента на данном участке траектории движения площадки длиной  $\Delta s$ . Циркуляция поля вершин зерен вдоль линии движения площадки определяет число зерен участвующих в удалении материала вдоль нее:

$$N_L(t) = \frac{V_\kappa}{V_\partial} n_3 \int_{\varphi_0(t)}^{\varphi_n(t)} \int_0^{u_{max}(\varphi, t)} f(u) \cdot \cos(\varphi) du d\varphi. \quad (8)$$

где:  $\varphi_0(t)$ ,  $\varphi_n(t)$  – углы, определяющие конец и начало рабочей зоны удаления материала на глубине t.

Возможная ширина сечения среза на зерне является не менее важной скалярной характеристикой процесса резания. Для зерен вершина, которых расположена в рабочей поверхности круга на глубине u, глубина внедрения зерна в обрабатываемый материал составляет значение  $u_3 = (u_{max}(\varphi, t) - u)$ . Ширина зерна в соответствии с зависимостью (2) определится по формуле:

$$b_3(u) = C_b u_3^m = C_b (u_{max}(\varphi, t) - u)^m. \quad (9)$$

Суммарная ширина зерен проходящих через сечение dt, на участке траектории длиной, ограниченной углами  $\varphi_i$  и  $\varphi_{i+1}$  определяется интегралом:

$$b_{i,i+1}(\varphi, t) = \frac{V_\kappa}{V_\partial} n_3 \int_{\varphi_i(t)}^{\varphi_{i+1}(t)} \int_0^{u_\gamma} f(u) \cdot b_3(u) \cdot \cos(\varphi) du d\varphi. \quad (10)$$

Вероятностью неудаления материала заготовки определяется по зависимости [7]:

$$P(\gamma, t) = \exp\left(-\frac{\sum b(\varphi, t)}{L}\right), \quad (11)$$

где:  $\sum b(\varphi, t)$  - суммарная ширина всех единичных зерен прошедших через базовый участок L на уровне радиальной координаты t, отсчитываемой от поверхности заготовки.

Ранее было принято длину базового участка L ( $\Delta z_d=1$ ) считать равной единице. Суммарная ширина всех царапин при изменении углового положения  $\varphi$  площадки dt изменяется. Если обозначить вероятность не удаления материала в дискретных сечениях  $\varphi_i$  и  $\varphi_{i+1}$  через  $P_i$  и  $P_{i+1}$ , то переход из состояния  $P_i$  в состояние  $P_{i+1}$  осуществляется под воздействием пуассоновского потока зерен. В соответствии с полученной ранее зависимостью (10) вероятность неудаления материала на базовой площадке заготовки определяется:

$$P_{i+1}(\varphi, t) = P_i(\varphi, t) \cdot \exp(-b_{i,i+1}(\varphi, t)). \quad (12)$$

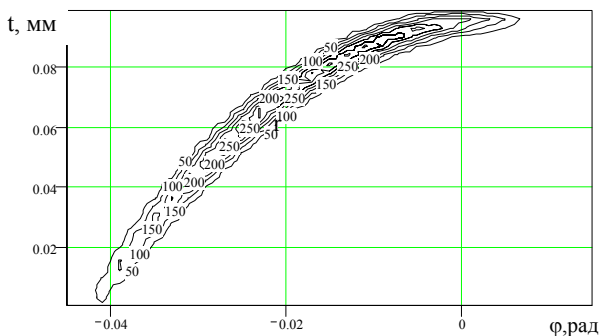
На фиксированной глубине заготовки процесс резания материала припуска заготовки прекращается, если вероятность удаления материала (1- $P_{i+1}$ ) составит 0,998. Используя это условие можно определить границу зоны обработки заготовки, определяемую при заданном значении глубины t значение угла  $\varphi_n$ .

Не все алмазные зерна, проходящие через рассматриваемую площадку dt, будут контактировать с обрабатываемым материалом. Вероятность контакта алмазного зерна с материалом на выделенной площадке равна вероятности неудаления материала (11) на ней [1]. Назовем контактирующие зерна активными. Умножая общее число проходящих через площадку зерен (7) на вероятность их контакта, которая равна вероятности неудаления материала, получим активные зерна. В соответствии с этим, число активных зерен, принимающих участие в удалении припуска, для фиксированного положения площадки в зоне резания определяется интегралом:

$$N_{Ai,i+1}(\varphi, t) = \frac{V_\kappa}{V_\partial} n_3 \int_{\varphi_i(t)}^{\varphi_{i+1}(t)} \int_0^{u_{max}(\varphi, t)} f(u) \cdot P(\varphi, t) \cdot \cos(\varphi) du d\varphi. \quad (10)$$

Используя полученную зависимость можно определить распределение активных зерен в зоне контакта при плоском шлифовании заготовки периферией круга. Распределения активных алмазных зерен в различных сечениях заготовки по рабочей зоне контакта получены в среде Mathcad 7 Pro. На рисунке 2 показаны двумерные сечения распределения активных зерен по рабочей зоне единичной ширины после сема 25 см<sup>3</sup> керамики. Ширина зоны резания уменьшается от обрабатываемой поверхности к обработанной. Число активных зерен уменьшается примерно в два раза по сравнению с исходным состоянием после правки инструмента. С износом шлифо-

вального круга, как видно из таблицы 1, распределение зерен по высоте приобретает левостороннюю асимметрию. Это приводит к уменьшению числа активных зерен в рабочей зоне, что вызывает рост сечений среза на одном зерне. Это должно привести к увеличению сил резания на отдельном зерне. Основную же роль за увеличение сил резания более чем в 4,5 раза с увеличением объема удаленного материала (как видно из таблицы 1) оказывает износ отдельных режущих зерен и появление на них площадок износа.



М  
Рисунок 2 — Двумерные распределения активных зерен при единичной ширине зоны резания при плоском шлифовании периферией круга 1А1 250х20х32 АС-6 – 4 – 125/100-М2-01, режимы резания  $V_k=24\text{ м/с}$ ;  $t_n=0,1\text{ м/с}$ ;  $t=0,1\text{ мм}$  после съема  $25\text{ см}^3$  керамики  $\Delta R=30\text{ мкм}$ ,  $n_k=16\text{ шт/мм}^2$ ,  $\delta=1,6$ ,  $\lambda=120$ ,  $C=0,4$ ,  $m=0,5$ .

по полудлине ( $l$ ) их размеров после алмазного шлифования керамики адекватно описываются упрощенным бета - распределением с одним параметром  $\gamma$  (второй параметр оставался постоянным и равным 1). Плотность распределения дефектов по длине имеет вид:

$$f_1(l) = \frac{\gamma + 1}{d_{max}} \left(1 - \frac{l}{d_{max}}\right)^\gamma, \quad 0 \leq l \leq d_{max}, \quad (11)$$

где:  $\gamma$  - параметр трещиноватости (чем больше  $\gamma$ , тем вероятнее малые трещины);  $d_{max}=60\text{ мкм}$  максимальная полудлина трещин в поверхностном слое после алмазного шлифования конструкционной керамики  $\text{Al}_2\text{O}_3$ .

