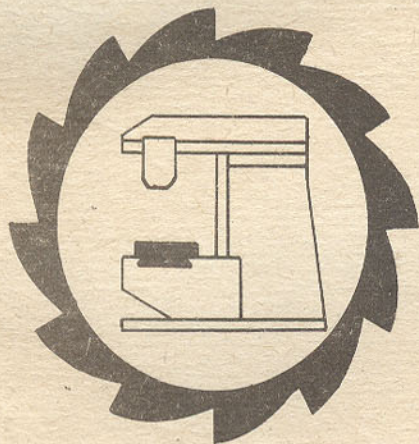


МИНИСТЕРСТВО ОБРАЗОВАНИЯ УКРАИНЫ  
ДОНЕЦКИЙ ГОСУДАРСТВЕННЫЙ ТЕХНИЧЕСКИЙ УНИВЕРСИТЕТ

**ПРОГРЕССИВНЫЕ ТЕХНОЛОГИИ И СИСТЕМЫ  
МАШИНОСТРОЕНИЯ**

Сборник  
научно-технических трудов  
ВЫПУСК I



Донецк - 1994

МИНИСТЕРСТВО ОБРАЗОВАНИЯ УКРАИНЫ  
ДОНЕЦКИЙ ГОСУДАРСТВЕННЫЙ ТЕХНИЧЕСКИЙ УНИВЕРСИТЕТ

ПРОГРЕССИВНЫЕ ТЕХНОЛОГИИ И СИСТЕМЫ  
МАШИНОСТРОЕНИЯ

Сборник  
научно-технических трудов  
ВЫПУСК I

Донецк - 1994

Прогрессивные технологии и системы машиностроения: Сб. научно-техн. тр. / Под общ. ред. А.Н. Михайлова. - Донецк: Дон ГТУ, 1994, Вып. I. - 138 с.

В сборнике научно-технических трудов представлены некоторые вопросы теории и практики обработки изделий прогрессивными методами, показаны достижения и пути развития технологического оборудования и металлорежущего инструмента. Рассмотрены отдельные аспекты автоматизации производственных процессов, их предотвращения и управления.

Предназначен для научно-технических работников, ИТР и специалистов в области машиностроения.

Редакционная коллегия: А.Н. Михайлов (Отв. ред.), В.В. Гусев, Л.П. Калафатова, И.А. Малинов, П.Г. Митля

Адрес редакционной коллегии:  
340000, Донецк, ул. Артема, 58, Дон ГТУ, каф. МСтанин,  
тел. 910-731.

© Донецкий государственный  
технический университет, 1994

## К ВОПРОСУ РАСЧЕТА ПОДШИПНИКА СКОЛЬЖЕНИЯ С СИСТЕМОЙ ПРОДОЛЬНЫХ КАНАВОК

Горкуша А.Е., Кучер Т.В.

В рабочей зоне подшипника скольжения вследствие работы сил трения выделяется большое количество тепла, нагревающего смазку. Выполнение в рабочей зоне подшипника системы продольных канавок (рис.1) обеспечивает более устойчивый гидродинамический режим работы /1/.

В работе рассматривается плоская задача расчета подшипника с системой продольных канавок на рабочей поверхности.

В полярной системе координат с началом в центре шипа задача сводится к решению системы уравнений /2/

$$\frac{\partial P}{\partial r} = 0; \quad \frac{\partial^2 v}{\partial r^2} = \frac{1}{\mu \cdot a} \cdot \frac{\partial P}{\partial \theta}; \quad \frac{\partial u}{\partial r} + \frac{1}{a} \cdot \frac{\partial v}{\partial \theta} = 0. \quad (1)$$

Граничные условия к системе уравнений (1):

$$\begin{aligned} u = 0, & \quad v = \omega \cdot a & \text{при } r = a; \\ u = 0, & \quad v = 0 & \text{при } r = \delta \cdot (1 + H_1), \end{aligned} \quad (2)$$

