

ВЕСТНИК НАЦИОНАЛЬНОГО ТЕХНИЧЕСКОГО УНИВЕРСИТЕТА "ХПИ"

**Сборник научных трудов
Тематический выпуск**

2'2009

"Технологии в машиностроении"

Издание основано Национальным техническим университетом "Харьковский политехнический институт" в 2001 году

Государственное издание
Свидетельство Госкомитета по ин-
формационной политике Украины
КВ № 5256 от 2 июля 2001 года

КООРДИНАЦИОННЫЙ СОВЕТ:

Председатель

Л.Л.Товажнянский, д-р техн. наук, проф.

Секретарь координационного совета

К.А. Горбунов, канд. техн. наук, доц.

А.П.Марченко, д-р техн. наук, проф.

Е.И.Сокол, д-р техн. наук, проф.;

М.Д.Годлевский, д-р техн. наук, проф.;

А.И.Гребченко, д-р техн. наук, проф.;

В.Г.Данько, д-р техн. наук, проф.;

В.Д.Дмитриенко, д-р техн. наук, проф.;

В.Б.Клепиков, д-р техн. наук, проф.;

В.А.Лозовой, д-р фил. наук, проф.;

О.К.Морачковский, д-р техн. наук, проф.;

М.И.Рыщенко, д-р техн. наук, проф.;

В.Б.Самородов, д-р техн. наук, проф.;

В.П.Себко, д-р техн. наук, проф.;

В.И.Таран, д-р техн. наук, проф.;

Ю.В.Тимофеев, д-р техн. наук, проф.;

Б.Т.Бойко, д-р техн. наук, проф.;

А.Ф.Кириченко, д-р техн. наук, проф.;

Е.И.Юносова, д-р техн. наук, проф.;

В.И.Кравченко, д-р техн. наук, проф.

РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ:

Ответственный редактор:

Ю.В.Тимофеев, д-р техн. наук, проф.

Ответственный секретарь:

В.В.Фролов, канд. техн. наук, доц.

С.С.Добровотворский, д-р техн. наук,
проф.;

В.Е.Карпуть, д-р техн. наук, проф.;

А.Я.Мовшович, д-р техн. наук, проф.;

Ю.А.Сизый, д-р техн. наук, проф.;

В.Д.Хицан, д-р техн. наук, проф.;

А.А.Пермяков, д-р техн. наук, проф.;

А.Н.Шелковой, д-р техн. наук, доц.

Адрес редколлегии: 61002, Харьков,
ул. Фрунзе, 21. НТУ "ХПИ".
Каф. ТМС, Тел. (057) 7076-625.

Харьков 2009

Вісник Національного технічного університету "Харківський політехнічний інститут". Збірник наукових праць. Тематичний випуск: Технології в машинобудуванні.– Харків: НТУ "ХПІ".– 2009.– №2 .– 124с.

В збірнику представлені теоретичні та практичні результати наукових досліджень та розробок, що виконані викладачами вищої школи, аспірантами, науковими співробітниками різних організацій та установ.

Для викладачів, наукових співробітників, спеціалістів.

В сборнике представлены теоретические и практические результаты исследований и разработок, выполненных преподавателями высшей школы, аспирантами, научными сотрудниками различных организаций и предприятий. В области технологии машиностроения, металлорежущего оборудования, оснастки, средств автоматизации.

Для преподавателей, научных сотрудников, специалистов.

**Рекомендовано до друку Вченою радою НТУ "ХПІ"
Протокол №1 від «31» січня 2009 р.**

З. Я. ЛУРЬЕ, В. А. МАКЕЙ, Е. Н. ЦЕНТА

СИНТЕЗ ПАРАМЕТРИЧЕСКИ ОПТИМИЗИРУЕМОГО ГИДРОАГРЕГАТА НАВЕСНОГО ОБОРУДОВАНИЯ ТРАКТОРА ПО ДИНАМИЧЕСКОМУ КРИТЕРИЮ

У статті обговорюється динамічний синтез гідроагрегата навісного обладнання трактора, пов'язаний з визначенням значень настроявальних коефіцієнтів каналів ПІД-регулятора, коефіцієнтів жорстких зворотних зв'язків за розміщенням і швидкістю штока гідроциліндра та за розміщенням золотника гідророзподільника, що забезпечують бажаний закон переміщення навісного обладнання. Як динамічні критерії розглядаються відносні інтегральні та взвешені оцінки, критерій Фішера.

In article it is discussed the dynamic synthesis of hydraulic unit of the tractor mounting equipment, related to the values determination of PID-REGULATOR passages adjustment factors of the unity feedback coefficients by the position and velocity of hydraulic cylinder rod and to by the position of transducer control valve, that are ensuring the desirable law of the mounting equipment displacement. Relative integral and weighed appreciations, Fisher's variance ratio are considered as dynamic criteria.

Введение

В настоящее время на тракторах, оснащенных гидроагрегатом (ГА) управления навесным оборудованием (НО), выполняются различные операции обработки земли, такие как вспашка, боронование и др. Использование ГА НО, построенного по принципу «LS», т. е. чувствительного к нагрузке, позволяет улучшить пахоту на неровных поверхностях и на неоднородных почвах.

В состав этих ГА входят: электрогидравлические преобразователи (ЭГП), гидрораспределитель (ГР), исполнительные органы гидроцилиндры (ГЦ); измерительные преобразователи индуктивного типа перемещения навесного оборудования и усилия со стороны почвы; микропроцессорное устройство управления.

Важными характеристиками функционирования ГА НО, как и других ГА, являются показатели качества переходных процессов, определяемые структурой ГА, элементной базой, законом управления. Поэтому разработка математических моделей элементов этих ГА, исследование их динамики, решение оптимизационных задач и задач синтеза являются актуальными и представляют важные научные задачи.

Приведем одну из современных формулировок задачи синтеза регулятора [1]: дана модель объекта управления (вместе с измерительным преобразователем и исполнительным устройством); установлены цели управления; требуется выбрать регулятор и определить оптимальные значения каналов его настройки для обеспечения показателей качества динамики объекта. На рис. 1 показана схема этапов такого синтеза. Фактически процесс синтеза систем, в том числе и гидроагрегатов различного технологического оборудо-

вания, в настоящее время определяется в основном постановкой и решением оптимизационной задачи на ЭВМ с помощью одного из методов теории оптимальных систем.



Рис. 1. Схема этапов синтеза

Анализ последних исследований.

Среди подобных ГА следует отметить ГА фирмы «Bosch» (ФРГ) [2], «Danfoss» (Дания), ИМИНМАШ НАНБ (Беларусь) [3] и проектируемый отечественный ГА.

Аналитический обзор этих работ [2, 3], показывает, что вопросам динамики ГА НО уделено недостаточное внимание, что снижает эффективность функционирования подобных систем в условиях эксплуатации. Кроме того в состав гидроагрегатов могут входить устройства (ПИ и ПИД-регуляторы, наблюдатели состояния и др.), параметры которых следует оптимизировать для улучшения переходных процессов.

В статье [4] рассматривается обобщенная система «колесный трактор – навесное оборудование» с выделением ее основных элементов: двигателя, приводящего в движение насос, гидрораспределителя, исполнительных гидроцилиндров. Математическая модель системы включает уравнения: движения трактора с учетом вращательного и поступательного перемещений; упругой подвески, редукторного механизма, подачи насоса, гидроцилиндра. Однако в работе недостаточное внимание уделено синтезу ГА НО и анализу его динамических характеристик.

Настоящая статья посвящена синтезу параметрически оптимизируемого отечественного ГА НО трактора, разработанного ОАО «ХТЗ», НИИГидроприводом и НПП «Хартрон-экспресс».

Постановка задачи.

Входным воздействием на ГА является сигнал с пульта управления машиниста, а выходом перемещение штоков ГЦ (перемещение НО). ГА представляет собою динамическую систему, которая в процессе выполнения вспашки, боронования и других операций по обработке земли испытывает управляющие и возмущающие воздействия, приводящие к постоянным переходным процессам. Обеспечение желаемых показателей качества (быстродействия, статической точности, снижение колебательности, числа колебаний и др.) можно достичь при постановке и решении задачи синтеза по динамическому критерию относительно, например, выходной координаты ГА. Математическая модель ГА приведена в работе [5].

В качестве критериев оптимизации рассмотрим:
относительную интегральную оценку

$$I_1 = \frac{\int_0^{t_K} |y_{ЖЕЛ}(t) - y_Z(t)| dt}{\int_0^{t_K} y_Z(t) dt} \cdot 100, \% , \quad (1)$$

где $y_{ЖЕЛ}(t)$ – желаемая траектория перемещения штока ГЦ, например, при подъеме НО, $y_Z(t)$ – кривая перемещения штока ГЦ, получаемая на математической модели [5] в процессе синтеза, t_K – время перемещения. Значение критерия I_1 учитывает близость кривых в интегральном смысле за время переходного процесса t_K ;

критерий Фишера [6], который был предложен для проверки гипотезы равенства дисперсий двух совокупностей в дисперсионном анализе, регрессионном анализе, многомерном статистическом анализе. Критерий Фишера применительно к данной задаче синтеза можно представить следующим образом:

$$F = \frac{\sigma_2^2 S_1^2}{\sigma_1^2 S_2^2} , \quad (2)$$

$$\text{где } \sigma_1 = \bar{y}_Z = \frac{1}{t_K} \int_0^{t_K} y_Z(t) dt , \quad \sigma_2 = \bar{y}_{ЖЕЛ} = \frac{1}{t_K} \int_0^{t_K} y_{ЖЕЛ}(t) dt , \quad (3)$$

$$S_1^2 = \frac{1}{t_K} \int_0^{t_K} [y_Z(t) - \bar{y}_Z]^2 dt , \quad S_2^2 = \frac{1}{t_K} \int_0^{t_K} [y_{ЖЕЛ}(t) - \bar{y}_{ЖЕЛ}]^2 dt . \quad (4)$$

Если кривые $y_Z(t)$ и $y_{ЖЕЛ}(t)$ полностью совпадают, то $F = 1$. Учитывая, что методы оптимизации сводят решения к поиску минимального значения, запишем критерий оптимальности в виде

$$I_2 = (1 - F) \cdot 100, \% ; \quad (5)$$

интегральный взвешенный модуль ошибки управления (ИВМО) [1, 8]

$$I_3 = \int_0^{t_K} t \cdot |U_\varepsilon| dt, \quad (6)$$

основанный на вычислении интеграла от взвешенного модуля ошибки, U_ε – сигнал рассогласования;

относительную интегральную оценку, взвешенную по модулю отклонения площадей под сравниваемыми кривыми $y_{ЖЕЛ}(t)$ и $y_Z(t)$

$$I_4 = \frac{\int_0^{t_K} t \cdot |y_{ЖЕЛ}(t) - y_Z(t)| dt}{\int_0^{t_K} t \cdot y_Z(t) dt} \cdot 100, \% \quad (7)$$

которую назовем ОИВМОП.

В критерии I_4 используется интегральный взвешенный модуль ошибки управления ИВМО, в котором вместо $|U_\varepsilon|$ введен модуль $|y_{ЖЕЛ}(t) - y_Z(t)|$, что учитывает особенности поставленной задачи синтеза.

В качестве регулятора, широко применяемого в линейных системах, используем для исследуемого ГА НО (описываемого нелинейной моделью) ПИД-регулятор, параметры настройки которого подлежат оптимизации. Следует отметить, что известны примеры эффективного функционирования ПИД-регулятора в нелинейных системах [7].

При выборе $y_{ЖЕЛ}(t)$ учитывается опыт машиностроения в части законов движения рабочих органов машины, характеризующихся плавностью при отработке заданного перемещения с ускорениями не превышающими $0,5g$ ($g = 9,8 \text{ м/с}^2$ – ускорение свободного падения). Кривая $y_{ЖЕЛ}(t)$ сама по себе при необходимости может быть определена в результате решения самостоятельной оптимизационной задачи.

Известно, что с определенной погрешностью математическую модель системы, описываемой дифференциальным уравнением высокого порядка, можно представить дифференциальным уравнением 3 – 4 порядка. В качестве такого приближения примем для желаемой кривой неоднородное дифференциальное уравнение третьего порядка вида

$$a_0 \frac{d^3 y_{ЖЕЛ}(t)}{dt^3} + a_1 \frac{d^2 y_{ЖЕЛ}(t)}{dt^2} + a_2 \frac{dy_{ЖЕЛ}(t)}{dt} + y_{ЖЕЛ}(t) = y_Z(t_K), \quad (8)$$

с начальными условиями $\frac{d^2 y_{ЖЕЛ}(0)}{dt^2} = \frac{dy_{ЖЕЛ}(0)}{dt} = y_{ЖЕЛ}(0) = 0$, значением $y_{ЖЕЛ}$

в конце процесса t_K равно $y_Z(t_K)$ и коэффициентами $a_0 - a_2$ при производных, принятых на основе исследования рассматриваемой модели ГА НО.

На рис. 3 изображена схема, где видны варьируемые параметры K_{0Z} (коэффициент обратной связи по положению штока ГЦ), K_{0V_Z} (коэффициент

обратной связи по скорости v_z) и $K_{0ГР}$ (коэффициент обратной связи по перемещению $x_{ГР}$ золотника ГР), которые вместе со своими переменными y_z , v_z , $x_{ГР}$ и входным сигналом $U_{ВХ}$ после нелинейного преобразования (НП) образуют значение рассогласования U_ϵ между заданием и обратными связями. Сигнал U_ϵ подключен ко входу ПИД-регулятора, выход которого поступает на вход ЭГП.

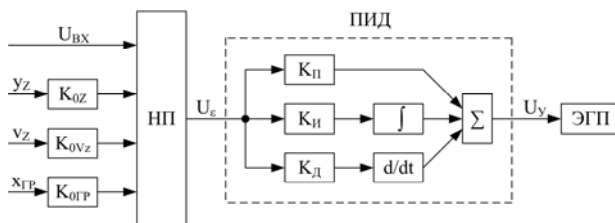


Рис. 3. Схема формирования управляющего воздействия гидроагрегата навесного оборудования

В качестве оптимизируемых параметров приняты: параметры K_P , K_I , K_D каналов настройки ПИД-регулятора, т. е. пропорционального, интегрального и дифференциального; коэффициенты обратных связей K_{0Z} и $K_{0ГР}$. Кроме того, улучшение динамических характеристик систем с обратной связью по выходному параметру (в рассматриваемом случае y_z) достигается введением обратной связи по скорости v_z . Таким образом, в процессе синтеза будет осуществляться поиск совокупности значений шести параметров, обеспечивающих близость оптимальной кривой $y_z^0(t)$ к $y_{ЖЕЛ}(t)$, выбранной в качестве эталона.

Решение. Поставленная задача синтеза является однокритериальной со многими варьируемыми параметрами. Результат ее решения – закон перемещения НО на заданную высоту, близкий к желаемому. Все шесть варьируемых параметров влияют на заданное значение $y_z(t_K)$ в конце переходного процесса. Если их число уменьшить, то точность приближения ГА к $y_z(t_K)$ снижается. В табл. 1 показаны результаты оптимизации по критерию I_1 при различных начальных значениях варьируемых параметров $K_P - K_{0ГР}$. Учитывая, что синтезу подвергается ГА, описываемый нелинейной моделью, возникла необходимость выбрать несколько различных совокупностей начальных значений $K_P - K_{0ГР}$. Как видно из табл. 1, каждой совокупности начальных значений соответствует различное сочетание оптимальных значений $K_P^0 - K_{0ГР}^0$ (буквой „0“ в верхнем индексе отмечается оптимальное значение параметра).

Таблица 1

Результаты оптимизации по критерию I_1

№	Начальные значения						Оптимальные значения							$y_Z(t_K),$ см
	K_{II}	K_{II}	K_D	$K_{0Z},$ В/см	$K_{0V_z},$ Вс/см	$K_{0GP},$ В/см	K_{II}^0	K_{II}^0	K_D^0	$K_{0Z}^0,$ В/см	$K_{0V_z}^0,$ Вс/см	$K_{0GP}^0,$ В/см	$I, \%$	
1	1,0	0,03	$1 \cdot 10^{-5}$	0,134	0,017	4	0,989	0,03	$1 \cdot 10^{-5}$	0,134	0,017	4	2,163	25,25
2	1,0	0,08	$1 \cdot 10^{-4}$	0,14	0,03	3	0,707	$7,94 \cdot 10^{-2}$	$6,93 \cdot 10^{-4}$	0,142	$3,49 \cdot 10^{-2}$	2,8	2,076	25,31
3	1,5	0,15	$1 \cdot 10^{-3}$	0,16	0,04	2	1,263	0,148	$2,67 \cdot 10^{-4}$	0,159	$5,27 \cdot 10^{-2}$	1,87	1,43	25,3
4	–	–	–	0,185	–	0,4	–	–	–	–	–	–	3,1	25,07

Разные значения критерия оптимальности (от 2,163 до 1,43) можно объяснить нелинейностью модели. В качестве метода оптимизации выбран итеративный метод Powell, который имеется в пакете VisSim, и является разновидностью методов покоординатного спуска. Число итераций колеблется от 51 до 77.

В 4 строке табл. 1 приведены принятые значения $K_{0Z} = 0,185$ В/см и $K_{0GP} = 0,4$ В/см для модели ГА, в которой нет ПИД-регулятора и $K_{0V_z} = 0$. Значение критерия I_1 в этом случае более чем в 2 раза хуже. Результаты синтеза и ввод в ГА ПИД-регулятора позволяют улучшить не только динамические характеристики, но и статические, что видно из данных табл. 2.

Таблица 2

Статические характеристики

$F_C, \text{кН}$	$y_Z(t_K), \text{см}$	
	без ПИД и $K_{0V_z} = 0$	После оптимизации по п. 3 табл. 1
0	25,38	25,28
50	25,3	25,28
100	25,22	25,3
150	25,14	25,3
180	25,07	25,3

Статическая ошибка для ГА без ПИД-регулятора и $K_{0V_z} = 0$ при изменении нагрузки от 0 до 180 кН составляет 1,25 %, а для оптимального – ноль за счет интегрального канала ПИД-регулятора.

На рис. 4 показаны оптимальная кривая подъема НО (рис. 4а, кривая 1) и желаемая (рис. 4а, кривая 2), кривая изменения критерия I_1 (рис. 4б), полученные по результатам оптимизации в соответствии с п. 3 табл. 1. Для большей общности кривые рис. 4а изображены в безразмерном виде, где за базо-

вую величину принято значение $y_z(t_k)$. Значение критерия оптимизации в процессе интегрирования уравнений ГА уменьшается и в конце становится равным 1,43 % (см. п. 3 табл. 1).

Математическая модель ГА НО характеризуется большим числом переменных: током I_1 электромагнита, перемещениями $x_{ЭП}$ плунжера ЭП и золотника $x_{ГР1}$ ГР, давлением p_H на выходе насосного агрегата, давлениями p_1 и p_2 в полостях ГР и др. (всего 24 переменных). Поэтому представляет практическую значимость характер переходных процессов после синтеза ГА. На рис. 5 изображены осциллограммы переходных процессов 4 переменных, которые иллюстрируют режим подъема НО синтезированного ГА.

Поиск шести оптимальных параметров проводился применительно к максимальному значению подъема НО (в безразмерном исчислении равном 1). При меньшем значении подъема (0,36) оптимальная кривая 1, желаемая (кривая 2) и кривая 3 критерия I_1 показаны на рис. 6. Отклонение кривых 1 и 2 в интервале времени 0 – 2 с существенно, значение критерия в конце процесса равно 12 %, что объясняется значительной нелинейностью модели ГА.

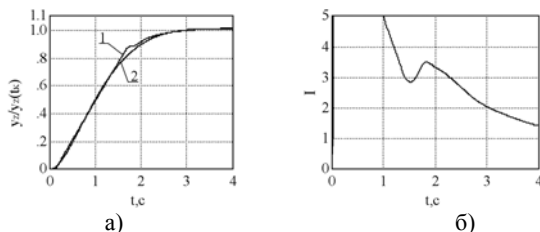


Рис. 4. Результаты синтеза по критерию $I_1(t)$: а – оптимальная (кривая 1), желаемая (кривая 2) траектории $y_z/y_z(t_k)$ в безразмерном виде, б – кривая изменения критерия $I_1(t)$

Проведенные исследования по решению поставленной задачи синтеза на базе четырех критериев показали, что наилучшая близость модельной и желаемой кривых достигается по критерию I_4 (формула (7)). При этом получены следующие значения оптимальных параметров и критерия: $K_H^0=1,028$, $K_H^0=0,15$, $K_D^0=2,68 \cdot 10^{-4}$, $K_{0Z}^0=0,16$ В/см, $K_{0ГР}^0=1,84$ В/см, $K_{0v_z}^0=0,056$ В·с/см, $I_4=0,82\%$.

Выводы. 1. Задача синтеза гидроагрегата непосредственно связана с постановкой и решением оптимизационной задачи по назначенному динамическому критерию для обеспечения заданных свойств, включая и ввод дополнительного устройства (например, ПИД-регулятора). 2. Важным этапом синтеза является выбор или назначение траектории, отражающей желаемые динамические свойства гидроагрегата. 3. Выполненные исследования показали, что в качестве динамического критерия оптимальности предпочтение следует отдать относительной интегральной оценке (формула (7)), с помощью кото-

рой более точно вычисляется близость модельной и желаемой кривых.

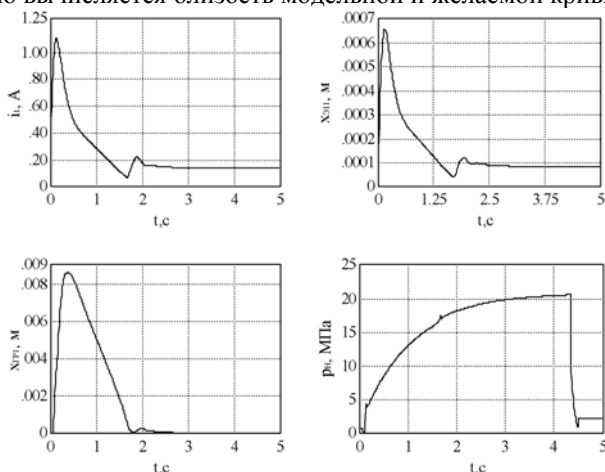


Рис. 5. Переходные процессы тока электромагнита I_1 , перемещения плунжера $x_{эл1}$ ЭГП и золотника ГР, давления p_H на выходе насосного агрегата при подъеме НО после синтеза

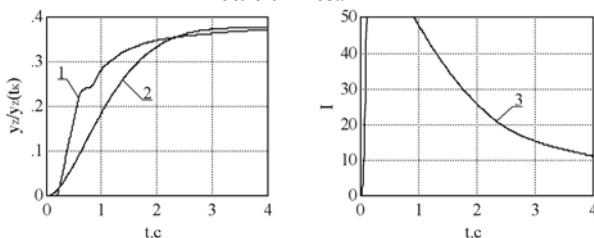


Рис. 6. Оценка решенной задачи синтеза для существенно меньшей величины подъема y_z НО (в безразмерном виде): кривая 1 – оптимальная; кривая 2 – желаемая; кривая 3 – критерий (1)

Список литературы: 1. Р. Дорф, Р. Бишоп. Современные системы управления / Перевод с английского Б. И. Копылова. – М.: Лаборатория Базовых Знаний. – 2004. – 832 с. 2. Бондарь В. А. Новые решения в гидроприводе тракторов // Промислова гідравліка і пневматика. – 2003. – № 2. – С. 81 – 84. 3. Строк Е. Я., Бельчик Л. Д. Разработка перспективных конструкций систем управления навесным устройством трактора // Тр. XI Междунар. науч.-техн. конф. “Машиностроение и техносфера XXI века”. – Донецк: ДонНТУ, 2004. – Т. 3. – С. 162 – 166. 4. Дмитриев В. М., Фалеева Е. Н., Перельмитер В. И. Автоматизированное моделирование динамики гидронавесных тракторных систем // Тракторы и сельхозмашины. – 1988. – №2. – С. 18 – 21. 5. Лурье З. Я., Макей В. А., Цента Е. Н. Математическое моделирование динамики гидроагрегата навесного оборудования трактора // Восточно-европейский журнал передовых технологий. – 2008. №2/4 (32). – С. 36 – 41. 6. Математическая энциклопедия / Под ред. И. М. Виноградова. – М.: Советская энциклопедия. – 1984. – Т. 5. СЛУ – Я. – С. 1248. 7. Лурье З. Я., Дмитерко В. Н. Динамика системы управления гидротурбиной с ПИД- регулятором // Вестник СумДУ. Серия техники и науки. – 2003. – № 13 (59). – С. 144 – 150. 8. Проектирование гидравлических систем машин / Под общей ред. Г. М. Иванова. – М.: Машиностроение. – 1992. – 224 с.

ПРОИЗВОДСТВЕННОЕ ВНЕДРЕНИЕ МНОГОШПИНДЕЛЬНОЙ СВЕРЛИЛЬНОЙ ГОЛОВКИ

Ефективним напрямком підвищення продуктивності верстатів з ЧПК є концентрація технологічних переходів. У статті досліджується обробка багатошпіндельними головками. Результати досліджень свідчать про ріст продуктивності та інтенсивності формоутворення.

The effective direction of increase productivity of NC machine is concentration of technological processing machining by multiple spindle tool heads is investigated. Outcomes of probes testify to increase of productivity and intensity forming.

В современном многономенклатурном машиностроительном производстве эффективным средством автоматизации процессов механической обработки являются металлорежущие станки с ЧПУ и, в первую очередь, многоцелевые. Вместе с тем широкое распространение металлорежущего оборудования с ЧПУ сдерживает их высокая стоимость, а также немалые расходы на подготовку и отладку управляющих программ. Последовательная концентрация технологических переходов, характерная для многоцелевых станков, обеспечивает повышение производительности обработки по сравнению со станками с ручным управлением в несколько раз, в то время, как стоимость многоцелевого станка в десятки раз выше. Сократить это несоответствие и тем самым повысить эффективность многоцелевых станков можно применяя параллельную концентрацию технологических переходов, то есть многоинструментную обработку с помощью многошпиндельных головок для одновременной обработки (сверления, зенкерования, развертывания, нарезания резьбы) нескольких отверстий в одной заготовке.

В мировом и отечественном станкостроении имеется опыт применения многошпиндельных головок. Наибольшее развитие это направление повышения производительности многоцелевых станков получило в 80-х годах прошлого столетия [1,2,3]. Применение трехшпиндельной головки для сверления сетки отверстий на станке фирмы Kolb (ФРГ) позволило сократить время обработки на 31%. На станках фирмы Burkhardt und Weber (ФРГ) небольшие многошпиндельные головки устанавливаются в тех же магазинах, что и отдельные инструменты. Автоматическая смена инструментов, в том числе многошпиндельных головок, осуществляется двухзахватным автооператором, который устанавливает хвостовик головки в шпиндель станка. При этом корпус головки автоматически фиксируется и закрепляется на шпиндельной бабке.

Крупные многошпиндельные головки, как правило, устанавливают в отдельных магазинах. Так, некоторые многоинструментные станки фирмы

Heller (ФРГ) имеют два инструментальных магазина: цепной для отдельных инструментов и барабанного типа - 12-местный для переналаживаемых многошпиндельных головок (до 12 шпинделей в каждой) с размерами корпуса 500х500 мм. Головки меняются по команде от системы ЧПУ. По такому же принципу скомпонованы многоцелевые станки фирм Rheinstall (ФРГ), Burt (ФРГ), Cincinnati Milacron (США).

На Ивановском станкостроительном производственном объединении для многоцелевых станков мод. ИР320ПМФ4, ИР500МФ4, ИР800МФ4 были разработаны конструкции переналаживаемых многошпиндельных головок [4], которые поставлялись по дополнительным заказам.

В последний период ситуация существенно изменилась. Основным направлением повышения производительности многоцелевых станков является переход к высокоскоростной обработке, а развитию многоинструментной обработки уделяется неоправданно мало внимания. Так, на европейском станкостроительном рынке многошпиндельные головки к многоцелевым станкам производит только фирма BERGER. В украинском машиностроении этот вид высокопроизводительной технологической оснастки не применяется вовсе. В то же время проведенные нами исследования целесообразности применения многошпиндельных головок на многоцелевых станках подтверждают их эффективность.

По степени гибкости многошпиндельные головки подразделяются на специальные (переналаживаемые) и универсальные (переналаживаемые и гибкие). Специальные многошпиндельные головки целесообразно применять при обработке серий деталей одного типоразмера в крупносерийном производстве, а универсальные - в мелко- и среднесерийном производстве. Причем, в переналаживаемых многошпиндельных головках положение шпинделей изменяется в соответствии с расположением отверстий в деталях вручную, а в гибких - автоматически.

В специальных многошпиндельных головках обработка может осуществляться разными режущими инструментами в соответствии с расположением отверстий в деталях вручную, а в гибких - автоматически. В специальных многошпиндельных головках обработка может осуществляться разными режущими инструментами в соответствии с требованиями к точности и качеству отверстий, поэтому частоты вращения рабочих шпинделей, а следовательно и передаточные числа, представляющие собой отношение числа оборотов режущего инструмента к числу оборотов шпинделя станка, определяются для каждого рабочего шпинделя отдельно.

В универсальных многошпиндельных головках, применяющихся для обработки широкой номенклатуры деталей, частоты вращения рабочих шпинделей целесообразно принимать одинаковыми, а передаточные числа близкими к единице, то есть параметры режущих инструментов не должны существенно отличаться. Число рабочих шпинделей в универсальных многошпиндельных головках невелико (4-6 штук) и ограничивается габаритами, предельно допустимой осевой силой подачи и мощностью

станка. В специальных многошпиндельных головках может быть 10-15 шпинделей.

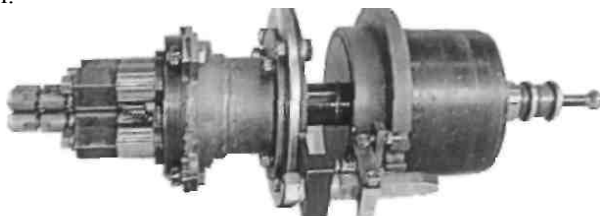


Рис. 1. Переналаживаемая четырехшпиндельная головка

В ХНПК «ФЭД» спроектирована и изготовлена переналаживаемая четырехшпиндельная головка (рис.1), предназначенная для применения на многоцелевом станке мод. Horizon-2 производства итальянской фирмы «Olivetti», оснащенного инструментальным магазином на 30 инструментов с наибольшей массой сменяемого инструмента 12 кг. Габариты этой многошпиндельной головки позволяют размещать ее в инструментальном магазине допуская установку оправок с инструментами в соседних гнездах (рис.2).

Установка этой головки в шпиндель станка и возврат ее в гнездо инструментального магазина осуществляется автоматически с помощью двухплечего автооператора (рис.3,4). Нами выполнен сравнительный анализ производительности обработки системы однотипных отверстий в корпусах некоторых агрегатов на универсальном вертикально-сверлильном станке мод.2Н118, вертикально-сверлильном станке с ЧПУ мод. 2Р135Ф2 и многоцелевом станке «Horizon-2» (одно- и многошпиндельная обработка). Результаты расчета основного и штучного времени на технологические операции обработки системы отверстий приведены в табл.1.

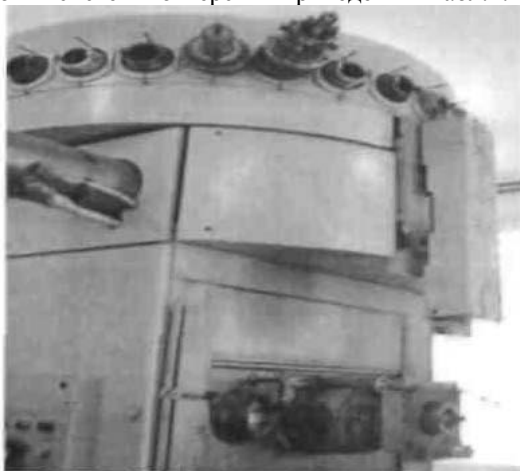


Рис.2. Инструментальный магазин многоцелевого станка модели «Horizon-2»

Таблица 1

Нормы времени на технологические операции

Модель станка	Деталь									
	ГП21.303		ГП23.379		ГП25.304		30.26.933		ГП23.551	
	Т ₀ , мин	Т _ш , мин	Т ₀ , мин	Т _ш , мин	Т ₀ , мин	Т _ш , мин	Т ₀ , мин	Т _ш , мин	Т ₀ , мин	Т _ш , мин
2Н118	2,66	14,93	2,03	8,78	0,93	11,11	1,00	12,37	0,13	6,42
2Р135Ф2	2,02	8,42	1,10	5,52	0,91	3,61	1,16	5,50	0,13	3,99
Horizon-2	2,02	8,24	1,10	5,49	0,91	3,58	1,16	5,37	0,13	3,91
Horizon-2 (многошпиндельная обработка)	0,68	6,78	0,45	4,60	0,27	2,27	0,45	4,82	0,05	3,78

Установлено, что в данном случае многоцелевой станок превосходит по производительности универсальный в 1,6-3,1 раза, а станок с ЧПУ - в 1,01-1,02 раза, так как затраты времени на смену режущего инструмента вручную и автоматически существенно не отличаются. Дальнейшая интенсификация обработки на многоцелевом станке связана с применением многошпиндельной обработки. Как видим, применение многошпиндельной головки повышает производительность многоцелевого станка на 10-20%. Причем, рост производительности тем больше, чем больше доля основного времени в штучном. При обработке системы отверстий в более простых деталях небольших размеров типа фланцев и крышек производительность возрастает в 1,5-2 раза.

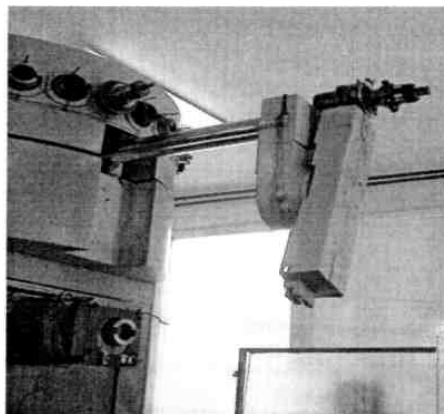


Рис.3. Двухзахватный автооператор в работе

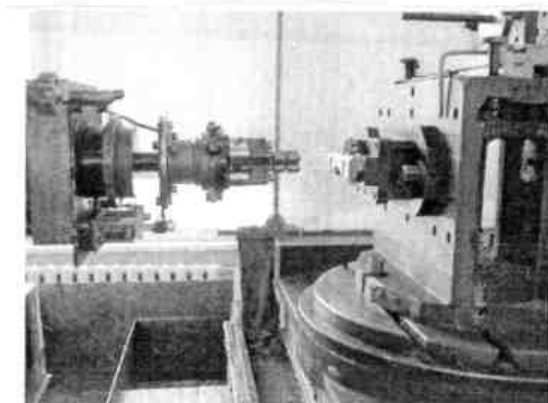


Рис.4. Рабочее положение головки в шпинделе станка

Техническое совершенство технологических систем определяется интенсивностью формообразования, которая определяется с учетом влияния технологических, конструктивных и эксплуатационных факторов.

Технологическая интенсивность формообразования W_T , мм/об., определяющая величину технологической производительности обработки, представляет собой действительную скорость поступательного перемещения инструмента в направлении рабочей подачи (минутную подачу).

Цикловую интенсивность формообразования $W_{Ц}$, мм/мин., определяющую величину цикловой производительности обработки, находим с учетом вспомогательного времени в цикле работы станка, которое затрачивается на управление станком, перемещение инструмента, установку, закрепление и снятие детали и инструмента.

Нормативную интенсивность формообразования W_N , мм/мин. Рассчитывали с учетом нормы времени на выполнение операции. На рис.5 показана диаграмма интенсивности формообразования при обработке стальной детали «опора правая» ГП25.304 на металлорежущих станках с различной степенью автоматизации и концентрации технологических переходов. Как видим, применение многошпиндельной головки повышает производительность обработки на 36,5%.

Таким образом, производственные исследования показали, что перенастраиваемые многошпиндельные головки позволяют существенно повысить производительность многоцелевых станков при обработке систем отверстий диаметром до 7-8 мм, особенно в деталях из цветных металлов и сплавов.

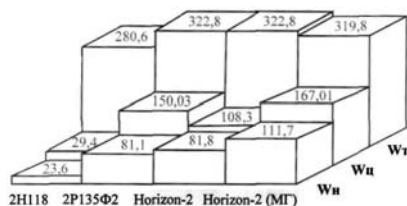


Рис.5. Диаграмма интенсивности формообразования

Список литературы: 1. Кузнецов ЮМ. Интенсификация обработки на станках с ЧПУ фрезерно-сверлильно-расточной группы // Станки и инструмент. 1977. №10. С.32-35. 2. Кордыш Л.М., Кашелава М.Я. Многооперационные сверлильно-фрезерно-расточные станки с автоматической сменой инструментов на выставке "Станки ФРГ-80" // Станки и инструмент. 1981. №5. С.29-33. 3. Волощенко П.В., Куликов СМ. Вопросы совершенствования металлорежущих станков с ЧПУ // Станки и инструмент. 1983. №8. С.4-5. 4. Кузнецов ЮМ., Маслов А.Р., Байков АМ. Оснастка для станков с ЧПУ: Справочник. - М.: Машиностроение. 1990. - 512с.

Поступила в редколлегию 28.10.08

УДК 621.941.0.15:681.5

А.С. ГОРДЕЕВ, Э.А. ПАЩЕНКО, В.В. ТИХОНЕНКО

ДОСТИЖЕНИЕ ЗАДАННОЙ ТОЧНОСТИ РАСПОЛОЖЕНИЯ ГРУПП ОТВЕРСТИЙ В ПРОЦЕССЕ РЕМОНТА СТАНИН РОТАЦИОННЫХ ПЕЧАТНЫХ МАШИН

Метою роботи є досягнення заданої точності розташування груп отворів в процесі ремонту станини ротаційних друкарських машин «RYOBI 522HX». При дослідженнях використана методика експериментів ПФЕ 2³ і статистичний аналіз методом імовірнісних сіток. Дослідження точності координованих розмірів після кернення з подальшим свердлінням проводилися сверлами короткої серії довжин.