С уменьшением подачи, глубины резания и увеличением скорости резания параметр трещиноватости  $\gamma$  возрастает, что свидетельствует об уменьшении повреждаемости поверхности при алмазном шлифовании. При затуплении круга происходит увеличение доли больших обработочных дефектов ( $\gamma$  уменьшается). Таким образом, параметр трещиноватости  $\gamma$  комплексно оценивает влияние условий обработки на формирование дефектного слоя КК.

Был проведен корреляционный анализ зависимости параметра трещиноватости от нормальной удельной составляющей силы резания на круге ( $P_{yn}=P_n/h$ , где  $h$  - ширина заготовки, мм) после правки и после удаления  $25\text{ см}^3$  керамики. Результаты представлены на рисунке 3. Параметр трещиноватости не зависит от состояния круга,

Основными факторами повреждаемости поверхностного слоя КК являются количество и размерные параметры дефектов, которые можно обобщить с помощью соответствующих статистических распределений.

Рассмотрим влияние сил резания на размеры дефектов в поверхностном слое. Обработка большого массива экспериментальных данных показала, что плотность распределения дефектов

а определялся величиной нормальной удельной составляющей силы резания. Корреляционная связь оценивалась в виде линейного  $\gamma=a+bP_{yn}$  и нелинейного  $\gamma=1/(c+fP_{yn})$  уравнений с коэффициентами  $a, b, c, f$ . Коэффициенты корреляции соответственно для указанных зависимостей составляли  $0,84 \pm 0,06$  и  $0,92 \pm 0,03$ . Была проверена достоверность постоянных коэффициентов регрессий (по  $t$  критерию) и оценка реальности связи между переменными (для уровня значимости 0,05). Она показала значимость коэффициентов регрессии и корреляции для обоих уравнений. В дальнейшем, для анализа влияния затупления шлифовального круга на прочностные свойства керамики была принята нелинейная корреляционная связь. Для условий обработки приведенных в таблице 1, параметр трещиноватости  $\gamma$  уменьшается в 1,6 раза.

Экспериментально были получены зависимости нормальной удельной составляющей силы резания после правки и удаления  $35\text{ см}^3$  керамики, которые имеют соответственно следующий вид:

$$P_{yn} = 337 \cdot t^{0,95} \cdot V_d^{0,28} \cdot V_k^{-0,55}, \quad (12)$$

$$P_{yn}^* = 333 \cdot t^{1,09} \cdot V_d^{0,31} \cdot V_k^{-0,24}.$$

Среднее значение максимальных разрушающих напряжений при чистом изгибе образца прямоугольного сечения при его неизменном значении определяется по следующей зависимости [8]:

$$\bar{\sigma} = \sigma_{min} + \int_{\sigma_{min}}^{\infty} [1 - F(\sigma)]^n d\sigma, \quad (13)$$

где:  $F(\sigma) = 2 \cdot \int_{\arcsin\left(\frac{K}{\sigma \cdot \sqrt{\pi l}}\right)}^{\pi/2} f(\alpha) \cdot \left\{1 - F\left[\frac{K_{1c}^2}{\pi \cdot l \cdot \sigma \cdot \sin^2 \alpha}\right]\right\}^{r+1} d\alpha$  — распределе-

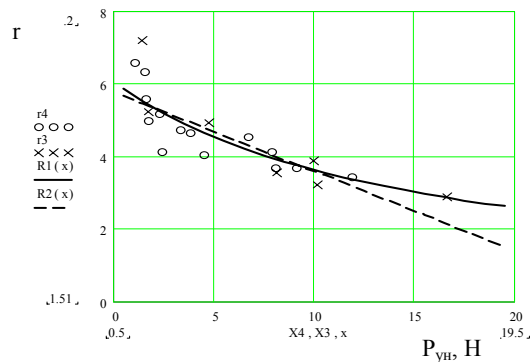


Рисунок 3 – Влияние нормальной удельной составляющей силы резания на коэффициент трещиноватости при плоском шлифовании. Круг 1А1 250х76х20 АС6-4-М2-01 о – экспериментальные значения после правки; х – экспериментальные значения после удаления  $35\text{ см}^3$  керамики.

ние вероятности разрушающей нагрузки;  $n$ -количество дефектов на единице площади.

Используя зависимость (13), можно оценить влияние режимов шлифования на прочность образцов. Из рисунка 4 видно, что уменьшая режимы резания, а, следовательно, и силовое воздействие на обрабатываемую поверхность можно снизить параметр трещиноватости и увеличить среднюю прочность изделий на изгиб. После правки при шлифовании силы резания меньше, что обеспечивает повышение средней прочности образцов из керамики на 5-10% при неизменных режимах шлифования, по сравнению с работой затупленным кругом. Следовательно, структура дефектного слоя



определяется как режимами алмазного шлифования керамики, так и состоянием рабочей поверхности шлифовального круга. Для уменьшения повреждаемости поверхности при алмазном шлифовании КК необходимо периодически проводить правку инструмента.

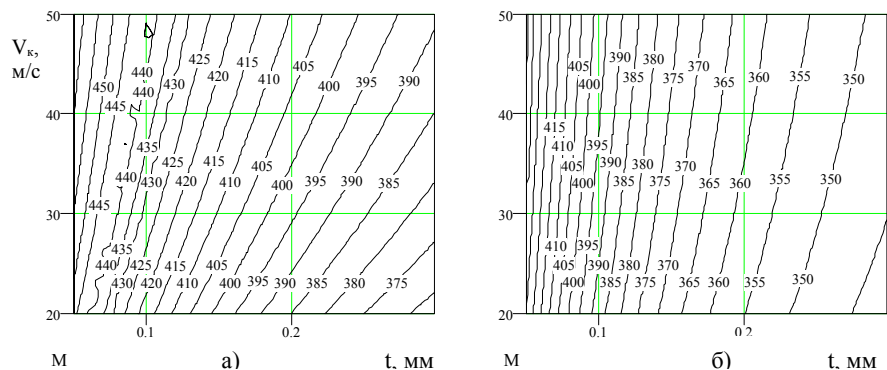


Рисунок 4 — Уровни средней прочности образцов из керамики  $Al_2O_3$  на изгиб, обработанных при плоском шлифовании кругом 1A1 250x76x20 AC6-4-M2-01 с различными режимами: а) после правки электроэрозионным способом; б) после съема  $35\text{см}^3$  керамики