где  $P$  - давление;  
 $u, v$  - составляющие скорости жидкой частицы;  
 $r, \theta$  - радиус и угловая координата жидкой частицы;  
 $a$  - радиус шипа;  
 $\delta$  - внутренний радиус подшипника;  
 $\mu$  - вязкость смазочного материала;  
 $\omega$  - угловая скорость вала;  
 $H, H_1$  - параметры, определяющие контур подшипника, которые находятся

$$H = \varepsilon_1 \cdot \cos \theta - \frac{1}{2} \varepsilon_2^2 \cdot \sin^2 \theta + \dots;$$

$$H_1 = \frac{1}{1 + \gamma_1} - \frac{2}{\pi} \cdot \varepsilon_2 \cdot \sum_{k=1}^{\infty} \frac{\sin \frac{k \cdot \pi}{1 + \delta_1}}{k} \cdot \cos k \theta +$$

$$+ \frac{4}{\pi^2} \cdot \varepsilon_2^2 \cdot \left( \sum_{k=1}^{\infty} \frac{\sin \frac{k \cdot \pi}{1 + \delta_1}}{k} \cdot \cos k \theta \right)^2 + \dots;$$

$$\varepsilon = \frac{e}{\delta}; \quad \varepsilon_2 = \frac{\varepsilon^x}{\delta}; \quad \gamma_1 = \frac{d_1 \cdot n_1}{\alpha \cdot \delta - d_1 \cdot n_1}; \quad C_1 = \frac{\alpha \cdot \delta}{n_1 \cdot (1 + \gamma_1)},$$

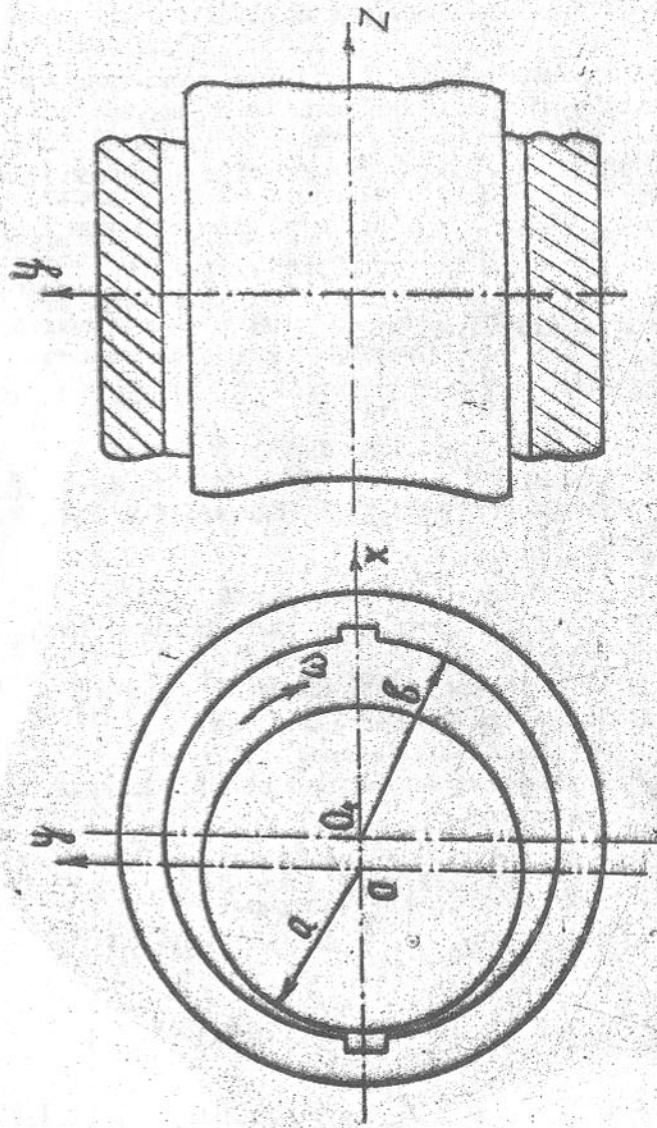


Рис. 1. Схема подшипника бесконечной длины, имеющем в рабочей зоне продольные канавки

где  $\varepsilon^*$  — глубина канавки;  
 $2\alpha_1$  — ширина канавки;  
 $n_1$  — число канавок;  
 $e$  — эксцентриситет.