The purpose of work is achieving the set exactness of openings groups location in the repair process of bed of rotary printing presses «RYOBI 522HX». The experiments method PFE 2³ and statistical analysis by probabilistic nets method is used for researches. Researches of exactness of coordinative sizes after punching with the subsequent boring were made by the drills of short series of lengths.

Введение. В настоящее время для Украины особенно актуальна проблема качества, так как одной из составляющих успешного выхода украинской промышленности в открытое международное торгово-экономическое пространство, в преддверии вступления во Всемирную

торговую организацию (ВТО), является выпуск конкурентоспособной продукции.

Наиболее важным и определяющим в повышении конкурентоспособности продукции является машиностроение, которое служит основой материальной базы общества. В настоящее время в полиграфической промышленности успешно внедряются сверхточная обработка материалов на основе высоких технологий, прецизионного оборудования и сверхточной измерительной аппаратуры.

Высокие требования к точности изображения в процессе печатания требуют синхронизации связей между цилиндрами и зубчатыми передачами. В условиях постоянного роста скоростей движений полиграфических машин и их исполнительных органов улучшение плавности движения, повышение износостойкости контактирующих деталей является актуальным.

Целью работы является достижение заданной точности расположения групп отверстий в процессе ремонта станины ротационных печатных машин «RYOBI 522HX».

1. Условия проведения исследований. Известно, что сверление отверстий с применением кондукторных втулок значительно удорожает наладки (за счет кондукторных плит, втулок, направляющих и др.) по сравнению с обработкой без кондуктора.

Некоторые иностранные фирмы «Osivetti» (Италия) и «Kinsburi» (Германия) ввели технологический переход – предварительное кернение вместо зацентровки отверстия. Причем кернение осуществлялось усилием от предварительно сжатой пружины. Данных о результатах этого нововведения в литературных источниках не было.

В данной работе проводится исследование точности расположения обработанных отверстий по схеме кернения с последующим сверлением.

При этом необходимо было решить следующие задачи:

- определить влияние силовых и конструктивных факторов на величину отпечатка (конуса отпечатка) при кернении;
- установить точность расположения центра отпечатка по координирующему размеру от базовой поверхности при однопереходном кернении;
- исследовать точность расположения обработанных отверстий по схеме кернения с последующим сверлением.

При исследованиях использована методика экспериментов ПФЭ 2³ и статистический анализ методом вероятностных сеток. За выходной параметр принят диаметр отпечатка. Входными параметрами были приняты: угол α (в градусах) при вершине керна и усилие удара (в ньютонах), осуществляемого от пневматического ударного механизма. Исследования проводились для различных материалов: стали, черного чугуна и алюминиевого сплава. Таким образом, в общем виде имеем зависимости вида:

$$d_{omn} = f(P, \alpha, HB), \quad (1)$$

и

$$l_{omn} = f(P, \alpha, HB), \quad (2)$$

где d_{omn} и l_{omn} – соответственно диаметр и глубина отпечатка, мкм; HB – твердость испытываемого материала заготовки.

Для каждого класса распределения существует одна форма вероятностной бумаги со строго определенными шкалами по осям координат (ось абсцисс X и ось ординат $F(x)$). В основу построения графиков на вероятностной бумаге положен один из принципов теории порядковых статистик: математическое ожидание $M[x_{i/N}]$ i -го наблюдения в упорядоченной выборке объема N , описываемой $F(x)$, можно аппроксимировать с помощью следующего выражения:

$$M[x_{i/N}] = F^{-1}\left(\frac{i-c}{N-2c+1}\right), i=1,2,\dots, N, \quad (3)$$

где $F^{-1}\left(\frac{i-c}{N-2c+1}\right)$ – такое значение x , что

$$F(x) = \frac{i-c}{N-2c+1} = \int_{-\infty}^x f(\xi) d\xi \quad (4)$$

В выборке каждая реализация x_i является оценкой математического ожидания (3) i -й порядковой статистики из выборки объемом N . Тогда, если в системе координат с линейными шкалами по осям X и $F(x)$ в точках $\{x_i, i=1, 2, \dots, N\}$ построить ординаты в соответствии с выражением (4), то концы ординат будут являться значениями оценки $F^*(x)$ в данных точках. В дальнейшем можно подобрать модель, аппроксимирующую полученную оценку $F^*(x)$. Для облегчения этой работы используют вероятностную бумагу, по осям координат которой строят шкалы, соответствующие преобразованию функции распределения $F(x)$ в линейную форму:

$$y = a_0 + a_1 x' \quad (5)$$

где $y = \varphi_1[F(x)]$, $x' = \varphi_2(x)$ - преобразованные ордината и абсцисса.

Для цензурированных данных n обозначает общее число элементов, независимо от того, все ли их значения известны. На вероятностной бумаге по оси абсцисс может лежать как шкала наблюдений, так и шкала интегральной функции распределения. Однако шкалу интегральной функции распределения легко узнать по тому, что ее значения начинаются от малых положительных чисел, например от 0,01% (или 0,0001), и идут до некоторого значения, близкого к 100%, например 99,99% (или 0,9999).

Если выбранная модель верна, то точки должны группироваться вблизи прямой, хотя и будут некоторые отклонения вследствие случайных

колебаний выборки. Если график существенно отличается от прямолинейного, то выбранная модель не подходит для описания экспериментальных данных.

Заметим, что в некоторых случаях для выборок, взятых из нормально распределенных совокупностей, особенно для выборок объемом 20 штук, вследствие наличия случайных колебаний графики могут заметно отклоняться от прямой. Однако для выборок из совокупностей, распределенных по экспоненциальному закону, почти все графики отклоняются от прямой более значительно, чем в случае нормального распределения. Графики для выборок равномерно распределенных случайных величин обычно не отклоняются от прямой так сильно, как в случае экспоненциального распределения, однако для выборок объемом 50 элементов они уже отличаются от графиков для нормальных случайных величин.

2. Результаты исследований. Изучая закономерности отклонений значений выборок от прямой, можно сделать следующие замечания:

1. Отклонение точек в области очень больших или очень малых значений больше, чем в средней части распределения. Относительная линейность графика вблизи предельных значений распределения часто оказывается хуже, чем в средней части распределения, даже если модель выбрана правильно.

2. Точки, нанесенные на вероятностную бумагу, упорядочены и, следовательно, не являются независимыми. Поэтому не следует ожидать, что они будут группироваться относительно прямой случайным образом. Например, точки, непосредственно следующие за данной точкой, лежащей над прямой, также могут оказаться над прямой. Следовательно, даже в том случае, если выбрана правильная модель, ряд последовательных точек будет лежать над (или под) прямой.

3. На основе выборочных данных никогда нельзя доказать адекватность модели. Поэтому график, построенный для небольшой выборки, взятой из совокупности, имеющей почти нормальное распределение, часто не отличается существенно от графика для выборки случайных величин, распределенных по нормальному закону, что наглядно иллюстрируется графиками для выборок равномерно распределенных случайных величин.

После математической обработки результатов экспериментов были получены следующие эмпирические зависимости:

$$d_{omn} = 1387 \cdot \frac{P^{0,2} \cdot d^{0,426}}{HB^{0,32}}, \quad (6)$$

удельный вес факторов в проведенном выражении следующий: $P \approx 22\%$, $\alpha - 32\%$, $HB - 46\%$;

$$l_{omn} = 1,06 \cdot \frac{P^{0,205}}{\alpha^{1,21} \cdot HB^{0,32}}, \quad (7)$$

где удельный вес факторов такой: Р- до 14%, λ -55%, НВ – до 28%.

Исследованием установлено, что усиление удара Р оказывает менее существенное влияние как на величину d_{omn} , так и на l_{omn} . Угол при вершине керна прямопропорционально увеличивает d_{omn} (удельный вес 32%), а его влияние на глубину отпечатка обратнопропорционально и очень существенно (до 58%). Твердость материала заготовок более существенно влияет на d_{omn} , чем на l_{omn} .

Суммарное влияние факторов, которыми можно управлять (Р и α) на d_{omn} составляет 54%, а на l_{omn} – 72%.

Данные результаты указывают на то, что глубина отпечатка увеличивается более быстро с увеличением усилия Р и увеличением угла α . Минимальные углы, рекомендуемые для алюминиевых сплавов и серого чугуна $\alpha_{min} = 60^\circ$, а для стали $\alpha_{min} = (70 \div 75)^\circ$.

Однако, технологически более важно обеспечить необходимый диаметр отпечатка для осуществления последующего перехода – сверления отверстия.

Исследования точности координированных размеров после кернения с последующим сверлением производились сверлами короткой серии длин в диапазоне от 1 мм до 5 мм. В результате чего были выведены следующие зависимости для расчета практических полей рассеивания размеров:

- от базы

$$\omega_B = 395,7 \cdot \frac{l_n^{0,163} \cdot HB^{0,062} \cdot T_c^{0,05}}{d_n^{0,004} \cdot j^{0,15}}, \quad (8)$$

- для позиционных отклонений

$$\omega_0 = 151,65 \cdot \frac{l_n^{0,23} \cdot HB^{0,09} \cdot T_c^{0,033}}{d_n^{0,006} \cdot j^{0,21}}. \quad (9)$$

В формулах l_n и d_n – соответственно, вылет инструмента за торец шпинделя и диаметр сверла; j и T_c – соответственно, жесткость и точность взаимной ориентации элементов технологической системы.

На рис. 1 для сравнения представлены графики изменения точности размеров от базы при использовании таких систем обработки: кернение; засверливание; кернение с последующим сверлением; засверливание с последующим сверлением.

Графики построены как функции полей рассеивания размеров при сверлении (ω_c). По сравнению с засверливанием точность, обеспечиваемая кернением, выше в 2-2,2 раза.

Выводы. Исследованиями установлено, что в схемах обработки координированных отверстий без направления режущего инструмента в первую очередь необходимо повышать точность обработки за счет:

- уменьшения вылета инструмента (l_n) и применения инструмента укороченной серии длин;

- повышения точности взаимной ориентации (T_c) при сборке технологической системы станка;
- применения технологических систем с более жесткими силовыми углами (например, силовых столов с бабками).

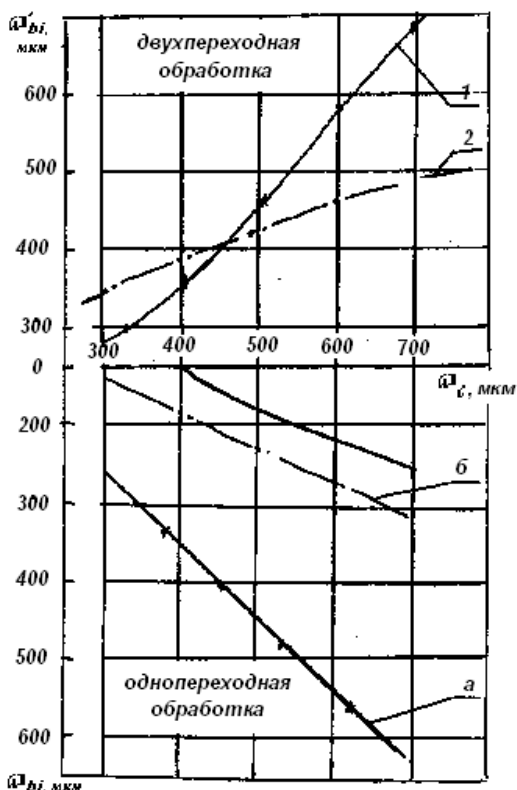


Рис.1. Графики изменения точности обработки при использовании различных систем:
1- засверливание-сверление, 2 – кернение-сверление, а- засверливание, б- кернение

Список литературы: 1. Методы статистического анализа и обработка малого числа наблюдений при контроле качества и надежности приборов и машин. - Л.: Машиностроение, 1974. - 92 с. 2. *Нахимов В. В.* Теория эксперимента. - М., Наука, 1971. – 207 с. 3. *Степнов М. Н.* Статистические методы обработки результатов механических испытаний: Справочник. - М.: Машиностроение, 1985. - 232 с., ил. 4. *Артемьев Б.Г., Голубев С.М.* Справочное пособие для работников метрологических служб: В 2-х кн. / Предисл. канд. техн. наук И.Х. Сологана.- 3-е изд., перераб. и доп. - М.: Изд. - во стандартов, 1990. - Кн. 2. - С. 529 - 960, ил. 5. *Косилова А.Г., Мещеряков Р.К.* и др. Точность обработки, заготовки и припуски в машиностроении. Справочник технолога. - М.: «Машиностроение», 1976 - 288 с.

Поступила в редколлегию 28.10.08

П. М. АНДРЕНКО, І.П. ГРЕЧКА, Г. В. КРИКУН, В. МЕДНІС

ЕКСПЕРИМЕНТАЛЬНІ ДОСЛІДЖЕННЯ ВПЛИВУ ЧАСТОТИ ОСЦИЛЯЦІЙ ЗОЛОТНИКА ГІДРОРОЗПОДІЛЬНИКА НА ЙОГО СТАТИЧНУ ТОЧНІСТЬ

Путем аналитического изучения литературных источников установлено, что вопросом выбора параметров осцилляции запорно-регулирующего элемента гидроаппарата не предельно надлежащее внимание, не установлено их влияние на статическую точность. Описана экспериментальная установка, приведены результаты экспериментальных исследований. Дано рекомендации, относительно рационального выбора параметров осцилляции гидрораспределителя.

Вступ. Гідравлічна апаратура є складовою та невід'ємною частиною гідроагрегату, її характеристики, в значній мірі, визначають його технічний рівень, працездатність та надійність. У світовій і вітчизняній практиці створення гідроапаратури визначилася тенденція використання гідроапаратів з осциляцією. Запорно-регулюючі елементи таких гідроапаратів здійснюють осцилюючий рух з великою частотою і малою амплітудою, усуваючи, таким чином, силу сухого тертя. Вони застосовуються в високодинамічних та високоточних слідкуючих гідроагрегатах, значно покращуючи характеристики останніх. Характеристики таких гідроапаратів, значною мірою, залежать від параметрів осциляції їх запорно-регулюючих елементів, властивий вибір яких є актуальною науково-практичною задачею. Відмітимо, що значний клас гідроапаратів складають апарати прямої дії, в яких запорно-регулюючий елемент виконаний у вигляді прецизійної пари плунжер-гільза, на розгляді таких гідроапаратів, а саме гідророзподільника (ГР) і зупинимось нижче.

Аналіз публікацій. Питанням проектування систем гідроагрегатів і їх елементів присвячена достатня кількість наукових праць, таких відомих вчених як Башта Т.М., Гаминін М.С., Лур'є З.Я., Навроцький К.Л., Прокоф'єв В.М., Коробочкін Л.Б., Струтинський В.Б., Хаймовіч Е.М. та багатьох інших. Досить докладний аналіз конструктивних схем таких гідроапаратів наведений в статтях [1, 2], там же наведені рекомендації, що до вибору та вдосконалення їх конструктивних розв'язків. В статті [1] встановлено, що частота осциляції золотників таких гідроапаратів знаходиться в межах 50 – 600 Гц, при цьому золотник, як правило, має додатне перекриття порядку 0,1 – 0,5 мм. Але, інформація, що до впливу параметрів осциляції золотника на характеристики гідроапаратів відсутня.

В роботі [3] наведено методику проектування таких гідроапаратів, з урахуванням конструктивних та робочих параметрів гідроагрегату. Визначені межі зміни параметрів осциляції їх запорно-регулюючих елементів, при яких

не втрачається стійкість виконавчих механізмів та не відбувається розірвання робочої рідини (РР). Однак, в цих роботах відсутній аналіз, щодо впливу параметрів осциляції запорно-регулюючих елементів на характеристики гідроапаратів та гідроагрегату, зокрема на точність регулювання.

В роботі [4] наведені границі зміни амплітуди осциляції золотника ГР, в межах яких забезпечується стійка робота гідроагрегату, проаналізовано вплив конструктивних параметрів виконавчого механізму на стійкість гідроагрегату. Встановлено, що значення коефіцієнта витрат ГР у робочому діапазоні переміщень його золотника повинно бути максимальним, а ефективна довжина робочих кромки – невеликою. Однак, в цій роботі, не наведено аналізу, щодо впливу зміни амплітуди осциляції золотника на точність регулювання та вихідні характеристики гідроагрегату.

Більш повно це питання знайшло висвітлення в роботі [5], де наведені залежності, які дозволяють провести попередній вибір параметрів осциляції золотника ГР з електричним вібраційним контуром. В цій же роботі відмічено, що зі зміною параметрів гідроагрегату відбувається й зміна параметрів осциляції золотника ГР, що викликає зміну характеристик, як ГР, так і гідроагрегату в цілому, і, в цьому випадку, параметри осциляції золотника ГР необхідно весь час переналагоджувати. Зауважимо, що величина коефіцієнта підсилення нелінійної ланки, якою є гідроапарат, по-перше, залежить від параметрів осциляції запорно-регулюючих елементів, насамперед, від амплітуди осциляції, по-друге від форми нелінійності (величини перекриття та форми дроселюючої кромки), і в-третьє, від структури та параметрів гідроагрегату в цілому. Від цих чинників, в тому числі, й від зовнішніх впливів, буде залежати й границя стійкості гідроагрегату.

Спроба вирішення цієї задачі, щодо гідроапаратів з гідравлічним вібраційним контуром, зроблена у статті [6]. Розглядаючи лінійну математичну модель гідроапарата, в ній встановлено, що найбільший вплив на амплітуду осциляції запорно-регулюючих елементів має сумарна жорсткість пружин та амплітуда пульсацій тиску в камері керування. Однак, в даній статті відсутнє порівняння теоретично отриманих результатів з результатами експериментальних досліджень.

В статті [7] наведені результати розрахункових досліджень параметрів осциляції запорно-регулюючих елементів гідроапаратів з гідравлічним вібраційним контуром та новим гідравлічним вібраційним контуром, які отримані на підставі розгляду нелінійної математичної моделі з урахуванням тертя та третьої гармоніки процесу осциляції. Результати досліджень, наведені в ній, співпадають з результатами роботи [4], а чисельні дані є більш точними. Однак, в цій роботі також не наведено порівняння теоретично отриманих результатів з результатами експериментальних досліджень.

В статті [8] розглядаються питання коливання РР в об'ємних гідроагрегатах, збудованих на базі гідроапаратів з осциляцією, однак, в ній

не знайдено належного висвітлення впливу параметрів осциляції золотника на статичну точність ГР.

В роботах [9, 10] та інших цих авторів, наведені загальні рекомендації з вибору параметрів осциляції ГР. Відмічено, що швидкість переміщення золотника не повинна перевищувати критичну – $\dot{x}_{кр}$ та визначатися з залежності $\dot{x}_{кр} = 2x_{осц}f$, де $x_{осц}$ – амплітуда осциляції золотника, f – частота осциляції. При цьому, осцилюючий рух золотника повинен відбуватися за трикутною траєкторією [10, 11]. Слід зауважити, що максимальна амплітуда осциляції золотника ГР не повинна перевищувати його додатного перекриття, інакше в камерах виконавчих механізмів можуть виникнути пульсації тиску, які викличуть коливання штока, а також зміну форми ущільнюючих елементів, що може призвести до збільшених витоків РР [10, 12]. Тому, амплітуду осциляції золотника необхідно вибирати з умови

$$x_{осц} = \frac{\dot{x}_{кр}}{2f}.$$

За даними, наведеними у роботі [13], власна частота коливань запорно-регулюючих елементів гідроапаратів, значною мірою, визначається діаметром умовного проходу (рис. 1). Це необхідно враховувати при виборі параметрів осциляції. В роботі наведено результати досліджень величини амплітуди осциляції на статичну точність. Відзначено, що зі зменшенням амплітуди осциляції статична точність зростає.

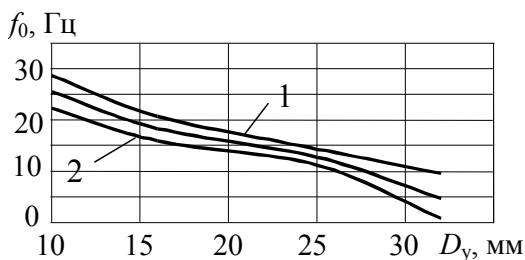


Рис. 1. Залежність власної частоти коливань запорно-регулюючих елементів гідроапаратів з осциляцією від діаметра умовного проходу: 1 – максимальне значення; 2 – мінімальне значення

Наведені результати досліджень не обіймають, у повній мірі, вплив параметрів осциляції запорно-регулюючих елементів гідроапаратів на його статичну точність, отже їх дослідження є актуальною науково-технічною задачею.

Мета та завдання досліджень. Метою статті є експериментальне дослідження впливу частоти осциляції золотника ГР на його статичну точність. Формулювання практичних рекомендацій що до раціонального її вибору.

Експериментальні дослідження. Досліджували ГР прямої дії (рис. 2) з пропорційним електричним керуванням USEB6 / 11E-L-10 ($p_{\text{ном}} = 32 \text{ МПа}$, $d_y = 6 \text{ мм}$), який серійно виробляється на фабриці елементів гідравлічних PONAR-WADOWICE (Польща).

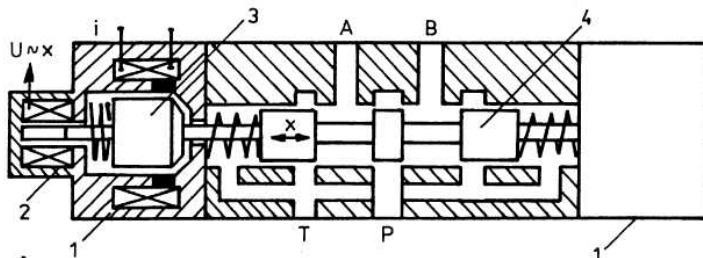


Рис. 2. Конструктивна схема ГР прямої дії з пропорційним електричним керуванням: 1 – пропорційні електромагніти; 2 – датчик переміщення золотника; 3 – сердечник електромагніта; 4 – золотник

Живлення пропорційних електромагнітів і датчика зворотного зв'язку здійснюється від спеціального електронного блоку (рис. 3). При подачі вхідного сигналу, заданої полярності на вхід електронного блоку, відповідний електромагніт одержує живлення від електронного блоку з величиною струму, необхідною для створення зусилля на якорі електромагніта, здатного перемістити золотник у положення, що відповідає вхідному сигналу.

Фактичне положення золотника у вигляді відповідного сигналу від датчика зворотного зв'язку надходить в електронний блок, де порівнюється із заданим. Із цих двох сигналів формується єдиний сигнал, що надходить на електромагніт. У результаті золотник займає строго задану позицію. Золотник має дросельні пази, через які потоки РР, підведені до нього, надходять у канали, якими РР направляється до споживача й на злив.

При подачі сигналу на другий електромагніт (зворотної полярності) відбувається реверсування потоків РР. При цьому датчик зворотного зв'язку видає сигнал про фактичне положення золотника так само, як і в першому випадку.

Таким чином, датчик зворотного зв'язку контролює положення золотника відповідно до величини заданого сигналу і його полярності.

Електронний блок містить: перетворювачі напруга-струм – U/I , які здійснюють керування котушками пропорційних електромагнітів – С1 і С2; датчик переміщення золотника ГР – 2, з системою живлення та підсилювачем потужності – А, які забезпечують місцевий зворотний зв'язок; потенціометри Р1 – Р4, за допомогою яких встановлюються постійні керуючі сигнали; ПД регулятор – PID; потенціометр Р5, за допомогою якого регулюють час наростання і спадання струму в котушках електромагніта ("Наброс" та "Сброс"); суматор Σ , який ліквідує зону нечутливості ГР; індикатори d1 –

d5; сигналізатор датчика В. За допомогою тумблера W5 вмикають (вимикають) час “Сброс” (“Наброс”). Тумблером R повертають блок в початкове положення. Тумблером (+/-) змінюють прядок підключення котушок електромагнітів. Кнопки W1 – W4 використовують для подачі сигналів від кінцевих вимикачів (при проведенні експериментів ці кнопки не використовували). Гнізда u і x використовували для вимірювання сигналів.

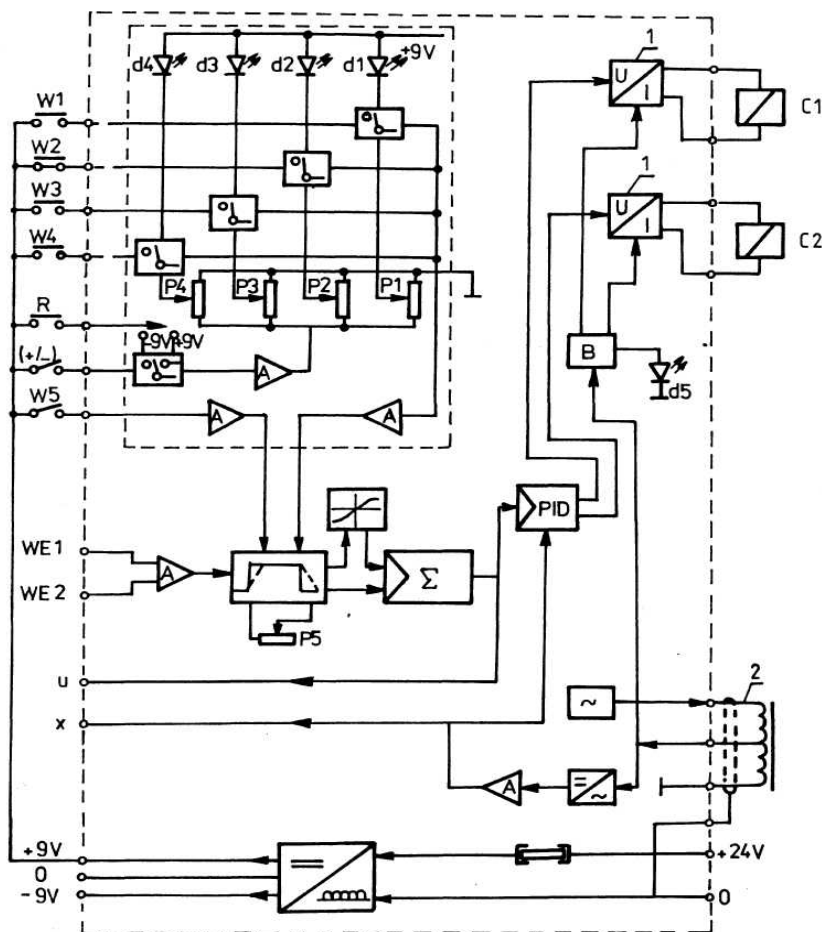


Рис. 3. Схема електронного блоку керування

Експериментальний стенд (рис. 4) складався з досліджуваного ГР 1 з навантаженням Z (регульований дросель), електронного блоку керування 2, генератора вхідного сигналу 3, реєструючого пристрою 4 (осцилографа).

Відмітимо, що призначення тумблерів та кнопок електронного блоку керування наведено вище. Джерело живлення стенду, яке складалося з насоса з постійною подачею та запобіжного клапану на схемі не зображено. При проведенні експериментів тиск живлення був постійним та дорівнював 12 МПа, а тиск зливу – атмосферному.

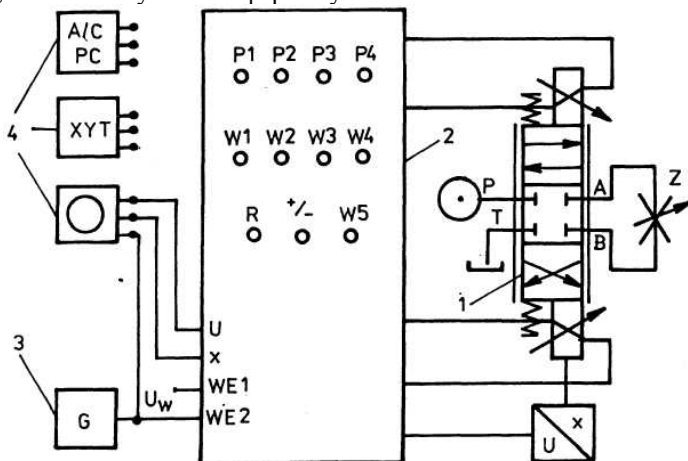


Рис. 4. Схема експериментального стенду

В якості РР використовували Hydrol 30 (коефіцієнт динамічної в'язкості, при температурі 20 °С, $\mu = 0,16 \text{ Н с/м}^2$). Перед початком експериментів температуру РР доводили до 50 – 55 °С і далі підтримували постійною. Проводили узгодження всіх опорів вимірювальної системи, це дозволило виключити спотворення вимірів, а також встановлювали нулі сигналів, що реєструвалися.

Сигнал осциляції, трикутної форми, накладався на сигнал керування, який подавали генератором 3 з постійною частотою 25 Гц. Амплітуда сигналу осциляції становила 2 % амплітуди сигналу керування. Зміну частоти сигналу осциляції, в діапазоні 0 – 300 Гц, здійснювали за допомогою генератора, який входив до блоку керування. Реєстрували сигнал керування $u_{\text{кер}}$ та переміщення золотника ГР x_z .

Вид однієї з експериментально отриманої залежності переміщення золотника ГР від напруги керування показано на рис. 5. Далі змінювали частоту осциляції та знову реєстрували зміну x_z залежно від $u_{\text{кер}}$ керування.

За отриманими характеристиками визначали величину гістерезису, що характеризує статичну точність переміщення золотника ГР, і будували залежність гістерезису Δx_z від частоти осциляції золотника f (рис. 6). Така залежність, з огляду на однозначний зв'язок між переміщенням золотника ГР і витратою на його виході, однозначно характеризують його статичну точність. Тобто, чим менше гістерезис, тим вище статична точність ГР.

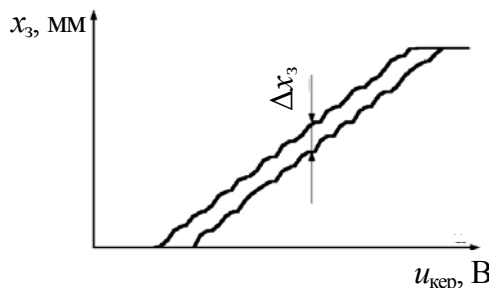


Рис. 5. Вид статичної характеристики переміщення золотника ГР

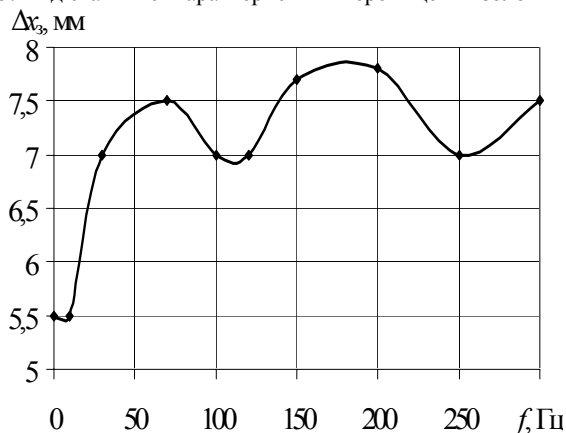


Рис. 6. Точність переміщення золотника ГР, залежно від частоти осциляції

З отриманих експериментальних даних видно, що після перевищення частоти осциляції золотника ГР власної частоти, відбувається різка зміна гістерезису (при частоті осциляції, що перевищує 30 Гц), яка коливається біля деякого середнього значення. Це можна пояснити, помилкою вимірів, а також наявністю коливань тиску в гідроагрегаті. Помітимо, що гідравлічні системи мають властивості фільтра, тобто при виникненні коливань всі вищі гармоніки придушуються лінійною частиною фільтра [14]. Отже, при практичних розрахунках таких систем досить обмежитися обліком першої й третьої гармоніками, тому що амплітуди інших зневажливо малі. При виборі частоти осциляції золотника ГР, для забезпечення стабільності його характеристик, необхідно, щоб вона перевищувала 40 Гц. Однак, варто враховувати, що при наявності вхідних керуючих сигналів, частота яких перевищує 50 Гц, у гідроагрегаті може мати місце резонанс, викликаний стисливістю робочої рідини. Це знижує його статичну точність. Що стосується амплітуди осциляції золотника ГР, вона повинна вибиратися з урахуванням величини перекриття і бути постійною по всій довжині ходу.

Висновки. Проведені експериментальні дослідження й аналіз літературних джерел дозволяють зробити наступні висновки. Для

підвищення статичної точності ГР необхідно, щоб частота осциляції золотника не збігалася з його власною частотою, розрахованою з урахуванням приєднаної маси РР й всіх рухомих частин. Її значення повинне бути обране з урахуванням амплітудно-частотної характеристики виконавчого механізму гідроагрегата з приєднаним до нього навантаженням і перевищувати значення 40 Гц. Траєкторія осциляції золотника ГР повинна незначно відрізнятися від трикутної.

Амплітуда осциляції золотника ГР повинна бути мінімальною, вибиратися при знаходженні його в середньому положенні, з урахуванням величини перекриття.

Список літератури: 1. *Андренко П.Н.* Вибрационная линеаризация – эффективный путь улучшения динамических характеристик гидроаппаратов // Вибрация в технике и технологиях. – № 2 (28). – Винница ВДАУ. – 2003. – С. 39 – 45. 2. *Андренко П.М., Крикун Г.В.* Вибір схемного рішення однокаскадного електрогідравлічного підсилювача // Вісник Національного технічного університету “Харківський політехнічний інститут”. Харків: НТУ “ХПІ”. № 16. – 2003. – С. 35 – 42. 3. Электрогидравлические следящие системы. *Хохлов В.А., Прокофьев В.Н., Борисова Н.А.* и др. Под ред. *В.А. Хохлова* – М.: Машиностроение, 1971. – 431 с. 4. *Баранов В.Н., Захаров Ю.Е.* Электрогидравлические и гидравлические вибрационные механизмы. – М.: Машиностроение, 1966. – 243 с. 5. *Меднис В.* Выбор параметров осцилляции золотника пропорциональных гидравлических аппаратов // Вестник НТУ «ХПИ». Харьков: НТУ «ХПИ» – 2001 Вып. 129 Ч.1 – С. 120 – 124. 6. *Андренко П.Н.* Выбор параметров осцилляции запорно-регулирующего элемента гидроаппарата с гидравлическим вибрационным контуром // Вісник Сумського державного університету. Суми: СумДУ – 2003 – № 13(59). С. 31 – 38. 7. *Андренко П.М., Гречка І.П.* Розрахункові дослідження параметрів осциляції гідророзподільника з гідравлічним вібраційним контуром // Промислова гідравліка і пневматика. – Вінниця: ВДАУ. – 2005. № 1 (7). – С. 68 – 74. 8. *Kudzma Z., Kudzma S.* Zjawiska falowe w układach hydrostatycznych sterowanych proporcjonalnie. // Hydraulika I Pneumatyka. 6/2002. – S. 15–17. 9. *Меднис В.* Выбор параметров осцилляции золотника пропорциональных гидравлических аппаратов // Вестник Национального технического университета «Харьковский политехнический институт» Харьков: НТУ «ХПИ» – 2001 Вып. 129 Ч.1 – С. 120 – 124. 10. *Mednis W., Jankowska A.* Uwarunkowania techniczne doboru prądu podkładowego // Hydraulika I Pneumatyka 1996, № 4. – S. 47 – 48. 11. *Mednis W.* Využitie brumového signálu v prevádzkových jednotkách proporcionálnej techniky. Hydraulika a pneumatyka 2/2000, S. 25 – 27. 12. *Андренко П.Н.* Влияние параметров осцилляции запорно-регулирующего элемента гидроаппарата на устойчивость исполнительного поршневого механизма // Вісник Східноукраїнського національного університету ім. В. Даля. – Луганськ: СНУ ім. В. Даля. – 2004. – №7 (77), Ч. 2. – С. 201 – 205. 13. Mannesmann Rexroth GmbH.; Der Hydraulik Trainer, Band 2, Lohr am Main 1986 – 127 p. 14. *Попов Е. П., Пальтов И. П.* Приближенные методы исследования нелинейных автоматических систем. М.: Гос. изд. физ. мат. лит., 1960. – 792 с.

Надійшла до редколегії 20.10.08

ПЕРЕНАЛАЖИВАЕМАЯ ТЕХНОЛОГИЧЕСКАЯ ОСНАСТКА ДЛЯ МЕХАНОСБОРОЧНОГО ПРОИЗВОДСТВА

Приведено краткое описание прогрессивных видов переналаживаемой технологической оснастки, а также автоматизированных приспособлений для станков с ЧПУ.

Современный период развития промышленности, характеризующийся переходом к рыночным методам хозяйствования, повышением спроса на конкурентоспособную, ликвидную продукцию, быстрым обновлением ее ассортимента и повышением качества при одновременном сокращении материальных и трудовых затрат, требует быстрого и полного удовлетворения потребности производства в технологической оснастке (ТО). Являясь самой распространенной разновидностью орудий производства, ТО существенно влияет на сроки освоения новой техники, загрузку оборудования и производительность труда, качество и себестоимость выпускаемой продукции, определяет требования к квалификации рабочих основного производства.

При сжатых сроках освоения новых изделий и переходе на интенсивные формы работы, когда весь прирост объемов выпускаемой продукции обусловливается ростом производительности труда, наибольший положительный эффект достигается путем комплексного внедрения прогрессивных видов универсально-сборной и переналаживаемой технологической оснастки, обеспечивающих значительное сокращение затрат на производство средств технологического оснащения и быструю переналадку при смене объектов производства. Однако, в настоящее время время инструментального производства предприятий машиностроительной отрасли еще не стало мощной и мобильной базой, обеспечивающей потребность в штампах, пресс-формах, станочных и сборочных приспособлениях, специальном и вспомогательном инструменте. По технологической оснащенности рабочего места в металлообработке предприятия машиностроения уступают, например, США в 4 раза, причем это отставание углубляется. Например, в США обеспечивается развитие инструментального производства (в пропорции 3,9:1 к основному), а у нас оно развивается медленнее основного (в пропорции 0,05:1). Это происходит, несмотря на огромные затраты на ТО, которые достигли 8 – 15% себестоимости валовой продукции отраслевого машиностроения, а в абсолютных показателях – 10 млн. нормо-часов, более 25 тыс. т качественной стали. В условиях рыночной экономики крайне важным является максимальная загрузка имеющегося технологического оборудования, возможность его быстрой переналадки на изготовление новых деталей, а это невозможно без современной переналаживаемой технологической оснастки, не уступающей по технико-экономическим характеристикам специальным приспособлениям.