### Литература.

1. Гусев В.В., Молчанов А.Д. Определение параметров разности высот зерен алмазного круга при шлифовании // Физические и компьютерные технологии в народном хозяйстве. Харьков, 28-29 мая 2002 г.: Труды 5-й международной научно-технической конференции. – Харьков: ХНПК «ФЭД», 2002. – С.175-179.
2. Гусев В.В., Молчанов А.Д. К определению микрогеометрии рабочей поверхности шлифовального круга в статике// Вісник Харківського державного технічного університету сільськогосподарства. Випуск 10. «ПІДВИЩЕННЯ НАДІЙНОСТІ ВІДНОВЛЮЄМИХ ДЕТАЛЕЙ МАШИН. ФІЗИЧНІ ТА КОМП'ЮТЕРНІ ТЕХНОЛОГІЇ» - Харків: ХДТУСГ 2002. –С.379-384.
3. Худобин Л.Б. Анализ геометрии абразивных зерен // Труды Ульяновского политехнического института. – Ульяновск: УПИ, 1966.-Вып.1.- С. 6-20.
4. Лукин Л.Н. Элементы теории алмазно-абразивного инструмента и процесса резания – царапая металл моделью алмазного зерна: Автореферат дис. канд. тех. наук: 05.03.01. – Томск, 1968. - 19с.
5. Полтавец В.В. Обоснование режимов шлифования труднообрабатываемых материалов при электроэрозионном воздействии на рабочую поверхность круга. Диссертация на соискание ученой степени канд. тех. наук по спец. 05.03.01. – Донецк: 2001. – 259с.
6. Математичні та комп'ютерні моделі поверхонь в спеціальних нормальних координатах: Автореферат дисертації на здобуття наукового ступеня кандидата технічних наук: 05.01.01. –Донецьк: ДонДТУ, 2000.- 16с.
7. Новоселов Ю.К. Динамика формообразования поверхностей при абразивной обработке. – Саратов: Издательство Саратовского университета, 1979. – 232с.
8. Витвицкий П.М., Пожена С.Ю. Прочность и критерии хрупкого разрушения стохастических дефектных тел. - Киев: Наукова думка, 1980. - 187с.

УДК 681.5:666.3.022

П.И. Сагайда, И.А. Гетьман

Донбасская государственная машиностроительная академия, г. Краматорск, Украина

### ВОПРОСЫ КОМПЛЕКСНОЙ АВТОМАТИЗАЦИИ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ ФОРМОВАНИЯ КЕРАМИЧЕСКИХ ИЗДЕЛИЙ НА ОСНОВЕ ИНФОРМАЦИОННО-ИЗМЕРИТЕЛЬНЫХ СИСТЕМ

*In the article a complex automation's questions for ceramic's production on a basis of information-measuring systems is considered.*

Системный анализ различных аспектов применения основных конструкционных материалов показывает следующее. Применение металла как основного конструкционного материала в машиностроении имеет перспективу в обозримом будущем. Однако в ходе использования металлических (стальных в особенности) изделий образуются металлические отходы в глобальном масштабе, утилизация которых для современной цивилизации превращается в сложную проблему. Аналогичная ситуация складывается при производстве и использовании полимеров. Между тем, сырьевой составляющей, обеспечивающей положительный вектор развития техносферы, являются керамические материалы, а также кремниевые производные, играющие исключительную роль в электронной промышленности и средствах связи. Роль неметаллических материалов существенно возросла с развитием информационных технологий, и керамика принимает заметное участие в этих процессах. Кроме того, в рамках положительных процессов технической и эстетической интеграции техносферы в окружающую среду, керамика является все более доминирующим материалом для архитектуры и дизайна, а также строительства [1].

Научные исследования в области производства керамики ведутся в настоящее время в следующих направлениях. Аналитическое направление подразумевает изучение составляющих керамику элементов (анализ структуры на уровне молекулярных и атомных решеток, кристаллохимических особенностей; анализ физических свойств частиц спеченного материала). Обобщением результатов анализа является изучение влияния состояния частиц спеченного материала на распределение их диаметров, ориентацию молекул и т.д. Кроме того, происходит интеграция частных знаний и получение общей картины физико-химических свойств в зависимости от параметров технологических процессов, поскольку при изучении керамики выявлена теснейшая взаимосвязь способа ее получения, структуры и физических свойств. Таким образом, при автоматизации управления технологическими процессами керамического производства необходимо учитывать требуемые свойства получаемых изделий, определять, какими структурами они будут обеспечиваться и какие технологии необходимо применять для получения этих структур. В связи с этим при научных исследованиях керамики задействована целая система наук из различных отраслей научного знания [1].

На рисунке 1 приведена схема физических подпроцессов преобразования исходных компонентов (потока материалов) в керамическое изделие с указанием промежуточных состояний с привязкой к технологическому оборудованию и без учета параллельности отдельных подпроцессов. Добытые в открытых карьерах исходные вещества и материалы перерабатываются в шихту заданного химического состава, затем

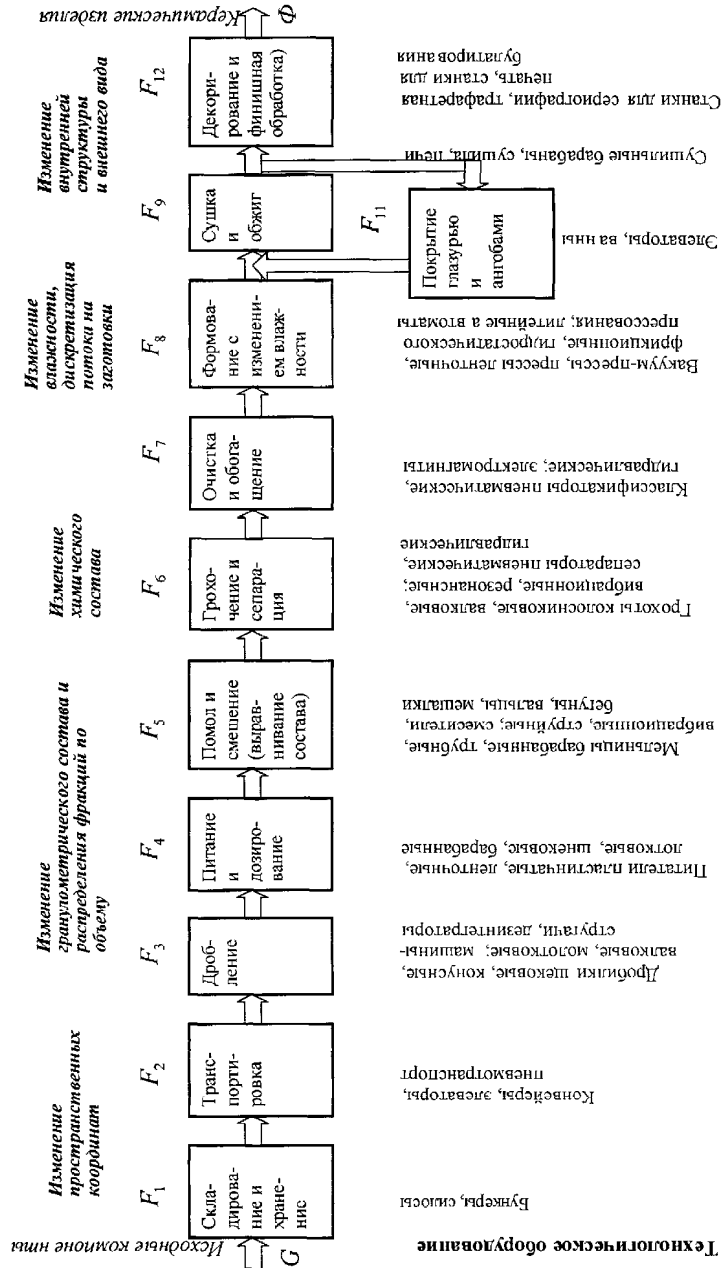


Рисунок 1 – Ceramicкое производство в виде процессов преобразования потока исходных компонентов в керамические изделия с привязкой к технологическому оборудованию