Так как в уравнение контуров подшипника входят малые параметры  $\varepsilon_1$  и  $\varepsilon_2$ , будем искать асимптотические решения задачи в виде:

$$\begin{aligned} U &= \sum_{\kappa=0}^{\infty} \sum_{k=0}^{\infty} U_{\kappa k} \cdot \varepsilon_1^k \cdot \varepsilon_2^{\kappa}; \\ V &= \sum_{\kappa=0}^{\infty} \sum_{k=0}^{\infty} V_{\kappa k} \cdot \varepsilon_1^k \cdot \varepsilon_2^{\kappa}; \\ P &= \sum_{\kappa=0}^{\infty} \sum_{k=0}^{\infty} P_{\kappa k} \cdot \varepsilon_1^k \cdot \varepsilon_2^{\kappa}. \end{aligned} \quad (3)$$

Подставляя (3) в (1) получаем систему уравнений для нулевого приближения ( $\kappa = 0, \chi = 0$ ):

$$\begin{aligned} \frac{\partial P_{00}}{\partial r} &= 0; \quad \frac{\partial^2 U_{00}}{\partial r^2} = \frac{1}{\mu \cdot a} \cdot \frac{\partial P_{00}}{\partial \theta}; \\ \frac{\partial U_{00}}{\partial r} + \frac{1}{a} \cdot \frac{\partial U_{00}}{\partial \theta} &= 0. \end{aligned}$$

Для первого приближения ( $\kappa = 1, \chi = 0$ )

$$\begin{aligned} \frac{\partial P_{10}}{\partial r} &= 0; \quad \frac{\partial^2 V_{10}}{\partial r^2} = \frac{1}{\mu \cdot a} \cdot \frac{\partial P_{10}}{\partial \theta}; \\ \frac{\partial U_{10}}{\partial r} + \frac{1}{a} \cdot \frac{\partial V_{10}}{\partial \theta} &= 0. \end{aligned}$$

Для случая  $\kappa = 0, \chi = 1$  получаем

$$\begin{aligned} \frac{\partial P_{01}}{\partial r} &= 0; \quad \frac{\partial^2 U_{01}}{\partial r^2} = \frac{1}{\mu \cdot a} \cdot \frac{\partial P_{01}}{\partial \theta}; \\ \frac{\partial U_{01}}{\partial r} + \frac{1}{a} \cdot \frac{\partial V_{01}}{\partial \theta} &= 0. \end{aligned}$$

Для второго приближения ( $\kappa = 1, \chi = 1$ )

$$\frac{\partial P_{11}}{\partial r} = 0; \quad \frac{\partial^2 V_{11}}{\partial r^2} = \frac{1}{\mu \cdot a} \cdot \frac{\partial P_{11}}{\partial \theta};$$

$$\frac{\partial u_{11}}{\partial r} + \frac{1}{a} \cdot \frac{\partial U_{11}}{\partial \theta} = 0.$$

Для случая  $\kappa = 0$ ,  $\chi = 2$  имеем

$$\frac{\partial P_{02}}{\partial r} = 0; \quad \frac{\partial^2 U_{02}}{\partial r^2} = \frac{1}{\mu \cdot a} \cdot \frac{\partial P_{02}}{\partial \theta};$$

$$\frac{\partial u_{02}}{\partial r} + \frac{1}{a} \cdot \frac{\partial U_{02}}{\partial \theta} = 0.$$

Для случая  $\kappa = 2$ ,  $\chi = 0$  имеем

$$\frac{\partial P_{20}}{\partial r} = 0; \quad \frac{\partial^2 U_{20}}{\partial r^2} = \frac{1}{\mu \cdot a} \cdot \frac{\partial P_{20}}{\partial \theta};$$

$$\frac{\partial u_{20}}{\partial r} + \frac{1}{a} \cdot \frac{\partial U_{20}}{\partial \theta} = 0.$$