Современному уровню и тенденциям развития ТО присущи следующие общие черты:

- высокая гибкость и универсальность, обеспечивающие возможность базирования и закрепления всей номенклатуры деталей, которые планируются к изготовлению, с использованием ограниченного количества элементов, входящих в систему ТО;
- обеспечение полного базирования заготовок, т. е. их ориентации относительно системы координат станка;
- конструкция приспособления должна обеспечивать плотное прилегание заготовок к базовым поверхностям, предотвращать их смещение и вибрацию при различных видах обработки;
- высокая степень надежности;
- максимально возможная простота конструкции и минимальная стоимость приспособлений;
- инструментальная доступность, позволяющая обрабатывать максимальное количество сторон за одну установку заготовки;
- обеспечение требуемой точности обработки;
- быстроедействие;
- удобство установки и снятия обрабатываемых деталей;
- возможность хорошего отвода стружки.

Перечисленным требованиям в наибольшей степени отвечает агрегатированные модульные быстропереналаживаемые приспособления, komponуемые из унифицированных базовых, опорных, зажимных, установочных других устройств.

Станочная оснастка с унифицированными координатно-фиксирующими элементами. Предназначена для базирования и закрепления широкой номенклатуры деталей различных как по конфигурации, так и размерами заготовок. Элементы оснастки могут эффективно использоваться как в составе комплекта, так и отдельно друг от друга.

По функциональному назначению и конструктивному исполнению элементы оснастки можно условно разделить на три группы, состав которых приведен в табл. 1.

Таблица 1

Состав и функциональное назначение элементов разработанной оснастки

Наименование группы	Состав группы	Функциональное назначение
Базовые элементы	Кубы; одно- и двухсторонние угольники; подставки	Ориентация при установке; базирование и закрепление сменных элементов (плит)

Наименование группы	Состав группы	Функциональное назначение
Сменные элементы	Плиты нескольких типоразмеров	Компоновка переналаживаемых приспособлений на базе плит с применением деталей группы «установочно-зажимные элементы» или специальных наладок
Установочно-зажимные элементы (УЗЭ)	Опоры, прокладки, сегменты, упоры, призмы, пальцы, шпонки, планки, прижимы, прихваты, болты, гайки, винты, шайбы, шпильки	Компоновка переналаживаемых приспособлений на базе сменных элементов под конкретные обрабатываемые детали

Такие компоновки приспособлений обеспечивают возможность базирования и закрепления заготовок различной формы и размеров, а также быструю переналадку производства при смене выпускаемых изделий.

Выбор переналаживаемых приспособлений и эффективность их применения зависят от различных факторов, основными из которых являются:

- принцип построения и уровень осуществления переналаживаемой системы (ПС) – гибкая производственная ячейка, переналаживаемая автоматическая линия, механообрабатывающий автоматизированный комплекс, автоматизированная станочная система (участок), робототехнический комплекс и др.;
- система оснащения ПС – спутниковая или беспутниковая;
- номенклатура деталей, планируемых для обработки;
- партионность обрабатываемых деталей;
- способ транспортирования и установки деталей на оборудование.

Наладочные приспособления. В систему входят универсальные и специализированные наладочные приспособления (УНП и СНП).

Первые получили наибольшее применение в условиях мелко- и средне-серийного производства. Они представляют собой разборные станочные приспособления многократного применения и предназначены для обработки не только однотипных или близких по форме деталей, но и деталей, входящих в разные классы. Компоновка УНП состоит из базовой части, универсальной по схемам базирования и конструктивным формам устанавливаемых заготовок, и специальной сменной наладки.

Специализированные наладочные приспособления наиболее эффективны в условиях средне- и крупносерийного производства. Они представляют собой разборные станочные приспособления многократного применения для закрепления заготовок, близких по конструктивно-технологическим признакам и объединенных общностью базовых поверхностей и способом обработки. Компоновка СНП состоит из базовой части, специализированной по схе-

мам базирования типовых групп обрабатываемых заготовок, и сменной наладки. Кроме того, СНП могут иметь регулировочные элементы, т. е. быть комбинированными. От УНП они отличаются более высокой степенью механизации. При групповом методе обработки СНП широко используются при оснащении ПС.

Техническая характеристика основных серий УНП и СНП приведена в табл. 2.

Таблица 2

Техническая характеристика основных серий УНП и СНП

Серия	Режим работы	Ширина рабочей поверхности, мм	Диаметр установочного отверстия, мм	Диаметр крепежных отверстий, мм	Шаг между отверстиями, мм	Рекомендуемое усилие закрепления обрабатываемой детали, Н
10	Легкий	125 – 160	8	M12	40	2450 – 9800
14	Средний	160 – 320	12	M16	60	3675 – 14700
18	Тяжелый	280 – 560	16	M20	80	6125 – 24500
22	Особо тяжелый	500 – 800	20	M24	100	9065 – 36260

Основные достоинства ЧНП и СНП:

- приближение по точности, габаритным размерам, массе и удобству в работе к необратимой специальной оснастке, что обеспечивает их конкурентоспособность;
- жесткость конструкций, создаваемых из неразборных узлов и минимального количества элементов;
- применение методов фиксации деталей и сборочных единиц посредством отверстий и пальцев, что гарантирует стабильность получения размеров при обработке крупных партий деталей;
- возможность широкой механизации приспособлений за счет применения быстродействующих съемных зажимных устройств, устанавливаемых на базисную часть приспособления методом агрегатирования.

Область применения НП охватывает все типы производства. По состоянию готовности к использованию они близки к лучшим образцам станочной неразборной оснастки.

Сборные приспособления. В систему входят универсально-сборные и сборно-разборные приспособления (УСП и СРП).

Первые применяются в основном в единичном и мелкосерийном производстве, представляют собой разборные станочные приспособления многократного применения. Компоновка УСП собирается из заранее изготовленных стандартных деталей и сборочных единиц высокой точности и прочности для выполнения одной (нескольких) деталиеопераций и не требует дополнительной механической обработки. После выполнения операции приспособление возвращается на участок сборки УСП, где разбирается; элементы УСП могут многократно применяться для сборки других приспособлений. Базирование деталей и сборочных единиц УСП при компоновке приспособлений осуществляется посредством шпонок, устанавливаемых в Т-образных пазах.

С целью расширения области применения и повышения эффективности использования комплекты УСП снабжены универсальными средствами механизации. В ряде случаев они довольно успешно применяются для оснащения ПС.

Сборно-разборные приспособления являются разновидностью оснастки многократного применения, предназначенной для крупносерийного и массового производства. Они представляют собой станочные приспособления, собираемые для выполнения одной (нескольких) деталиеопераций из заранее изготовленных стандартных деталей и сборочных единиц нормальной точности и прочности. При необходимости получения на обрабатываемых деталях размеров повышенной точности производится доработка поверхностей СРП, контактирующих с обрабатываемой деталью (опорных поверхностей специальных сменных наладок).

Компоновки СРП могут применяться для технологического оснащения ПС.

Унифицированные приспособления. Анализ функционирующих в настоящее время ПС показывает, что для их оснащения широко используются системы УП, которым присущи характерные особенности как наладочных, так и сборных приспособлений. Как и наладочные приспособления, каждая такая система включает базовые конструкции, устанавливаемые на сменных паллетах станка, и наладки, монтируемые на базовых конструкциях. Однако, в отличие от НП, сменные наладки которых соответствуют особенностям формы каждой заготовки, наладки такой системы выполняются универсальными: либо с сетками высокоточных установочных и крепежных отверстий, либо с сеткой Т-образных установочных и крепежных пазов. Благодаря универсальности наладок возможно их повторное применение для установки других заготовок, что является характерным для СП. Как и СП, системы УП включают в себя универсальные позиционирующие и зажимные элементы.

В зависимости от степени гибкости автоматизации, способа транспортирования и установки на станках обрабатываемых деталей, ПС могут оснащаться унифицированными приспособлениями по двум направлениям.

В случае реализации первого направления оснащение ПС осуществляется следующим образом. Базовые приспособления с постоянно закрепленными

универсальными наладками, образуя приспособление-спутник, устанавливаются и жестко закрепляются на сменных паллетах станка. Необходимое количество паллет и приспособлений-спутников для работы одного станка в автоматизированном режиме в зависимости от времени обработки составляет от 4 до 12 шт. Обработываемые детали на станции загрузки устанавливаются на приспособления-спутники и транспортируются к станкам, встроенным в ПС.

Переналаживаемые системы, построенные по такому принципу оснащения, получили наибольшее распространение, так как позволяют обрабатывать детали различных конфигураций и размеров. Существенным недостатком их является то, что при оснащении УП такого типа требуется большое количество трудоемких в изготовлении и материалоемких сменных паллет и приспособлений-спутников. В результате существенно увеличиваются сроки и стоимость оснащения, требуются большие площади для складов-накопителей и большая грузоподъемность транспортных средств.

При реализации второго направления развития УП для ПС указанный недостаток устраняется, так как базовые приспособления устанавливаются и постоянно закрепляются всего на двух сменных паллетах станка. Однако в отличие от базовых приспособлений первого направления, конструкция приспособлений в данном случае позволяет автоматически базировать и закреплять универсальные сменные наладки (плиты-спутники) с обрабатываемыми деталями. Эти детали на станции загрузки устанавливаются на универсальные сменные наладки, которые транспортируются к станку промышленным роботом или другим транспортным средством и устанавливаются на базовом приспособлении в позиции загрузки станка. В этом случае возможна обработка деталей, различных по конфигурации и размерам. Данный вариант оснащения позволяет уменьшить количество сменных паллет и базовых приспособлений до 2 шт. на один станок, за счет чего сокращаются сроки и стоимость оснащения, площади складов-накопителей и необходимая грузоподъемность транспортных средств.

Автоматически переналаживаемые приспособления с ЧПУ. Значительные капитальные и текущие затраты при применении приспособлений-спутников вызвали необходимость создания таких транспортных систем, в которых заготовки транспортируются и устанавливаются без спутников. В системе автоматически переналаживаемых приспособлений с ЧПУ переналадка установочных и зажимных элементов (регулирование их положения по трем осям координат при смене объекта обработки) осуществляется без участия человека в любой последовательности по заданной программе с помощью ЭВМ, в которую вводят данные о типе и необходимом положении заготовки.

Автоматически переналаживаемые приспособления являются широкоуниверсальными и обеспечивают высокую гибкость производства. По мнению некоторых специалистов, данные приспособления по мере своего развития могут вытеснить приспособления-спутники. В результате их внедрения

будут созданы новые гибкие автоматизированные системы с высокой степенью загрузки, использующие интенсивные режимы резания.

С целью снижения затрат на механизацию и автоматизацию переналаживаемой технологической оснастки, обеспечения большей простоты конструкций и их надежности в настоящее время разработаны и широко применяются пять комплектов агрегатных средств механизации (АСМ), отличающихся усилиями закрепления обрабатываемых заготовок.

В состав комплектов входят гидравлические цилиндры двухстороннего действия, устанавливаемые на плитах переналаживаемых приспособлений всех типов, рукава высокого давления, быстроразъемная муфта, соединительная и крепежная арматура.

Источник давления представляет собой двухступенчатый пневмогидропреобразователь последовательного действия с электропневматическим управлением, который действует от пневматической системы цеха, преобразующей низкое давление воздуха сети (4 – 6 атм.) в высокое давление рабочей жидкости (100 – 200 атм.).

Для механизации приспособлений, устанавливаемых на вращающихся и перемещающихся станках токарного и многопозиционного оборудования применяются быстроразъемные «бесшланговые» зажимы, которые не требуют постоянного присоединения к источнику давления.

Последнее время, в связи с созданием постоянных магнитов большой мощности (усилия), все большее распространение получает переналаживаемая магнитная оснастка, которая позволяет вести не только шлифовку но и фрезеровку деталей на максимальных режимах. Такая оснастка более гибкая и удобная в эксплуатации и постепенно начинает вытеснять гидравлическую.

Применение предлагаемой станочной оснастки способствует уменьшению потребности в материальных и трудовых затратах на технологическую подготовку производства, повышает его мобильность и расширяет возможности технологического оборудования.

Список литературы: 1. Мовшович А.Я. Кобзев А.С., Горбулин В.П. и др. Обратимая технологическая оснастка для ГПС. – К.: Техника, 1992. – 216 с.; 2. Станочные приспособления. Справочник, том 2. – М.: Машиностроение / Под. Ред Б.Н. Вардашкина, В.В. Данилевского – 1984.; 3. Глушенко В.И., Ряховский А.В. Рациональный выбор технологической оснастки для многокоординатного оборудования и ГПС. – М.: Оборонная техника, 1994. – С. 15-18

Поступила в редколлегию 28.10.08

ОБОСНОВАНИЕ И ВЫБОР РАЦИОНАЛЬНОЙ СТРУКТУРЫ И ПАРАМЕТРОВ ОПЕРАЦИЙ ФИНИШНОЙ ОБРАБОТКИ ПО ТЕМПЕРАТУРНОМУ КРИТЕРИУ

В работе определены условия уменьшения тепловой напряженности финишной обработки лезвийными и абразивными инструментами и произведен выбор рациональной структуры и параметров операций финишной обработки по температурному критерию

Традиционно задачи повышения качества обработки решаются за счет снижения режимов резания [1]. Однако это, как известно, ведет к уменьшению производительности обработки и малоэффективно. Гораздо эффективнее использовать более прогрессивные методы обработки, для чего необходимо знать их технологические возможности, уметь проводить сопоставимые сравнения и выбор оптимальных вариантов обработки на основе математического (аналитического) представления физических и технологических параметров обработки. Все это требует обоснования технологических закономерностей формирования параметров качества при абразивной и лезвийной обработках с учетом температурного фактора, что позволит произвести выбор рациональной структуры и параметров операций. Важными решениями в этом плане следует рассматривать результаты исследований теплофизики процессов механической обработки, в особенности мгновенной и средней температур при шлифовании, которые (по мнению проф. Маслова Е.Н.) в совокупности позволяют раскрыть физическую сущность тепловых процессов при шлифовании и определить условия повышения качества и производительности обработки, однако не достаточно изучены и требуют дальнейших исследований. В связи с этим целью работы является повышение качества и производительности обработки на основе анализа тепловой напряженности финишной механической обработки и обоснованного выбора рациональной структуры и параметров операций.

В работе приведена разработанная математическая модель определения мгновенной и средней температур при шлифовании, а так же глубин проникновения тепла в поверхностный слой обрабатываемой детали. Математическая модель основана на результатах исследований [2] баланса тепла, уходящего в образующиеся стружки и обрабатываемую деталь. На первом этапе работы определены мгновенная температура θ и глубина l_2 проникновения тепла в поверхностный слой обрабатываемой детали при микрорезании единичным зерном на основе расчетной схемы (рис. 1), в которой снимаемый припуск условно представлен множеством бесконечно тонких адиабатических стержней, которые перерезаются со скоростью $V_{рез}$, определяющей ско-

рость перемещения теплового источника вглубь поверхностного слоя обрабатываемой детали:

$$\theta = \theta_{\max} \cdot z; \quad l_2 = a \cdot \frac{z}{\bar{l}_1}; \quad \bar{l}_1 = \frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot a \cdot V_{\text{рез}} = -\ln(1-z) - z, \quad (1)$$

где $\theta_{\max} = \sigma / c \cdot \rho$ – максимально возможная мгновенная температура, К; σ – условное напряжение резания, Н/м²; c – удельная теплоемкость обрабатываемого материала, Дж/(кг·К); λ – коэффициент теплопроводности обрабатываемого материала, Вт/м·К; ρ – плотность обрабатываемого материала, кг/м³; z – относительная величина температуры, изменяется в пределах 0...1; $\bar{l}_1$ – безразмерная величина; a – толщина среза, м; $V_{\text{рез}} = V_{\text{кр}} \cdot \text{tg} \beta$; $V_{\text{кр}}$ – скорость круга, м/с; β – условный угол сдвига обрабатываемого материала.

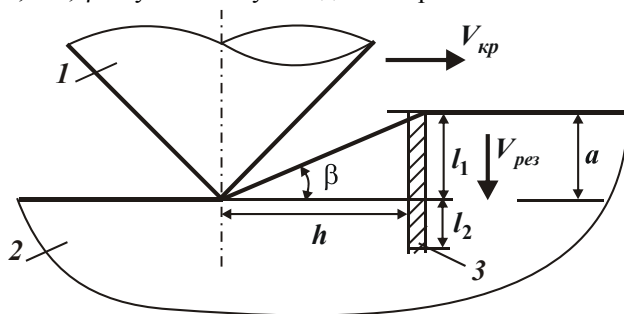


Рис. 1. Расчетная схема процесса микрорезания отдельным зерном: 1 – режущее зерно; 2 – обрабатываемый материал; 3 – адиабатический стержень ($l_1 = a$ – длина перерезанной части стержня; l_2 – длина стержня, равная толщине поверхностного слоя обрабатываемой детали, в котором концентрируется выделяющееся при резании тепло).

Расчетами установлено, что с увеличением скорости круга $V_{\text{кр}}$ и толщины среза a относительная величина температуры z непрерывно увеличивается, асимптотически приближаясь к единице, рис. 2,а. В этом случае практически все тепло, выделяющееся при резании, уходит в образующуюся стружку. В обрабатываемую деталь уходит незначительная часть тепла. Параметр l_2 с увеличением скорости круга $V_{\text{кр}}$ уменьшается, а с увеличением толщины среза a увеличивается, рис. 2,б. Из этого вытекает, что уменьшить параметр l_2 и добиться повышения качества обработки можно за счет существенного увеличения скорости круга $V_{\text{кр}}$ – путем перехода в область высокоскоростного шлифования, обеспечивая при этом мгновенную температуру θ ниже температуры плавления обрабатываемого материала. Для выполнения данного условия, исходя из зависимости (1), необходимо уменьшить условное напряжение резания σ , определяемое зависимостью:

$$\sigma = \sigma_{сж} \cdot \operatorname{tg} \left(45^{\circ} + \frac{\Psi - \gamma}{2} \right) = \sigma_{сж} \cdot \operatorname{ctg} \beta = \frac{\sigma_{сж}}{K_{рез}} \cdot \left(1 + \sqrt{1 + K_{рез}^2} \right), \quad (2)$$

где $\sigma_{сж}$ – предел прочности на сжатие обрабатываемого материала, Н/м²; γ – положительный передний угол режущей части инструмента (абразивного зерна); Ψ – условный угол трения передней поверхности инструмента с образующейся стружкой; $K_{рез} = P_z / P_y$ – коэффициент резания; P_z, P_y – тангенциальная и радиальная составляющие силы резания, Н.

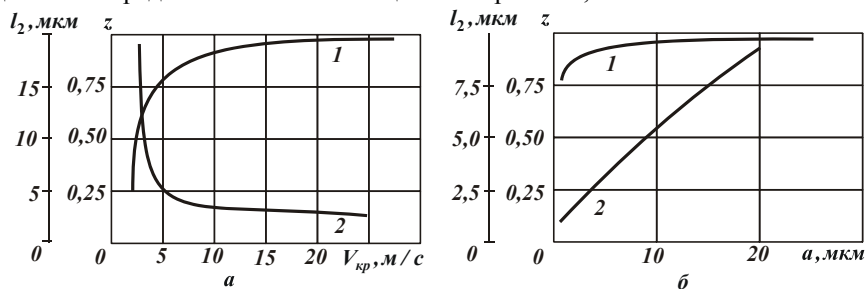


Рис. 2. Зависимости относительной величины температуры z (1) и параметра l_2 (2) от скорости круга $V_{кр}$ (а) и толщины среза a (б): а – $a = 0,05$ мм; б – $V_{кр} = 27,5$ м/с.

Это достигается уменьшением разности углов ($\Psi - \gamma$) или соответственно увеличением условного угла сдвига обрабатываемого материала β (коэффициента резания $K_{рез} > 1$). При отрицательных передних углах γ , что характерно для шлифования, разность углов Ψ и γ определяется выражением ($\Psi + \gamma$), уменьшить которое можно, во-первых, уменьшением интенсивности трения режущего зерна с обрабатываемым материалом за счет применения эффективных технологических сред, во-вторых, за счет поддержания высокой остроты режущих зерен (уменьшая отрицательный угол γ). Расчетами установлено, что при относительно небольших значениях коэффициента трения $f = \operatorname{tg} \psi$ обрабатываемого и инструментального материалов выполнить условие $K_{рез} > 1$ можно даже при отрицательных передних углах инструмента, рис. 3,а. А это, исходя из рис. 3,б, приводит к тому, что мгновенная температура θ принимает значения меньше температуры плавления $\theta_{пл} = 1500^{\circ}\text{C}$ обрабатываемого материала – стали ШХ15.

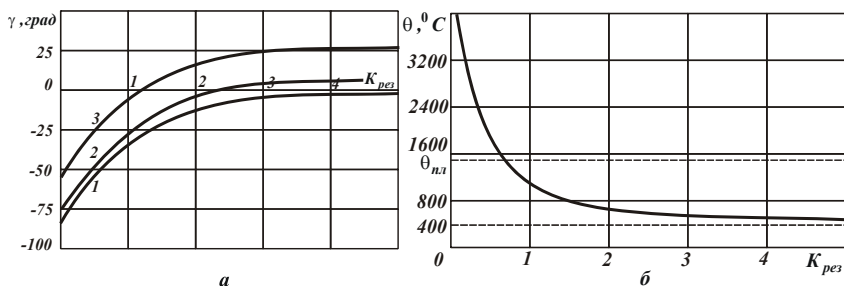


Рис. 3. Зависимости угла γ (а) и мгновенной температуры θ (б) от $K_{\text{рез}}$: а – 1 – $\psi = 10^\circ$ ($f = 0,176$); 2 – $\psi = 20^\circ$ ($f = 0,364$); 3 – $\psi = 40^\circ$ ($f = 0,839$).

Из зависимости (1) вытекает, что чем меньше условное напряжение резания $\sigma = \sigma_{\text{сж}} / \text{tg}\beta$, тем больше относительная величина температуры z и меньше параметр l_2 . Следовательно, уменьшение σ позволяет одновременно уменьшить параметр l_2 и мгновенную температуру θ , что подтверждается экспериментальными данными, приведенными в научно-технической литературе.

Как известно, при шлифовании режущие зерна круга контактируют не с “холодным”, а с “горячим” обрабатываемым материалом. Вследствие этого, мгновенная температура будет больше, чем при микрорезании единичным зерном. Это вытекает из зависимости (1), рассматривая в ней вместо толщины среза a глубину шлифования t . Очевидно, относительная величина температуры z увеличивается, что ведет к увеличению мгновенной температуры θ .

Установлено, что средняя температура при шлифовании, как и мгновенная температура, аналитически описывается зависимостью (1), рассматривая в ней вместо толщины среза a глубину шлифования t и представляя скорость $V_{\text{рез}}$ в виде: $V_{\text{рез}} = V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{t / 2 \cdot R_{\text{кр}}}$, где $V_{\text{дет}}$ – скорость детали, м/с; $R_{\text{кр}}$ – радиус круга, м. Поскольку $V_{\text{кр}} > V_{\text{дет}}$, $\text{tg}\beta > \sqrt{t / 2 \cdot R_{\text{кр}}}$, то мгновенная температура при шлифовании (кривая 1 на рис. 4,а) будет больше средней температуры (кривая 2 на рис. 4,а), а глубина проникновения мгновенной температуры в поверхностный слой обрабатываемой детали l_2 , наоборот, меньше глубины проникновения средней температуры (рис. 4,б), которая может многократно превышать глубину шлифования t . Это хорошо согласуется с известными экспериментальными данными.

Следовательно, средняя температура является определяющей при формировании параметров качества обработки при шлифовании и поэтому ее необходимо уменьшать.

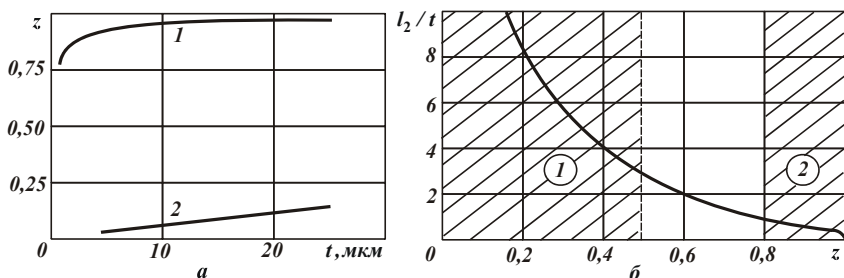


Рис. 4. Зависимости z от t (а) и l_2/t от z (б): а – $1 - V_{кр} = 27,5$ м/с; $tg\beta = 0,25$; $2 - V_{дем} = 30$ м/мин; диаметр круга $D_{кр} = 0,45$ м; обрабатываемый материал – сталь ШХ15 (коэффициент температуропроводности $a = \lambda / c \cdot \rho = 8,4 \cdot 10^{-6}$ м²/с); б – 1 и 2 определяют диапазоны изменения средней и мгновенной температуры.

Установлено, что с физической точки зрения средняя температура обусловлена процессом трения круга с обрабатываемым материалом. При отсутствии трения средняя температура фактически равна нулю и тепловую напряженность процесса будет определять мгновенная температура, что способствует повышению качества обработки. При наличии трения круга с обрабатываемым материалом уменьшить глубину проникновения средней температуры в поверхностный слой обрабатываемой детали l_2 (аналогично уменьшению глубины проникновения мгновенной температуры) можно увеличением скорости детали $V_{дем}$ при одновременном уменьшении глубины шлифования t . Это вытекает из полученных приближенных аналитических зависимостей [3–5] для определения средней температуры при шлифовании θ и параметра l_2 , которые справедливы для условия $z < 0,6$:

$$\theta = \frac{\sigma \cdot z}{c \cdot \rho} = \sigma \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot t \cdot V_{дем} \cdot \sqrt{\frac{t}{2R_{кр}}}}, \quad l_2 = \sqrt{2 \cdot \frac{\lambda}{c \cdot \rho} \cdot \frac{\sqrt{2t \cdot R_{кр}}}{V_{дем}}}. \quad (3)$$

Исходя из этого, уменьшить параметр l_2 и мгновенную температуру наиболее просто в условиях лезвийной обработки, в особенности при высокоскоростном фрезеровании. При этом фактически исключается средняя температура, которая при шлифовании обусловлена трением связи круга с обрабатываемым материалом. В результате мгновенная температура будет ниже температуры плавления обрабатываемого материала, а качество и производительность обработки выше, чем при шлифовании, что подтверждается практическими данными.

Для оценки достоверности теоретических решений были проведены экспериментальные исследования круглого внутреннего шлифования кругом ЧК 50x25x13 25А 25П СМ1 7 на станке с ЧПУ модели “Studer” детали из труд-

нообрабатываемой цементированной стали 16ХЗНВФМБ-Ш. Установлено, что в широких диапазонах изменения параметров режимов шлифования образуются прижоги и происходит растрескивание обрабатываемого материала, обусловленное температурным фактором. Глубины проникновения прижогов составляют 100...200 мкм. Это значительно больше глубины шлифования, изменяющейся в пределах 1 мкм, т.е. справедливо соотношение $l_2/t > 1$, что указывает на определяющую роль в образовании прижогов средней температуры, обусловленной трением круга с обрабатываемым материалом. Установлено, что исключить температурные дефекты на обрабатываемых поверхностях в процессе шлифования можно, во-первых, за счет снижения интенсивности трения круга с обрабатываемым материалом, применяя для этого среднемягкие круги, импрегнированные (термообработанные) круги, а также твердые смазки в зоне шлифования. Во-вторых, за счет уменьшения скорости круга до значений 18...20 м/с в связи с тем, что в зоне шлифования имеет место достаточно интенсивное трение круга с обрабатываемым материалом. В итоге увеличена предельная скорость радиальной подачи (до значения 0,22 мм/мин) и соответственно производительность обработки.

Были определены значения отношения l_2/t на основе экспериментальных данных, установленных разными авторами. Так, по данным Филимонова Л.Н. при круглом наружном абразивном скоростном шлифовании стали отношение $l_2/t = 3...8$. По данным Якимова А.В. при плоском абразивном шлифовании стали отношение $l_2/t = 4...8$. По данным Попова С.А. при алмазном шлифовании по упругой схеме твердого сплава отношение $l_2/t > 10$. По данным Грабченко А.И. при точении стали резцами из СТМ отношение $l_2/t = 0,5...2$. Как видно, при шлифовании отношение l_2/t значительно больше единицы, тогда как при лезвийной обработке (точении) оно соизмеримо с единицей.

Нами были проведены экспериментальные исследования высокоскоростного фрезерования ($n = 8000$ об/мин) глухих отверстий в деталях из стали 7ХГ2ВМФ-Ш твердостью HRC 51...56 на станке "Pisomax 60" с целью определения отношения l_2/t . Станок "Pisomax 60" обеспечивает движение фрезы по контуру, описывающему окружность с заданным радиусом, т.е. происходит своего рода "расфрезерование" отверстия с круговой подачей S . Одновременно производится вертикальная подача. Данная схема обработки фактически соответствует схеме круглого внутреннего продольного шлифования. В результате установлено, что отношение $l_2/t = 0,5...1$, т.е. достигаются еще меньшие значения l_2/t , чем при обычной лезвийной обработке. Следовательно, разработанная в работе математическая модель определения мгновенной и средней температур и глубин их проникновения в поверхностный слой обрабатываемой детали позволяет научно-обоснованно подойти к выбору условий повышения качества и производительности обработки.

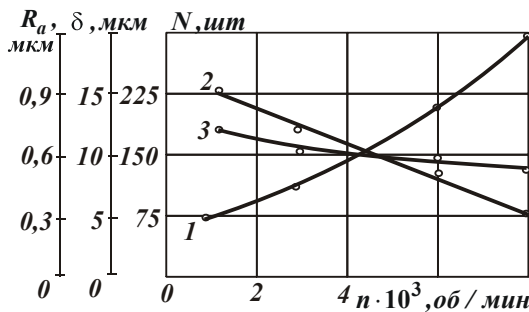


Рис. 5. Влияние частоты вращения фрезы n на количество обработанных одной фрезой отверстий N (1), отклонение от цилиндричности отверстия δ (2), параметр шероховатости обработки R_a (3): глубина резания $t=0,15$ мм; круговая подача $S=0,25$ мм/об; вертикальная подача — 125 мм/мин; снимаемый припуск — 0,3 мм.

Кроме того, в ходе экспериментальных исследований высокоскоростного фрезерования глухих отверстий установлено, что с увеличением частоты вращения фрезы n количество обработанных отверстий N одной фрезой из твердого сплава ВК8 увеличивается (рис. 5), отклонение от цилиндричности отверстия δ уменьшается, принимая значения меньше 0,01 мм, а параметр шероховатости обработки R_a стабильно изменяется в пределах 0,63 мкм. Это полностью удовлетворяет требованиям, предъявляемым к финишной обработке рассматриваемых отверстий, т.е. после сверления для получения требуемых геометрических параметров отверстия достаточно применить лишь его высокоскоростное фрезерование. Это является принципиально новым направлением в механообработке и позволяет, например, с высокой эффективностью заменить традиционно применяемую технологию, включающую растачивание и последующее хонингование.

Список литературы: 1. Синтетические алмазы в машиностроении / Под ред. В.Н. Бакуля. — К.: Наук. думка, 1976. — 351 с. 2. Новиков Ф.В. Математическая модель определения температуры при шлифовании на основе учета баланса тепла, уходящего в образующиеся стружки и обрабатываемую деталь // Вісник Харківського національного технічного університету сільського господарства ім. Петра Василенка. — 2007. — Вип. 61. — С. 23-33. 3. Новиков Ф.В., Рябенков И.А. Расчет температуры шлифования и глубины ее проникновения в поверхностный слой обрабатываемой детали // Восточно-европейский журнал передовых технологий, №1/2 (31), 2008. — С. 9-12. 4. Рябенков И.А. Определение условий уменьшения температуры шлифования и глубины ее проникновения в поверхностный слой обрабатываемой детали // Вісник НТУ «ХПІ». Збірник наукових праць. Тематичний випуск: Технології в машинобудуванні. — Харків: НТУ «ХПІ». — 2008. — № 23. — С. 16-21. 5. Новиков Ф.В., Рябенков И.А. Определение путей уменьшения температуры и повышения производительности при механической обработке // Наукові праці Донецького національного технічного університету. Серія: машинобудування, машинознавство. Випуск 5 (139). — Донецьк: ДонНТУ, 2008. — С. 56-60.

Поступила в редколлегию 11.12.08

ОПТИМИЗАЦИЯ ПАРАМЕТРОВ ОПЕРАЦИЙ ШЛИФОВАНИЯ С УЧЕТОМ ОГРАНИЧЕНИЯ ПО ТЕМПЕРАТУРЕ РЕЗАНИЯ

В работе приведены результаты оптимизация параметров операций шлифования по критерию основного времени обработки с учетом ограничения по температуре резания, даны практические рекомендации

Повышение эффективности операций шлифования предполагает как повышение параметров качества, так и производительности обработки [1]. Поэтому при определении оптимальных условий шлифования наряду с решением задачи уменьшения температуры шлифования, важно располагать решением задачи определения максимально возможной производительности обработки с учетом ограничения по температуре шлифования. В связи с этим целью работы является оптимизация параметров операций шлифования по критерию основного времени обработки с учетом ограничения по температуре резания. Для решения задачи воспользуемся аналитической зависимостью для определения температуры шлифования прямолинейного образца, движущегося по нормали к рабочей поверхности круга с постоянной скоростью $V_{рез}$ [2–4]:

$$\theta = \sigma \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot V_{рез} \cdot \Pi}{c \cdot \rho \cdot \lambda}}, \quad (1)$$

где σ – условное напряжение резания, Н/м²; c – удельная теплоемкость обрабатываемого материала, Дж/(кг·К); ρ – плотность обрабатываемого материала, кг/м³; λ – коэффициент теплопроводности обрабатываемого материала, Вт/м·К; Π – величина снимаемого припуска, м.

Определим основное время обработки $\tau = \Pi / V_{рез}$ при шлифовании в один переход. Разрешая зависимость (1) относительно скорости $V_{рез}$, имеем $\tau = \Pi^2 / A$, где $A = 0,5 \cdot c \cdot \rho \cdot \lambda \cdot (\theta / \sigma)^2$. Как видно, уменьшить τ при заданной температуре шлифования θ можно уменьшением σ и Π . Определим возможности уменьшения τ за счет осуществления операции шлифования в два перехода. Будем считать, что к началу второго перехода обрабатываемый образец успевает полностью охладиться. Тогда $\tau = \tau_1 + \tau_2 = \Pi_1 / V_{рез1} + \Pi_2 / V_{рез2}$, где Π_1, Π_2 и $V_{рез1}, V_{рез2}$ – соответственно величины снимаемых припусков и скорости радиальных подач на первом и втором переходах; $\Pi_1 + \Pi_2 = \Pi$ – суммарный снимаемый припуск, м. Выразим скорости $V_{рез1}, V_{рез2}$ по зависимости (1):

$$\tau = \frac{[H_1^2 + (\Pi - \Pi_1)^2]}{A}. \quad (2)$$

Величина Π_1 оказывает на τ неоднозначное влияние, т.е. имеет место экстремум функции τ от Π_1 . Для его нахождения подчиним функцию τ необходимому условию экстремума: $\tau'_{\Pi_1} = 0$. Откуда экстремальное значение величины Π_1 равно $\Pi_1 = 0,5 \cdot \Pi$. В точке экстремума $\tau''_{\Pi_1} > 0$. Следовательно, имеет место минимум функции τ от Π_1 . Минимальное значение $\tau_{\min} = \Pi^2 / 2 \cdot A$, табл. 1.

Таблица 1 – Расчетные значения $\tau \cdot A / P^2$

Π_1 / Π	0	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5	0,6	0,7	0,8	0,9	1,0
$\tau \cdot A / \Pi^2$	1,0	0,82	0,68	0,58	0,52	0,5	0,52	0,58	0,68	0,82	1,0

Как видно, при шлифовании в два перехода основное время обработки $\tau_{\min}$ меньше, чем при шлифовании в один переход. Аналогичным образом можно определить τ при шлифовании в n переходов:

$$\tau = \frac{\left[\Pi_1^2 + \Pi_2^2 + \dots + \Pi_{n-1}^2 + (\Pi - \Pi_1 - \Pi_2 - \dots - \Pi_{n-1})^2 \right]}{A}. \quad (3)$$

Очевидно, входящие в зависимость (3) переменные $\Pi_1, \Pi_2, \Pi_3, \dots, \Pi_{n-1}$ неоднозначно влияют на основное время обработки τ . Подчиняя функцию τ необходимому условию экстремума от переменных $\Pi_1, \Pi_2, \Pi_3, \dots, \Pi_{n-1}$, т.е. дифференцируя функцию τ по переменным $\Pi_1, \Pi_2, \Pi_3, \dots, \Pi_{n-1}$, получено систему $(n-1)$ линейных уравнений с $(n-1)$ неизвестными:

$$\begin{aligned} \Pi_1 - (\Pi - \Pi_1 - \dots - \Pi_{n-1}) &= 0; \\ \Pi_2 - (\Pi - \Pi_1 - \dots - \Pi_{n-1}) &= 0; \\ &\dots\dots\dots \\ \Pi_{n-1} - (\Pi - \Pi_1 - \dots - \Pi_{n-1}) &= 0. \end{aligned} \tag{4}$$

Определяя разности каждого последующего и предыдущего уравнений, получены следующие решения: $P_2 = P_1$; $P_3 = P_2$; ...; $P_{n-1} = P_{n-2}$, откуда $P_1 = P_2 = \dots = P_{n-1}$. Тогда, с учетом того, что $P_n = P - P_1 - \dots - P_{n-1}$ первое уравнение системы (4) примет вид: $P_1 - P_n = 0$ или $P_n = P_1$, т.е. $P_1 = P_2 = \dots = P_n = P/n$. Таким образом доказано, что величины снимаемого припуска на каждом из n переходов одинаковы. Нетрудно определить минимальное основное время обработки: $\tau_{\min} = P^2 / n \cdot A$. Следовательно, при

шлифовании в n переходов можно практически в n раз уменьшить основное время обработки по сравнению с шлифованием в один переход, рис. 1,а.