осуществляется изменение ее гранулометрического состава (путем измельчения, дробления, помола и смешивания) в соответствии с потребностями последующих технологических участков и производится ряд вспомогательных операций для доведения ее физических свойств до требуемых значений. После получения порошков или их суспензий осуществляется формовка и первоначальная сушка полуфабрикатов керамических изделий, глазурирование, нанесения на поверхность изделий солей и глазури для получения нужной окраски или рисунка и обжиг изделий, после чего выполняются финишные операции. Затем производится складирование готовых изделий и их транспортировка заказчику. Функции  $F_1 \div F_{12}$  осуществляют преобразование состояний материального потока. При этом обобщенная характеристика качества керамизделия может быть представлена так:

$$\Phi(\zeta_1 p_1, \zeta_2 p_2, \dots, \zeta_n p_n),$$

где:  $p_n$  - n-й параметр качества;  $\zeta_n$  - его весовой коэффициент с точки зрения заказчика.

Параметр качества в свою очередь является сложной функцией  $p_n(F_1, \dots, F_{12})$ . По итогам обработки производственной информации в общем случае возможно получить аппроксимирующие зависимости параметров качества от функций преобразования в виде соответствующих полиномов. Однако в современной производственной обстановке используются технические условия, выработанные в течение длительного времени опытным путем и на основе суждений экспертов [2]. Совершенствование автоматизации управления на верхнем уровне управления керамического производства (КП) с целью достижения требуемых заказчиком параметров качества возможно путем интеграции систем поддержки принятия решений и интеллектуальных регуляторов на основе средств искусственного интеллекта.

Отдельные участки КП в соответствии с производственными целями и составом оборудования предназначены для выполнения самостоятельных технологических задач (добычные участки, участки первичной переработки глины, транспортные системы, участки дробления и помола, участки диспергирования и пластифицирования (приготовления шликеров), участки формообразования, участки нанесения глазури и пигментов, участки сушки и обжига [3]). Часть решаемых этими участками КП задач входят в перечень технологических задач других производств, и опыт проведения теоретических разработок и внедрения практических результатов по автоматизации этих производств применим при автоматизации техпроцессов КП. Так, например, вопросы автоматизации процессов измельчения и помола исходных компонентов шликера должны решаться как самостоятельно [3], так и с учетом опыта решения подобных задач в металлургии и энергетике, в химической промышленности, в легкой промышленности и сельском хозяйстве. Сепарация фракций по гранулометрическому и химическому составу сходна с процессами, проводимыми при флотации и обогащению углей и руды. Соответственно автоматизация этих процессов посвящены ряд исследований и практических решений [4]. Автоматизация обжига и сушки керамических изделий осуществляется как на основе исследований в данной предметной области, так и на основе опыта управления печным хозяйством в металлургии и в обработке металлов давлением, с поправкой на специфику КП [3], требующую непрерывного процесса нагрева, дополнительных условий вентиляции, учета возможности завалов обжигаемых изделий, точного управления режимами нагрева, взаимодействия с предыдущим участком - участком формования.

Уровень возможной автоматизации технологических процессов на отдельных участках керамического производства различен. В настоящее время на предприятиях отрасли применяется большое количество оборудования, машин, автоматов и линий, позволяющих механизировать и автоматизировать процессы добычи глин, плавней и отощающих материалов, первичной переработки, измельчения, приготовления жидкой, пластичной и порошкообразной керамической массы, а также литье, формовку, глазурирование, декорирование изделий и их обжиг [3]. Уровень автоматизации этих процессов базируется прежде всего на уровне применяемого информационно-измерительного оборудования. Вместе с тем остаются нерешенными задачи комплексной автоматизации управления техпроцессами КП с целью эффективного управления качеством конечной продукции и их оптимизации.

В автоматизации технологических процессов КП большую роль играют разнообразные измерительные средства для неразрушающего, в том числе дистанционного, контроля физико-химических характеристик полуфабрикатов и готовых изделий. Датчики с использованием оптического излучения широко применяются для контроля уровня полуфабрикатов и положения изделий, для контроля возникновения и наличия завалов в печах, для счета изделий. Многоэлементные фотодетекторы (линейки и матрицы приборов с зарядовой связью и фотодиодов) совместно с программным обеспечением технического зрения [5] позволяют в автоматизированном режиме осуществлять контроль за геометрическими характеристиками и внешним видом готовых изделий. При помощи виброакустической диагностики механизмов и машин, используемых в качестве технологического оборудования керамического производства, возможно своевременное распознавание предаварийных ситуаций и изменения режимов работы механического оборудования, что позволяет эффективно управлять качеством продукции. Дизельтометрические приборы и подсистемы измерения позволяют контролировать влажность полуфабрикатов и готового изделия на всех этапах технологического процесса. Для управления печами и сушилками в цепях обратных связей используют пирометры и термодары. Учет расхода энергоносителей осуществляется с использованием счетчиков с автоматическим съемом информации путем подсчета оборотов подвижного элемента, а также с использованием дифференциальных манометров для определения потребления природного газа.

Лабораторный контроль качества исходных компонентов и готовой продукции осуществляется при помощи целого лабораторного комплекса в составе оборудования для подготовки проб, аналитических электронных весов, рентгенофлюоресцентных анализаторов, стендов и дополнительного оборудования [2].

Рассмотрим в качестве типового использования измерительных подсистем и информационных технологий для нужд керамического производства систему автоматизации технологического процесса сортировки глазурированных облицовочных плиток на автоматизированных линиях по их производству. Процесс сортировки предложено автоматизировать на основе использования информационно-измерительной системы контроля (ИИСК) параметров изделий фотоэлектрическим способом с использованием существующих видеокамер с матрицами ПЗС [6]. Системный анализ техпроцесса сортировки позволил построить структурную модель процесса (смотри рисунок 2) с использованием диаграммной методики SADT (Structure Analysis and Design Technique). Активности, входы, выходы и исполнители, приведенные на рисунке 2,