Разложим граничные условия на внутреннем контуре подшипника в виде ряда по степеням параметров  $\varepsilon_1$  и  $\varepsilon_2$  по формулам:

$$U(\varepsilon + \varepsilon H + \varepsilon H_1) = U(\varepsilon) + \left(\frac{\partial U}{\partial r}\right)_\varepsilon \cdot (\varepsilon H + \varepsilon H_1) + \left(\frac{\partial^2 U}{\partial r^2}\right)_\varepsilon \cdot \frac{(\varepsilon H + \varepsilon H_1)^2}{2};$$

$$V(\varepsilon + \varepsilon H + \varepsilon H_1) = V(\varepsilon) + \left(\frac{\partial V}{\partial r}\right)_\varepsilon \cdot (\varepsilon H + \varepsilon H_1) + \left(\frac{\partial^2 V}{\partial r^2}\right)_\varepsilon \cdot \frac{(\varepsilon H + \varepsilon H_1)^2}{2}.$$

Для нулевого приближения получаем:

$$U_{00} = 0, \quad U_{00} = \omega \cdot a \quad \text{при } r = a;$$

$$U_{00} = U_{00} = 0 \quad \text{при } r = b.$$

Для первых приближений:

$$U_{10}(\varepsilon) + b \cdot \left(\frac{\partial U_{00}}{\partial r}\right)_\varepsilon \cdot \cos \theta = 0;$$

$$U_{10}(\varepsilon) + b \cdot \left(\frac{\partial U_{00}}{\partial r}\right)_\varepsilon \cdot \cos \theta = 0 \quad \text{при } r = b$$

$$U_{10}(a) = U_{10}(a) = 0 \quad \text{при } r = a;$$

$$U_{01}(\varepsilon) + b \cdot \left(\frac{\partial U_{00}}{\partial r}\right)_\varepsilon \cdot \left(\frac{1}{1+\gamma_1} - \frac{2}{\pi} \sum_{k=0}^{\infty} \frac{\sin \frac{k \cdot \pi}{1+\gamma_1}}{k} \cos k \theta\right) = 0;$$

$$U_{01}(\varepsilon) + b \cdot \left(\frac{\partial U_{00}}{\partial r}\right)_\varepsilon \cdot \left(\frac{1}{1+\gamma_1} - \frac{2}{\pi} \sum_{k=0}^{\infty} \frac{\sin \frac{k \cdot \pi}{1+\gamma_1}}{k} \cos k \theta\right) = 0;$$

$$U_{01}(a) = U_{01}(a) = 0$$

при  $r = a$ .

Для вторых приближений имеем

$$U_{11}(\varepsilon) + b \cdot \left(\frac{\partial U_{00}}{\partial r}\right)_\varepsilon \cdot \cos \theta \cdot \left(\frac{1}{1+\gamma_1} - \frac{2}{\pi} \sum_{k=0}^{\infty} \frac{\sin \frac{k \cdot \pi}{1+\gamma_1}}{k} \cdot \cos k \theta\right) + \frac{b^2}{2} \cdot \left(\frac{\partial^2 U_{00}}{\partial r^2}\right)_\varepsilon \cdot \cos \theta \cdot \left(\frac{1}{1+\gamma_1} - \frac{2}{\pi} \sum_{k=0}^{\infty} \frac{\sin \frac{k \cdot \pi}{1+\gamma_1}}{k} \cos k \theta\right) = 0;$$

$$U_{11}(\varepsilon) + b \cdot \left(\frac{\partial U_{00}}{\partial r}\right)_\varepsilon \cdot \cos \theta \cdot \left(\frac{1}{1+\gamma_1} - \frac{2}{\pi} \sum_{k=0}^{\infty} \frac{\sin \frac{k \cdot \pi}{1+\gamma_1}}{k} \cdot \cos k \theta\right) + \frac{b^2}{2} \cdot \left(\frac{\partial^2 U_{00}}{\partial r^2}\right)_\varepsilon \cdot \cos \theta \cdot \left(\frac{1}{1+\gamma_1} - \frac{2}{\pi} \sum_{k=0}^{\infty} \frac{\sin \frac{k \cdot \pi}{1+\gamma_1}}{k} \cos k \theta\right) = 0;$$