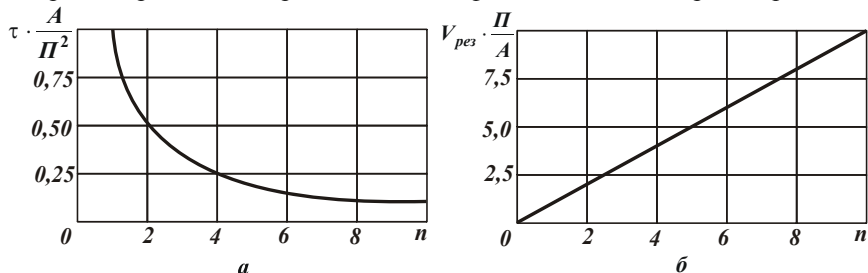


Рис. 1. Зависимости основного времени обработки $\tau \cdot A / \Pi^2$ (а) и скорости $V_{рез} \cdot \Pi / A$ (б) от количества переходов n .

Скорости $V_{рез}$ на каждом из n переходов будут равны между собой и определяться зависимостью: $V_{рез} = n \cdot A / \Pi$. По сравнению с шлифованием в один переход скорость $V_{рез}$ увеличивается в n раз, рис. 1,б.

Таким образом получено аналитическое решение задачи оптимизации структуры и параметров операций шлифования по критерию основного времени обработки с учетом ограничения по температуре шлифования. Основным условием осуществления данного решения является полное остывание обрабатываемого образца в период между переходами, т.е. в начале каждого последующего перехода температура образца должна равняться нулю. Выполнить данное условие можно при использовании традиционных схем плоского и круглого (наружного и внутреннего) шлифования, разбивая снимаемый припуск по проходам. Причем, с уменьшением припуска, удаляемого на каждом проходе круга, основное время обработки будет уменьшаться.

При шлифовании прямолинейного образца, движущегося по нормали к кругу, трудно обеспечить полное остывание образца к началу каждого перехода. Для этого требуется определенное время, что увеличивает продолжительность шлифования и не эффективно. В связи с этим важно решить задачу минимизации основного времени обработки при условии, что в конце каждого перехода температура шлифования θ равна заданной, а в начале каждого последующего перехода температура шлифования θ больше нуля. Иными словами, принимается, что к началу каждого перехода обрабатываемый образец не успевает остыть. Рассмотрим первоначально операцию шлифования, выполняемую в два перехода. Тогда τ будет равно: $\tau = \tau_1 + \tau_2 = \Pi_1 / V_{рез1} + \Pi_2 / V_{рез2}$, где Π_1, Π_2 и $V_{рез1}, V_{рез2}$ — соответственно величины снимаемых припусков и скорости радиальных подач на первом и втором переходах; $\Pi_1 + \Pi_2 = \Pi$ — суммарный снимаемый припуск, м. Скорость $V_{рез}$ на первом переходе определяется из зависимости (1):

$V_{pe31} = A / \Pi_1$. Для определения скорости V_{pe32} на втором переходе представим зависимость (1) в следующем виде:

$$\theta = \sigma \cdot V_{pe32} \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \left(\frac{\Pi_1}{V_{pe31}} + \frac{\Pi_2}{V_{pe32}} \right)}. \quad (5)$$

Очевидно, $(\Pi_1 / V_{pe31} + \Pi_2 / V_{pe32}) = \tau$. Тогда, разрешая зависимость (5), имеем $V_{pe32} = \sqrt{A / \tau}$. Откуда

$$\tau = \frac{\Pi_1^2}{A} + \Pi_2 \cdot \sqrt{\frac{\tau}{A}}. \quad (6)$$

В результате пришли к квадратному уравнению относительно неизвестной величины τ , рассматривая $\Pi_2 = \Pi - \Pi_1$. Решение уравнения:

$$\tau = \frac{1}{A} \cdot \left[\frac{(\Pi - \Pi_1)}{2} + \sqrt{\frac{(\Pi - \Pi_1)^2}{4} + \Pi_1^2} \right]^2. \quad (7)$$

Как видно, величина Π_1 неоднозначно влияет на τ , т.е. имеет место экстремум функции τ от величины Π_1 . Для определения экстремального значения Π_1 возьмем первую производную от функции τ по переменной Π_1 и полученное выражение приравняем нулю. В результате получено:

$$\tau'_{\Pi_1} = \frac{2}{A} \cdot \left[\frac{(\Pi - \Pi_1)}{2} + \sqrt{\frac{(\Pi - \Pi_1)^2}{4} + \Pi_1^2} \right] \times \left\{ -\frac{1}{2} + \frac{1}{2 \cdot \sqrt{\frac{(\Pi - \Pi_1)^2}{4} + \Pi_1^2}} \cdot \left[-\frac{(\Pi - \Pi_1)}{2} + 2 \cdot \Pi_1 \right] \right\} = 0 \quad (8)$$

Первое выражение, заключенное в квадратные скобки, не может быть равно нулю. Поэтому приравняем нулю второе выражение, заключенное в фигурные скобки, откуда $\Pi_1 = 0,4 \cdot \Pi$. Подставив полученное экстремальное значение Π_1 в зависимость (7), имеем $\tau_{\min} = 0,64 \Pi^2 / A$. Как видно, минимальное основное время обработки $\tau_{\min}$ меньше на 36% основного времени обработки при шлифовании в один переход.

Подставляя значения $\tau_{\min} = 0,64 \cdot \Pi^2 / A$; $\Pi_1 = 0,4 \cdot \Pi$; $\Pi_2 = 0,6 \cdot \Pi$ в зависимость (6), определим основное время обработки на первом и втором переходах:

$$\tau = \tau_1 + \tau_2 = (0,16 + 0,48) \cdot \frac{\Pi^2}{A} = 0,64 \cdot \frac{\Pi^2}{A}. \quad (9)$$

Из зависимости вытекает, что основное время обработки τ_1 на первом переходе в три раза меньше основного времени обработки τ_2 на втором переходе и составляет 25% от основного времени обработки τ на операции шлифования.

Скорость V_{pez1} на первом переходе, согласно зависимости (1) с учетом $\Pi_1 = 0,4 \cdot \Pi$, в 2,5 раза больше, чем при шлифовании в один переход. Скорость V_{pez2} на втором переходе определим, представив ее в виде:

$$V_{pez2} = \sqrt{\frac{A}{\tau}} = \frac{1,25 \cdot A}{\Pi}. \quad (10)$$

Отношение A / Π определяет скорость V_{pez} при шлифовании в один переход. Следовательно, скорость V_{pez2} на втором переходе больше в 1,25 раза соответственно скорости V_{pez} при шлифовании в один переход. На рис. 2 показан характер изменения скоростей V_{pez1} и V_{pez2} на двух переходах по отношению к скорости V_{pez} при шлифовании в один переход.

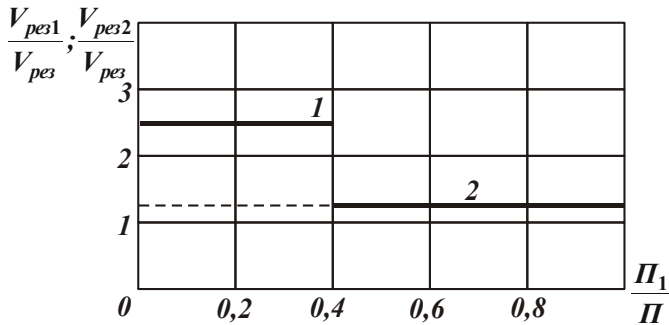


Рис. 2. Характер расположения зависимостей V_{pez1}/V_{pez} (1) и V_{pez2}/V_{pez} (2) на двух переходах.

В табл. 2 приведены рассчитанные по зависимости (7) значения основного времени обработки $\tau \cdot A / \Pi^2$ в безразмерных единицах. При $\Pi_1 = 0,4 \cdot \Pi$ основное время обработки принимает минимальное значение.

Таблица 2 – Расчетные значения основного времени обработки $\tau \cdot A / \Pi^2$

Π_1 / Π	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5	0,6	0,7	0,8	0,9
$\tau \cdot A / \Pi^2$	0,83	0,72	0,66	0,64	0,65	0,69	0,75	0,82	0,9

Таким образом показано, что при выполнении операции шлифования в два перехода, когда обрабатываемый образец к началу второго перехода не успевает остыть, основное время обработки уменьшается, однако в меньшей мере по сравнению со случаем, когда происходит остывание обрабатываемого образца к началу второго перехода. Так, во втором случае τ уменьшается в два раза по сравнению с шлифованием в один переход, а в первом случае – уменьшается лишь на 36%.

Произведем оценку основного времени обработки τ при шлифовании в три перехода:

$$\tau = \tau_1 + \tau_2 + \tau_3 = \frac{P_1}{V_{pez1}} + \frac{P_2}{V_{pez2}} + \frac{P_3}{V_{pez3}}, \quad (11)$$

где P_1, P_2, P_3 и $V_{pez1}, V_{pez2}, V_{pez3}$ – соответственно величины снимаемых припусков и скорости радиальных подач на первом, втором и третьем переходах; $P_1 + P_2 + P_3 = P$ – суммарный снимаемый припуск, м.

Основное время обработки τ_1 на первом переходе равно: $\tau_1 = P^2 / A$.

Скорость V_{pez2} на втором переходе описывается зависимостью (5), представленной в виде:

$$V_{pez2}^2 + \frac{A \cdot P_2}{P_1^2} \cdot V_{pez2} - \frac{A^2}{P_1^2} = 0. \quad (12)$$

В результате получено квадратное уравнение относительно неизвестной величины V_{pez2} . Его решение:

$$V_{pez2} = \frac{A}{P_1} \cdot \left[-\frac{P_2}{2 \cdot P_1} + \sqrt{\left(\frac{P_2}{2 \cdot P_1} \right)^2 + 1} \right]. \quad (13)$$

Скорость V_{pez3} на третьем переходе определяется из зависимости, аналогичной зависимости (5):

$$\theta = \sigma \cdot V_{pez3} \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \left(\frac{P_1}{V_{pez1}} + \frac{P_2}{V_{pez2}} + \frac{P_3}{V_{pez3}} \right)}. \quad (14)$$

Здесь $\left(\frac{P_1}{V_{pez1}} + \frac{P_2}{V_{pez2}} + \frac{P_3}{V_{pez3}} \right) = \tau$. Тогда, разрешая зависимость (14) отно-

сительно скорости V_{pez3} , имеем $V_{pez3} = \sqrt{A / \tau}$. Подставляя полученные зависимости в (11), получено квадратное уравнение относительно неизвестной величины $\sqrt{\tau}$:

$$\tau - \frac{P_3}{\sqrt{A}} \cdot \sqrt{\tau} - \left(\frac{P_1}{V_{pez1}} + \frac{P_2}{V_{pez2}} \right) = 0. \quad (15)$$

Решение квадратного уравнения:

$$\tau = \frac{1}{A} \cdot \left\{ \frac{P_3}{2} + \sqrt{\frac{P_3^2}{4} + \frac{P_2^2}{4} \cdot \left[1 + \sqrt{1 + 4 \cdot \left(\frac{P_1}{P_2} \right)^2} \right]^2} \right\}^2. \quad (16)$$

На рис. 3 приведены рассчитанные по зависимости (16) значения $\tau \cdot A / P^2$ для заданных значений P_1 и P_3 . Значения P_2 определялись по зависимости $P_2 = P - P_1 - P_3$.

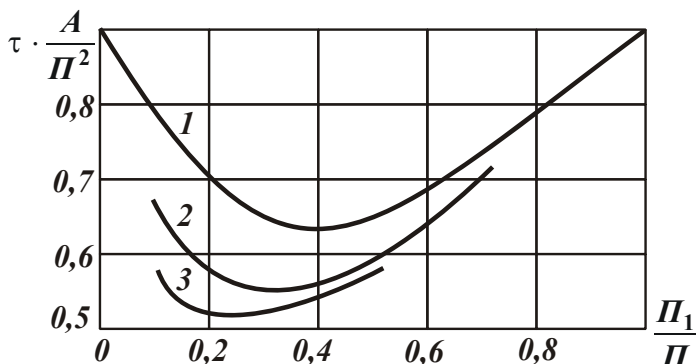


Рис. 3. Зависимость основного времени обработки $\tau \cdot A / P^2$ от отношения P_1 / P :

1 – $P_3 / P = 0$; 2 – $P_3 / P = 0,2$; 3 – $P_3 / P = 0,4$.

С увеличением отношения P_1 / P безразмерная величина $\tau \cdot A / P^2$ изменяется по экстремальной зависимости, проходя точку минимума. Причем, с увеличением P_3 / P точка минимума безразмерной величины $\tau \cdot A / P^2$ уменьшается и смещается в область меньших значений P_1 / P . Так, при $P_3 / P = 0$ экстремальное значение P_1 / P равно 0,4, а при $P_3 / P = 0,4$ – соответственно P_1 / P равно 0,2. Однако, уменьшение безразмерной величины $\tau \cdot A / P^2$ наблюдается в диапазоне $P_3 / P \leq 0,4$. При $P_3 / P > 0,4$ происходит увеличение безразмерной величины $\tau \cdot A / P^2$. Поэтому оптимальной по структуре операций шлифования в три перехода следует рассматривать операцию с параметрами $P_1 / P = 0,2$; $P_2 / P = 0,4$; $P_3 / P = 0,4$. В этом случае минимальное значение $\tau \cdot A / P^2 = 0,52$. Это меньше минимального значения $\tau \cdot A / P^2 = 0,64$ при шлифовании в два перехода.

Подводя итоги, можно отметить, что с увеличением количества переходов минимальное значение основного времени обработки и припуски, удаляемые на каждом переходе, уменьшаются.

Основное время обработки, в том числе по переходам, равно $\tau = (0,04 + 0,19 + 0,29) \cdot \Pi^2 / A$.

Значения скоростей V_{pez1} , V_{pez2} , V_{pez3} на каждом из трех переходов равны: $V_{pez1} = 5 \cdot A / \Pi$; $V_{pez2} = 2,1 \cdot A / \Pi$; $V_{pez3} = 1,38 \cdot A / \Pi$.

На рис. 4 показан характер изменения скоростей V_{pez1} , V_{pez2} , V_{pez3} при шлифовании в три перехода по отношению к шлифованию в один переход, когда $V_{pez} = A / \Pi$. Как видно, по сравнению с шлифованием в один переход скорость V_{pez1} увеличилась в 5 раз, скорость V_{pez2} – в 2,1 раза, а скорость V_{pez3} – 1,38 раза. По сравнению с шлифованием в два перехода (рис. 2) скорости V_{pez1} , V_{pez2} , V_{pez3} также увеличились. Следовательно, увеличение количества переходов позволяет увеличить скорости V_{pez1} , V_{pez2} , V_{pez3} при заданной температуре шлифования θ , а это способствует снижению основного времени обработки при шлифовании.

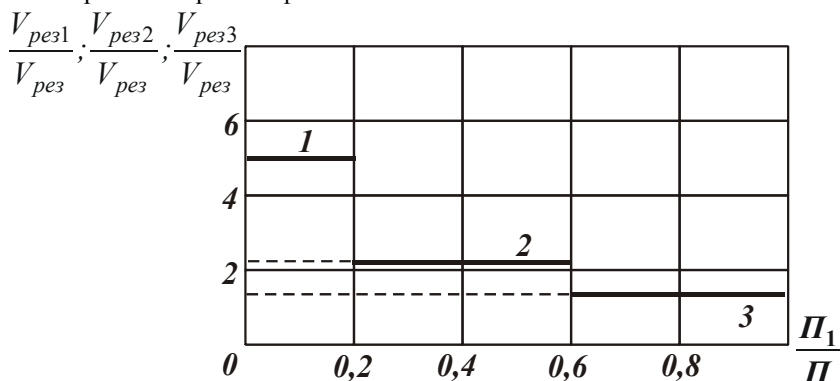


Рис. 4. Характер расположения зависимостей V_{pez1}/V_{pez} (1), V_{pez2}/V_{pez} (2) и V_{pez3}/V_{pez} (3) на трех переходах.

Аналогичным образом можно проанализировать характер изменения основного времени обработки и соответственно скоростей и снимаемых припусков для большего количества переходов. Однако тенденции их изменения, выявленные при анализе шлифования в два и три перехода, сохранятся. Это указывает на эффективность осуществления шлифования с переменной во времени скоростью V_{pez} . Чем больше расхождение максимального и минимального расхождения скоростей, тем меньше будет основное время обра-

ботки при шлифовании. Исходя из этого, наиболее эффективным следует рассматривать вариант шлифования, когда скорость $V_{рез}$ во времени уменьшается от своего максимального значения до нуля. Очевидно, для реализации данного условия необходимо использовать автоматизированные циклы шлифования или создать в технологической системе значительный начальный натяг, который при шлифовании приведет к уменьшению во времени скорости $V_{рез}$ вплоть до нуля.

Список литературы: 1. Маслов Е.Н. Теория шлифования металлов. – М.: Машиностроение, 1974. – 319 с. 2. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общ. ред. Ф.В. Новикова и А.В. Якимова. В десяти томах. – Т. 2. "Теплофизика резания материалов" – Одесса: ОНПУ, 2003. – 625 с. 3. Новиков Ф.В. Математическая модель определения температуры при шлифовании на основе учета баланса тепла, уходящего в образующиеся стружки и обрабатываемую деталь // Вісник Харківського національного технічного університету сільського господарства ім. Петра Василенка. – 2007. – Вип. 61. – С. 23-33. 4. Теоретические основы резания и шлифования материалов: Учеб. пособие / Якимов А.В., Новиков Ф.В., Новиков Г.В., Серов Б.С., Якимов А.А. – Одесса: ОГПУ, 1999. – 450 с.

Поступила в редколлегию 11.12.08

УДК 621.923

Г.В. НОВИКОВ, В.А. АНДИЛАХАЙ, А.А. МАШКО, И.Н. СНИСАРЕНКО

ПОВЫШЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ АЛМАЗНОГО ШЛИФОВАНИЯ ДЕТАЛЕЙ С ВЫСОКОПРОЧНЫМИ ПОКРЫТИЯМИ

Приведены результаты исследований процесса шлифования алмазными кругами на металлических связках деталей с высокопрочными покрытиями

Нанесение высокопрочных износостойких покрытий на рабочие поверхности нашло широкое применение при восстановлении высокопрочных деталей машин и стало важным фактором повышения их долговечности и работоспособности, многократного использования в процессе эксплуатации. В настоящее время номенклатура деталей, которые восстанавливаются и упрочняются покрытиями, включает сотни наименований. Вместе с тем, широкое применение покрытий сдерживается высокой трудоёмкостью их обработки при шлифовании в связи с высокими показателями твёрдости, прочностими и пластичности. Поэтому применение традиционных методов шлифования для их обработки неэффективно. В особой мере это относится к шлифованию порошковых покрытий высокой твёрдости $HRC \geq 60$, когда абразивный круг интенсивно изнашивается, теряет режущую способность и требует

постоянной правки, что существенно снижает производительность обработки. В настоящее время при обработке высокопрочных покрытий самых различных материалов все шире используются шлифовальные круги из синтетических алмазов. Так, в Институте сверхтвёрдых материалов НАН Украины разработаны процессы алмазного шлифования наплавленных покрытий, используемые в металлургическом производстве [1]. Алмазное шлифование покрытий контактных поверхностей больших и малых конусов, чаш и воронок засыпных аппаратов доменных печей позволило повысить производительность обработки и улучшить состояние поверхностного слоя. Это стало возможным благодаря использованию специально созданных алмазных кругов на металлической связке М1-10, которые удачно сочетают свойства самозатачивания режущей поверхности круга и высокую степень удержания зёрен в круге, что позволяет вести эффективную обработку износостойких покрытий типа 300 25НЗСЗГ2 твёрдостью HRC 50...55. При шлифовании покрытий твёрдостью HRC 60...62 применение алмазных кругов на металлических связках оказалось малоэффективно, т.к. при высокопроизводительном шлифовании (в особенности глубинном) алмазный круг на металлической связке интенсивно засаливается и теряет режущую способность. Введение в зону резания дополнительной энергии в виде электрических разрядов не позволяет в полной мере устранить засаливание круга, поскольку повышение мощности импульсов разрядного тока (вследствие перемигания стружками межэлектродного зазора) приводит к короткому замыканию и прекращению процесса электроэрозионного разрушения металлической связки круга и продуктов обработки. Одним из эффективных путей уменьшения интенсивности засаливания круга при шлифовании может быть увеличение площади его рабочей поверхности за счёт увеличения его наружного диаметра и высоты круга [2]. Подтверждением тому может быть разработанная и внедренная в производство технология глубинного алмазного электроэрозионного шлифования буровых инструментов с высокопрочными наплавками [3]. Технология реализует схему круглого наружного глубинного шлифования, включающую врезание алмазного круга на полную глубину резания (0,9 мм) при неподвижной детали (шарошке долотчатой коронки) и съём всего припуска за одно вращение детали с фиксированной глубиной резания (0,9 мм). Вместо абразивного круга диаметром 600 мм использован крупногабаритный алмазный круг диаметром 500 мм и шириной 50 мм на металлической связке М2-01, что позволило одновременно обрабатывать всю поверхность детали (44 мм) без применения продольной подачи. Скорость вращения детали устанавливалась равной $V_{\text{дем}} = 1$ м/мин, что соответствовало производительности обработки $900 \text{ мм}^3/\text{мин}$ мм или более $40 \text{ тыс. мм}^3/\text{мин}$, т.е. производительности применявшегося в производстве абразивного шлифования.

Экспериментальные исследования показали практически неприемлемость электроэрозионной правки круга с подводом электрического тока через зону резания. В связи с образованием длинных стружек алмазный круг на прочной металлической связке М2-01 интенсивно засаливался и через опре-

деленное время терял режущую способность независимо от электрического режима работы генератора импульсного тока. Применение электроэрозионной правки вне зоны резания с установкой специального правящего устройства (катода) позволило повысить стойкость алмазного круга, однако в полной мере решить проблему качественной очистки круга от продуктов обработки не удалось. В связи с этим был использован специальный крупногабаритный алмазный круг диаметром 500 мм и шириной 50 мм на менее прочной металлической связке М1-01, что позволило получить положительные результаты. Некоторая самозатачиваемость алмазного круга на металлической связке М1-01 в сочетании с непрерывным электроэрозионным воздействием на рабочую поверхность алмазного круга предопределили возможность качественной очистки и правки круга в процессе шлифования и поддержание высокой его режущей способности в течение смены.

Переход на полную алмазную обработку за счет снижения силовой и тепловой напряженностей процесса позволил повысить качество и точность шлифованных поверхностей (исключить сколы, микротрещины и прижоги), улучшить экологию производства за счет исключения образования абразивной пыли. Достаточно отметить, что при действующей технологии абразивного шлифования в течение смены в связи с интенсивным износом расходовалось до шести абразивных кругов диаметром 600 мм. Это сопровождалось большим выделением абразивной пыли и значительным ухудшением условий работы. Расчеты показали, что затраты на приобретение алмазных и абразивных кругов в связи с их износом оказались приблизительно одинаковыми. Таким образом, по производительности и себестоимости обработки предложенный процесс алмазного шлифования соизмерим с действующим процессом абразивного шлифования, а эффект достигается за счет повышения качества и точности обработки, улучшения экологии производства и условий труда, исключения трудоемких операций по частой замене абразивных кругов в связи с их полным износом. Необходимо отметить, что действующая технология основана на схеме врезного многопроходного шлифования с продольной осцилляцией круга. Скорость детали составляет до 60 м/мин. Попытки шлифования алмазным кругом по данной схеме привели к отрицательным результатам и, прежде всего за счет прерывистости обработки. Как известно, обрабатываемая поверхность детали (шарошки) имеет прерывистый характер. В связи с высокой скоростью детали это предопределяет ударный характер взаимодействия и значительные динамические нагрузки, которые приводят к интенсивному износу алмазного круга. Для абразивного круга такой режим шлифования является эффективным, т.к. обеспечивает непрерывную правку круга и поддержание его высокой режущей способности. Собственно этим объясняется высокий износ абразивных кругов и их частая замена в течение смены. Обрабатываемая деталь (шарошка) в данном случае выполняет роль правящего элемента. Следовательно, обработку алмазными кругами прерывистых поверхностей экономически нецелесообразно производить по схеме многопроходного шлифования с большой скоростью

детали, эффективно использовать глубинное шлифование с небольшой скоростью детали. Следует отметить, что достигнутый уровень производительности алмазного шлифования деталей с высокопрочными покрытиями – до 900 мм³/мин является в ряде случаев недостаточным для применения алмазных кругов взамен абразивных. Например, на Харьковском заводе "Потенциал" кольца (торцовые уплотнения) с рэлитовыми покрытиями шлифуются абразивным кругом с весьма высокой производительностью – свыше 1000 мм³/мин·мм. Естественно, реализовать данную производительность с использованием алмазного шлифования не удалось в связи с интенсивным засаливанием круга и потерей его режущей способности. Это требует дальнейшего поиска новых решений по эффективной очистке и правке алмазного круга в условиях высокопроизводительного шлифования высокопрочных пластичных материалов, к которым относятся покрытия. В связи с этим проведем анализ технологических возможностей алмазного электроэрозионного шлифования.

Оценку возможностей повышения производительности обработки при шлифовании $Q_{тек}(\tau)$ произведем по зависимости, полученной на основе решения уравнения баланса перемещение в технологической системе с учетом начального перемещения y_0 :

$$Q_{тек}(\tau) = Q_0 - (Q_0 - c \cdot y_0 \cdot \lambda) \cdot \exp\left(-\frac{c \cdot \lambda \cdot \tau}{\pi \cdot D_{дем} \cdot B}\right), \quad (1)$$

где $Q_0 = B \cdot V_{дем} \cdot t$ – номинальная производительность обработки, м³/с; B – ширина шлифования, м; $V_{дем}$ – скорость детали, м/с; t – глубина шлифования, м; τ – время обработки, с; c – приведенная жесткость технологической системы, Н/м; λ – удельная интенсивность съема материала, м³/(с·Н); $D_{дем}$ – диаметр детали, м; y_0 – начальное перемещение (натяг) в технологической системе, м.

В зависимости от величины y_0 из зависимости (1) вытекают три принципиальные решения: $Q_{тек} > Q_0$, $Q_{тек} = Q_0$, $Q_{тек} < Q_0$.

Увеличить $Q_{тек} > Q_0$ при $y_0 > \frac{Q_0}{c \cdot \lambda}$ можно, реализуя условие $y_0 = \Pi$,

где Π – величина снимаемого припуска, м.

При $Q_{тек} = Q_0$ будет протекать устойчивый во времени процесс шлифования. Для этого необходимо создать в технологической системе натяг величиной $y_0 = \frac{Q_0}{c \cdot \lambda}$ или обработку вести по упругой схеме с фиксированным радиальным усилием $P_y = Q_0 / \lambda$. Для обеспечения постоянства во времени параметра λ необходимо использовать эффективную правку круга.

Основным условием повышения производительности обработки $Q_{тек} > Q_0$ при условии $y_0 < \frac{Q_0}{c \cdot \lambda}$ является увеличение параметра λ . Не учитывая при анализе трения связки круга с обрабатываемым материалом в процессе шлифования, параметр λ определяется:

$$\lambda = V_{кр} \cdot \sqrt[3]{\frac{1}{\tau_{сдв}} \cdot \left(\frac{a_z}{4 \cdot HV \cdot R} \right)^2}, \quad (2)$$

где $V_{кр}$ – скорость круга, м/с; $\tau_{сдв}$, HV – соответственно предел прочности на сдвиг и твердость (по Виккерсу) обрабатываемого материала, Н/м²; a_z – толщина среза отдельным зерном круга, м; R – радиус округления режущей части зерна, м.

Из зависимости (2) следует, что увеличить параметр λ можно увеличением скорости круга $V_{кр}$ и соотношения a_z / R . Чем больше $\tau_{сдв}$ и HV , тем меньше λ и хуже обрабатываемость материала. Твердость материала HV в большей мере влияет на параметр λ , чем прочность материала $\tau_{сдв}$, что хорошо согласуется с практикой шлифования.

С учетом преобразований соотношения a_z / R , зависимость (2) принимает вид

$$\lambda = \frac{2 \cdot V_{кр} \cdot (1 - \eta)}{\pi \cdot tg \gamma \cdot HV}, \quad (3)$$

где $\eta = \sqrt{\frac{0,5 \pi \cdot tg^2 \gamma \cdot HV \cdot x^2}{P_{y_1}}}$ – безразмерный параметр, определяющий

степень затупления зерна, изменяется в пределах 0...1 (для острого зерна $\eta \rightarrow 0$, для затупленного зерна $\eta \rightarrow 1$); 2γ – угол при вершине конусообразного режущего зерна; P_{y_1} – радиальная составляющая силы резания, действующая на зерно, Н; x – величина линейного износа зерна, м.

Из зависимости (3) следует, что увеличить параметр λ можно путем уменьшения безразмерного параметра η за счет уменьшения величины x и увеличения P_{y_1} , т.е. за счет поддержания в процессе шлифования высокой остроты режущих зерен и применения алмазных кругов из прочных алмазных зерен и металлических связок.

Производительность обработки $Q_{тек} > Q_0$, соответствующая условию $Q_{тек} = Q_0$, определяется:

$$Q_{тек} = \frac{2 \cdot V_{кр} \cdot P_y \cdot (1 - \eta)}{\pi \cdot tg \gamma \cdot HV}. \quad (4)$$

Повысить $Q_{тек} > Q_0$ можно увеличением $V_{кр}$, P_y и $(1-\eta)$, т.е. применением скоростного, силового (глубинного) шлифования, в том числе с непрерывной эффективной правкой круга. Последний фактор играет определяющую роль при шлифовании материалов повышенной твердости, поскольку увеличение параметра HV приводит к уменьшению величины $(1-\eta)$ и соответственно производительности обработки $Q_{тек} > Q_0$ в соответствии с зависимостью (4).

Из зависимости (4) также следует, что уменьшить P_y при фиксированной производительности обработки $Q_{тек} > Q_0$ можно уменьшением $\eta \rightarrow 0$.

Определены условия образования микросколов на режущих зернах при шлифовании ($\eta \rightarrow 0$), исходя из зависимости для расчета максимального касательного напряжения, возникающего в зерне:

$$\tau_{\max} = \frac{16 \cdot P_{y_1}}{x^2} \cdot (1 - K_{ш})^2 \cdot K_{ш}^3, \quad (5)$$

где $K_{ш} = \sqrt{\frac{4 \cdot \sigma_{сж}}{\pi \cdot \lg \gamma \cdot HV}} \cdot (1 - \eta)$ – коэффициент шлифования; $\sigma_{сж}$ – предел прочности обрабатываемого материала на сжатие, Н/мм².

Произведение $(1 - K_{ш})^2 \cdot K_{ш}^3$ с увеличением коэффициента шлифования $K_{ш}$ увеличивается, табл. 1.

Таблица 1 – Расчетные значения произведения $(1 - K_{ш})^2 \cdot K_{ш}^3$

$K_{ш}$	0	0,1	0,2	0,3	0,5
$(1 - K_{ш})^2 \cdot K_{ш}^3$	0	0,00081	0,005	0,013	0,031

Следовательно, по мере износа зерна (увеличение величины x) максимальное касательное напряжение $\tau_{\max}$ уменьшается, причем, интенсивнее с увеличением твердости обрабатываемого материала HV .

Обеспечить увеличение $\tau_{\max}$ и протекание устойчивого процесса микро-разрушения режущих зерен при шлифовании можно увеличением P_{y_1} и применением непрерывной правки круга для удаления затупленных зерен с его рабочей поверхности (с предельной величиной x , определяемой из условия $\tau_{\max} = \tau_{сдв_{зерна}}$).

Определены условия реализации процесса электроэрозионного алмазного шлифования, исходя из зависимости для расчета температуры образующихся стружек t^0 (на основе закона Джоуля-Ленца)

$$t^0 = \frac{K_1 \cdot U^2}{\rho \cdot c \cdot \rho_{ом} \cdot l \cdot V_{кр}}, \quad (6)$$

где K_1 – тепловой эквивалент работы; U – напряжение технологического тока, В; ρ и c – соответственно плотность и удельная теплоемкость обрабатываемого материала; $\rho_{ом}$ – удельное сопротивление стружки, Ом·мм²/м; l – толщина межэлектродного зазора, м.

В зависимости от величины l возможны три случая:

- 1) $l > l_{np}$ (где l_{np} – предельное значение межэлектродного зазора). Тогда $t^0 < t_{np}^0$ (где t_{np}^0 – предельное значение температуры, при которой происходит термическое разрушение стружек и металлической связи алмазного круга), т.е. процесс электроэрозии отсутствует. Согласно зависимости (6), необходимо увеличить U или уменьшить $V_{кр}$;
- 2) $l = l_{np}$, тогда $t^0 = t_{np}^0$, что указывает на протекание устойчивого процесса электроэрозии, обеспечивающего термическое разрушение стружек и металлической связи круга с интенсивностью, достаточной для поддержания его высокой режущей способности;
- 3) $l < l_{np}$, тогда $t^0 > t_{np}^0$, что указывает на протекание в начальный период интенсивного процесса электроэрозии, который с течением времени ведет к увеличению l , уменьшению t^0 до значения t_{np}^0 и стабилизации l .

В случае автономной электроэрозионной правки алмазного круга температура нагрева поверхностных слоев металлической связи определится:

$$t^0 = \frac{K_1 \cdot U^2 \cdot \tau}{\rho \cdot c \cdot \rho_{ом} \cdot l}, \quad (7)$$

где τ – время контакта фиксированной точки круга с правящим электродом (при постоянной силе тока) или время единичного импульса тока.

Увеличить t^0 (до предельного значения) и обеспечить высокую эффективность процесса электроэрозионной правки можно уменьшением l и увеличением U и τ за счет увеличения силы прижатия алмазного круга к правящему электроду и применения источника технологического тока повышенной мощности.

На рис. 1 показан характер изменения производительности обработки от глубины шлифования для различных значений силы тока I_{cp} . Как видно, с увеличением I_{cp} производительность обработки увеличивается вследствие повышения режущей способности алмазного круга на металлической связке М2-01. Это связано с усилением интенсивности электроэрозионного воздействия на рабочую поверхность круга и качественной ее очисткой от продуктов обработки, что исключает засаливание круга. Установлено, что в точках

максимума производительности обработки плотность тока фактически одинакова и равна $1,3 \cdot 1,5 \text{ А/мм}^2$.

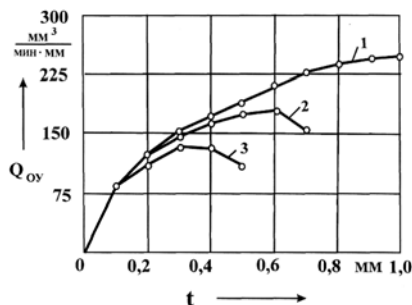


Рис. 1. Зависимость производительности обработки от глубины шлифования: 1 – $I_{cp} = 75 \text{ А}$; 2 – $I_{cp} = 48 \text{ А}$; 3 – $I_{cp} = 34 \text{ А}$; обрабатываемый материал – покрытие ПГ-10Н-01; алмазный круг – АС6 250/200 М2-01 4; максимальная толщина среза отдельным зерном $a_{z_{max}} = 15 \text{ мкм}$; $V_{кр} = 28 \text{ м/с}$.

Список литературы: 1. Рыжов Э.В., Клименко С.А., Гуцаленко О.Г. Технологическое обеспечение качества деталей с покрытиями. – К.: Наук. думка, 1994. – 180 с. 2. Новиков Г.В. Повышение эффективности алмазно-искрового шлифования деталей с высокопрочными покрытиями: Дис....канд. техн. наук: 05.02.08. – Харьков, 1989. – 210 с. 3. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общ. ред. Ф.В. Новикова и А.В. Якимова. В десяти томах. – Т. 4. "Теория абразивной и алмазно-абразивной обработки материалов" – Одесса: ОНПУ, 2002. – 802 с. 4. Машко А.А. Определение условий повышения точности механической обработки // Вісник Харківського національного технічного університету сільського господарства ім. Петра Василенка. – "Технічний сервіс АПК, техніка та технології у сільськогосподарському машинобудуванні". – 2008. – Вип. 68. – С. 106-111.

Поспудила в редколлегию 11.12.08

УДК 621.923

А.Н. КОВАЛЬЧУК, Р.А. БЕРЕЖНОЙ, В.В. НЕЖЕБОВСКИЙ

РАСЧЕТ И АНАЛИЗ ШЕРОХОВАТОСТИ ПОВЕРХНОСТИ ПРИ АЛМАЗНОМ ШЛИФОВАНИИ

В работе приведен расчет и анализ шероховатости поверхности при алмазном шлифовании.

Алмазное шлифование является важным фактором повышения качества обработки деталей [1, 2]. Вместе с тем, технологические возможности алмазного шлифования в плане улучшения шероховатости поверхности полностью не изучены. Поэтому целью работы является теоретический анализ условий улучшения шероховатости поверхности при алмазном шлифовании. Для ре-

шения поставленной задачи рассмотрим закономерности разрушения алмазных зерен круга от действия механических нагрузок, возникающих в процессе шлифования твердосплавной пластинки, которая прижимается к рабочей поверхности алмазного круга с радиальным усилием P_y . В первом приближении примем равномерный закон выступания вершин неизношенных зерен над уровнем связки алмазного круга. Предположим, что под действием радиальной силы P_{y_1} , действующей на отдельное зерно в процессе шлифования, оно “утопает” в связку круга на величину y , т.е. между силой P_{y_1} и радиальным перемещением (“утопанием”) зерна в связку y существует связь: $P_{y_1} = c \cdot y$, где c – жесткость связки, Н/м. Учитывая то, что вследствие “утопания” зерен в связку, в контакте с обрабатываемой алмазной пластинкой будет находиться n зерен из всего числа N зерен, расположенных на рабочей поверхности круга площадью S , справедливо равенство:

$$P_y = \sum_{i=1}^n P_{y_i} = c \cdot y + c \cdot (y - \Delta) + \dots + c \cdot (y - n \cdot \Delta) = c \cdot \left(n \cdot y - \Delta \cdot \sum_{i=1}^n i \right). \quad (1)$$

Здесь $\Delta = b / N$ – среднее расстояние (по высоте) между вершинами зерен, расположенных в пределах контакта круга с обрабатываемой пластинкой, м; b – максимальная высота выступания вершин зерен над уровнем связки круга, м; $N = k \cdot S$; k – поверхностная концентрация зерен на рабочей поверхности круга, шт/м². Тогда $\Delta = b / k \cdot S$. Количество контактирующих с обрабатываемой пластинкой зерен n можно определить:

$$n = N \cdot \frac{y}{b} = k \cdot S \cdot \frac{y}{b}, \quad \text{откуда} \quad y = \frac{n \cdot b}{k \cdot S}. \quad (2)$$

В зависимости (1) сумма $\sum_{i=1}^n i$ равна сумме n членов арифметической прогрессии: $\sum_{i=1}^n i = \frac{(1+n) \cdot n}{2}$. Тогда

$$P_y = n \cdot (n-1) \cdot \frac{c \cdot b}{2 \cdot k \cdot S}. \quad (3)$$

Данная зависимость содержит неизвестную величину n . Для ее определения разрешим зависимость (3) относительно n . В результате приходим к квадратному уравнению:

$$n^2 - n - \frac{2 \cdot k \cdot S \cdot P_y}{c \cdot b} = 0. \quad (4)$$

Его решение:

$$n = \frac{1}{2} \cdot \left(1 + \sqrt{1 + \frac{8 \cdot k \cdot S \cdot P_y}{c \cdot b}} \right). \quad (5)$$

Если жесткость связки $c \rightarrow \infty$, то $n=1$, т.е. в контакте с обрабатываемой пластинкой находится лишь одно наиболее выступающее из связки круга алмазное зерно. Этот случай возможен при шлифовании алмазными кругами на прочных металлических связках, практически исключаящих “утопание” зерен в связку ($y \rightarrow 0$).