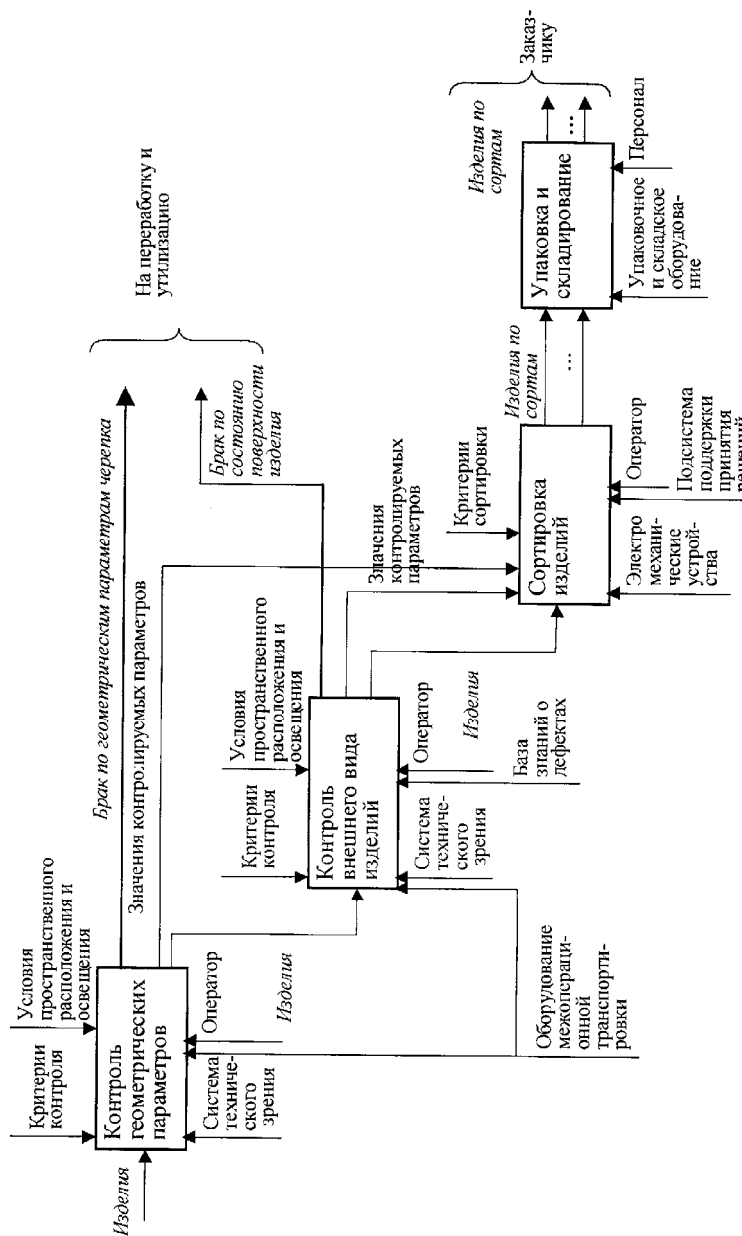


Рисунок 2 - Структурная модель автоматизации процесса сортировки керамических изделий с использованием информационно-измерительной системы на базе технического зрения и подсистемы поддержки принятия решений.

позволили определить технические и научные задачи, которые необходимо решить при разработке ИИСК и интеграции ее в систему автоматизации процесса сортировки (САУС). Результаты теоретических и экспериментальных исследований по разработке и интеграции ИИСК обобщены на рисунке 3. САУС с использованием ИИСК на основе ПЗС-видеокамер, установленных над конвейером с облицовочными плитками, выходящими из печи политого обжига, позволяет автоматизировать контроль геометрических параметров черепка и распознавание дефектов поверхности плиток. По результатам распознавания образов на основе базы данных и знаний о моделях, алгоритмах и критериях принимается решение о браке или сортности плитки и вырабатываются управляющие сигналы для электромеханического оборудования участка сортировки. Плитки позиционируются на сортные конвейеры, где затем подвергаются финишной обработке, упаковке и складированию.

Использование готовых технических решений [7] для ввода видеoinформации в оперативную память рабочей станции оператора процесса и запись на накопители сервера позволяет разработчику сосредоточиться на решении задач обработки сигналов, распознавания образов и поддержки принятия решений. Отдельной научно-технической задачей является обеспечение точности и качества измерительных операций.

**Выводы.** Для обеспечения качества продукции и конкурентоспособности предприятий и отрасли в целом автоматизация технологических процессов керамического производства должна быть комплексной, организованной как по горизонтали, с охватом базовых технологических операций и участков, так и по вертикали, с обеспечением координирующей функции автоматизированной системы управления производством. Системы автоматизации должны быть основаны на точных и оперативных измерительных устройствах и системах, а также на информационном обеспечении с использованием современных технологий сбора, обработки и накопления данных и знаний. Предложенная ИИСКК для использования на участке сортировки облицовочных плиток демонстрирует реализацию предложенных выше подходов к автоматизации керамического производства.

#### Литература.

- 1 Тонкая техническая керамика / Под ред. Янагида Х. - М.: Металлургия, 1986. - 279 с.
- 2 Технологический регламент производства плиток керамических глазурованных. - Славянск: Славянский керамический комбинат, 1996. - 118 с.
- 3 Булавин И.А. Машины и автоматические линии для производства тонкой керамики. - М.: Машиностроение, 1979. - 325 с.
- 4 Попов В.А. Автоматическое управление многосвязными технологическими процессами углеперерабатывающих и химико-технологических производств: Автореф. дис... к-та техн. наук: 05.13.07. - ДонДТУ, Донецк - 2000. - 18 с.
- 5 Мошкин В.И., Петров А.А., Титов В.С., Якушенков Ю.Г. Техническое зрение роботов. - М.: Машиностроение, 1990. - 272 с.
- 6 Пресс Ф.П. Фоточувствительные приборы с зарядовой связью. - М.: Радио и связь, 1991. - 264 с.
- 7 Измерения, контроль, диагностика, автоматизация. Каталог. - К.: ХОЛИТ Дэйта Системс, 2000. - 64 с.

УДК 658.52.011.56

Р.А. Яровой, А.Ф. Еникеев, Л.Н. Щербак

Донбасская государственная машиностроительная академия, Краматорск, Украина

### СТАТИЧЕСКОЕ ОПТИМИЗАЦИЯ АЛМАЗНОГО ШЛИФОВАНИЯ НА БАЗЕ МЕТОДА ПОКООРДИНАТНОГО УПРАВЛЕНИЯ

*The method of construction of area of allowable values on adjustable technological parameters and is offered optimization on the basis of coordinate management of process of diamond grinding.*

Прецизионное алмазное шлифование относится к финишным методам обработки деталей. Задание системой управления шлифовальным станком оптимальных технологических режимов обработки повышает производительность процесса, снижает затраты электроэнергии и стабилизирует показатель микронеровностей обрабатываемых поверхностей.

В машиностроении для статической оптимизации технологических процессов широко используют критерии производительности обработки и себестоимости. При оптимизации по этим критериям определяют технологические режимы алмазного шлифования, которые обеспечивают максимальную производительность обработки либо минимальную себестоимость. То есть, в классической постановке задача статической оптимизации технологических процессов является задачей линейного программирования. В общем виде последняя задача формулируется следующим образом: определение максимума либо минимума целевой функции в области ограничений.

При построении области ограничений следует учитывать конструктивные особенности объекта автоматизации. Технологические особенности станка модели 3В624 допускают использование в качестве регулируемых параметров: скорость вращения ( $f_{кр}$ ) шлифовального круга, поперечную ( $S_{pop}$ ) и продольную ( $S_{пр}$ ) подачу абразивного инструмента.