$$U_{11}(a) = U_{11}(a) \quad \text{где } r = a;$$

$$U_{02}(\varepsilon) + b \cdot \left(\frac{\partial U_{01}}{\partial r}\right)_\varepsilon \cdot \left(\frac{1}{1+\gamma_1} - \frac{2}{\pi} \sum_{k=0}^{\infty} \frac{\sin \frac{k \cdot \pi}{1+\gamma_1}}{k} \cos k \theta\right) +$$

$$+ \frac{b^2}{2} \cdot \left(\frac{\partial^2 U_{00}}{\partial r^2}\right)_\varepsilon \cdot \left(\frac{1}{1+\gamma_1} - \frac{2}{\pi} \sum_{k=0}^{\infty} \frac{\sin \frac{k \cdot \pi}{1+\gamma_1}}{k} \cos k \theta\right)^2 = 0;$$

$$U_{02}(\varepsilon) + b \cdot \left(\frac{\partial U_{01}}{\partial r}\right)_\varepsilon \cdot \left(\frac{1}{1+\gamma_1} - \frac{2}{\pi} \sum_{k=0}^{\infty} \frac{\sin \frac{k \cdot \pi}{1+\gamma_1}}{k} \cos k \theta\right) +$$

$$+ \frac{b^2}{2} \cdot \left( \frac{\partial^2 U_{00}}{\partial r^2} \right)_b \cdot \left( \frac{1}{1+\gamma_1} - \frac{2}{\pi} \cdot \sum_{k=0}^{\infty} \frac{\sin \frac{k \cdot \pi}{1+\gamma_1}}{k} \cos k\theta \right)^2 = 0;$$

$$U_{02}(b) + b \cdot \left( \frac{\partial U_{01}}{\partial r} \right)_b \cdot \left( \frac{1}{1+\gamma_1} - \frac{2}{\pi} \cdot \sum_{k=0}^{\infty} \frac{\sin \frac{k \cdot \pi}{1+\gamma_1}}{k} \cdot \cos k\theta \right) +$$

$$+ \frac{b^2}{2} \left( \frac{\partial^2 U_{00}}{\partial r^2} \right)_b \cdot \left( \frac{1}{1+\gamma_1} - \frac{2}{\pi} \cdot \sum_{k=0}^{\infty} \frac{\sin \frac{k \cdot \pi}{1+\gamma_1}}{k} \cos k\theta \right)^2 = 0;$$

$$U_{02}(a) = U_{02}(a) = 0 \quad r = a;$$

$$U_{20}(b) + b \cdot \left( \frac{\partial U_{10}}{\partial r} \right)_b \cdot \cos \theta + \frac{b^2}{2} \cdot \left( \frac{\partial^2 U_{00}}{\partial r^2} \right)_b \cdot \cos^2 \theta = 0;$$

$$U_{20}(b) + b \cdot \left( \frac{\partial U_{10}}{\partial r} \right)_b \cdot \cos \theta + \frac{b^2}{2} \cdot \left( \frac{\partial^2 U_{00}}{\partial r^2} \right)_b \cdot \cos^2 \theta = 0.$$

Решение задачи для нулевого приближения находим непосредственным интегрированием

$$P_{00} = C = \text{const}; \quad U_{00} = 0; \quad U_{00} = \frac{\omega \cdot a \cdot (r-b)}{a-b}. \quad (4)$$