Из зависимости (5) следует, что с уменьшением жесткости связки c количество зерен n , находящихся в контакте с пластинкой, увеличится, $n > 1$. Поэтому зависимость (5) можно упростить:

$$n = \sqrt{\frac{2 \cdot k \cdot S \cdot P_y}{c \cdot b}}. \quad (6)$$

Уменьшение жесткости c предполагает применение более мягких связок алмазного круга – органических и керамических. При определенном значении c количество зерен n увеличится до максимального значения N . В этом случае обрабатываемая пластинка будет контактировать со связкой круга, вызывая ее разрушение и выпадение зерен из связки, обеспечивая таким образом режим самозатачивания алмазного круга. Исходя из зависимости (6), выполнить условие $n \rightarrow N$ можно также за счет увеличения усилия P_y .

Оценим радиальную нагрузку, действующую на максимально выступающее из связки зерно, $P_{y_1} = c \cdot y$ с учетом (2) и (5):

$$P_{y_1} = \frac{c \cdot b}{2 \cdot k \cdot S} \cdot \left(1 + \sqrt{1 + \frac{8 \cdot k \cdot S \cdot P_y}{c \cdot b}} \right) \approx \sqrt{\frac{2 \cdot c \cdot b \cdot P_n}{k}}, \quad (7)$$

где $P_n = P_y / S$ – нормальное давление в зоне обработки, Н/м².

Как видно, с увеличением параметров c , b , P_n и уменьшением k нагрузка P_{y_1} увеличивается. Это означает, что наибольшая нагрузка P_{y_1} достигается при шлифовании алмазным кругом на металлической связке (вследствие увеличения жесткости c). Следовательно, в этом случае произойдет наибольшее разрушение зерна с образованием наибольшей площадки на его вершине.

При шлифовании алмазными кругами на менее прочных и твердых органических и керамических связках нагрузки P_{y_1} будут меньше, что приведет к образованию меньших площадок на вершинах зерен. Поэтому для увеличения нагрузки P_{y_1} , согласно зависимости (7), необходимо увеличивать нормальное давление в зоне обработки P_n .

Оценим, как это повлияет на интенсивность съема материала. Нагрузку P_{y_1} , действующую на максимально выступающее из связки зерно круга, можно выразить зависимостью: $P_{y_1} = HV \cdot \pi \cdot \operatorname{tg}^2 \gamma \cdot H^2$, где HV – твердость (по Виккерсу) обрабатываемого материала, Н/м²; 2γ – условный угол при вершине конусообразного зерна; H – глубина внедрения режущего зерна в обрабатываемый материал, м. Откуда

$$H = \sqrt{\frac{P_{y_1}}{\pi \cdot \operatorname{tg}^2 \gamma \cdot HV}}. \quad (9)$$

Параметр H тем больше, чем больше нагрузка P_{y_1} и меньше HV . Для заданного значения HV увеличить параметр H и соответственно производительность обработки можно увеличением нагрузки P_{y_1} . А это достигается, согласно зависимости (7), увеличением жесткости связки (т.е. применением алмазных кругов на металлических связках) и нормального давления P_n . Чем меньше c , тем больше должно быть нормальное давление P_n . Поэтому при шлифовании пластинки алмазным кругом на металлической связке нормальное давление P_n должно быть меньше, чем при шлифовании алмазным кругом на менее прочной органической или керамической связках. Это хорошо согласуется с практическими данными. Так, в работе [3] показано, что для нормального протекания процесса шлифования синтетического сверхтвердого материала алмазным кругом на органической связке P_n должно быть приблизительно в 10 раз больше, чем при шлифовании алмазным кругом на металлической связке. В противном случае съем обрабатываемого материала (алмаза) не произойдет.

Исходя из зависимости (7), важным условием увеличения нагрузки P_{y_1} и соответственно производительности обработки является увеличение b и уменьшение k . Выразим параметры b и k через стандартные параметры – объемную концентрацию зерен круга m и зернистость круга $\bar{X}$, используя известные зависимости [4]:

$$k = \frac{3m \cdot (1 - \varepsilon)}{200\pi \cdot \bar{X}^2}, \quad b = (1 - \varepsilon) \cdot \bar{X} \quad (10)$$

где $(1 - \varepsilon)$ – безразмерный коэффициент, учитывающий степень выступления режущего зерна над уровнем связки круга.

Тогда соотношение b/k выразится:

$$\frac{b}{k} = \frac{200\pi \cdot \bar{X}^3}{3m}. \quad (11)$$

Как видно, увеличение соотношения b/k предполагает увеличение зернистости круга $\bar{X}$ и уменьшение объемной концентрации зерен круга m . Причем, зернистость круга $\bar{X}$ оказывает на соотношение b/k более существенное влияние.

Параметр H , определяемый зависимостью (9), приблизительно равен максимальной высоте микронеровностей обработанной поверхности. Поэтому, чем больше нагрузка P_{y_1} , тем больше шероховатость обработки. Как показано выше, при шлифовании алмазным кругом на металлической связке нагрузка P_{y_1} больше, чем при шлифовании алмазным кругом на органической связке. Следовательно, будет больше и шероховатость обработки, что также хорошо согласуется с практическими данными. Эффект уменьшения шероховатости обработки обусловлен возможностью “утопания” режущих зерен в органическую связку круга и увеличением количества одновременно работающих зерен.

Рассмотрим условия контакта неподвижного алмазного круга с пластинкой из синтетического сверхтвёрдого материала (СТМ). Предположим, что выступание вершин зерен над условным уровнем связки алмазного круга подчиняется равномерному закону распределения с плотностью $f(y_i) = 1/b$, где b – максимальная высота выступания зерен над условным уровнем связки, рис. 1. Физически это означает, что в каждом интервале длиной Δy_i по координате y_i находится одинаковое число зерен. Зная количество зерен n_0 , расположенных на рабочей поверхности круга площадью, равной площади рассматриваемой пластинки, и их максимальную высоту выступания b , можно определить среднее расстояние между вершинами зерен по координате y_i (разновысотность) как отношение b/n_0 .

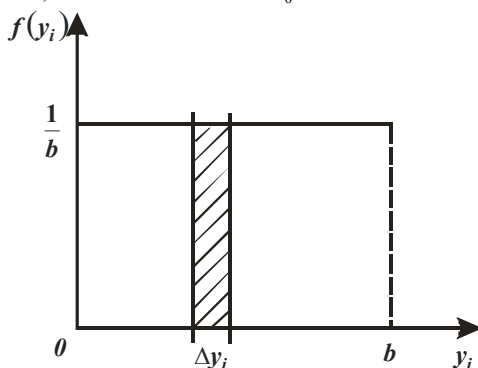


Рис. 1. График функции $f(y_i)$.

Предположим, что алмазная пластинка прижимается к неподвижному алмазному кругу радиальным усилием P_y . Учитывая то, что внедрение зерен

круга в алмазную пластинку практически невозможно, то данную силу (в связи с разновысотным выступанием вершин зерен над связкой) будет воспринимать лишь одно максимально выступающее зерно. Очевидно, под действием силы, превышающей предельное значение, это зерно поверхностно разрушится. Длина разрушенной части зерна может быть или меньше, или равной, или больше величины разновысотности b/n_0 . Рассмотрим третий случай, как наиболее вероятный. Тогда в контакт с алмазной пластинкой вступит новое нижерасположенное зерно, которое также поверхностно разрушится и приведет к нагружению и последующему поверхностному разрушению определенного количества зерен n_1 из всех рассматриваемых n_0 зерен, ограниченных площадью пластинки. В итоге сила P_y будет уравновешиваться системой сил, действующих на пластинку со стороны поверхностно разрушенных зерен. Необходимо отметить, что величина разрушенной части зерна определяется пределом прочности его на сжатие $\sigma_{сж}$. Разрушение зерна происходит не мгновенно, а в течении непродолжительного, но физически ощутимого промежутка времени.

Произведем расчет длины разрушенной части H наиболее выступающего из связки круга алмазного зерна при условии прижатия алмазной пластинки к неподвижному алмазному кругу с силой P_y . Будем считать, что зерна имеют форму конуса с углом при вершине 2γ , а высоты их выступания над уровнем связки круга подчинены равномерному закону, как это показано на рис. 1.

Предположим, что поверхностное разрушение зерна в сечении, удаленном на расстояние H от его вершины, происходит от предельных напряжений сжатия, вызванных действием радиальной силы P_{y1} , приложенной к вершине зерна. Тогда силу P_y , действующую на алмазную пластинку, можно представить в виде

$$P_y = \sigma_{сж} \cdot F_{факт} , \quad (12)$$

где $\sigma_{сж}$ – предел прочности на сжатие алмаза (алмазного зерна), Н/м²; $F_{факт}$ – фактическая площадь контакта поверхностно разрушенных зерен с алмазной пластинкой, м²;

$$F_{факт} = \sum_{i=1}^{n_1} F_i = \sum_{i=1}^{n_1} \pi \cdot r_i^2 = \sum_{i=1}^{n_1} \pi \cdot tg^2 \gamma \cdot H_i^2 = \int_0^H \pi \cdot tg^2 \gamma \cdot H_i^2 \cdot dn_1 , \quad (13)$$

F_i , r_i – соответственно площадь и радиус контакта алмазной пластинки с поверхностно разрушенным зерном; H_i – длина разрушенной части отдельного зерна, м.

Параметр H_i подчиняется равномерному закону распределения с плот-

ностью $f(H_i) = \frac{1}{H}$, рис. 2. С учетом $dn_1 = n_1 \cdot f(H_i) \cdot dH_i = n_1 \cdot \frac{1}{H} \cdot dH_i$, имеем

$$F_{\text{факт}} = \frac{\pi \cdot tg^2 \gamma \cdot n_1 \cdot H^2}{3} . \quad (14)$$

Представим $n_1 = \alpha \cdot n_0$; $n_0 = k \cdot F_{nl} \cdot \frac{H}{b}$, где $\alpha < 1$; k – поверхностная концентрация зерен круга, шт/м²; F_{nl} – площадь алмазной пластинки, м². Выразим параметры k и b известными соотношениями (10). Тогда

$$n_1 = \frac{3m \cdot \alpha \cdot F_{nl} \cdot H}{200\pi \cdot \bar{X}^3} , \quad (15)$$

$$F_{\text{факт}} = \frac{tg^2 \gamma \cdot m \cdot \alpha \cdot F_{nl} \cdot H^3}{200 \cdot \bar{X}^3} . \quad (16)$$

Подставляя зависимость (16) в (12), имеем

$$H = \bar{X} \cdot \sqrt[3]{\frac{200 \cdot P_n}{tg^2 \gamma \cdot m \cdot \alpha \cdot \sigma_{сж}}} , \quad (17)$$

где $P_n = P_y / F_{nl}$ – нормальное давление, Н/м².

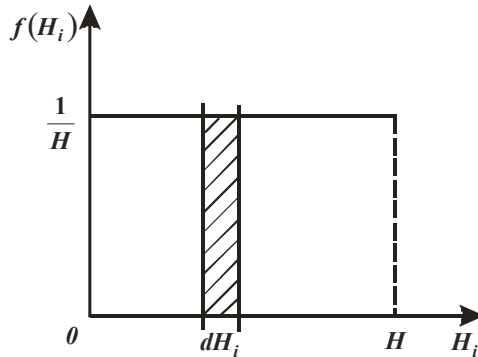


Рис. 2. График функции $f(H_i)$.

Параметр H тем больше, чем больше зернистость круга $\bar{X}$, нормальное давление P_n и меньше величины γ , m , α , $\sigma_{сж}$. Если рассматривать зависимость (17) применительно к процессу шлифования по упругой схеме ($P_n = const$) алмазной пластинки, то увеличить параметр H , а следовательно повысить ресурс работы зерна при резании можно прежде всего уменьшением объемной концентрации зерен m , т.к. увеличение нормального давления P_n ограничено собственно прочностью алмазной пластинки.

Произведем расчет параметра H для исходных данных шлифования: $P_n=3$ МПа=0,3 кГс/мм²; $m=100$; $\bar{X}=0,1$ мм; $\gamma=45^\circ$; $P_p=0,4$ кГс (алмазное зерно АС6 100/80). Тогда, согласно аналитической зависимости $\sigma_{сж} = \frac{4 \cdot P_p}{\pi \cdot \bar{X}^2}$, определяющей условие разрушения (раскалывания) зерна на две одинаковые части, имеем $\sigma_{сж}=50$ кГс/мм². Для приведенных исходных данных зависимость (17) принимает вид: $H = 23 \cdot \sqrt[3]{1/\alpha}$, мкм.

Таблица 1 – Расчетные значения параметра H

α	1,0	0,5	0,3	0,1
H , мкм	23	29	34	50

Как видно из табл. 1, при $\alpha=0,3$ параметр H принимает значение 34 мкм, что приблизительно равно величине изношенной части наиболее выступающего над уровнем связки круга алмазного зерна при шлифовании пластинки из поликристаллического синтетического сверхтвёрдого материала. Этим количественно подтверждена возможность поверхностного разрушения алмазных зерен от действия предельных напряжений сжатия, вызванных радиально приложенной к зернам силой P_y . При взаимодействии зерен круга с пластинкой из мягкого материала (с той же силой P_y), в связи с их возможностью внедряться в материал пластинки, в контакте будет находиться большее количество зерен. Это приведет к снижению нагрузок, действующих на отдельные зерна, и замедлению их поверхностного разрушения во времени.

Список литературы: 1. Новиков Ф.В., Дитиненко С.А., Ковальчук А.Н. Финишная обработка твердосплавных изделий алмазными кругами на металлических связках // Труды 11-й Межд. науч.-техн. конф. “Физические и компьютерные технологии”, 2-3 июня 2005 г. – Харьков: ХНПК “ФЭД”, 2005. – С. 8-10. 2. Новиков Г.В., Ковальчук А.Н., Яценко С.М. Исследование структуры параметров рабочей поверхности алмазно-абразивных инструментов // Вісник Національного технічного університету “Харківський політехнічний інститут” – Харків: НТУ “ХПІ”, 2005, №12. – С. 110-118. 3. Грабченко А.И., Пыжов И.Н. Особенности контактного взаимодействия алмазных кругов с СТМ при шлифовании // Контактные процессы при больших пластических деформациях. – Темат. сборник науч. трудов. – Харьков, 1982. – С. 33-37. 4. Абразивно-алмазная обработка материалов: Справочник / Под ред. А.Н. Резникова. – М.: Машиностроение, 1977. – 390 с. 5. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общ. ред. Ф.В. Новикова и А.В. Якимова. В десяти томах. – Т.4. “Теория абразивной и алмазно-абразивной обработки материалов”. – Одесса: ОНПУ, 2002. – 802 с.

Поступила в редколлегию 11.12.08

А.Н.ШЕЛКОВОЙ, В.В. САРВИЛИН

СИСТЕМА АВТОМАТИЗИРОВАННОГО ПРОЕКТИРОВАНИЯ МАРШРУТНОЙ ТЕХНОЛОГИИ ОБРАБОТКИ ЭЛЕМЕНТАРНЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ.

Создание маршрутной технологии обработки элементарных поверхностей с известными заранее параметрами, является достаточно простой задачей, а вот если пойти от обратного, т.е. при неизвестности этих параметров заранее (как обычно и происходит в реальной жизни), задача становится гораздо сложнее. Актуальность этой работы заключается в том, чтобы система работала по такому алгоритму, в котором бы накладывались ограничения, в частности по форме детали, точности и шероховатости, а вот конкретные исходные данные вводились в самый последний момент, что позволяет сократить время при работе с разнообразными деталями.

Построение обоснованных технологических вариантов обработки элементарных поверхностей будет возможно при выполнении ряда задач: в первую очередь идет разработка модели генерации вариантов обработки поверхностей исходя из которой следует разработка системы проектирования маршрутов обработки и завершающей задачей является апробация системы и модели на конкретных примерах и сравнения их эффективности в реальных условиях.

Математическую модель формирования вариантов обработки элементарных поверхностей можно представить следующим образом:

$$MЭП: f(ФЭП, Sh, IT) \rightarrow min MM$$

где МЭП – маршрут обработки элементарных поверхностей;

ФЭП – критерий формы элементарной поверхности;

Sh – критерий шероховатости;

IT – критерий точности;

MM – множество маршрутов;

Если рассмотреть в раскрытом виде то увидим следующую картину:

$$MЭП: \begin{cases} f(ФЭП) = MM[ФЭП] \\ f(Sh) = MM[Sh] \\ f(IT) = MM[IT] \end{cases} \rightarrow min MM$$

Как видно из приведенной выше зависимости, при рассмотрении каждого налагаемого критерия в отдельности мы получаем неограниченное множество маршрутов обработки, которые в свою должны стремиться к минимальному значению, собственно говоря в этом и заключается идея работы – сократить количество этих вариантов до как можно меньшего их количества. Графически это можно изобразить следующим образом рис. 1

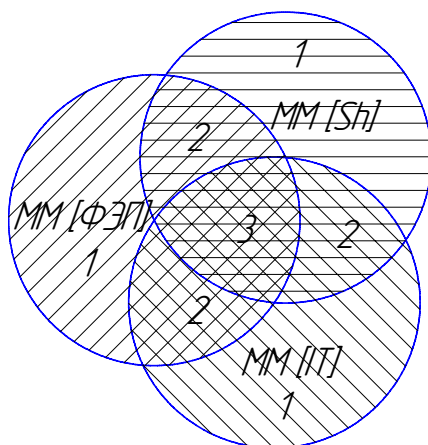


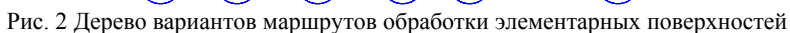
Рис. 1 Графическое изображение математической модели

Рисунок наглядно демонстрирует, что каждое множество вариантов ограничено только пределами своей окружности (область 1), при пересечении этих окружностей остается меньшее количество вариантов (области 2) и соответственно при пересечении с еще одним критерием остается совсем небольшой участок (область 3). Следует учесть то факт, что критерии являются зависимыми относительно конечного результата – маршрута (все окружности пересекаются). Правильный подбор этих критериев тоже является важной задачей, если критерии будут независимыми или частично зависимыми, то результат будет малозначимый.

При решении задач синтеза маршрута обработки поверхностей используют методы направленного перебора, динамического программирования и др. В данной работе использован синтез маршрута обработки поверхности на основе направленного перебора, суть которого заключается в сокращении количества вариантов при условии выполнения ограничений целевой функции.

При многовариантной обработке полученных вариантов каждый предыдущий вариант существенно влияет на результаты последующего. Поэтому различные варианты выполнения последующего перехода могут рассматриваться только после того, как выбраны определенные параметры предыдущего варианта. Различные варианты обработки поверхности должны рассматриваться как отличные друг от друга по количеству и основным характеристикам наборы переходов, выполняемых в строго определенной последовательности.

Варианты маршрутов обработки элементарных поверхностей могут быть представлены графом рис. 2



Программная часть посылает запрос (исходные данные для анализа) в базу данных и считывает оттуда определенную информацию (с ячеек), далее идет анализ полученной информации (внутри программной части) и синтезируется результат в виде маршрута.

Technical drawing of a rectangular part. The top surface is labeled with a square root symbol containing $Ra\ 3,2$. The right side is labeled with a vertical dimension line and the text $\phi 36 \pm 0,09$. A horizontal dashed line is drawn across the middle of the rectangle.

Рис.3 Пример исходных данных

- форма поверхности (наружная цилиндрическая);
- качество точности (9);
- шероховатость (Ra 6,3)

в программе, написанной на языке Delphi, формируется большое количество возможных вариантов маршрутов обработки, причем сначала анализируется такой параметр, как форма поверхности, в это время, внутри программы идет отработка цикла, в котором анализируется форма поверхности по определенным кодам и идет отсев так называемых «нулевых» кодов. Под «нулевым» кодом понимается соответствие возможности получения данной формы поверхности из других форм поверхностей. В частности, если взять наружную цилиндрическую поверхность, то её (поверхность) возможно получить из самых разнообразных форм поверхностей, но к примеру из отверстия мы никак не

сможем получить наружную цилиндрическую поверхность, вот этой невозможной ситуации и присвоен «нулевой» код, всем остальным возможным вариантам присвоены свои коды. Эти коды соответствуют определенному набору методов обработки (точение, шлифование, фрезерование).

После первого «отсева» (по форме поверхности) и формирования полученных результатов начинается следующий цикл по точности обработки и шероховатости. На этом этапе производится выбор технологических переходов (черновых, получистовых, чистовых) по анализу введенных

В общем случае алгоритм работы самой программы выглядит следующим образом рис.4, где:

ФЭП – форма элементарной поверхности;

IT – класс точности;

R – параметр шероховатости;

a, b – значения условий по точности и шероховатости соответственно.

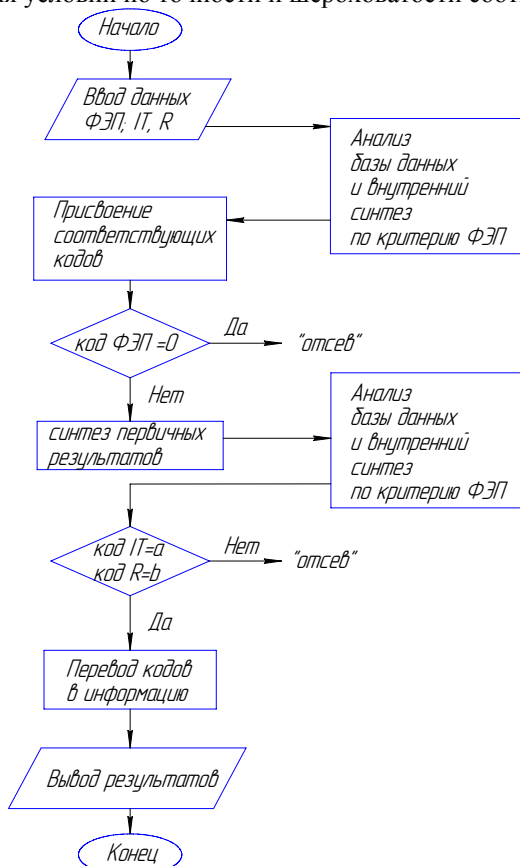


Рис.4 Алгоритм работы программы

Для примера рассмотрим, например анализ и синтез по такому критерию, как форма элементарной поверхности.

При выборе пользователем формы детали, к примеру наружная цилиндрическая программа по циклу перебирает строку таблицы рис.5 соответствующую этой поверхности, в случае если попадается «0» эти данные не учитываются, если код не равен «0», программа по ссылке переходит к таблице раскрытия кода рис.6, где единичками обозначены коды соответствия методам, с помощью которых можно получить такую поверхность. Поскольку пользователю необходим не набор цифр программа присваивает этим кодам соответствующие названия рис.7

Шифр поверхности		ЦИЛнл	ЦИЛнп	ЦНСнп	ЦНСнн	ЦНСнв	ЗОБн	НКТн	КОНнл
	Изображение								
Код пов. детали	Код пов. заготовки	111	112	113	114	115	116	117	121
111		1	20	21	22	22	23	23	2
112		20	1	21	22	22	23	23	22
113		22	22	1	22	22	22	22	22
114		22	22	22	22	22	22	22	22
115		22	22	22	22	22	22	22	22

Рис. 5 Таблица с кодами поверхностей детали относительно предполагаемых поверхностей заготовок.

	A	B	C	D	E	F	G	H	I
1		1	2	3	4	5	6	7	8
2	1						1		
3	2						1	1	1
4	3						1	1	
5	4						1	1	
6	5						1	1	
7	6								
8	7								
9	8								
10	9								
11	10								1
12	11								

Рис. 6 Таблица раскрытия кода

Вид механической обработки	код
Автоматическая газовая резка	1
Отрезка приводной пилой	2
Отрезка резцом	3
Отрезка фрезой	4
Отрезка абразивом	5
Подрезка торца	6
Строгание	7
Долбление	8
Фрезерование цилиндрической фрезой	9
Фрезерование торцевой фрезой	10
Фрезерование скоростное	11
Обтачивание с продольной подачей	12
Обтачивание с поперечной подачей	13
Обтачивание скоростное	14
Сверление	15

Рис. 7 Соответствие раскрытого кода методу обработки

В итоге следует отметить, что поскольку стадия технологической подготовки производства (ТПП) отличается большим объемом информации актуальным является - что наиболее эффективного приложения усилий на грядущем этапе автоматизации процессов можно достичь при решении задач именно ТПП. В результате работы была достигнута следующая цель: программа предлагает технологу ряд возможных вариантов обработки обоснованных по нескольким критериям. С практической точки зрения использование системы позволит выполнять рутинные операции технологического проектирования; сократить временные затраты и повысить достоверность технических решений при маршрутном технологическом проектировании элементарных поверхностей.

Список литературы: 1. Корняков В. Н. Программирование документов и приложений MS Office в Delphi.-СПб.: БХВ-Петербург, 2005.-496 с.:ил. 2. Справочник технолога-машиностроителя. В 2-х т. Под ред. А.Г. Косиловой и Р.К. Мещерякова.-4-е изд., перераб. и доп.-М.:Машиностроение, 1985. 656 с.ил. 3. Маталин А. А.Технология машиностроения: Учебник для машиностроительных вузов по специальности «Технология машиностроения, металлорежущие станки и инструменты». – Л.:Машиностроение, ленингр. отд-ние,1985. -496с., ил. 4. Балабанов А. Н.Краткий справочник технолога-машиностроителя. – М.:Издательство стандартов, 1992.- 464с. 5. Обработка металлов резанием: Справочник технолога/А.А.Панов, В.В.Аникин, Н.Г.Бойм и др.; Под общ. ред. А.А.Панова. – М.: Машиностроение.1988. – 736 с.: ил.

Поступила в редколлегию 11.12.08

*В.Т. ЛЕБЕДЬ, Б.М. АРПЕНТЬЕВ***СБОРКА КРУПНОГАБАРИТНЫХ ИЗДЕЛИЙ
ОТВЕТСТВЕННОГО НАЗНАЧЕНИЯ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ
ТЕРМОВОЗДЕЙСТВИЯ**

Розглянуто технологію відновлення великогабаритних важкогазових виробів у складеному варіанті. На прикладі складеного зубчастого колеса і шпинделя вальцювальної кліті показані основні положення технології їхньої зборки й остаточної механічної обробки.

There have been reviewed remanufacturing techniques for large-size heavy products of compound design. Basic techniques of assembling and finish machining are represented by the example of compound gear wheel and rolling mill spindle.

Предприятия тяжелого машиностроения, такие как, НКМЗ, УЗТМ, Ижорские заводы, специализируется на изготовлении горнорудного, металлургического, прокатного, кузнечно-прессового и подъемно-транспортного оборудования [1]. При этом объем их производства до одной трети состоит из крупногабаритных составных изделий, таких как: бандажированные зубчатые колеса, валки, шпиндели прокатных клетей и др.

Указанные изделия после отработки номинального ресурса, имеют объемный износ по рабочим поверхностям до 0,5 % общей массы. Перевод выработавших номинальный ресурс изделий во вторичное сырье в большинстве случаев, не целесообразен, поскольку состояние их таково, что позволяет рассматривать вопрос их повторного использования. Примером такого использования могут служить, в частности, детали составных зубчатых колес и шпинделей линий прокатных клетей. Производственный опыт восстановления прокатных валков [2, 3] показывает, что технологический процесс должен базироваться на комплексном конструктивно-технологическом решении, в котором повторно используются основные детали указанных изделий: центр зубчатого колеса и вал шпинделя при изготовлении нового зубчатого венца и головок шпинделя.

Целью работы является разработка технологических схем сборки восстанавливаемых изделий ответственного назначения, собираемых с использованием термовоздействия.

Согласно классификации [4], класс крупногабаритных тяжеловесных изделий, имеющих сборку составных деталей натягом, подразделяются на три подкласса: первый – с диапазоном длины L до $1,0D$ включительно, второй - с L от $1,0D$ до $5,0 D$ включительно и третий - с L свыше $5,0D$, где D - наибольший наружный диаметр изделия. Второй подкласс рассмотрен достаточно полно, например, в работе [4] на примере составных прокатных валков. Такой подход позволяет установить минимально возможные

энергозатраты при сборке изделий термовоздействием с учетом требуемых критериев прочности для указанных соединений.

По указанной оценке к первому подклассу могут быть отнесены составные (бандажированные) зубчатые колеса редукторов для приводов клетей прокатных станов с венцами, имеющими прямозубые, косозубые и шевронные зубья с одним, двумя или тремя дисками в чугунном центре (рис. 1). При этом центр колеса имеет компенсационные пазы, которые располагаются как на ободе, так и на ступице (рис. 2, а и б). Компенсационные пазы на ободе предназначены для уменьшения остаточных напряжений, возникающих в процессе остывания отливки центра [5] и выполняют дополнительную функцию - повышают качество сопряжения венца с центром колеса. Пазы (разрезы) на ступице (рис. 2, б) обеспечивают условия сборки зубчатого колеса с валом непосредственно при монтаже изделия у заказчика, поскольку, в ряде случаев, сборка в процессе изготовления узла колеса ведет к повышенным нормативным требованиям при погрузочно(разгрузочно)- транспортных операциях. В некоторых случаях, для увеличения прочности соединения ступицы с валом предусмотрено применение стяжных колец.

Конструктивные размеры бандажа и чугунного центра зубчатого колеса принимаются исходя из условий их равнопрочности, а диаметр посадочной расточки венца - из условия передачи прессовой посадкой наибольшего момента допускаемого прочностью зубьев на изгиб (табл. 1). Дополнительно выполняется расчет на прочность вторично используемого центра с учетом изменения геометрических параметров компенсационных пазов. Согласно рекомендациям [6] при длине ступицы колеса более 400 мм, конструкция расточки диаметра посадочной поверхности ступицы является двухступенчатой.

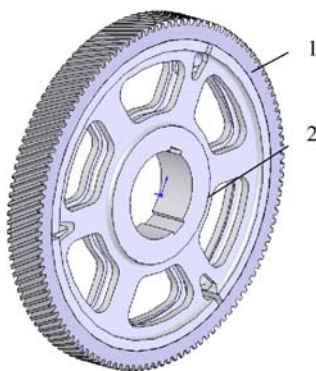


Рис. 1. Общая схема составного зубчатого колеса:
1- зубчатый венец; 2 – центр колеса

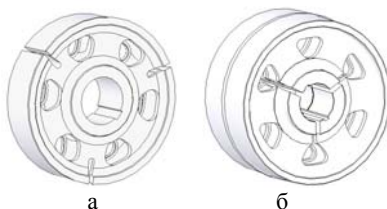


Рис.2 Схемы конструкций центров колес с компенсационными пазами на ободе (а) и на ступице (б)

Таблица 1
Обобщенные показатели восстанавливаемых составных зубчатых колес

№ п/п	Наименование параметра зубчатого колеса	Условное обозначение	Единица измерения	Числовое значение показателя
1	Делительный диаметр	d_d	мм	500 ... 4500
2	Ширина колеса	B	мм	до 1200
3	Коэффициент ширины колеса	ψ		0,2 ... 0,6
4	Модуль нормальный	m	мм	до 24
5	Суммарное число зубьев пары	Z		99 ... 300

Таблица 2
Основные параметры рассматриваемых крупногабаритных тяжеловесных составных зубчатых колес

№ п/п	Наименование изделия	Габаритный диаметр (по выступам зубьев), мм	Ширина изделия, мм	Диаметр посадочной поверхности центра /бандажа, мм	Модуль /число зубьев /угл наклона зубьев	Посадочный диаметр ступицы на вал, мм	Общая масса, т
1	Зубчатое колесо	1821	500	1500(+0,125/+2,270 0 / +2,145)	22/80/8°	430H7	6,3
2		2640	960	2500(+0,28/+3,06 +2,78)	14/171/26°48'40"	620H7	14,6
3		3926,96	1190	3520(+0,35/+3,63+3, 28)	28/125/25°17'19"	860H7	49,2

Предлагается следующая маршрутная технология при восстановлении составного зубчатого колеса (поз. 3 табл. 2) аналогичного типоразмера: 1) контроль состояния изделия, отработавшего ресурс; 2) демонтаж зубчатого венца с центра колеса (механической разрезкой или газовой резкой); 3) передача венца на вторичную переработку; 4) оценка и анализ состояния демонтированного центра колеса (соответствие критериям годности изделия, установление расположения и определение величины допусков, составление карты замеров по результатам измерений фактических размеров центра); 5) термическая обработка центра колеса; 6) обработка посадочной поверхности центра со снятием деформированного слоя металла; 7) контроль величины фактического диаметра центра и пересчет внутреннего посадочного диаметра нового зубчатого венца (бандажа); 8) расточка диаметра ступицы центра (снятие механической обработкой разрушенного и деформированного слоя с последующей корректировкой посадочного размера посадочного диаметра выходного вала с учетом обеспечения расчетной (требуемой) величины сопряжения поверхностей; 9) проверка на станке величины размеров торцев зубчатого колеса; 10) контроль состояния внутренней (боковой) поверхности

компенсационных пазов, в частности, в области переходных зон (боковая поверхность паза - радиус скругления). При выявлении дефектов в виде трещин, производится обработка поверхности до «сплошного» металла; 11) проверка на станке размера диаметра контрольного пояска (для рассматриваемой конструкции - 730 мм), с обеспечением шероховатости Ra 6.3, служащего технологической базой при сборке центра с венцом колеса; 12) расточка посадочного диаметра нового венца с учетом сопрягаемого фактического диаметра центра; 13) сборка составного изделия – повторноиспользуемого центра и нового венца колеса. Далее, по ходу технологического цикла, выполняется обработка зубчатого колеса согласно типовым технологиям обработки изделия указанного подкласса.

Общая схема восстановления составного зубчатого колеса указанного подкласса приведена на рис. 3, а на рис.4 – температурный режим процесса сборки по позиции 13 маршрутной технологии.

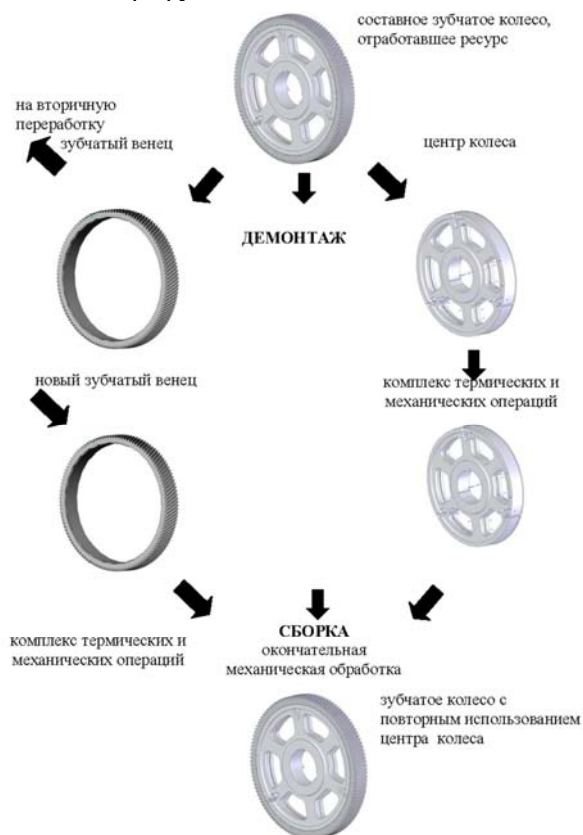


Рис. 3. Технологическая схема восстановления отработавшего ресурс крупногабаритного зубчатого колеса в составном варианте с повторным использованием демонтированного центра

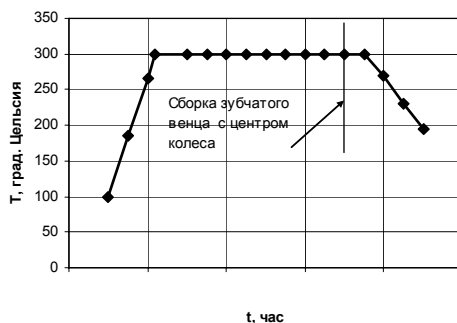


Рис. 4. Схема температурного режима сборки составных зубчатых колес

Третий подкласс восстанавливаемых составных изделий рассмотрен на примере длинномерных шпинделей прокатных клетей (рис. 5). Так же, как и для зубчатого колеса, определяется состояние или вид разрушения деталей шпинделя. При положительной оценке годности изделия, рассматривается вторичное использование вала шпинделя.