Скорость вращения шлифовального круга зависит от типа и мощности двигателя, передаточного отношения редуктора (если он имеется в кинематической схеме), напряжения питающей сети и величины составляющей силы резания ( $R_z$ ). Скорость вращения шлифовального круга должна быть больше величины ( $f_{min}$ ), при которой резко ухудшается стружкообразование и следовательно снижается производительность шлифования. Сверху этот технологический параметр ограничен величиной скорости резания, при превышении которой происходит разрушения алмазных зерен вследствие их перегрева. Следовательно, диапазон скоростей вращения абразивного инструмента ограничен сверху и снизу:

$$f_{min} \leq f_{кр} \leq f_{max} \quad (1)$$

Диапазон изменения величин поперечной и продольной подач шлифовального круга так же ограничен сверху и снизу:

$$S_{min} \leq S_{pop} \leq S_{max} \quad (2)$$

$$S_{min} \leq S_{пр} \leq S_{max} \quad (3)$$

Показатель микронеровностей ( $R_{max}$ ) обрабатываемой поверхности так же накладывает ограничения на регулируемые технологические параметры. В работе [1] получена следующая функциональная зависимость для показателя микронеровностей и величин величин поперечной и продольной подачи шлифовального круга:

$$v_r = \left( \frac{R_{max}}{Cr \cdot S_{pop}^{xr} \cdot S_{pr}^{yr} \cdot M^{mr} \cdot K_r} \right)^{\frac{1}{zr}}, \quad (4)$$

где:  $M = \sqrt{\frac{1000 \cdot S_{pr} \cdot S_{pop}}{60} \cdot \left(-1 + \frac{d}{D}\right) \cdot h}$

При заданном показателе микронеровностей  $R_{max}$  обработанной поверхности методом имитационного моделирования получим плоскость ограничения по качеству. Поверхность ограничения по качеству при  $R_{max}=0.4\text{мкм}$  показана на рисунке 1.

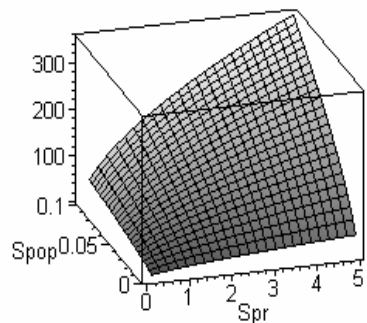


Рисунок 1— Поверхность ограничения при  $R_{max}=0.4\text{мкм}$

Температурный режим шлифования также накладывает ограничения на ход исследуемого технологического процесса. В работе [1] получена следующая функциональная зависимость, определяющая поверхность ограничений по температуре в зоне шлифования:

$$v_t = \left( \frac{T_{max}}{Cr \cdot S_{pop}^{xt} \cdot S_{pr}^{yt} \cdot M^{mt} \cdot K_t} \right)^{\frac{1}{zt}} \quad (5)$$

При заданной температуре в зоне шлифования методом имитационного моделирования получена плоскость ограничений. Область допустимых значений регулируемых технологических параметров, при отсутствии прижогов, обрабатываемых поверхностей, располагается ниже плоскости ограничения. На рисунке2 показана поверхность ограничения по температуре в зоне шлифования при  $T_{max}=350^{\circ}\text{C}$ .

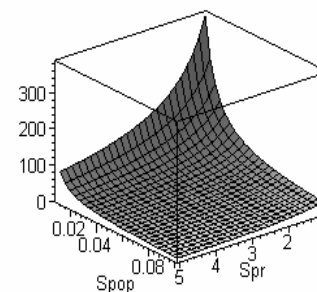


Рисунок 2— Поверхность ограничений по температуре в зоне шлифования

Таким образом, на основании вышеизложенного, область допустимых значений на регулируемые технологические параметры объекта автоматизации описывается следующей системой уравнений:

$$\left\{ \begin{array}{l} f_{min} \leq f_{кр} \leq f_{max} \\ S_{min} \leq S_{pop} \leq S_{max} \\ S_{min} \leq S_{pr} \leq S_{max} \\ v_r = \left( \frac{R_{max}}{Cr \cdot S_{pop}^{xr} \cdot S_{pr}^{yr} \cdot M^{mr} \cdot K_r} \right)^{\frac{1}{zr}} \\ v_t = \left( \frac{T_{max}}{Cr \cdot S_{pop}^{xt} \cdot S_{pr}^{yt} \cdot M^{mt} \cdot K_t} \right)^{\frac{1}{zt}} \end{array} \right.$$

Из рисунка видно, что область допустимых значений, регулируемых технологических параметров объекта автоматизации ограничено поверхностями и плоскостями. Следовательно, статическая оптимизация технологических режимов процесса алмазного шлифования является задачей нелинейного программирования. Для ее решения следует составить выражение для целевых функций.

Время обработки деталей за период стойкости инструмента состоит из: времени обработки ( $T_{обр}$ ) и вспомогательного времени ( $T_{см}$ ), затрачиваемого на смену заготовок. Следовательно, объемную производительность процесса алмазного шлифования можно оценить с помощью следующего выражения:

$$П_V = \frac{V}{T_{обр} + T_{см}}, \quad (6)$$

где:  $V$  – объем припуска, снятого за цикл использования инструмента:

$$V = h_1 b_1 N_d = h_1 b_1 \frac{T_{обр}}{T_d}, \quad (7)$$

где:  $h_l$  и  $b_l$  – соответственно глубина и ширина резания;  $N_d$  – количество деталей, обработанных станком за период стойкости инструмента;  $T_d$  – время обработки одной детали.

В выражение для критерия объемной производительности технологического процесса алмазного шлифования входит период стойкости абразивного инструмента. Этот параметр выражается через технологические режимы шлифования следующей эмпирической формулой [2]:

$$T_{обp} = (C_o \cdot S_{pop}^{x_o} \cdot S_{pr}^{y_o} \cdot M^{m_o} \cdot K_o), \quad (8)$$

где:  $C_o, K_o, x_o, y_o, z_o, m_o$  – постоянные коэффициенты, зависящие от свойств обрабатываемых материалов, режущей способности шлифовального круга и типа СОЖ;  $f$  – частота вращения круга;  $D$  – внутренний диаметр заготовки;  $d$  – диаметр круга;  $S_{pop}$  – величина поперечной подачи инструмента;  $S_{pr}$  – величина продольной подачи инструмента.

Время обработки одной детали выражается формулой:

$$T_d = \frac{R \cdot h \cdot (2l + 0.6b)}{S_{pop} \cdot S_{pr} \cdot f} \quad (9)$$

где:  $R$  – постоянный коэффициент, зависящие от свойств обрабатываемых материалов, режущей способности шлифовального круга и типа СОЖ.

После подстановки и несложных преобразований объемная производительность технологического процесса алмазного шлифования описывается следующим выражением:

$$\Pi = \frac{h \cdot b}{\frac{R \cdot h \cdot (2l + 0.6b)}{S_{pop} \cdot S_{pr} \cdot f} \cdot \left( 1 + \frac{T_c}{(C_o \cdot S_{pop}^{x_o} \cdot S_{pr}^{y_o} \cdot M^{m_o} \cdot K_o)} \right)} \quad (10)$$

При фиксированной скорости вращения шлифовального круга методом имитационного моделирования получена поверхность максимизирующая объемную производительность исследуемого технологического процесса. При  $f_{кр}=400$  Гц эта поверхность показана на рисунке 3.