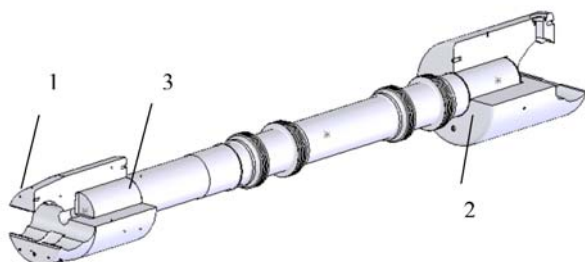


Рис. 5 . Общая схема крупногабаритного составного шпинделя линии прокатной клетки: 1, 2 –меньшая и большая головки, соответственно, 3 – вал шпинделя

Таблица 3

Основные параметры крупногабаритных тяжеловесных моноблочного и составных шпинделей линий прокатных клетей

№ п/п	Наименование	М _{кр. ном.} (мах), тм	Общая длина шпинделя L, мм	Диаметр вала шпинделя d _{сп.} , мм	Размер по осям подшипников, мм	Наружн. диаметр головок меньш./больш., мм	Посадочный диаметр головок, мм	Общая масса, т
1	Шпиндель	273	9430	-	8000	1220	540 (диаметр тела)	26,5
2		230 (350мах)	8505	510	8075	950/1180	490 Н8/У8 (+0,11/+0,637 0,540)	31,8
3		202 (343мах)	13085	620	12625	985/1150	600 Н8/У8 (+0,11/+0,77 0,66)	42,7

В таблице 3 приведены параметры трех типоразмеров шпинделей в двух конструктивных исполнениях: в моноблочном (п.1) и составном (п.2, 3).

При рассмотрении конструкции шпинделя в моноблочном исполнении, в зависимости от вида и формы дефекта на головке (или головках)

шпинделя, изделие может быть использовано повторно в качестве детали «вала шпинделя». После проведения дополнительной обработки вал шпинделя используется для аналогичного изделия при исполнении конструкции в составном варианте. В последующем выполняется комплекс операций по сборке вала шпинделя с вновь изготовленными головками.

Основные положения маршрутной технологии восстановления моноблочного шпинделя в составном варианте следующие: • Восстановление вала шпинделя: 1) оценка состояния отработавшего ресурс моноблочного шпинделя; 2) обследование состояния посадочных мест на шпинделе под вкладыши; 3) разметка шпинделя под последующую обрезку головок до общей длины восстанавливаемого вала в составном варианте с учетом припусков; 4) обрезка шпинделя по внутренней торцевой плоскости расточки зева головок с последующей обработкой остатков цилиндрического и конического участков головок; 5) точение в размеры длины вала и посадочных диаметров под сборку с новыми головками при выборе базы относительно торцев буртов расточек под вкладыши; 6) выполнение центрирования торцев вала; 7) обработка посадочных поверхностей расточек вала под захватное устройство; 8) проведение работ по изоляции поверхностей под подшипники скольжения; 9) термическая обработка вала шпинделя; 10) контроль геометрических параметров вала и мест под подшипники на валу шпинделя после термической обработки; 11) восстановление (при необходимости) указанных поверхностей под подшипники; 12) подрезка торцев вала и обработка центровых отверстий вала шпинделя; 13) черновая обработка посадочных поверхностей вала с припуском на диаметр; 14) чистовая обработка посадочных поверхностей с припуском под шлифование; 15) выполнение шлифования; 16) контроль размерных параметров изделия; 17) передача вала шпинделя под сборку с левой и правой головками.

Головки шпинделя выполняются из новых заготовок (поковок) согласно техническим требованиям по следующей схеме: 1) обработка фрезерованием торцев головок, выполнение центровых отверстий (с двух сторон); 2) обработка торцев и наружных поверхностей головок с припуском под последующую термическую обработку; 3) выполнение термической обработки; 4) разметка деталей под механическую обработку; 5) выполнение комплекса расточных операций для предварительной обработки отверстий головок под сборку и черновой обработки (после переустановки деталей) сквозного отверстия под его дальнейшую профильную обработку под установку вкладышей; 6) обработка сквозного отверстия по продольной оси головок; 7) токарная обработка отверстий головок под посадку на вал и сквозного отверстия между полостями посадочного отверстия и зева; 8) обработка с минимальным припуском под чистовую обработку наружных поверхностей и торцев головок; 9) чистовая обработка отверстия между торцами посадочного отверстия и зева (проема); 10) выполнение шлифования посадочных поверхностей отверстий под монтаж головок с

валом шпинделя; 11) транспортирование деталей головок шпинделя на участок их сборки.

Сборка шпинделя производится по следующей схеме: 1) комплектование деталей и узлов шпинделя под монтаж и сборку; 2) подготовка оснастки стенда сборки; 3) контроль фактических посадочных размеров; 4) установка на призмах вала шпинделя с дальнейшей фиксацией изделия на стенде и предварительной защитой шеек вала ($\varnothing 480 \text{ е8}$); 5) нагрев и насадка маслораспределительной втулки на вал шпинделя; 6) контроль фактических посадочных размеров головок и вала шпинделя; 7) контроль положения рисков на шпинделе; 8) нагрев головок шпинделя до температуры $300^\circ \text{C} (\pm 10^\circ \text{C})$; 9) стропление, центрование и насадки левой и, соответственно, правой головок на вал (сборка изделия). 10) допрессование головок в процессе их остывания (исключение зазора между торцами головок и буртами вала шпинделя); 11) остывание составного изделия; 12) передача восстановленного шпинделя на чистовую обработку.

На рис. 6 приведена схема восстановления моноблочного шпинделя, а на рис. 7 – схема температурных режимов при сборке составного изделия.

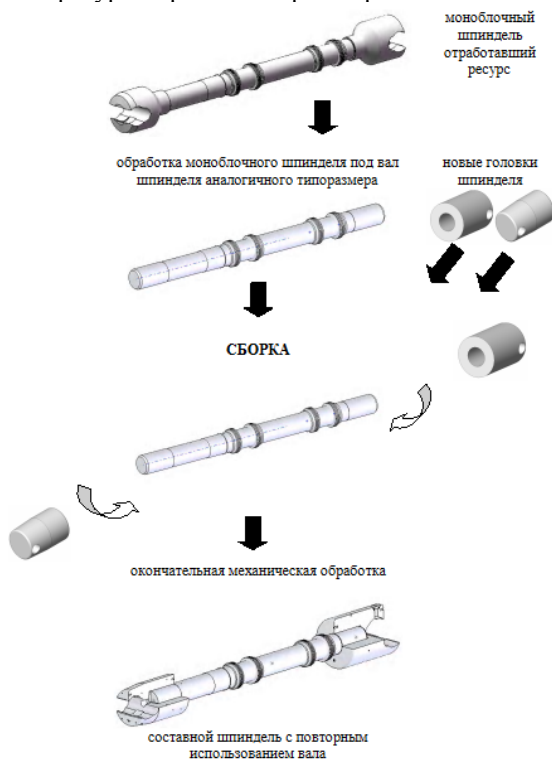


Рис. 6. Технологическая схема восстановления отработавшего ресурс моноблочного шпинделя в составном варианте с повторным использованием вала шпинделя

11,24% от общей массы аналогичной изделия в составном исполнении.

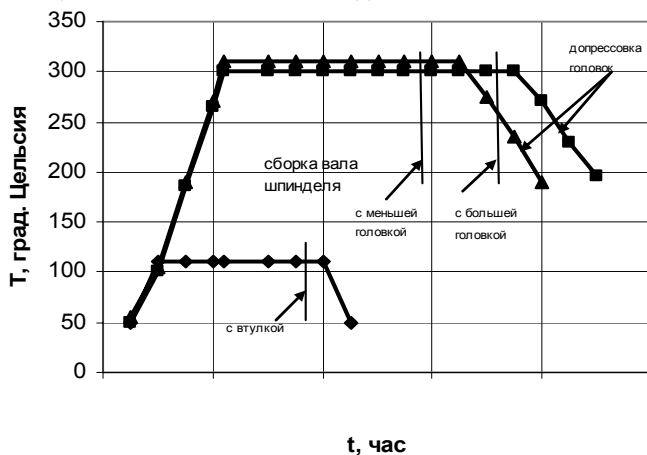


Рис. 7. Схема температурных режимов сборки головок восстанавливаемого составного шпинделя

Для оценки уровня трудоемкости изготовления деталей в процессе восстановления составных зубчатых колес (табл. 2) и шпинделей линий клетей прокатных станов (табл. 3) были проанализированы поэлементные затраты в ходе производства новых деталей при их изготовлении в составном варианте. Характер изменения трудоемкости этих изделий показан на графиках рис. 8 и 9.

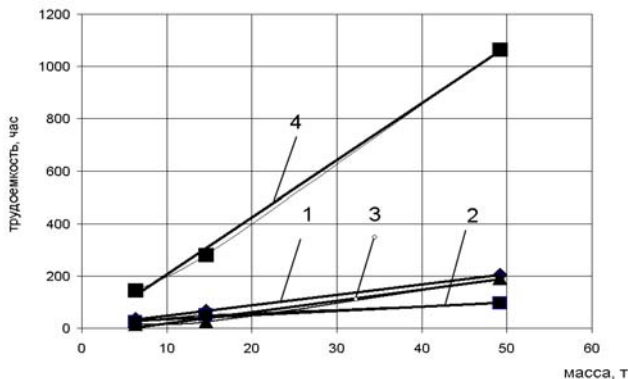


Рис. 8. Характер изменения трудоемкости (относительно общей трудоемкости изготовления нового составного зубчатого колеса): – венца (банджа) зубчатого колеса (1); – центра колеса (2); – в процессе сборки составного колеса (3); – при окончательной механической обработке изделия (4) в зависимости от изменения типоразмера изделия (в частности, массы)

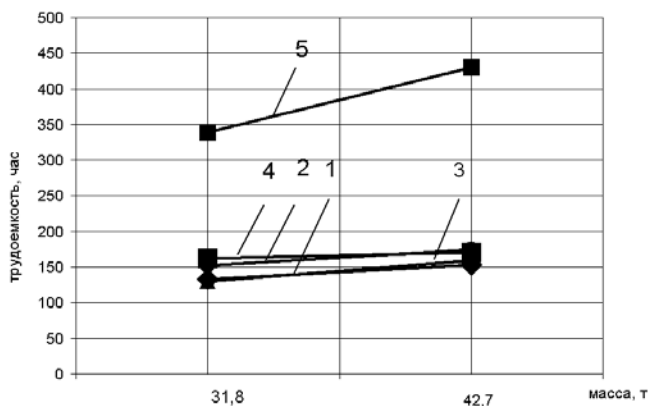


Рис. 9. Характер изменения трудоемкости (относительно общей трудоемкости) при изготовлении нового составного шпинделя): – левой головки (меньшей) (1); – правой головки (большой) (2); – вала шпинделя (3); – при сборке изделия (4); – при окончательной механической обработке изделия (5) в зависимости от изменения типоразмера изделия (в частности, массы)

Таким образом, в состав обобщенного технологического процесса восстановления рассматриваемых составных изделий первого и третьего подклассов входят следующие основные операции: 1) демонтаж составного изделия, отработавшего ресурс или вышедших из эксплуатации вследствие нерегламентируемой ситуации; 2) изготовление новых охватывающих деталей при исполнении конструкции в составном варианте; 3) выполнение комплекса термических, механических, вспомогательных операций при изготовлении этих деталей, 4) сборка термовоздействием сопрягаемых деталей и окончательная механическая обработка восстановленного изделия.

Выводы. 1) Разработаны схемы технологий восстановления крупногабаритных изделий, имеющих форму тела вращения, относящихся к первому (зубчатые колеса) и третьему (шпиндели прокатных клетей) подклассам. 2) Приведены основные положения процессов по режимам восстановления крупногабаритных тяжеловесных изделий.

Список литературы: 1. Справочник единой номенклатуры промышленной продукции, изготавливаемой предприятиями Минтяжмаша / Утв. начальником ПЭУ Л.А. Бусяцкой - М.: 1984. – 176 с. 2. Лебедь В.Т. К вопросу о ресурсосберегающих технологиях при производстве крупногабаритных составных изделий / Вестник НТУУ «Киевский политехнический институт». Машиностроение № 44. 2003 - с. 164-167. 3. Лебедь В.Т. Технология восстановления крупногабаритных составных прокатных валков / Вестник НТУУ «Киевский политехнический институт». Машиностроение №52. 2007 - с. 66 -77. 4. Лебедь В.Т. Общие положения технологии восстановления крупногабаритных прокатных валков/Прогресивні технології і системи машинобудування: Міжнародний зб. наукових праць.- Донецьк: ДонНТУ, Вип. № 36. 2008 - с. 94-101. 5. Ворovich И.И., Сафронов Ю.В., Устинов Ю.А. Прочность колес сложной конструкции. Исследование и расчет. Изд-во «Машиностроение». - М.: 1967.- 194 с. 6. Краузе Г.Н. Оборудование прокатных станов М.-Л.: Машгиз, 1963, 266 с. с илл.

О. Б. ПАНАМАРЬОВА

ВИБІР КРИТЕРІЇВ ДЛЯ ОЦІНКИ ПОКАЗНИКІВ ТЕХНІЧНОГО РІВНЯ НАСОСНОГО ГІДРОАГРЕГАТУ

In article it is resulted the analysis of parameters and methods of an estimation of quality and a technological level of pump hydrounits. The choice of the optimal parameters for the full complex description is executed.

В статье приведено анализ показателей и методов оценки качества и технического уровня насосных гидроагрегатов. Выполнен выбор наиболее оптимальных показателей для полного комплексного описания.

Вступ.

Одним з сучасних шляхів підвищення конкурентоспроможності технічних об'єктів є удосконалення методів відображення комплексу їх службових властивостей і розробка методів керування якістю і технічним рівнем при проектуванні. Оцінка технічного рівня насосних гідроагрегатів (НГА), як і інших виробів гідро обладнання, здобуває все більше значення при ринкових відносинах в економіці, коли споживач повинен обрати найкращу для своїх умов продукцію, шляхом порівняння показників виробів різних товаровиробників. При порівнянні продукції потрібен вибір показників ефективності, котрі приймаються за вихідні (ісходні). Вибір цих показників є складною задачею та визначається сукупністю багатьох факторів: часу розробки і виготовлення, режиму експлуатації об'єкту, технологічності, надійності, вартістю виготовлення, експлуатації і ремонту.

Огляд літературних джерел.

Проведений аналіз літературних джерел виказав, що існує велика кількість показників технічного рівня гідроагрегатів, в тому числі і НГА[1, 2]. Проблема стоїть з адекватним вибором цих показників для проведення оцінювання технічного рівня об'єкту. При цьому головною задачею на стадії проектування для забезпечення високого технічного рівня НГА є вибір найкращих конструктивних параметрів, режимів роботи при заданих умовах і обмеженнях. Задачі такого рівня вирішуються за допомогою методів багатокритеріального проектування. Дослідження в області багатокритеріального оптимального проектування технічних об'єктів проведені в фундаментальних працях І. М. Соболя Р. Б. Статнікова, І.Б. Мату-сова, та інш. Як показує проведений нами аналіз літературних джерел, більшість математичних методів оптимізації дозволяють знайти оптимальне однокритеріальне рішення. Тому частіше за все намагаються різними засобами спростити багатокритеріальну задачу до вирішення однокритеріальної. В працях Бажина І.І, Лур'є З. Я., Єрмакова С. О. наведено сучасні методи оптимального проектування параметрів гідромашин з

урахування багатьох факторів і критеріїв. Вони засновуються на сумісному розгляданні залежностей міцності, жорсткості, кінематичних і енергетичних показників. Таке розглядання дозволяє підвищити технічний рівень гідромашин на розрахунковій і перевірочній стадіях проектування. В їх роботах розглядаються об'ємні насоси, гідромотори, інші гідроагрегати, однак відсутня інформація що до методів оцінки технічного рівня НГА. В даній статті зроблена спроба усунути цей недолік.

Мета і постановка задачі.

Метою даної статті є обґрунтування вибору параметрів для оцінки технічного рівня НГА для методики їх багатокритеріального синтезу.

Основи проектування НГА високого технічного рівня.

Проектування НГА високого технічного рівня – комплексний і багатоаспектний процес, при котрому базові значення показників повинні відповідати значенням, які характеризують його технічне вдосконалення. НГА представляють собою достатньо складну технічну систему, до показників якості котрої висувається різноманітні вимоги.

Одним з ефективних напрямків підвищення технічного рівня НГА є вдосконалення методів їх розрахунку і проектування. Область застосування НГА визначає комплекс властивостей і вихідних характеристик, які потрібні для забезпечення його працездатності і визначення базових показників технічного рівня. При цьому, проектування є основою формування технічного рівня НГА. Керування технічним рівнем на стадії проектування зводиться до вибору раціональних параметрів або рішення задач оптимізації. Останнє виконується за рахунок розрахунку чи вибору параметрів НГА або його елементів по одному чи декількох критеріях, які є суттєвими для забезпечення відповідності необхідним показникам технічного рівня при заданих обмеженнях і умовах.

Вибір раціональних параметрів НГА і його елементів на ранніх стадіях проектування дозволяє підвищити їх технічний рівень, так як розглядаються підсистеми, які визначають основи його функціонування, та забезпечення відповідності вихідних характеристик значенням базовим показникам якості.

Показники технічного рівня насосу, як основного елементу НГА.

Оцінка технічного рівня і якості НГА являє собою сукупність операцій, які включають вибір номенклатури показників якості, визначення значень цих показників і зіставлення їх з базовими.

В [1] встановлено основну номенклатуру одиничних показників якості гідравлічних агрегатів і пристроїв, що використовуються при оцінюванні їх технічного рівня і якості. До них відносяться групи показників: 1) класифікаційні (для підбора аналогів); 2) оціночні (для оцінки технічного рівня якості): призначення, надійності, ергономічні, технологічні, уніфікації, патентно-правові, безпеки, економічні.

Розглянемо ці показники більш детально. Оцінку технологічності можна провести за допомогою сумарної та питомої трудомісткості, (в якості їх співмножника може виступати ресурс пристрою).

Сумарну трудомісткість виготовлення розраховується за формулою [2]

$$T = t_1 + t_2 + \dots + t_n = \sum_{i=1}^n t_i, \quad (1)$$

де t_i – трудомісткість по окремим видам робіт, які входять в технологічний процес виготовлення даного НГА чи його елементів; n – число видів робіт.

Питома трудомісткість виготовлення визначається шляхом ділення сумарної трудомісткості на визначаючий параметр B

$$t_{\text{нм}} = \frac{T}{B}, \quad (2)$$

Показники уніфікації – коефіцієнт застосовності розраховується на одному рівні проектування, на підставі даних конструкторської документації. Коефіцієнт застосовності характеризує ступень насиченості НГА стандартизованими і уніфікованими елементами і їх деталями і розраховується як [2]

$$K_3 = \frac{K - K_o}{K} \cdot 100, \quad (3)$$

де K – загальна кількість елементів (складальних частин), що входять до складу НГА; K_o – кількість оригінальних частин (складальних частин).

При оцінці технічного рівня НГА і його елементів можна застосовувати два методи [2]: диференційний і комплексний. Диференційний метод базується на зіставленні одиничних показників якості q_i , пристрою що оцінюється, до відповідних базових показників. Одиничні показники якості розраховуються за залежностями [2]

$$q_i = \frac{P_i}{P_{i0}} \quad \text{або} \quad q_i = \frac{P_i}{\frac{1}{P_{i0}}} = \frac{P_{i0}}{P_i}, \quad (4)$$

де P_i – показник пристрою, що оцінюється; P_{i0} – базовий показник якості; $i = 1, 2, 3, \dots, m$, де m – число показників якості НГА.

Вибір форми формули залежить від показника, за яким проводиться оцінка якості НГА чи його елементу.

Відносний показник рівня звуку визначається за формулою [2]

$$q_i = 10^{\frac{\Delta P_i}{20}}, \quad (5)$$

де $\Delta P_i = P_{i0} - P_i$.

За отриманими результатами, при використанні диференційного методу оцінки технічного рівня НГА і його елементів робиться висновок про рівень його якості. Технічний рівень відповідає висшій категорії (відповідає по технічному рівня кращім аналогам) при умові, що більшість відносних показників більше або дорівнює одиниці ці.

Комплексний метод базується на застосуванні комплексного показника якості, який розраховується по даним одиничних відносних показників якості з урахуванням коефіцієнтів вагомості показників якості [2]. Цей показник можна розрахувати за залежністю

$$K = \sum_{i=1}^n m_i q'_i, \quad (6)$$

де m_i – коефіцієнт вагомості показника; q' – відносний показник якості (відношення показників пристрою, аналогів, базових показників до верхньої границі найвищої категорії).

Весь перелік показників, які характеризують якість гідравлічних агрегатів та пристроїв, які наведено в [1] неможливо врахувати одночасно при оцінюванні технічного рівня НГА. Найбільш інформативна попередня оцінка їх технічного рівня виконується по одиничним і питомим показникам. За основні критерії якості НГА приймають енергетичні, масогабаритні, техніко-економічні і показники надійності. При цьому часто застосовуються питомі показники маси і енергоємності в якості базових показників їх технічного рівня. Питома енергоємність є критерієм, за допомогою якого можна оцінити тиск, ККД, частоту обертання вихідного валу насосу через їх пропорціональність. Питома маса відображає масові і габаритні показники НГА. Масогабаритні показники для об'ємного насосу НГА розраховують за залежністю [4]

$$\mu_{m_i} = \frac{m p^{0.75}}{\rho^{1.75} Q^{1.5}}, \quad (7)$$

де m – маса насосу; p – максимальний тиск; ρ – густина РР; Q – подача насосу.

Комплексний критерій якості, пов'язаний з енергетичними показниками [5] застосовується для оцінки технічного рівня НГА, як джерела гідравлічної енергії в гідросистемі (ГС) і розраховується за залежністю

$$A = \frac{NT}{C\phi\Sigma B}, \quad (8)$$

де N, T, C – відповідно потужність, ресурс і вартість НГА; $\phi = 1 - \eta$ – коефіцієнт втрат потужності; η – ККД НГА; ΣB – сумарні експлуатаційні витрати. Але при застосуванні цього показника виникають складності у визначенні експлуатаційних витрат через різницю ККД, показників надійності в залежності від видів елементів, з яких збудований НГА, режимів експлуатації, систем технічного обслуговування і ремонту.

В [6] для оцінки технічного рівня запропоновано критерій віддавання енергії, в котрому можливо врахувати інтенсивність роботи, ресурс, питому масу

$$A_m = \frac{NT_\Gamma}{m}, \quad (9)$$

де T_Γ – гарантійний термін роботи НГА.

В [3] для оцінки технічного рівня виробу пропонується використання критерію, що дозволяє цілком формалізувати вибір узагальненої цільової функції і вагових коефіцієнтів окремих критеріїв при вирішенні задач векторної оптимізації. Такий критерій – це імовірність безвідмовної роботи, яку для фіксованого класу точності виробів можна записати у вигляді:

$$P_i(x) = P\{Y_j(x, t) \geq a_j, j = \bar{1}, \bar{m}, \forall t \in [0, T]\} \quad (10)$$

де $Y_j(x, t)$ – випадкове значення j -го вихідного параметру в момент часу t ; $x = [x_1, \dots, x_n]^T$ – вектор номінального значення параметрів елементів; T – заданий час роботи виробу; a_j – технічна вимога на j -й вихідний параметр, що задається умовами робото придатності виробу.

Критерії для оцінки технічного рівня НГА і його складових.

Перелік базових показників якості насосу, як основного елементу НГА, за якими будемо проводити оцінку технічного рівня наведено в табл. 1.

Зокрема базових показників якості насосу можна виділити ще ряд показників-критеріїв, що відображають різні характеристики його функціонування та залежать від його типу. Це можуть бути коефіцієнт нерівномірності, що характеризує пульсації подачі насосу, витоки через торцеві, радіальні зазори, в залежності від типу насосу. А також гідромеханічні втрати, втрати на рідинне тертя і тертя ковзання. Крім цього, тип конструкції і розміри вузла нагнітання насосу обумовлюють розмір тиску нагнітання, пульсації тиску і витрати робочої рідини, що визначає частоти і рівень шуму, що випромінюється. Так для шестерного насосу коефіцієнт нерівномірності визначаються за залежністю [7]

$$\sigma_1 = \frac{0.25(d_2 - d_1)P_a^2}{d_2 \left[d_1(h_1 + h_2) + h_1^2 - \frac{d_1 h_2^2}{d_2} \right]}, \quad (11)$$

де d_1, d_2 – діаметри ділільних колів шестерні і колеса.

Торцеві витоки знаходимо за формулою [7]

$$Q^T = 2 \frac{\pi p_n \delta_r^3}{6\mu} \left[\frac{\gamma_3}{2\pi} \left(\ln \frac{d_{f1}}{d_{k1}} \right)^{-1} + \frac{\gamma_4}{2\pi} \left(\ln \frac{d_{f2}}{d_{k2}} \right)^{-1} \right], \quad (12)$$

де γ_3, γ_4 – кути, що обіймають камеру нагнітання при докладанні до торців шестерні і колеса поверхні ущільнюючих дисків.

До формули (12) не входять витоки, що викликані обертанням шестерні і колеса відносно диску через їх малу величину в порівнянні з основною складовою, викликану перепадом тиску. Коефіцієнт 2 враховує кількість

дисків. Також для шестерного насосу за показник-критерій можна прийняти витоки обумовлені замкнутим об'ємом [8] і стискалістю PP [9].

Таблиця 1 – Номенклатура базових показників якості насосу

№	Найменування показника якості	Позначення	№	Найменування показника якості	Позначення
1	Номінальний тиск	$P_{\text{номс}}$	6	Питомий об'єм	$V_{\text{питм}}$
2	Номінальна витрата	$Q_{\text{номс}}$	7	Питома маса	$m_{\text{питм}}$
3			8	90-відсотковий ресурс	t_{Ry}
4	Коефіцієнт корисної дії	η	6	Рівень звуку	L_A
5	Коефіцієнт подачі	K_Q	7	Максимальний тиск	$P_{\text{макс}}$

Визначення об'ємного та повного ККД для насосу знаходяться по залежностям наведеним в [9].

Важливим питанням є вибір і врахування показників з переліку з [1], які відображають більш технічну сторону питання. Також важливою задачею є визначення їх пріоритетності один відносно одного. Це можливо вирішити шляхом декомпозиції НГА на рівні, які визначають ієрархію гідроагрегатів і гідроелементів по впливу на значення його базових показників якості. Тобто, для оцінки вагомості показника нами вводяться вагові коефіцієнти з урахуванням ієрархії рівнів в моделі НГА.

При проектуванні НГА високого технічного рівня його можна представити у вигляді багаторівневої ієрархічної моделі, отриманої шляхом декомпозиції (Рис. 1). На наведений схемі позначено структурно-вузлові елементи НГА (робоча рідина, фільтр, бак, насос, гідроапаратура, трубопровід). Ця декомпозиція дозволяє встановити внутрішні і міжрівневі зв'язки гідроелементів на основі базових показників технічного рівня або критеріїв працездатності, які є визначальними для даних зв'язків. При ієрархічній декомпозиції НГА перший рівень становить насос, як основний елемент, в котрому відбувається перетворення механічної енергії в гідравлічну. Відповідно і його експлуатаційні та вихідні параметри, при оцінюванні якості НГА, виступають найсуттєвішими у відповідності до ієрархічної моделі. Основні властивості, які повинен забезпечувати насос наведено вище.

Далі по вагомості параметрів для оцінювання технічного рівня НГА йде направляюча і регулююча гідравлічна апаратура. Зокрема загальних властивостей додається ряд специфічних – діапазон та час регулювання, точність, чутливість до керуючих сигналів. Вона повинна забезпечити без кавітаційну роботу та виключити гідроудар.

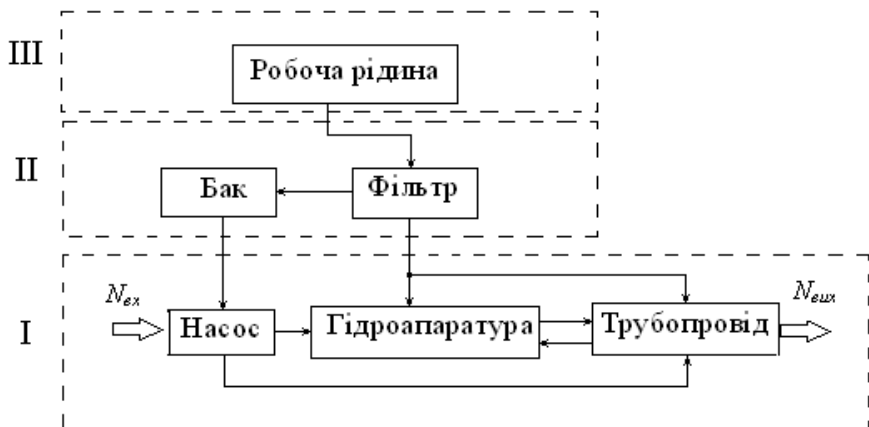


Рис. 1. Багаторівнева ієрархічна модель НГА:

$N_{вх}$, $N_{вих}$ – потужності на вході і виході НГА

Наведений в літературних джерелах перелік показників якості гідравлічних агрегатів та пристроїв є достатньо широким та надмірний для оцінки технічного рівня НГА та потребує уточнення. При цьому кількість цих показників повинна бути невеликою та охоплювати основну їх номенклатуру.

Тепловиділення є важливим питанням для всього ГП і особливо для НГА, як основного його джерела. Зауважимо, що середній коефіцієнт теплопередачі всього ГП розраховується

$$K = \frac{\sum_{i=1}^n K_i \cdot F_i}{F}, \quad (13)$$

де F – площа поверхні теплообміну ГП, м^2 .

Визначення коефіцієнта теплопередачі для i -го гідроелементу розраховується за залежністю [3]

$$K_i = \frac{1}{\frac{1}{\alpha_{жс}} + \frac{\delta_{ст}}{\lambda_{ст}} + \frac{1}{\alpha_в}}, \quad (14)$$

де $\alpha_{жс}$, $\alpha_в$ – коефіцієнти тепловіддачі від РР до стінки і від стінки до навколишнього повітря, $\text{Вт}/\text{м}^2 \cdot ^\circ\text{C}$; $\delta_{ст}$ – товщина стінки, $\lambda_{ст}$ – теплопровідність матеріалу стінки.

З залежності (2) помітно вплив товщини стінки на коефіцієнт теплопередачі, який розраховується як для трубопроводу, для гідроапаратури, так і для баку. Параметри баку (об'єм, форма, будова,

наявність та форма перегородок, матеріал і товщина стінок ($\delta_{ст}$) є найсуттєвішими при визначенні кількості енергії тепловиділення. Але він разом з фільтруючими елементами займає другий ієрархічний рівень. Це обумовлюється тим, що, не зважаючи на значний вплив його параметрів на роботу всієї ГС, при проектуванні вони обираються після визначення параметрів об'єктів першого ієрархічного рівня НГА.

На третьому рівні ієрархічної моделі знаходиться РР. Вона є основним елементом, що безпосередньо приймає участь в основній функції НГА – перетворення механічної енергії в гідравлічну. Найважливішим показником якості для РР є збереження її фізико-хімічних властивостей і працездатності, підтримка постійної в'язкості в робочому діапазоні температур при виконанні своїх основних функцій.

Розгляд багаторівневої ієрархічної моделі НГА дозволяє встановити наступні показники вагових коефіцієнтів, що використовуються як співмножники при відповідних показниках якості гідроагрегатів та гідроелементів в залежності від ієрархічного рівня. Для першого рівня цей співмножник становить $K = 0,4$, для другого – $K = 0,32$, для третього – $K = 0,28$.

Таким чином для проектування НГА високого технічного рівня необхідно з однієї сторони встановити аналітичні умови вибору раціональних параметрів гідроагрегатів та гідроелементів НГА у відповідності до головних критеріїв їх працездатності, а з другої сторони визначити значення базових показників якості, що характеризують технічну досконалість.

Це дає змогу врахувати різноманітні впливи, процес виготовлення, зміни навколишнього середовища, старіння, що призводить до статичних відхилень параметрів об'єкту виробу. Для більш детального дослідження НГА необхідно виконувати оцінку комплексних показників, які враховують ККД, надійність, енергоспоживання з урахуванням умов роботи в конкретних гідроприводах машин і технологічного обладнання.

Висновки.

За результатами проведеного аналітичного огляду показників оцінки технічного рівня НГА встановлено, що відсутній універсальний підхід для прогнозування і оцінювання його технічного рівня. Найбільш інформативна попередня оцінка технічного рівня виконувалася по одиничним і питомим показникам: енергоємності, питомим масі, металоємності, вартості.

1) Розроблена багаторівнева ієрархічна модель НГА, яка дозволяє встановити вагомість показників в залежності від рівня ієрархії.

2) Вибрана номенклатура базових показників якості насосу, як основного елементу НГА. Встановлено, що ці показники повинні бути доповнені такими показниками, як коефіцієнт нерівномірності, витоки через торцеві, радіальні зазори, гідромеханічні втрати, втрати на рідинне тертя і тертя ковзання, які залежать від типу насосу.

Список літератури: 1. Гост 4.37-90 Гидроприводы объемные, пневмоприводы и смазочные системы. 2. ОСТ2 Н06-35-84 Гидроприводы объемные, пневмоприводы и смазочные системы. Оценка технического уровня и качества. М.: ВНИИТЭМР. – 1985. – 39 с. 3. Г. С. Антушев Методы параметрического синтеза сложных технических систем. М.: наука, 1989. – 88 с. 4. Попов Д.Н. Оценка эффективности и оптимальное проектирование гидроприводов // вест. Машиностроения. – 1986. – № 9. – с. 20 – 23. 5. Кабаков М.Г. Опыт комплексной оценки уровня качества аксиально-поршневых насосов гидроприводов самоходных машин // Вест. машиностроения. – 1979. – № 9. – с. 9 – 12. 6. Кондаков А.А. О критериях оценки технического уровня объемных гидравлических машин // Вест. машиностроения. – 1988. – № 9. – с. 12 – 15, 1988, № 10. – с. 5 – 9. 7.. Лурье З. Я. , Жерняк А. И., Саенко В. П. Многокритериальное проектирование шестеренных насосов с внутренним зацеплением // Вестник машиностроения. – 1996. – № 3. – С. 3–8. 8. Гавриленко Б. А., Минин В. А., Рождественский С. Н. Гидравлический привод. М.: Машиностроение. 1968. 502 с. 9.. Основы теории и конструирования объемных гидропередач / Под об. ред. В.М.Прокофьева. М.: Высшая школа. 1968. 400с.

Подано до редколегії 20.11.08 р.

УДК 621.822.6

В.С.ГАПОНОВ, А.В. ГАЙДАМАКА

ЗАДАЧІ ЗАБЕЗПЕЧЕННЯ РЕСУРСУ ПІДШИПНИКІВ КОЧЕННЯ ЗАРЕЗОНАНСНИХ РОТОРНИХ СИСТЕМ

В статті пропонується загальний підхід та послідовність дій рішення проблеми забезпечення ресурсу підшипників кочення зарезонансних роторних систем шляхом зміни режиму тертя через покращення властивостей мастильного матеріалу і підтримання їх на потрібному рівні.

The article presents approach towards of the provision recourses of bearings behind the resonance of rotor systems thanks to improvement property's of greasing and support up to the mark.

Для багатьох високошвидкісних підшипників кочення, наприклад шпindelних вузлів шліфувальних верстатів та опор газотурбінних двигунів, причинами виходу з ладу є перегрівання і перевантаження зон контакту при переході роторної системи через резонансні частоти [1]. Ефективним шляхом зменшення термічної складової контактних напружень в підшипниках кочення вважається зміна режиму тертя через покращення властивостей мастила [2]. Аналіз публікацій з питань зміни режиму тертя через покращення експлуатаційних властивостей мастильних матеріалів для кінематичних вузлів за останні десять років виявив зростаючу тенденцію до застосування антифрикційних добавок та присадок [3-9].

Відома процедура підбору мастильних матеріалів для кінематичних вузлів з метою мінімізації тертя та зносу, в якій ефективність дії антифрикційних присадок та добавок оцінюють за величиною другої критичної температури [10]. Однак визначення другої критичної температури

пов'язано зі значними труднощами проведення спеціальних експериментів та отримання необхідної точності результатів. Тому в тій же роботі [10] покращення властивостей мастильних матеріалів шляхом додавання антифрикційних добавок та присадок пропонується оцінювати також за допомогою фізичного моделювання. Отож розробку алгоритмів, методів та моделей оцінки ефективності антифрикційних добавок та присадок до мастильних матеріалів треба вважати актуальним і важливим завданням рішення проблеми підвищення надійності підшипників кочення.

Мета цієї роботи полягає в розробці алгоритму забезпечення ресурсу підшипників кочення за рахунок зміни режиму тертя через покращення властивостей мастила і підтримання властивостей мастила на потрібному рівні впродовж заданого терміну.

Забезпечення ресурсу підшипників кочення повинно включати інформаційну підготовку, розробку методу покращення експлуатаційних властивостей мастильних матеріалів шляхом застосування антифрикційних добавок та присадок, розробку методу підтримки покращених властивостей мастильного матеріалу шляхом керування процесом змащування. Отож, для досягнення вказаної мети пропонується структурна схема послідовності рішення задач по забезпеченню потрібного ресурсу підшипників кочення, що складається з трьох етапів (рис. 1).

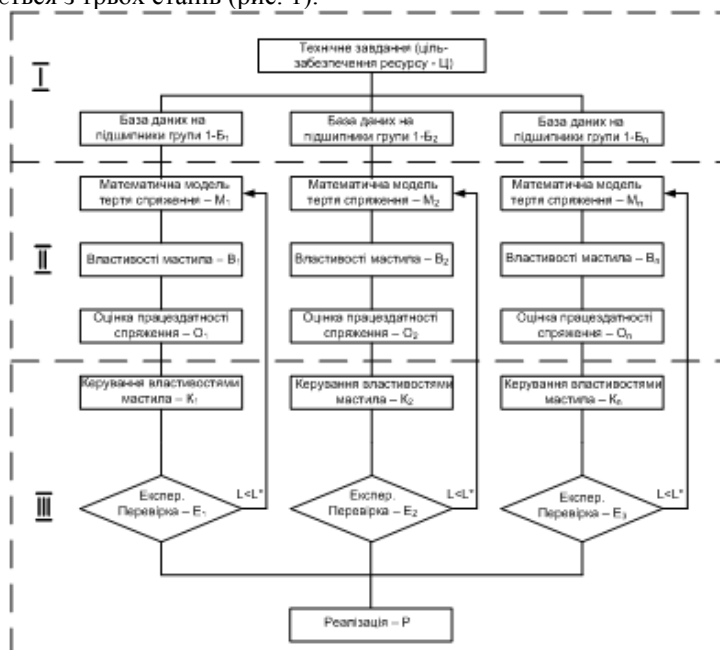


Рис. 1. Послідовність рішення задач забезпечення ресурсу підшипників кочення

Технічне завдання може включати множину цілей, які визначаються конкретною групою підшипників, конструкцією спряжень деталей,

характером пошкоджень. Наприклад, підвищення контактної витривалості поверхонь бігових доріжок кілець кулькових підшипників шліфувальних верстатів від сумісної дії відцентрового та термічного перевантажень – ціль перша (C_1), підвищення контактної витривалості поверхонь бігових доріжок кілець циліндричних роликотпідшипників газотурбінних двигунів від такої ж причини – ціль друга (C_2), і таке інше. Отож, узагальнена ціль забезпечення ресурсу підшипників кочення зарезонансних роторних систем може бути подана у вигляді:

$$C = \{C_1, C_2, \dots\}. \quad (1)$$

Завдання по утворенню бази даних на підшипники кочення включає відомості про конструкцію і особливості експлуатації, а саме: матеріали деталей (M_d), вид спряження (C_K), тип елементів (E_H) підвищення надійності (покращення подачі мастила, організація резервуарів мастила, утримання тіл кочення від випадання), тип навантаження - радіальне (H_p) чи осьове (H_o), вид навантаження - статичне (C_H) чи динамічне (D_H), частота обертання - постійна ($Ч_{оп}$) чи змінна ($Ч_{оз}$), мастильний матеріал (M_M), стан оточуючого середовища (O_c) і уявляється як:

$$B = \{M_d, C_K, E_H, H_p, H_o, C_H, D_H, Ч_{оп}, Ч_{оз}, M_M, O_c\}. \quad (2)$$

Технічне завдання та база даних утворюють перший підготовчий етап в забезпеченні ресурсу підшипників кочення (рис.1).

Завдання з отримання математичної моделі (M) процесу тертя та зносу трибоспрямижень підшипників включає ціль та базу даних і має вигляд:

$$M = \{C, M_d, C_K, E_H, H_p, H_o, C_H, D_H, Ч_{оп}, Ч_{оз}, M_M, O_c\}. \quad (3)$$

Завдання з підбору властивості мастильного матеріалу (B) визначається в процесі моделювання температурою в контактї (t) та коефіцієнтом теплоізоляції (K_t) після додавання антифрикційних добавок (присадок) і подається як:

$$B = \{t, K_t\}. \quad (4)$$

Завдання з оцінки працездатності трибоспрямиження включає визначення коефіцієнту тертя (f) та інтенсивності зносу (I) за результатами моделювання і має вигляд:

$$O = \{f, I\}. \quad (5)$$

Оскільки основними компонентами етапу покращення властивостей мастильного матеріалу для підшипників кочення є множина цілей $C = \{C_1, C_2, \dots\}$, множина ознак мастила $M_M = \{M_{M1}, M_{M2}, \dots\}$, множина технічних рішень у вигляді властивостей мастила $B = \{B_1, B_2, \dots\}$, множина оцінок працездатності трибоспрямиження з новим мастилом $O = \{O_1, O_2, \dots\}$, то найкращі властивості мастила будуть досягнуті при умові:

$$(F : (\psi \circ \phi(M_1)) \rightarrow O) \rightarrow F_{OPT}, \quad (6)$$

де F - функція властивостей мастильного матеріалу; ϕ - бінарне відношення між елементами множини C і множини M_M , $\phi \subset (C \times M_M)$; ψ - бінарне відношення між елементами множини M_M і множини B , $\psi \subset (M_M \times B)$; M_1 - конкретна ціль з множини цілей, $M_1 \subset M$.

Остаточний вибір властивостей мастильного матеріалу здійснюється з урахуванням мінімальної собівартості їх отримання (C):

$$F_{OPT} = C_{\min}. \quad (7)$$

Математичні моделі, підбір властивості мастила та оцінка працездатності трибоспряжень утворюють другий етап забезпечення ресурсу підшипників кочення – моделювання процесів тертя та зносу деталей з метою покращення властивостей мастила (рис.1).

Етап підтримання покращених властивостей мастильного матеріалу (див. етап III на рис.1) потребує наявності процесу їх керування. Завдання з керування властивостями мастила подається у вигляді:

$$K = \{K_1, K_2, \dots\}. \quad (8)$$

Керування властивостями мастила повинно здійснюватись виходячи з наступних міркувань. Зношування робочих поверхонь підшипників залежить від складних процесів в контактi деталей, які визначаються умовами навантаження, кінематики, властивостями матеріалів деталей і мастила, а також особливостями оточуючого середовища. Доля впливу факторів тертя на стан мастильного матеріалу має невизначений характер. Тому відновлення необхідних властивостей мастила здійснюватиметься в умовах неповної інформації. Отож, найбільш прийнятним є керування властивостями мастила для підшипників кочення за схемою, що показана на рис. 2, згідно з відомим підходом [11].



Рис. 2. Схематичне уявлення процесу керування властивостями мастильного матеріалу для підшипників кочення

Вихідний сигнал $Y(t)$ у вигляді потрібного ресурсу спряжень тертя розглядається як реакція на некеруємі $V(t)$ та керуємі $U(t)$ компоненти вхідного сигналу $X(t) = \{V(t), U(t)\}$. Некеруємі компоненти $V(t)$ - навантаження, швидкості, теплові та інші потоки оточуючого середовища;

керуємі компоненти $U(t)$ - кількість та склад легуючих елементів в мастильному матеріалі, частота введення добавок та присадок. Методи знаходження керуємої вхідної дії $U(t)$ і способи керування, а також результат керування в значній мірі визначаються інформацією про стан мастильного матеріалу.

Керування ресурсом може здійснюватись трьома способами: регулюванням, керуванням параметрами, керуванням структурою.

Регулювання застосовують, якщо суттєвим є дія неврахованих вхідних сигналів, або коли будь-які процеси на некеруємих вхідних сигналах $V(t)$ відрізняються від раніше прогнозованих настільки, що система “сходе з потрібної траєкторії”. Тоді, спостерігаючи за реальною траєкторією $Y(t)$, знаходять величину $Y(t) - Y_0(t)$ і встановлюють додаткове до програмного керування, яке повинно повернути виходи системи на потрібну траєкторію $Y_0(t)$. Щодо забезпечення, наприклад втомної контактної міцності робочих поверхонь кілець і тіл кочення, “сходження системи з потрібної траєкторії” можна тлумачити як зміну режиму навантаження чи швидкості обертання. Це потребує зміни характеру обслуговування підшипникового вузла, тобто необхідно збільшити частоту введення антифрикційних добавок чи присадок до мастильного матеріалу в процесі експлуатації.

Якщо неможливо задати опорну програмну траєкторію на весь термін експлуатації чи ухилення від неї таке значне, що неможливо до неї повернутися, виконують прогнозування виду траєкторії $Y(t)$ і визначають можливість перетину траєкторії $Y(t)$ з областю цілей. Керування в цьому випадку зводять до регулювання параметрів системи доки не буде забезпечено вищезгадане перетинання. Така ситуація відповідає, наприклад суттєвій зміні режиму експлуатації підшипника, коли неможливо збільшенням частоти введення антифрикційних добавок чи присадок до мастильного матеріалу забезпечити потрібний ресурс. Тому необхідно додатково збільшити концентрацію антифрикційних добавок чи присадок в мастильному матеріалі при кожному їх введенні.

Серед можливих значень керуємих параметрів системи може не знайтися такого, що забезпечить перетин траєкторії з областю цілей. Це значить, що поставлена ціль не досяжна для такої системи. Однак, поставлена ціль може бути досяжна для іншої системи з другою організацією структури. По суті виникає задача пошуку системи з іншим складом елементів та структури, однак з однаковим вихідним сигналом $Y(t)$. Для забезпечення, наприклад втомної контактної міцності робочих поверхонь деталей, керування структурою може здійснюватися шляхом застосування антифрикційних добавок чи присадок з іншим складом легуючих елементів.

Практична реалізація покращеної мастильної композиції для конкретної групи підшипників кочення можлива після остаточної експериментальної перевірки її працездатності в умовах експлуатації машини. Таким чином, забезпечення ресурсу підшипників кочення шляхом зміни режиму тертя через покращення властивостей мастильного матеріалу та підтримання покращених властивостей мастила на потрібному рівні впродовж заданого терміну експлуатації уявляється ланцюгом взаємопов'язаних завдань:

$$Ц \rightarrow Б \rightarrow М \rightarrow В \rightarrow О \rightarrow К \rightarrow Е \rightarrow Р. \quad (9)$$

Висновки: 1.Робочі поверхневі шари переважної більшості високошвидкісних підшипників зарезонансних роторних систем потребують підвищення втомної контактної міцності та зменшення теплоутворення зон контакту. 2.Дотепер відсутній метод покращення і підтримання експлуатаційних властивостей мастильних матеріалів для забезпечення ресурсу високошвидкісних підшипників кочення зарезонансних роторних систем. 3.Пропонується загальна схема рішення проблеми та конкретні завдання по забезпеченню ресурсу підшипників кочення зарезонансних роторних систем шляхом використання антифрикційних добавок та присадок до мастильних матеріалів. Запропонований алгоритм не обмежує кількість чинників аналізу, дозволяє залучати як числову так і якісну інформацію про характер функціонування трибоспряджень деталей, припускає можливість керування ресурсом підшипників.

Список літератури: 1.Опоры осей и валов машин и приборов./ Под ред. Н.А. Спицына, М.М. Машнева.- М.: Машиностроение. - 1970.- 520 с. 2.Гаркунов Д.Н. Триботехника (Конструирование, изготовление и эксплуатация машин).- М.: Машиностроение.- 2002.- 632 с. 3.Погодаев Л.И., Кузьмин В.Н., Дудко П.П. Повышение надёжности трибоспряджений. – СПб.:Академия транспорта РФ. -2001.-304с. 4.Лобова Т.А., Лобанов М.В., Чулков И.П., и др. Новые смазочные композиции с добавками порошков диселенидов молибдена и вольфрама // Вестник машиностроения. -2004.- №7. – с. 40-44. 5.Буяновский И.Я., Дроздов Ю.Н., Гостев Ю.В., и др.Антифрикционная ресурсовосстанавливающая композиция присадок для пластичных смазок // Вестник машиностроения. – 2005.- №7.- с.34-37. 6.Войтов В.А., Білик А.П., Сторожук В.В., та ін. Обґрунтування та оптимізація триботехнічної відновлювальної суміші для безрозбірного відновлення поверхонь тертя трибосистем // Проблеми трибології.- 2006.- №4.- с.33-39. 7.Лукиенко Л.В., Сёмочкин И.И., Хлапов В.Г. Анализ результатов модельных экспериментальных исследований металлоплакирующей присадки к смазочным материалам // Вестник машиностроения.- 2007.- № 8.- с. 33-35. 8.Исхакова Е.П. Использование антифрикционных препаратов в промышленности // Вестник машиностроения. – 2007.- №12.- с.30-34. 9.Гайдамака А.В. Про ефективність нової технології підвищення довговічності підшипників // Вісник НТУ ХПІ. – 2007. -Вип.21.-с.144-146. 10.Справочник по триботехнике: В 3 т. Т.2: Смазочные материалы, техника смазки, опоры скольжения и качения / Под общ. ред. М.Хебды, А.В.Чичинадзе. – М.: Машиностроение, 1990. – 416с. 11.Растринин Л.А. Случайный поиск в задачах оптимизации многопараметрических систем.- Рига, «Зинатне».- 1965.- 211 с.

Надійшла до редколегії 11.12.08

Ю.А.СИЗЫЙ, Д.В.СТАЛИНСКИЙ, А.Н.УШАКОВ

О МГНОВЕННОЙ ТЕМПЕРАТУРЕ ШЛИФОВАНИЯ

Розглянуто і проаналізовано рішення задачі теплопровідності при різанні одиничним абразивним зерном на основі представлення зрізаемого шару як сукупності тонких адіабатичних стержнів.

The theoretical solution of the heat conduction task in cutting process by individual abrasive grain on the based of present a cutting layer as totality thin adiabatic pivots are considered.

При анализе теплофизических условий процесса шлифования различают мгновенную, развивающуюся в зоне микрорезания шлифующим зерном, контактную, устанавливающуюся в зоне контакта круга с деталью и среднюю температуру в поверхностном слое детали [1].

Мгновенная и контактная температуры представляют наибольший интерес для исследователя, т.к. именно они оказывают наибольшее влияние на качество обрабатываемой поверхности.

Теоретическим исследованиям теплофизики резания единичным зерном уделено большое внимание в работах Редько С.Г. [2], Резникова А.Н. [3], Корчака С.Н. [4], Островского В.И. [5] выполненных в середине прошлого века. Подходы к решению задачи теплопроводности при микрорезании абразивным зерном у всех авторов различные, как и полученные количественные и качественные результаты. Поэтому эта задача требует дальнейшего внимания исследователей.

В последние годы появились работы [6,7,8], углубляющие понимание теплофизических явлений при резании единичным зерном. При этом заслуживает внимание подход, впервые примененный Якимовым А.В. [9] и развиваемый Новиковым Ф.В. [6,7,8] представления срезаемого слоя металла зерном или шлифовальным кругом как совокупности адиабатических стержней. Этот оригинальный подход позволяет углубить существующее понимание теплофизических явлений при шлифовании, описать их достаточно простыми зависимостями, облегчающими их использование на практике. Однако в этих работах [6,7,8], описание температурного поля в адиабатическом стержне выполнено достаточно искусственно на основе попытки решения задачи теплового баланса – распределения тепла в стружке и обработанной поверхности. В то же время эта задача может быть решена на основе классического уравнения теплопроводности. Этому решению и его анализу посвящается настоящая статья.

Расчетная схема микрорезания показана на рис.1. Это плоская схема резания, т.е. зерно, принимается как-бы бесконечным в направлении перпендикулярному чертежу.

температурного поля в адиабатическом стержне с движущимся вдоль стержня плоским перпендикулярным к оси стержня источником тепла.

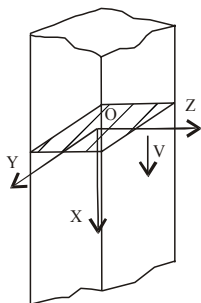


Рис. –2 Адиабатический стержень с плоским источником тепла в плоскости ZOX и движущийся вдоль оси X со скоростью V

На рис. 2 показан адиабатический стержень с плоским источником тепла (заштрихован) движущийся со скоростью V вдоль оси X. Поскольку стержень адиабатический, т.е. нет теплообмена от его стенок по осям Z и Y, то значит нет градиента температуры по этим осям. Отсутствие градиента может быть только в случае если стержень и источник тепла бесконечный вдоль осей Z и Y. Таким образом, задача теплопроводности сводится к одномерной задаче в бесконечном пространстве,

дифференциальное уравнение и граничные условия для которой следующие:

$$\frac{\partial T}{\partial t} = a \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + V \frac{\partial T}{\partial x} \quad (1)$$

при $T(x, t)|_{t=0} = 0$; $T(-\infty, t) = 0$; $T(+\infty, t) = 0$.

Краевые условия $T(\pm\infty, t) = 0$ обоснованы тем, что источник тепла движется с большой скоростью и время действия его очень мало. Поэтому тепло впереди и за источником распространяется недалеко и при ограниченности стержня вдоль его оси размерами детали с одной стороны и стружкой и зерном с другой можно принять, что тепло не достигнет концов стержня.

Решаем эту задачу методом источников [3] используя для этого фундаментальное решение уравнения теплопроводности для точечного мгновенного источника тепла в неограниченном пространстве [3]:

$$T(x, y, z, t) = \frac{\theta}{c \cdot \rho [4 \cdot \pi \cdot a (\tau - t)]^{3/2}} \cdot \exp \left(-\frac{(x - x_u)^2 + (y - y_u)^2 + (z - z_u)^2}{4 \cdot a (\tau - t)} \right) \quad (2)$$

где x_u, y_u, z_u – координаты точки, в которой имел место тепловой импульс, м;

c – удельная теплоемкость материала стержня, $\frac{Дж}{м \cdot c \cdot град}$; ρ – плотность

стержня $\frac{\kappa \mathcal{E}}{M^3}$; a - коэффициент температуропроводности, $\frac{M^2}{c}$; θ - количество теплоты, внесенное импульсом, Дж; τ - время наблюдения за температурным полем, с.

Чтобы получить бесконечный вдоль осей Y и Z источник тепла надо проинтегрировать (2) по y_u и z_u в пределах $\pm\infty$. Кроме этого, т.к. источник тепла не имеет размера вдоль оси x , то $x_u = 0$.

Движение источника тепла вдоль оси x со скоростью V в движущейся вместе с источником системе координат учитывается заменой $(x-x_u)^2$ на $[(x-x_u)+V(\tau-t)]^2$ [3].

Следовательно, задача теплопроводности для движущегося источника тепла в адиабатическом стержне запишется следующим образом:

$$T(x, t) = \frac{q}{c \cdot \rho [4 \cdot \pi \cdot a]^{3/2}} \int_{-\infty}^{\infty} dz_u \int_{-\infty}^{\infty} dy_u \int_0^t \frac{dt}{(\tau - t)^{3/2}} * \exp \left(- \frac{[x + V(\tau - t)]^2 + (y - y_u)^2 + (z - z_u)^2}{4 \cdot a(\tau - t)} \right) \quad (3)$$

Выполнив интегрирование по x_u и z_u получим окончательно:

$$T(x, t) = \frac{q}{2 \cdot c \cdot \rho \sqrt{\pi \cdot a}} \int_0^{\tau} \frac{dt}{\sqrt{\tau - t}} \exp \left(- \frac{[x + V(\tau - t)]^2}{4 \cdot a(\tau - t)} \right) \quad (4)$$

Мгновенная температура, т.е. максимальная при резании единичным абразивным зерном, имеет место очевидно для координаты $x=0$, т.е. находится в источнике тепла, а значит в начале системы координат движущейся с источником. В этом случае:

$$T(\tau)|_{x=0} = \frac{q}{2 \cdot c \cdot \rho \sqrt{\pi \cdot a}} \int_0^{\tau} \frac{dt}{\sqrt{\tau - t}} \exp \left(- \frac{V^2(\tau - t)}{4 \cdot a} \right) \quad (5)$$

В результате интегрирования с введением новой переменной $t_1 = \frac{V}{2 \cdot a} \sqrt{\tau - t}$ получим:

$$T(\tau) = \frac{q}{c \cdot \rho \cdot V} \operatorname{erf} \left(\frac{V \sqrt{\tau}}{2 \sqrt{a}} \right) \quad (6)$$

Мгновенная температура – это максимальная температура в источнике тепла за время перемещения адиабатического стержня на расстояние L (см. рис.1) или, что-то же самое, за время действия источника тепла. Время, соответствующее максимальной, т.е. мгновенной температуре:

$$\tau_{\text{мгн.}} = \frac{a_z}{\operatorname{tg} \beta \cdot V_{\text{кр}}} \quad (7)$$

где $V_{кр}$ – скорость шлифования.

В выражении (6) дробь $\frac{V\sqrt{\tau}}{2\sqrt{a}}$ – безразмерный комплекс, который обозначим буквой S , и который в параметрах процесса резания для времени $\tau=\tau_{мгн}$ будет иметь следующий вид:

$$S = \frac{V\sqrt{\tau}}{2\sqrt{a}} = \sqrt{\frac{V_{кр} \cdot a_z \cdot tg\beta}{4 \cdot a}}. \quad (8)$$

Установившееся значение температуры в источнике тепла в адиабатическом стержне согласно (6) будет соответствовать времени $\tau=\infty$. В этом случае $erf(\infty)=1$ и значение температуры

$$\tau_{уст.} = \frac{q}{c \cdot \rho \cdot V} = \frac{q}{c \cdot \rho \cdot V_{кр} \cdot \beta}. \quad (9)$$

Функция $erf(S)$ табулирована, введена во все математические пакеты прикладных программ и имеет вид, показанный на рис.3.

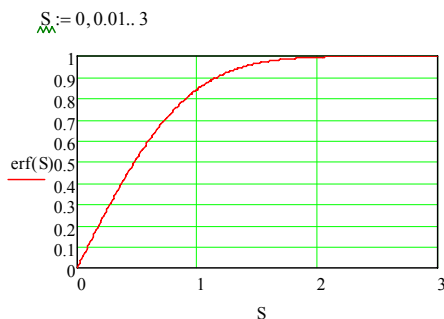


Рисунок 3 График функции $erf(S)$

Из графика функции $erf(S)$ видно, что для $S > 2$ она практически равна 1 и далее не увеличивается. Таким образом, температура в источнике тепла устанавливается для $S > 2$.

Полезно определить какой области изменения $V_{кр}$ и a_z соответствуют условия, когда $S > 2$. Это видно из графика рис.4, и эта область находится правее изолинии с $S = 2$. Так, например, при шлифовании со скоростью 50 м/с мгновенная температура устанавливается для a_z больше примерно значения равного 6.5 мкм.

Если говорить об обдирочном шлифовании, для которого значения $a_z > 5$ мкм, то мгновенная температура всегда будет максимальной.

При расчете зависимости $S(a_z, V_{кр})$ принято, что угол сдвига $\beta=22^\circ$ (0.384 рад), а коэффициент температуропроводности $a=8$ мм²/с, что соответствует его значению для стали 45 [3].

Для чистового шлифования, т.е. для шлифования с малыми толщинами среза на зерно $a_z < 3$ возможны условия, когда мгновенная температура не достигает всего максимального значения, но чем больше скорость шлифования, тем она ближе к максимальной установившейся. При этом надо отметить, что даже при очень малых значениях толщины среза (1...2) мкм значение комплекса S больше единицы, а это значит что функция $\text{erf}(S)$ больше 0.85, т.е. максимальная температура резания зерном почти равная максимально установившейся и можно считать, что практически для всех режимов шлифования мгновенная температура будет равна максимальной установившейся, т.е. температуре в источнике тепла ($x=0$) для

$$\text{времени } \tau_{\text{мгн.}} = \frac{a_z}{\text{tg}\beta \cdot V_{\text{кр}}}.$$

$$\beta := 0.384 \quad a := 8 \quad i := 0..9 \quad a_{z_i} := 1 + 1 \cdot i \quad j := 0..10 \quad V_{\text{кр}_j} := 30 + 5 \cdot j$$

$$S(a_z, V_{\text{кр}}) := \sqrt{\frac{V_{\text{кр}} \cdot a_z \cdot \tan(\beta)}{4 \cdot a}} \quad M_{i,j} := S(a_{z_i}, V_{\text{кр}_j})$$

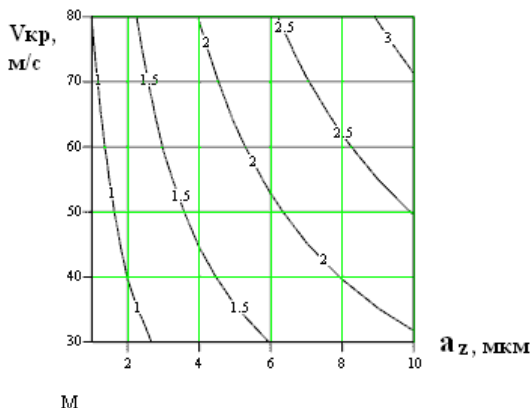


Рис. 4 – Безразмерный комплекс S в зависимости от параметров процесса шлифования

Представляет определенный интерес распределение температуры вдоль адиабатического стержня, т.е. и ниже обработанной поверхности (см. рис.1), а значит в поверхностном слое детали. Расчет необходимо производить по (4). Причем температуру $T(x, \tau)$ желательно выразить в относительных единицах, т.е. отнесенной к $T_{\text{уст}}$ согласно (9). Обозначим это отношение как

$T_{отн}$, которое получим делением (4) на (9) с заменой V на $V_{кр} \operatorname{tg} \beta$ и подстановкой значения $\tau = \frac{a_z}{\operatorname{tg} \beta \cdot V_{кр}}$ согласно (7):

$$T_{от}(x) = \frac{T(x, \tau)}{T_{yсм}} = \frac{V_{кр} \cdot \operatorname{tg} \beta}{2\sqrt{\pi \cdot a}} \int_0^{\tau} \frac{\exp\left(-\frac{[x + V_{кр} \cdot \operatorname{tg} \beta (\tau - t)]^2}{4 \cdot a (\tau - t)}\right)}{\sqrt{\tau - t}} dt \quad (10)$$

Расчет выполним в области условий шлифования правее изолинии со значением 2 на графике рис.4, т.е. в области, когда температура в источнике тепла будет достигать установившегося (максимального) значения.

Таковыми условиями будут, например, значения $V_{кр}=50$ м/с и $a_z=6.5$ мкм. Угол сдвига принимаем равным 22° . Условия и результаты расчета приведены на рис.5. Из этого рисунка видно, что максимальная относительная температура равна единице для $x=0$. Для значений $x>0$ - это поверхность детали, а для $x<0$ - это стружка и абразивное зерно.

Для принятых условий глубина прогрева детали примерно равна $1 \cdot 10^{-6}$ м (1 мкм). В основном все тепло ушло в стружку и абразивное зерно. Тепловой баланс можно определить как отношение между площадями под кривой рис.5 для $x<0$ и для $x>0$ к площади под всей кривой. Таким образом, доля тепла перешедшего в стружку:

$$K_{cmp} = \frac{\int_0^0 T_{om}(x) dx}{\int_{-\infty}^{\infty} T_{om}(x) dx}, \quad (12)$$

а доля тепла перешедшего в деталь:

$$K_{дем} = \frac{\int_0^{\infty} T_{om}(x) dx}{\int_{-\infty}^{\infty} T_{om}(x) dx}. \quad (13)$$

Результаты расчета также приведены на рис.5, из которого видно, что только 6% тепла выделяемого при резании одним зерном на плоскости сдвига ушло в поверхность детали, а 94% в стружку и зерно.

Представляет несомненный интерес абсолютное значение температуры при резании единичным зерном. Для этого при расчете по (3) плотность теплового потока q рассчитываем согласно зависимости [4,11]:

$$\begin{aligned}
az &:= 6.5 \cdot 10^{-6} & V_{kp} &:= 50 & \beta &:= 0.384 & \tau &:= \frac{az}{V_{kp} \tan(\beta)} & \tau &= 3.217 \times 10^{-7} \\
a &:= 8 \cdot 10^{-6} & x &:= -15 \cdot 10^{-6}, -14.95 \cdot 10^{-6} \dots 15 \cdot 10^{-6}
\end{aligned}$$

$$\text{Tot}(x) := \frac{V_{kp} \tan(\beta)}{2 \sqrt{\pi \cdot a}} \cdot \int_0^\tau \frac{e^{\frac{-[x + V_{kp} \tan(\beta) \cdot (\tau - t)]^2}{4 \cdot a \cdot (\tau - t)}}}{\sqrt{\tau - t}} dt$$

$$\text{Kct} := \frac{\int_{-1.5 \cdot 10^{-5}}^0 \text{Tot}(x) dx}{\int_{-1.5 \cdot 10^{-5}}^{1.5 \cdot 10^{-5}} \text{Tot}(x) dx} \quad \text{Kct} = 0.94$$

$$\text{Kdt} := \frac{\int_0^{1.5 \cdot 10^{-5}} \text{Tot}(x) dx}{\int_{-1.5 \cdot 10^{-5}}^{1.5 \cdot 10^{-5}} \text{Tot}(x) dx} \quad \text{Kdt} = 0.06$$

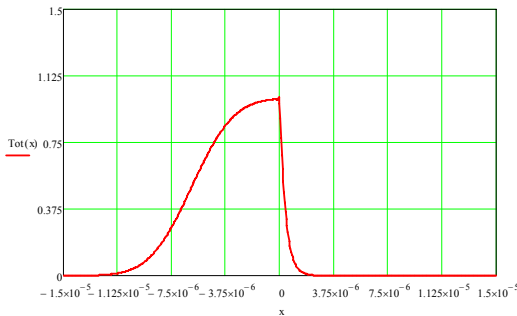


Рис. 5 – Анализ относительной температуры Tot(x) и распределения тепла между стружкой и деталью

$$q = \sqrt{3.25} \cdot \tau_s \cdot V_{kp} \cdot \cos \beta_1, \quad (14)$$

где $\tau_s = \frac{\sigma_i}{\sqrt{3}}$, τ - напряжение сдвига; σ_i – интенсивность напряжений.

Расчет выполнен для тех условий, что в [11], т.е. для стали X18H10T для которой $\sigma_i = 250000 \text{ МПа}$ [4], $\rho = 4.52 \text{ Дж/см}^3 \cdot \text{град}$ и $a = 0.05 \text{ см}^2/\text{с}$ [3]. Углы $\beta = 22^\circ$, $\beta_1 = 34.32^\circ$ [4], $V_{kp} = 4000 \text{ см/с}$. Координату x вдоль стержня изменяем в пределах 0.0015 см до 0.001 см . Все эти условия и результаты расчета приведены на рис 6 и 7, из которого видно, что максимальная температура достигает значения 1140.4°C и при этом почти все тепло выделяемое на плоскости сдвига уносится стружкой.

Полученный результат значения температуры в 1140.4°C интересно сравнить с результатами, полученными в [11].

В [11] температурное поле исследовалось как результат движения со скоростью V_{kp} источника тепла расположенного на плоскости сдвига. При таком подходе нет необходимости принимать зону срезаемого металла как набор адиабатических стержней, что строго не обосновывается и, естественно, вносит в расчет погрешность. В [11] также получено, что

максимальная температура в детали от работы деформации на плоскости сдвига для тех же условий, что и в рис.6, равна 1080 °С. Таким образом, разница между 1140.4 °С и 1080 °С невелика, погрешность к описанию срезаемого слоя как совокупности адиабатических стержней не больше 10%. В то же время подход к анализу теплофизики резания зерном путем представления зоны удаляемого металла в виде адиабатических стержней позволили очень просто и наглядно решить задачу теплового баланса от работы пластической деформации, что затруднительно при решении, описанном в [11].

$$\begin{aligned} c_p &:= 4.52 & a &:= 0.05 & \sigma_i &:= 2500 \cdot 10^2 \\ \beta_1 &:= \frac{34.32\pi}{180} & \beta_1 &= 0.599 \\ \beta &:= \frac{22\pi}{180} & \beta &= 0.384 & V_{kp} &:= 4000 \\ \tau_s &:= \frac{\sigma_i}{\sqrt{3}} & \tau_s &= 1.443 \times 10^5 & a_z &:= 0.00065 \\ q &:= \sqrt{3.25 \cos(\beta_1) \cdot \tau_s \cdot V_{kp}} \cdot 10^{-2} & q &= 8.596 \times 10^6 \\ \tau &:= \frac{a_z}{V_{kp} \tan(\beta)} & \tau &= 4.022 \times 10^{-7} \\ x &:= -0.0015, -0.00149, 0.001 \end{aligned}$$

$$T(x) := \frac{q}{2 \cdot c_p \cdot \sqrt{\pi} \cdot a} \cdot \int_0^{\tau} \frac{e^{-\frac{[x + V_{kp} \cdot \tan(\beta) \cdot (\tau - t)]^2}{4 \cdot a \cdot (\tau - t)}}}{\sqrt{\tau - t}} dt$$

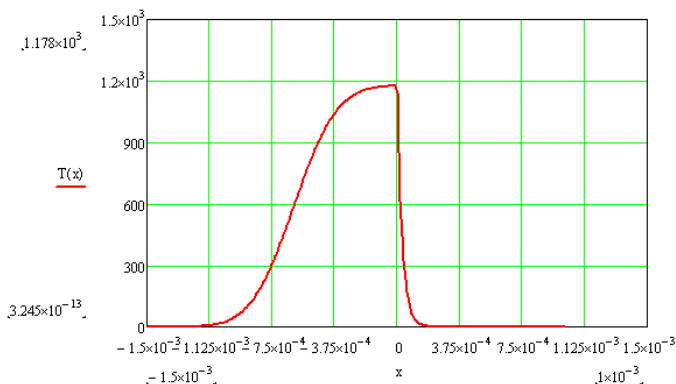


Рис. 6 – Абсолютная температура в адиабатическом стержне (общая картина)

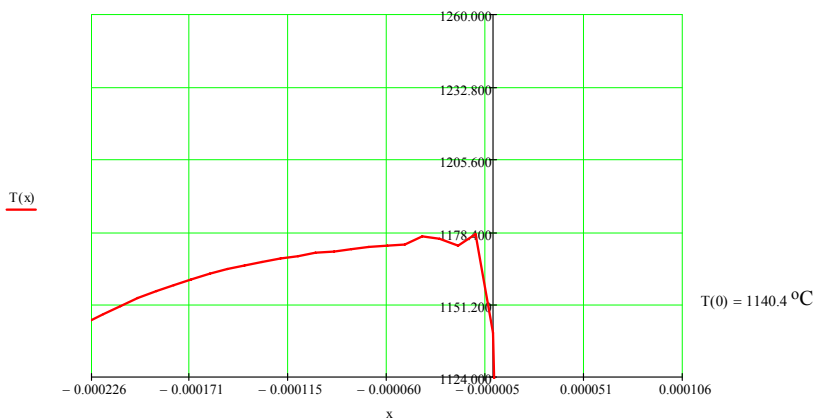


Рис. 7 – Абсолютная температура в адиабатическом стержне
(уточняющая картина)

Список литературы: 1. Маслов Е.Н. Теория шлифования материалов. М.: Машиностроение, 1974.-320 с. 2. Редько С.Г. Процессы теплообразования при шлифовании металлов. Изд-во Саратовского университета, 1962, 231 с. 3. Резников А.Н. Теплофизика резания. М., Машиностроение, 1969, 288 с. 4. Корчак С.Н. Производительность процесса шлифования стальных деталей. - М.: Машиностроение, 1974.- 280 с. 5. Островский В.И. Теоретические основы процесса шлифования. Изд-во Ленинградского университета, 1981, 141 с. 6. Новиков Ф.В. Математическая модель определения температуры при шлифовании на основе учета баланса тепла, уходящего в образующиеся стружки и обрабатываемую деталь. "Вісник Харківського національного технічного університету сільського господарства ім. Петра Василенка". Випуск 61, Харків 2007, 23-33 с. 7. Новиков Ф.В., Рябенков И.А. Теоретический анализ условий повышения качества обработки по температурному критерию. "Вісник Харківського національного технічного університету сільського господарства ім. Петра Василенка". Випуск 61, Харків 2007, 164-171 с. 8. Рябенков И.А. Определение условий уменьшения температуры шлифования и глубины её проникновения в поверхностный слой обрабатываемой детали. "Вестник национального технического университета "ХПИ", 23, 2008, Харьков, 16-21 с. 9. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технология машиностроения. В десяти томах под общей редакцией Ф.В. Новикова и А.В. Якимова. Том 4 Теория абразивной и алмазно-абразивной обработки материалов. Одесса 2002, 801 с. 10. Основы проектирования и технологического изготовления абразивного и алмазного инструмента. /Ковальчук Ю.М. и др./ - М., 1984. 11. Сизый Ю.А., Сталинский Д.В., Пирогов А.Ю. Теплофизика резания единичным абразивным зерном. "Восточно-европейский журнал передовых технологий" 1/5 (31) 20008, 30-40 с.

Поступила в редколлегию 29.11.08

В.Н. ХМЕЛЕВЦОВ, Е.В. КОНОПЛЯНЧЕНКО

ПОВЫШЕНИЕ ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТИ АВТОМАТИЗИРОВАННЫХ СБОРОЧНЫХ СИСТЕМ ПУТЕМ УПРАВЛЕНИЯ СТЕПЕНЬЮ ДИФФЕРЕНЦИАЦИИ ПРОИЗВОДСТВА

В статье проведен анализ методов агрегатирования. Рассмотрены особенности применения метода дифференцирования и концентрации операций технологического процесса. Указаны пути повышения эффективности производства.

У статті проведений аналіз методів агрегування. Розглянуто особливості застосування методу диференціації й концентрації операцій технологічного процесу. Зазначено шляхи підвищення ефективності виробництва.

The analysis building - block design methods is lead in the paper. Habits of application of differentiation and concentration technological process operations method are observed. Ways of raise of a production efficiency are specified.

Сборка – заключительный и определяющий этап производственного процесса, от выполнения которого в значительной степени зависит качество машин. Трудоемкость сборки составляет 25...60% от трудоемкости изготовления изделий. В настоящее время механизировано около 35%, а автоматизировано до 12% сборочных работ. Постоянное совершенствование и усложнение конструкций машин приводит к увеличению трудоемкости, повышению требований к надежности и качеству сборки [1].

Вопросами автоматизации производства занимались ведущие отечественные ученые: Б.С.Балакшин, Л.И.Волкевич, Н.В.Захаров, В.С.Корсаков, М.С.Лебедевский, А.Н.Малов, М.П.Новиков, А.И.Федотов, Г.А.Шаумян и др.

Главной особенностью автоматизированного производства является дифференциация технологического процесса и концентрация операций.

Дифференциацией операций называется построение операций из небольшого числа простых технологических переходов. Концентрацией операций называется соединение нескольких простых технологических переходов в одну сложную операцию. [2].

К преимуществам дифференциации технологического процесса относится повышение специализации и производительности труда сборочного персонала, сокращаются сроки освоения работы на каждой операции. К недостаткам дифференциации относят то, что излишняя ее степень ведет к снижению производительности процесса вследствие потерь времени на установку и снятие собираемого элемента (растет доля вспомогательного времени и общей трудоемкости сборки).

Преимуществами концентрации технологического процесса является то, что вследствие объединения операций повышается производительность обработки за счет совмещения во времени нескольких технологических переходов и соответствующего сокращения общего основного времени $T_{ц}$. К недостаткам относят то, что при построении операций по принципу концентрации возрастают требования к точности и технологическим возможностям станков и к квалификации рабочих.

Определение оптимальной степени дифференциации и концентрации операций технологического процесса является актуальной задачей. Рассмотрим зависимость производительности многопозиционных машин и автоматических линий от степени дифференциации и концентрации технологического процесса. Дифференциация технологического процесса осуществляется равномерной разбивкой по операциям [4].