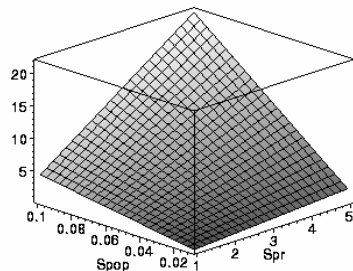


Рисунок 3 — Поверхность максимизирующая производительность алмазного шлифования

Себестоимость операции шлифования, с учетом того что алмазный инструмент на прогрессивных связках не требует правки, можно выразить следующей формулой [4]:

$$z = \frac{C_1 + C_2 \cdot (T_{обp} + T_{cm})}{V}, \quad (11)$$

где:  $C_1$  – стоимость шлифовального круга,  $C_2$  – стоимость электрической энергии, потребленной шлифовальным станком за единицу времени.

При фиксированной скорости вращения шлифовального круга поверхность описывающая стоимость единицы объема металла, снимаемого за период стойкости инструмента получена в следующем виде:

$$z = \frac{R \cdot h \cdot (2l + 0.6b)}{S_{pop} \cdot S_{pr} \cdot f} \cdot \frac{\left( \frac{C_1 + C_2 \cdot T_{cm}}{(C_o \cdot S_{pop}^{x_o} \cdot S_{pr}^{y_o} \cdot M^{m_o} \cdot K_o)} \right) + C_2}{h \cdot b} \quad (12)$$

Методом имитационного моделирования с помощью последнего уравнения получена поверхность, минимизирующая себестоимость операции алмазного шлифования. На рисунке 4 представлена эта поверхность при  $f_{кр}=400$  Гц

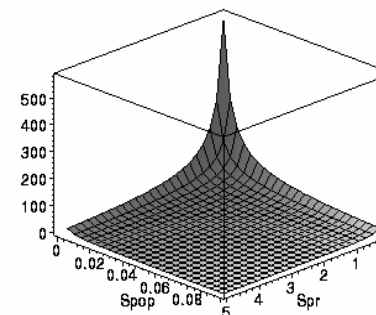


Рисунок 4 — Поверхность минимизирующая себестоимость операции алмазного шлифования

Кривая пересечения поверхностей минимизирующей себестоимости операции шлифования, и поверхности максимизирующей объемную производительность технологического процесса, является экстремальной траекторией статической оптимизации объекта автоматизацию. Эта кривая изображена на рисунке 5 и на ней находятся экстремальные точки, координаты которых соответствуют глобальному оптимуму исследуемых целевых функций.

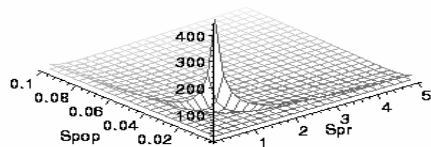


Рисунок 5—Экстремальная траектория статической оптимизации объекта автоматизации

Отсюда, после математических преобразований получим следующее уравнение, описывающее кривую пересечения поверхностей себестоимости и производительности. С учетом выражений (1) и (2) имеем:

$$f = \frac{T_o \cdot S_{pop}^{(-x_0)} \cdot S_{pr}^{(-y_0)} \cdot (-R \cdot (2l + 0.6b))^2 + T_c \cdot S_{pop}^{(2-x_0)} \cdot S_{pr}^{(2-y_0)}}{M^{mo} \cdot (C_o \cdot R \cdot (2l + 0.6b)^2 - S_{pop}^2 \cdot S_{pr}^2) \cdot C_o \cdot K_o} \quad (13)$$

Методом имитационного моделирования с помощью последнего уравнения получим поверхность, оптимизирующую технологические режимы исследуемого процесса. Эта поверхность представлена на рисунке 6.

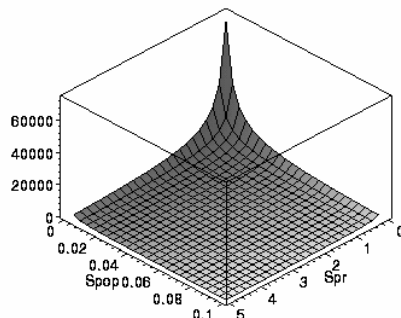


Рисунок 6—Поверхность оптимизирующая технологические режимы алмазного шлифования

Из данных этого графика можно определить координаты точки глобального оптимума (fкр,опт, Spr,опт, Споп,опт).Перевод шлифовального станка из режима (fкр, Spr, Споп) в режим (fкр,опт, Spr,опт, Споп,опт) выполняется системой программного управления. Система управления обрабатывает рассогласование между координатами точек по методу покоординатного управления. Алгоритм перевода шлифовального станка в точку глобального оптимума состоит из следующих вычислительных процедур:

- обработка рассогласования по координате(Sпоп);
- обработка рассогласования по координате(Sпр);
- обработка рассогласования по координате(fкр);

Уравнение (13) используется авторами для выбора оптимальных значений скорости вращения и поперечной подачи шлифовального круга при черновом шлифовании заготовок из твердого сплава ВК-8. Оптимальные значения регулируемых технологических параметров позволяют достичь  $P_v=375 \text{ мм}^3/\text{мин}$  со стабилизацией показателей качества обработанной поверхности на уровне 11 качества чистоты.

### Литература.

1. Справочник технолога-машиностроителя / Под ред. А. Н. Маслова. В 2-х кн. – М.: Машиностроение, 1972.
2. О повышении производительности алмазного шлифования / Еникеев А. Ф., Разживин А. В., Субботин О. В., Щербак Л. Н. // Сб. науч. праць “Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем” Вып. 10. – Краматорск.: ДГМА, 2000. – с. 148-152.
3. Об установлении математической зависимости для сопротивления межэлектродного промежутка/ Евсюкова Ф.Н., Евсюкова О.В., Еникеев А.Ф., Зыков Н. С., Шищенко Л. А. // Вестник Харьк гос. политехн. университета. Вып. 118. – Харьков., 2000. – с. 24-26.
4. Румшицкий Л. З. Математическая обработка результатов эксперимента. – М.: Наука, 1971. – 192 с.

## ОГЛАВЛЕНИЕ

**Раздел 1. Проектирование, упрочнение и эксплуатация инструмента**

<i>Гузенко В.С.</i> Выбор стратегии проектирования системы сборного инструмента .....	3
<i>Верецака А.С., Верецака А.А., Чумиков А.Б.</i> Совершенствования инструментальных материалов путем модификации их поверхностных свойств .....	8
<i>Клименко Г.П., Васильченко Я.В., Андронов А.Ю.</i> Учет вероятности разрушения инструмента при определении его периода стойкости и расхода .....	23
<i>Матюха П.Г., Скрынников В.С.</i> Определение формы базовой режущей пластины при проектировании универсально-сборного резца .....	26
<i>Клименко Г.П.</i> Эффективность использования смазочно-охлаждающих технологических средств на тяжелых токарных станках .....	34
<i>Ивченко Т.Г.</i> Обеспечение гарантированного уровня надежности инструмента с учетом вероятности его разрушения .....	39
<i>Казакова Т.В.</i> Разработка алгоритма и модели управления нагружением инструмента в течение полного периода стойкости с учетом его качества и уровня поврежденности .....	42
<i>Калиниченко В.В.</i> Применение обработки импульсным магнитным полем для повышения эффективности чистового точения сталей резцами с режущими пластинами из безвольфрамовых твердых сплавов .....	51
<i>Бартель Г.П., Шистка В.В., Нагирняк А.А.</i> Повышение стойкости и надежности литого режущего инструмента из быстрорежущей стали .....	61
<i>Мандрик Е.А., Яковлев А.В., Козоброд Д.Б., Тупчиенко В.И.</i> Влияние вязкости огнеупорной обмазки на качество оболочек при изготовлении литого режущего инструмента .....	65

**Раздел 2. Повышение эффективности станочных систем**

<i>Ковалев В.Д., Донченко А.И.</i> Постановка задачи исследования гидростатической опоры с учетом тепловых и упругих деформаций .....	67
<i>Рогов В.А., Позняк Г.Г., Соловьев В.В.</i> Теоретические возможности балансировки патронов и шпинделей быстроходных металлорежущих станков .....	71
<i>Гузенко В.С., Коткин Г.Г.</i> Эволюционные системы в проектировании следящих систем .....	79
<i>Бабин О.Ф., Ковалев В.Д.</i> Повышение устойчивости процесса трения в направляющих тяжелых станков .....	89
<i>Роганов Л.Л., Абрамова Л.Н., Роганов М.Л.</i> Повышение надежности гидравлических цилиндров станков .....	93
<i>Неченаев В.Г.</i> Повышение надежности технологических машин со шнековыми транспортирующими устройствами в условиях абразивного износа .....	96
<i>Колот А.В.</i> Стенд для испытаний гидрогасителей колебаний .....	99
<i>Топтунова Л.М., Брус М.В.</i> Прогноз долговечности металлоконструкций в механических системах .....	103
<b>Разделы 3. Вопросы технологии машиностроения</b>	
<i>Ковалевский С.В., Александров И.В.</i> Нейросетевое моделирование в технологии машиностроения .....	108
<i>Гитис В.Б.</i> Техническое нормирование на основе нейросетевых технологий .....	113
<i>Медведев В.В.</i> Совершенствование методов диагностики качества на основе нового вида математических моделей – нейросетей .....	117
<i>Ковалевский С.В., Ковалевская Е.С., Колот Л.П.</i> Методика прогнозирования свойств углеродистых сталей .....	121
<i>Колот Л.П.</i> Моделирование погрешностей изготовления нежестких деталей .....	126
<i>Онищук С.Г.</i> Исследование напряженно-деформированного состояния де-	129



талей при электромеханической обработке .....	
<i>Онищук С.Г., Лобунец Е.Ю.</i> Промышленное применение технологии упрочнения деталей машин поверхностным пластическим деформированием и ее модернизация .....	133
<i>Водолазская Н.В., Михайлов А.Н.</i> К вопросу о синтезе компактной пространственно-ориентированной функциональной структуры автоматических роторных систем для сборки резьбовых соединений .....	137
<i>Володченко Г.Ф., Еськов А.Л., Володченко Ю.Н.</i> Методика промышленного внедрения систем автоматизированного проектирования технологических процессов механообрабатывающего производства .....	140
<i>Колот Л.П., Павленко А.В.</i> Системный подход к обеспечению точности обработки нежестких валов .....	144
<b>Раздел 4. Моделирование и оптимизация</b>	
<i>Мироненко Е.В.</i> Математическое моделирование процесса стружкозаивания при снятии больших сечений среза .....	149
<i>Ковалев В.Д., Мельник М.С.</i> Математическое моделирование динамических процессов в приводах подачи тяжелых токарных станков с системой адаптивного управления .....	157
<i>Медведев В.С.</i> Исследования информативности диагностических сигналов .....	165
<i>Гордеев А.С.</i> Полигармоническая модель качества механической обработки .....	168
<i>Кукушкин О.Н., Бейцун С.В., Жаданосю А.В.</i> Моделирование работы производственного участка средствами STATEFLOW .....	172
<i>Цыганиш В.Е., Пищулина Е.В.</i> Стабилизация теплового режима работы электротемической установки .....	182
<i>Колот Л.П., Бойко Ю.А.</i> Моделирование температурного поля детали при закалке .....	187
<i>Бильк Г.Б., Веремей О.В., Орлов Р.С.</i> Математическое моделирование тепловых процессов в порошковом электроде при электроконтактной наплавке режущего инструмента .....	190

<i>Маковецкий А.В.</i> Имитационная модель заготовительного участка .....	196
<i>Кассов В.Д., Чигарев В.В., Литвинов А.П.</i> Оптимизация режимов восстановительной наплавки комплексно легированного сплава .....	200
<b>Раздел 5. Повышение качества и точности обработки</b>	
<i>Матюха П.Г., Азарова Н.В., Полтавец В.В.</i> Влияние колебаний оси шлифовального круга на длину дуги контакта абразивного зерна с деталью .....	206
<i>Гавриш О.А.</i> Дослідження теплового і динамічного впливу робочих елементів дискових сталевих щіток на поверхню оброблення деталей .....	211
<i>Калафатова Л.П.</i> Способы повышения эффективности процессов механической обработки изделий из стекломатериалов .....	218
<i>Еникеев А.Ф.</i> Динамическая оптимизация технологических режимов прецизионного алмазного шлифования .....	223
<i>Кальченко В.В.</i> Шлифование торových поверхностей с управляемым углом скрещивания осей круга и детали .....	226
<i>Гусев В.В.</i> Влияние на качество поверхностного слоя технической керамики износа алмазного шлифовального круга .....	234
<i>Сагайда П.И., Гетьман И.А.</i> Вопросы комплексной автоматизации технологических процессов формования керамических изделий на основе информационно-измерительных систем .....	242
<i>Яровой Р.А., Еникеев А.Ф., Щербак Л.Н.</i> Статической оптимизация алмазного шлифования на базе метода покоординатного управления .....	248

**НАДІЙНІСТЬ ІНСТРУМЕНТУ  
ТА ОПТИМІЗАЦІЯ ТЕХНОЛОГІЧНИХ СИСТЕМ**

Збірник наукових праць  
Випуск №12

**Наукове видання**

Постанова президії ВАК України  
від 9 червня 1999 р., №1–05/7  
Рішення вченої ради ДДМА, протокол № 4 від 26.12.2002.

**Комп'ютерна верстка:**

**Бондаренко Д.В., Медведєв В.В., Донченко А.И., Дем'янченко Є.Ф.**

Підписано до друку 27.12.2002. Формат 60x84<sup>1</sup>/<sub>16</sub>.  
Друк ризографічний. Умовно друкованих аркушів 16,2.  
Тираж 100 прим. Замовлення № 96

---

Донбаська державна машинобудівна академія  
Україна, 84913, Донецька обл.,  
м. Краматорськ, вул. Шкадінова, 72