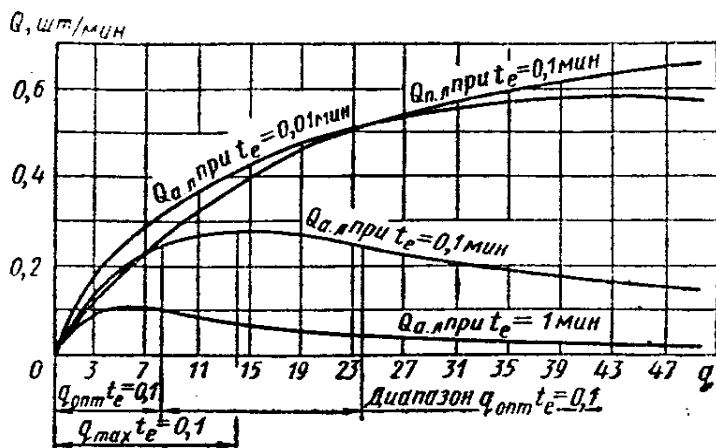


Рис. 1. Производительность самостоятельно работающих машин поточной линии ($Q_{г.л.}$) и машин соединенных в автоматическую линию ($Q_{а.л.}$) [4].

На (рис.1) представлена производительность группы машин и автоматической линии. Кривые показывают, что с увеличением степени дифференциации и концентрации операций производительность автоматической линии растет. Но этот рост непропорционален и начиная с некоторого его значения, производительность снижается вследствие влияния внецикловых потерь. В тоже время производительность группы из нескольких однопозиционных машин неуклонно возрастает, приближаясь к пределу, который определяется длительностью холостых ходов рабочего цикла и внецикловых потерь [1, 2, 5]

Производительность машин последовательного агрегатирования определяется по формуле: [4].

$$Q_q = \frac{qK_o}{1 + qK_o(t_x + qt_e) + qK_o \sum C_i} \quad (1)$$

где: q – количественно последовательно расположенных машин (позиций), на которых дифференцирован технологический процесс;

K_o – технологическая производительность всего процесса до его дробления;

t_x – время холостого хода;

t_e – потери по оборудованию;

$\sum C_i$ – потери по инструменту.

Взяв в основу расчетное уравнение производительности последовательного агрегатирования рабочей машины, проанализируем характер влияния различных факторов на величину производительности.

Кривая на (рис.2) характеризует зависимость производительности от числа рабочих позиций q (при условиях, что $K_o = 0,75$ шт./мин; $t_x = 0,5$ с; $t_e = 5$ с; $\sum C_i = 0,066$ с.). При последовательном агрегатировании увеличение количества позиций сопровождается ростом производительности Q_q лишь до определенного предела, после чего возрастание q ведет к снижению производительности.

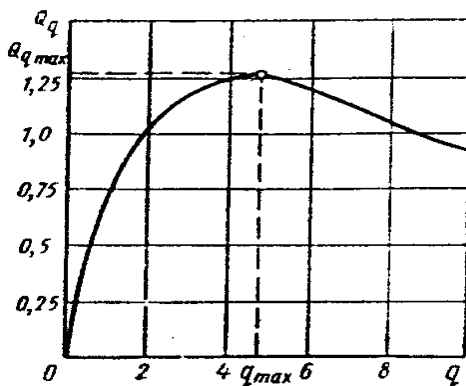


Рис. 2. Производительность последовательно агрегатированных автоматов в зависимости от q [4].

Как видно, максимум производительности обеспечивается при значении $q_{max}=4$, то есть при данной технологической производительности K_o и при данных значения t_x ; t_e и $\sum C_i$; теоретическое максимальное количество позиций равно 4. При меньшем или большем значении q производительность машины будет ниже. Если однопозиционный автомат ($q=1$) может обеспечить $Q=0,7$ шт./мин, то четырехпозиционный ($q=4$) – почти вдвое большую ($Q=1,2$ шт./мин), но не четырехкратную.

К системам последовательного агрегатирования относится большинство автоматических линий в машиностроении. Одним из важнейших факторов,

ограничивающим применение машин последовательного действия с высокой степенью дифференциации технологического процесса, является снижение точности при увеличении числа рабочих позиций.

Машины параллельного агрегатирования имеют большое разнообразие вариантов компоновки. Однако, несмотря на внешние различия в конструкции и в компоновке, все они работают по общим законам агрегатирования рабочих машин. Как показывают кривые на (рис.3) в противоположность последовательному агрегатированию, кривая производительности машин параллельного агрегатирования точки максимума не имеет. Рост производительности замедляется, постепенно приближаясь к некоторому пределу, величину которого можно определить при условии $p \rightarrow \infty$: [4].

$$Q_{p\max} = \lim_{p \rightarrow \infty} \frac{pK_o}{1 + K_o t_x + pK_o(t_e + \sum C_i)} = \frac{1}{t_e + \sum C_i} \quad (2)$$

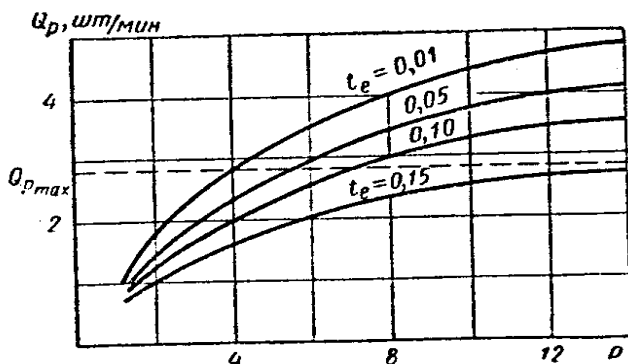


Рис. 3. Производительность машин параллельного агрегатирования Q_p в зависимости от числа параллельных позиций [4].

Смешанное агрегатирование является комбинацией последовательного и параллельного. Такое комбинирование совмещение рабочих операций очень часто приводит к еще большему увеличению производительности машин. Аналитическое выражение производительности машины смешанного агрегатирования описывается моделью:

$$Q_{pq} = \frac{pqK_o}{1 + qK_o t_x + pqK_o(\sum C_i + qt_e)} \quad (3)$$

Кривая на (рис.4) производительности машин параллельно – последовательного агрегатирования показывает, что имеется максимум производительности при некотором значении $q_{\max}$. При этом чем больше число параллельных потоков, тем выше производительность и ниже значение $q_{\max}$. И если в однопоточных машинах неправильное назначения числа последовательных позиций q в некоторых пределах почти не оказывает

влияния на производительность, то в многопоточных машинах малейшая ошибка может привести к значительному значению производительности по сравнению с возможным уровнем.

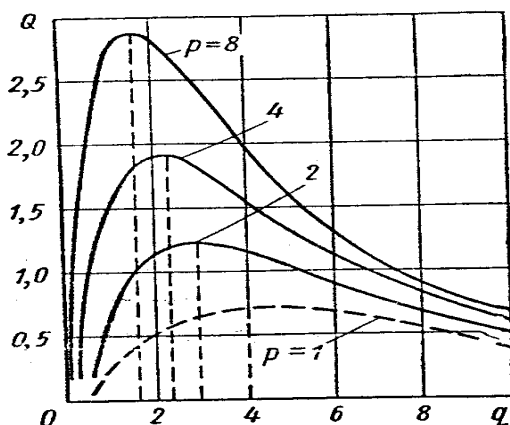


Рис. 4. Производительность машин последовательно – параллельного агрегирования в зависимости от числа последовательных позиций и параллельных потоков [4].

Профессором Захаровым Н.В. было указано, что одним из путей оптимизации технических процессов по производительности является рациональное построение производственных структур с учетом концентрации и дифференциации технологических операций требующих дальнейшего развития.

Представим один из возможных вариантов цикловой производительности автоматизированного комплекса: [1].

$$Q_{\text{ц}} = \frac{1}{t_{\text{он}} / g + g_o t_{\text{ном}}}, \quad (4)$$

где $t_{\text{он}}$ – суммарное оперативное время при выполнении технологического процесса; g – количество операций, на которое дифференцируется технологический процесс; g_o – количество автоматических устройств, влияющих на $t_{\text{пот}}$; $t_{\text{пот}}$ – средние внецикловые потери времени автоматических устройств выполняющих одну операцию.

Сделав анализ выражения (4) получается, что если $g_o = g$, взяв производную $dQ_{\text{ц}}/dg$ и приравняв к нулю, получим оптимальное число операций, на которые целесообразно дифференцировать технологический процесс:

$$g_{\text{онм}} = \sqrt{\frac{t_{\text{он}}}{t_{\text{ном}}}}$$

Если $g_o \neq g$, то функция $Q_{\text{ц}}$ может не иметь оптимального значения.

Если $g_0=1$, то $\lim_{g \rightarrow 0} Q_u = \frac{1}{t_{nom}}$, т.е. в данном случае цикловая

производительность при увеличении степени дифференциации операций ограничивается внецикловыми потерями одного операционного комплекса.

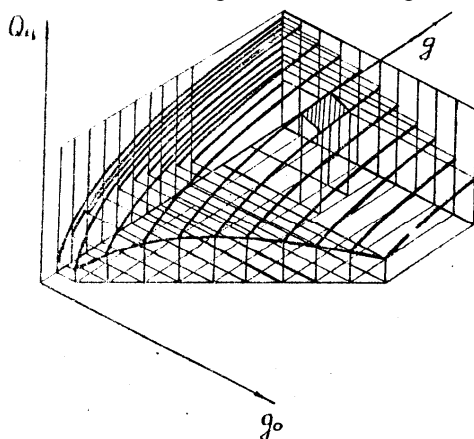


Рис.5 . Изменения цикловой производительности при различной степени дифференциации и концентрации операций [1].

На (рис.5) показана в общем виде изменения цикловой производительности при изготовлении группы изделий.

Создавая автоматические линии, необходимо реально представлять пути повышения производительности, что невозможно без анализа влияния дифференциации и концентрации на производительность автоматических линий. Это даст возможность выбора оптимальной степени дифференциации и концентрации операций и наивыгоднейшего числа позиций машин и автоматических линий [3].

На примерах покажем влияние степени дифференциации и концентрации на производительность. Принимаем технологический процесс для последовательного агрегатирования в котором $t_1=15$ мин.; $t_2=30$ мин.; $t_3=20$ мин.; $t_4=40$ мин.; $t_5=35$ мин.; $t_6=20$ мин. При этом примем потери на входе цикла q и на выходе q' в размере 20 мин

Начало операций	$q_1=20$ мин потери	15 мин	30 мин	20 мин	40 мин	35 мин	20 мин	$q'=20$ мин потери	Конец операций
$T_u = 160$									

Рис.6. Схема последовательного агрегатирования

Как видно из рис.6 мы имеем цикловые потери $q=40$ мин. при $T_u = 160$ мин.

Рассмотрим технологический процесс при параллельном агрегатировании (рис. 7).

$q_1=20$ мин	15 мин	$q'=20$ мин	
$q_2=20$ мин	30 мин	$q'=20$ мин	
$q_3=20$ мин	20 мин	$q'=20$ мин	
$q_4=20$ мин	40 мин	$q'=20$ мин	
$q_5=20$ мин	35 мин	$q'=20$ мин	
$q_6=20$ мин	20 мин	$q'=20$ мин	
$T_u = 40$ мин			

Рис.7. Схема параллельного агрегатирования

Как видно $T_u=40$ мин., т.е. сократилось в 4 раза, а цикловые потери возросли в шесть раз $q=240$ мин.

Для параллельно – последовательного агрегатирования (рис.8) имеем $T_u=55$ мин, при этом цикловые потери $q=160$ мин.

$q_1=20$ мин	15 мин	30 мин	$q'=20$ мин
$q_2=20$ мин	40 мин	$q'=20$	
$q_3=20$ мин	35 мин	20 мин	$q'=20$ мин
$q_4=20$ мин	20 мин	$q'=20$ мин	
$T_u = 55$			

Рис.8. Схема параллельно - последовательного агрегатирования

В реальных условиях производства различные операции технологического процесса отличаются друг от друга по времени кроме этого цикловые потери тоже могут иметь различные значения. По этому необходимо в комплексе оценивать влияние этих потерь на производительность автоматизированных сборочных систем, а проводя рациональный синтез производственных структур можно прогнозировать на выходе эффективность работы всей технологической системы.

Список литературы: 1. Захаров Н.В. Построение рациональных автоматизированных сборочных технологических систем. К.-НМК ВО,1993, -48с. 2. Маталин А.А. Технология машиностроения. – Л.: Машиностроение, 1985.-496с. 3.Новиков М.П. Основы технологии сборки машин и механизмов. – М.: Машиностроение, 1980.-592с. 4.Шаумян Г.А. Комплексная автоматизация производственных процессов.- М.: Машиностроение, 1973, -693с. 5. Шаумян Г.А. Автоматизация производственных процессов 1967.- 472с

Поступила в редколлегию 11.12.08

В.В. ФРОЛОВ, Г. Н. ЖОЛТКЕВИЧ

ОБ ОДНОМ ПОДХОДЕ К ФОРМИРОВАНИЮ МАРШРУТОВ ОБРАБОТКИ ЭЛЕМЕНТАРНЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ

В статье рассмотрена возможность определения тенденции изменения точности обработки на основе оптимизационной модели коэффициента уточнения с использованием генетического алгоритма для поиска частных коэффициентов уточнения, составляющих маршрут обработки и удовлетворяющих условию оптимальности.

In paper the possibility of definition of a trend of a modification of an exactitude of machining surveyed on the basis of optimization model of coefficient of refinement with usage of genetic algorithm for searching private coefficients of the refinement, component an itinerary of machining and fulfilling to a condition of an optimality.

Маршрут обработки поверхности в технологии машиностроения принято назначать либо на основании типовых маршрутов зафиксированных в руководящих технических материалах предприятия, либо на основе анализа связей между параметрами качества, изменяющимися по ходу технологического процесса. Для последнего разные авторы используют два показателя уточнение и передаточное отношение. Уточнение – это отношение параметра качества заготовки к параметру качества детали, которое, например, для допуска размера определяется по формуле 1

$$K_{ym} = \frac{T_{заг}}{T_{дем}} \quad (1)$$

где K_{ym} – коэффициент уточнения; $T_{заг}$ – допуск на размер заготовки; $T_{дем}$ – допуск на размер детали.

Передаточное отношение величина обратная коэффициенту уточнения. Маршрут обработки в этом случае представляется последовательным произведением коэффициентов уточнения для каждого технологического перехода, в результате, получается общий коэффициент уточнения всего маршрута обработки (см. формулу 2).

$$K_{ym} = \prod_{i=1}^n K_{ymi} \quad (2)$$

где n – количество переходов в маршруте.

Обычно задается точность детали и заготовки, следовательно, остается подобрать переходы таким образом, чтобы выполнялось условие

$$\frac{T_{заг}}{T_{дем}} \leq \prod_{i=1}^n K_{ymi} \quad (3)$$

Сложность формирования последовательности переходов в этом случае заключается подборе методов с определенными коэффициентами уточнения.

На данный момент нет однозначного, формализованного решения этой задачи, и подбор ведется на основе проб и ошибок.

Возможное направление для формализации этой задачи видится в применении при подборе коэффициентов уточнения методов оптимизации. В теории нейронных сетей при обучении нейрона применяется функция ошибки, которая показывает, насколько реальный результат срабатывания нейрона отличается от эталона, поданного на вход при его обучении. Во время обучения стремятся добиться минимума функции ошибки, решая оптимизационную задачу. Такой же подход можно применить для подбора коэффициентов уточнения. Согласно вышеуказанному, функция ошибки для данной задачи будет представлена формулой 4

$$E = [Ky_{base} - Ky_{sol}]^2 \rightarrow \min \quad (4)$$

где E – функция ошибки обучения; Ky_{base} – эталонное значение коэффициента уточнения, полученное на основе граничных значений точности размеров заготовки и детали; Ky_{sol} – расчетное значение коэффициента уточнения, полученное подбором коэффициентов уточнения для каждого перехода. С учетом того, что это значение представлено произведением неизвестных коэффициентов уточнения получим следующую функцию 5

$$E = [Ky_{base} - x_1 \cdot x_2 \cdot x_3 \times \dots \times x_n]^2 \rightarrow \min \quad (5)$$

Имеем в 5 функцию со многими переменными, для которой необходимо выбрать метод оптимизации. Существует большое количество методов для поиска минимума многомерной зависимости, но наиболее эффективным на сегодняшний день является метод, использующий генетический алгоритм.

Чем больше переменных, тем сложнее определить минимум функции, поэтому определим какое граничное число неизвестных коэффициентов уточнения, может присутствовать в функции ошибки. Здесь необходимо проанализировать, какое количество переходов может присутствовать в маршруте. Механическая обработка ведется в диапазоне квалитетов от 5 до 14, всего 10 квалитетов. По разным данным при переходе через один квалитет коэффициент уточнения для большинства диапазонов размеров находится в окрестности значения 1.5. Если исходить из того, что каждый переход уточняет размер на один квалитет, то получится 10 обработок, но в общем машиностроении чаще всего уточнения может быть больше чем на один квалитет. Из практики проектирования и внедрения технологических процессов можно остановиться на шести переходах, тогда функция ошибки будет выглядеть так 6

$$E = [Ky_{base} - x_1 \cdot x_2 \cdot x_3 \cdot x_4 \cdot x_5 \cdot x_6]^2 \rightarrow \min \quad (6)$$

Переменные данной функции имеют ограничения: 1. Уточнение не может меньше чем на один квалитет; 2. Каждый последующий коэффициент должен быть меньше предыдущего, т.е. черновые переходы уточняют больше, а чистовые меньше. Все это приводит к решению задачи поиска миниму-

ма функции при ограничениях 7

$$E = \left[Ky_{base} - \prod_{i=1}^6 x_i \right]^2 \rightarrow \min$$

$$\Omega: \quad x_i \geq x_{i+1} \quad i \in [1, 5];$$

$$x_j \geq 1.5 \quad j \in [1, 6].$$
(7)

Проанализируем возможности использования данной функции для формирования маршрутов обработки элементарных поверхностей. Поиск минимума функции производится с помощью генетического алгоритма в системе MatLab 2007, поэтому преобразуем математическую модель к виду необходимому для решения 8 с помощью этой системы:

$$E = \left[Ky_{base} - \prod_{i=1}^6 x_i \right]^2 \rightarrow \min$$

$$\Omega: \quad -1 \cdot x_1 + 1 \cdot x_2 + 0 \cdot x_3 + 0 \cdot x_4 + 0 \cdot x_5 + 0 \cdot x_6 \leq 0$$

$$0 \cdot x_1 + -1 \cdot x_2 + 1 \cdot x_3 + 0 \cdot x_4 + 0 \cdot x_5 + 0 \cdot x_6 \leq 0$$

$$0 \cdot x_1 + 0 \cdot x_2 + -1 \cdot x_3 + 1 \cdot x_4 + 0 \cdot x_5 + 0 \cdot x_6 \leq 0$$

$$0 \cdot x_1 + 0 \cdot x_2 + 0 \cdot x_3 + -1 \cdot x_4 + 1 \cdot x_5 + 0 \cdot x_6 \leq 0$$

$$0 \cdot x_1 + 0 \cdot x_2 + 0 \cdot x_3 + 0 \cdot x_4 + -1 \cdot x_5 + 1 \cdot x_6 \leq 0$$

$$x_1 \geq 1.5; x_2 \geq 1.5; x_3 \geq 1.5; x_4 \geq 1.5; x_5 \geq 1.5; x_6 \geq 1.5$$
(8)

В системе функция ошибки представляется специальной функцией, а ограничения и вызов генетического алгоритма представляется в виде m – файла, представленных на рисунке 1

```
function f = model002(x)
f = (80 - x(1)* x(2)* x(3)*x(4)*x(5)*x(6))^2;
clc;
clear;
% Задаем функцию оптимизации
fitnessFunction = @model002;
% Количество переменных равно удвоенному количеству переходов
nvars = 6;
% Ограничения в виде линейных неравенств
Aineq = [-1 1 0 0 0 0; 0 -1 1 0 0 0; 0 0 -1 1 0 0; 0 0 0 -1 1 0; 0 0 0 0 -1 1];
Bineq = [0; 0; 0; 0; 0];
% Ограничения в виде линейных равенств
Aeq = [];
Beq = [];
% Границы изменения переменных
LB = [1.5 1.5 1.5 1.5 1.5 1.5];
UB = [];
% Нелинейные ограничения
nonlconFunction = [];
% Начинаем вычисления с опций по умолчанию
options = gaoptimset;
% Модифицируем параметры алгоритма
options = gaoptimset(options,'Display' , 'off');
% Запускаем алгоритм для расчета
[X,FVAL,REASON,OUTPUT,POPULATION,SCORES] = ga(fitnessFunction,nvars,Aineq,Bineq,Aeq,Beq,LB,UB,nonlconFunction,options);
disp('x=');
disp(X);
disp('fval=');
disp(FVAL);
```

Рис. 1 – Исходный текст программы минимизации, для шести переменных.

Зададим точность размера заготовки 1300 мкм, а точность размера детали 13 мкм, и проведем моделирование, результаты которого представлены в таблице 1 и на рисунке 2.

Таблица 1 – Результаты моделирования

								Ку
Допуски расчетные	1300	290.83	121.18	65.15	37.66	22.02	13.03	
Расчетные	4.47	2.4	1.86	1.73	1.71	1.69		99.76
Допуски реальные	1300	330	130	52	33	21	13	
Реальные	3.94	2.54	2.5	1.58	1.57	1.62		100
Квалитеты	16	13	11	9	8	7	6	

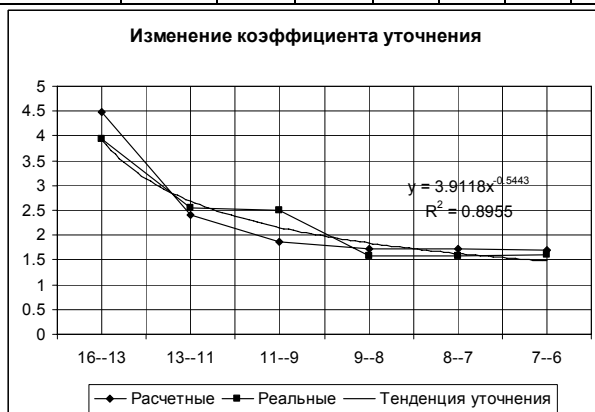


Рис.2 – График изменения уточнения на основе функции ошибки

Из графика следует, что тенденция изменения коэффициентов уточнения по переходам соответствует реальным требованиям производства. Здесь можно предложить следующий маршрут: черновое точение; получистовое точение; чистовое точение; черновое шлифование; чистовое шлифование; тонкое шлифование. Но при этом необходимо заметить, что данная функция отражает только тенденцию изменения коэффициента. Эта тенденция будет зависеть от величины базового коэффициента уточнения, чем он меньше, тем более будет выравнивать кривая тренда на рисунке 2. Зададим изменение базового коэффициента уточнения в диапазоне от 100 до 10, и рассмотрим результаты подбора коэффициентов уточнения с помощью функции ошибки на рисунке 3. Анализ графика показывает, что тенденция постепенного приближения к точности зависит от оптимального соотношения базового коэффициента уточнения и количества переходов. Отметим, что коэффициент уточнения не зависит от диапазона размеров, так как, например уточнение на 10 квалитетов для диапазона от 18 до 30 равно 100, и для диапазона от 6 до 10 равно 100, следовательно, можно проводить моделирование на одном диапазоне размеров, а результаты будут справедливы для всех остальных.

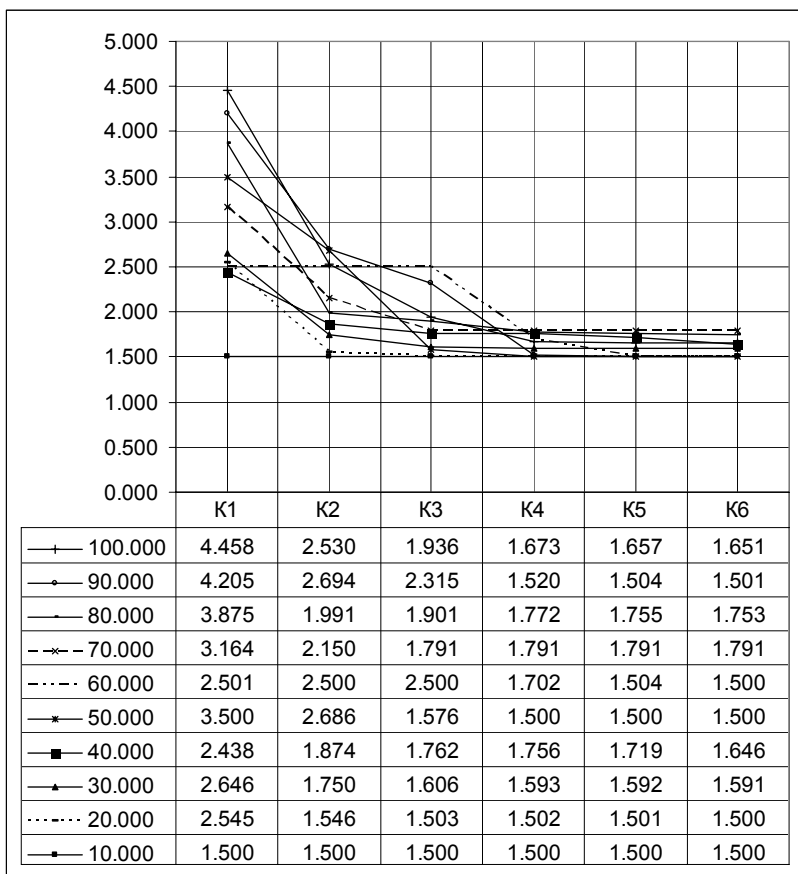


Рис. 3 – Тенденции изменения коэффициентов уточнения

Наиболее эффективно применять 6 и 5 переходов при базовом коэффициенте уточнения от 50 до 100, а 4 и 3 перехода при базовом коэффициенте уточнения от 10 до 40. Все это доказывает, что функцию ошибки можно применять для выбора маршрутов обработки на начальном этапе проектирования, когда необходимо определить тенденцию изменения точности при обработке элементарной поверхности. Данную математическую модель можно положить в основу методики проектирования маршрутов обработки элементарных поверхностей. В этом случае методика должна состоять из двух этапов: формирование множества решений; отбор необходимых решений для конкретной ситуации.

Поступила в редколлегию 26.12.08

М.Н.ЗАХАРОВ, Ю.В.ТИМОФЕЕВ

ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЕ ОБЕСПЕЧЕНИЕ СБОРКИ МНОГОПОЗИЦИОННЫХ СИСТЕМ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ.

В роботі досліджено технологічне забезпечення складальних процесів багатопозиційних систем механічної обробки за допомогою просторових розмірних ланцюгів.

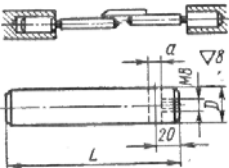
В работе исследуется технологическое обеспечение сборки многопозиционных систем механической обработки с помощью пространственных размерных цепей.

Сборку многопозиционных систем механической обработки производят по монтажному шаблону или эталонной детали, имеющую необходимые элементы базирования и закрепления и проверяют параллельность осевого перемещения и точность совпадения осей шпинделя с соответствующими осями шаблона в зависимости от точности и назначения оборудования следующими методами:

- при сверлении (с небольшой глубиной), цековании и резьбонарезании по контрольным оправкам с проверкой их соосности предварительно с помощью лекальной линейки и окончательно с помощью контрольных втулок;
- при сверлении, зенкерования большей точности ступенчатой контрольной оправкой, которая вставляется в отверстие шпинделя, второй ее конец входит в отверстие шаблона;
- при растачивании, развертывании, сверлении глубоких отверстий предварительно с помощью лекальной линейки или ступенчатых оправок, или контрольных втулок и окончательно — двумя индикаторами см. табл. 1.

Таблица 1

Проверка соосности оси шпинделя и оси отверстия в монтажном шаблоне при сборке многопозиционных систем механической обработки.

Операция	Эскиз	Примечание
Выверка и контроль точности совпадения осей отверстий шпинделя и шаблона (эталонной детали) с помощью лекальной линейки		

Операция	Эскиз	Примечание
Выверка и контроль точности совпадения осей отверстий шпинделя и шаблона (эталонной детали) с помощью контрольной втулки		
Выверка и контроль точности совпадения осей отверстий шпинделя и шаблона (эталонной детали) с помощью индикаторов		Отклонения не более 0,03
Выверка и контроль точности совпадения отверстий шпинделя и шаблона с помощью ступенчатой оправки		Перемещение оправки должно быть легким без заеданий
Выверка и контроль параллельности осевого перемещения шпинделя с помощью ступенчатой оправки		Перемещение оправки должно быть без заеданий

Методы достижения необходимой точности межосевого расстояния представленные в табл. 1 вполне приемлемы при полной обработке поверхности на одной позиции или при обработке не точных поверхностей на нескольких технологически связанных позициях. Однако, исследования обработки точных поверхностей на нескольких технологически связанных позициях показывают, что требуемая чертежом точность координат отверстий достигается с большими трудностями, а величина отклонения координат на промежуточных переходах настолько велика, что ее трудно устранить на последнем технологическом переходе.

До недавнего времени считалось, что точность обработки, долговечность и работоспособность деталей обеспечиваются конечной операцией механической обработки. В результате исследований установлена

зависимость точности размеров и качества обработанных поверхностей от способа формирования поверхностей перед выполнением конечной операции обработки резанием, т.е. существует технологическая наследственность при обработке поверхностей деталей.

Технологическая наследственность проявляется в виде копирования исходных геометрических погрешностей формы детали. Если на начальных операциях имели место погрешности формы, например овальность отверстия при расточке, то они скажутся и на последующих операциях.

До настоящего времени не проводился анализ влияния технологической наследственности многопозиционных систем механической обработки на окончательную точность обработки на них. Поэтому конструктор решает вопросы обеспечения требуемой точности на основе личного опыта, что нередко приводит к тому, что после введения вновь созданного оборудования в производство не удается обеспечить требуемую точность обработки детали.

При исследовании геометрической точности многопозиционных систем механической обработки было выявлено, что плоско проекционные размерные цепи, определяющие точность взаимного расположения инструмента и обрабатываемой поверхности, имитируемой при сборке монтажным шаблоном, не могут обеспечить представление о технологической наследственности уникального агрегатированного оборудования. Поэтому необходимо исследовать и оптимизировать размерные взаимосвязи агрегатов, комплектующих позиции обработки многопозиционного оборудования, а также выявить взаимосвязи этих позиций, что позволит создать методы управления качеством изготовления многопозиционных систем механической обработки в зависимости от требований обеспечения технологической наследственности и его целевого назначения.

В последнее время во многих отраслях машиностроительного производства при комплексном подходе к конструированию и изготовлению широкое применение находит пространственное моделирование. Наиболее традиционными областями использования является моделирование объемных изображений с целью их дальнейшего конструкторско-технологического анализа. Здесь важным является отображение на трехмерной модели технологических требований, которые в последующем должны учитываться при изготовлении элементов и сборке реальных объектов, трехмерные модели которых создаются. Нарастающая в настоящее время тенденция увеличения доли трехмерного моделирования, возможность использования объемных моделей для задания геометрической информации при автоматизированном проектировании, часто исключает необходимость получения традиционно используемых плоско проекционных чертежей. Физические объекты, моделируемые при проектировании, могут быть представлены, как трехмерные объемные изображения на основе проекционной инженерной графики.

Для комплексного решения задач геометрической точности многопозиционных систем механической обработки в наибольшей степени подходят модели, созданные на основе сплошных геометрических конструктивов (solid - модели) см. рис. 1. При использовании solid-моделирования сложная пространственная модель формируется, как совокупность примитивов более простой геометрической формы, сгруппированных между собой посредством Булевых операций (объединения, вычитания, пересечения и др.)

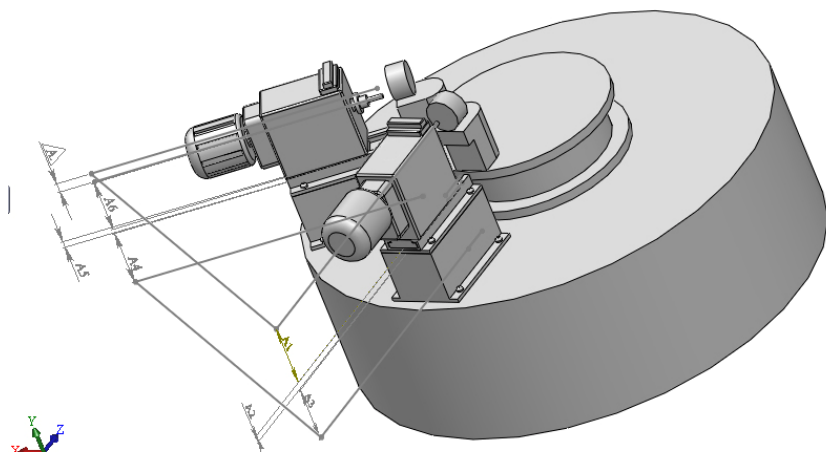


Рис. 1. Solid-модель многопозиционной системы механической обработки и пространственная размерная цепь А.

Построение размерных цепей в пространстве позволяет конструктору совершенствовать свои решения и реализовать их в виде виртуального прототипа, что способствует комплексному решению вопросов геометрической точности сложноструктурного многопозиционного металлорежущего оборудования. 3D моделирование размерных взаимосвязей изделия позволяет: наглядно представлять точностные выходные параметры; анализировать в пространстве точность изготовления и сборки отдельных сборочных единиц и оборудования в целом; комплексно выявлять доминирующие погрешности и намечать конкретные пути для уменьшения их значений и степени влияния на геометрическую точность оборудования в целом.

Список литературы: 1. Мельниченко О.А. Основи технологічності конструкцій та складання металорізального устаткування: Навч. посібник для студентів машинобудівних спеціальностей.- Харків: УНПА, 1997.-92с. 2. Агрегатные станки средних и малых размеров / Ю.В.Тимофеев, В.Д. Хицан, М.С. Васерман, В.В. Громов; Под. общ. ред. Ю.В.Тимофеева.-М.:Машиностроение, 1985.-248с.

Поступила в редколлегию 12.12.2008

СОДЕРЖАНИЕ

З. Я. ЛУРЬЕ, В. А. МАКЕЙ, Е. Н. ЦЕНТА	
Синтез параметрически оптимизируемого гидроагрегата навесного оборудования трактора по динамическому критерию	3
В.Е. КАРПУСЬ, В.А. ГРАНИЦА	
Производственное внедрение многошпиндельной сверлильной головки.....	12
А.С. ГОРДЕЕВ, Э.А. ПАЩЕНКО, В.В. ТИХОНЕНКО	
Достижение заданной точности расположения групп отверстий в процессе ремонта станин ротационных печатных машин	17
П. М. АНДРЕНКО, І.П. ГРЕЧКА, Г. В. КРИКУН, В. МЕДНІС	
Експериментальні дослідження впливу частоти осциляції золотника гідророзподільника на його статичну точність	23
КОТОВ А.С.	
Переналаживаемая технологическая оснастка для механосборочного производства	31
Ф.В. НОВИКОВ, И.А. РЯБЕНКОВ	
Обоснование и выбор рациональной структуры и параметров операций финишной обработки по температурному критерию	38
Ф.В. НОВИКОВ, О.С. КЛЕНОВ	
Оптимизация параметров операций шлифования с учетом ограничения по температуре резания	45
Г.В. НОВИКОВ, В.А. АНДИЛАХАЙ, А.А. МАШКО, И.Н.СНИСАРЕНКО	
Повышение эффективности алмазного шлифования деталей с высокопрочными покрытиями	53
А.Н. КОВАЛЬЧУК, Р.А. БЕРЕЖНОЙ, В.В. НЕЖЕБОВСКИЙ	
Расчет и анализ шероховатости поверхности при алмазном шлифовании	60
А.Н.ШЕЛКОВОЙ, В.В. САРВИЛИН	
Система автоматизированного проектирования маршрутной технологии обработки элементарных поверхностей.	68
В.Т. ЛЕБЕДЬ, Б.М. АРПЕНТЬЕВ	
Сборка крупногабаритных изделий ответственного назначения с использованием термовоздействия	74
О. Б. ПАНАМАРЬОВА	
Вибір критеріїв для оцінки показників технічного рівня насосного гідроагрегату	83
В.С.ГАПОНОВ, А.В. ГАЙДАМАКА	
Задачі забезпечення ресурсу підшипників кочення зарезонансних роторних систем	91
Ю.А.СИЗЫЙ, Д.В.СТАЛИНСКИЙ, А.Н.УШАКОВ	
О мгновенной температуре шлифования	97
В.Н. ХМЕЛЕВЦОВ, Е.В. КОНОПЛЯНЧЕНКО	
Повышение производительности автоматизированных сборочных систем путем управления степенью дифференциации производства	107
В.В. ФРОЛОВ, Г. Н. ЖОЛТКЕВИЧ	
Об одном подходе к формированию маршрутов обработки элементарных поверхностей	114
М.Н.ЗАХАРОВ, Ю.В.ТИМОФЕЕВ	
Технологическое обеспечение сборки многопозиционных систем механической обработки.	119

НАУКОВЕ ВИДАННЯ

ВІСНИК НАЦІОНАЛЬНОГО ТЕХНІЧНОГО УНІВЕРСИТЕТУ "ХПІ"

Збірник наукових праць

Тематичний випуск

Технології в машинобудуванні

Випуск №2

Науковий редактор д-р.техн.наук Тимофієв Ю.В.

Технічний редактор канд.техн.наук Фролов В.В.

Відповідальний за випуск канд.техн.наук Обухова І.Б.

Обл.вид. №23-09

Підп.до друку 12.02.2009 р. Формат 60x84 1/16. Папір Сору Paper.
Друк-ризографія. Гарнітура Таймс. Умов. друк. арк. 9,94.
Облік.вид. арк. 10,14. Наклад 300 прим. 1-й завод 1-100. Зам. №
Ціна договірна.

Видавничий центр НТУ "ХПІ"
Свідоцтво про державну реєстрацію ДК № 116 від 10.07.2000 р.
61002, Харків, вул. Фрунзе, 21

Издательство: Технологический центр
Редакция «Восточно-европейского журнала передовых технологий»
Украина, 61145, г. Харьков, ул. Новгородская, 3-а
(057) 730-32-92