По виду граничных условий первого приближения коэффициенты разложения ищем в виде

$$U_{10} = R_1(r) \cdot \cos \theta + R_2(r) \cdot \sin \theta;$$

$$U_{10} = R_3(r) \cdot \cos \theta + R_4(r) \cdot \sin \theta;$$

$$P_{10} = M_1 \cdot \cos \theta + N_1 \cdot \sin \theta;$$

$$U_{01} = R_5(r) \cdot \frac{2}{\pi} \cdot \sum_{k=1}^{\infty} \frac{\sin \frac{k \cdot \pi}{1+\gamma_1}}{k} \cdot \cos k\theta + R_6(r) \cdot \frac{2}{\pi} \times$$

$$\times \sum_{k=1}^{\infty} \frac{\sin \frac{k \cdot \pi}{1+\gamma_1}}{k} \cdot \sin k\theta;$$

$$U_{01} = R_7(r) \cdot \frac{2}{\pi} \sum_{k=1}^{\infty} \frac{\sin \frac{k \cdot \pi}{1+\gamma_1}}{k} \cdot \cos k\theta + R_8(r) \cdot \frac{2}{\pi} \times$$

$$\times \sum_{k=1}^{\infty} \frac{\sin \frac{k \cdot \pi}{1+\gamma_1}}{k} \cdot \sin k\theta + R_9(r);$$

$$P_{01} = M_2 \cdot \frac{2}{\pi} \cdot \sum_{k=1}^{\infty} \frac{\sin \frac{k \cdot \pi}{1+\gamma_1}}{k} \cdot \cos k\theta + N_2 \cdot \frac{2}{\pi} \times$$

$$\times \sum_{k=1}^{\infty} \frac{\sin \frac{k \cdot \pi}{1+\gamma_1}}{k} \cdot \sin k\theta.$$

Для определения неизвестных функций  $R_i(r)$  ( $i = 1 \dots 9$ ) и  $M_j, N_j$  ( $j = 1, 2$ ) приходим к следующей системе обыкновенных дифференциальных уравнений

$$R_1' = -\frac{R_1}{a}, \quad R_2' = \frac{R_2}{a}, \quad R_3'' = \frac{N_1}{\mu \cdot a}, \quad R_4'' = -\frac{M_1}{\mu \cdot a}, \quad (5)$$

$$R_5' = -\frac{R_5}{a}, \quad R_6' = \frac{R_6}{a}, \quad R_7'' = \frac{N_2}{\mu \cdot a}, \quad R_8'' = -\frac{M_2}{\mu \cdot a}; \quad R_9'' = 0.$$

Граничные условия запишутся в виде

$$R_1(b) = R_2(b) = R_4(b) = R_5(b) = R_6(b) = R_8(b) = 0;$$

$$R_3(b) = \frac{\omega \cdot a \cdot b}{b-a}; \quad R_7(b) = \frac{\omega \cdot a \cdot b}{a-b}; \quad R_9(b) = \frac{\omega \cdot a \cdot b}{b-a} \cdot \frac{1}{1+\gamma_1};$$

$$R_1(a) = R_2(a) = R_3(a) = R_4(a) = R_5(a) = R_6(a) = R_7(a) = R_8(a) = R_9(a) = 0.$$

Решение системы уравнений (5) находим непосредственным интегрированием

$$U_{10} = \left( \frac{3\omega \cdot a \cdot b}{(b-a)^3} r^2 - \frac{2\omega \cdot a \cdot b(b+2a)}{(b-a)^3} r - \frac{\omega \cdot a^2 \cdot b \cdot (a^2 - 2b^2 + a \cdot b)}{(b-a)^4} \right) \cdot \cos \theta;$$

$$U_{10} = \left( \frac{\omega \cdot b}{(b-a)^3} r^3 - \frac{\omega \cdot b(b+2a)}{(b-a)^3} r^2 - \frac{\omega \cdot a \cdot b \cdot (a^2 + ab - 2b^2)}{(b-a)^4} + \frac{2\omega \cdot a^3 \cdot b}{(b-a)^3} \right) \cdot \sin \theta;$$

$$U_{01} = \left( -\frac{\omega \cdot b}{(b-a)^3} r^3 + \frac{\omega \cdot b \cdot (b^2 + a \cdot b - 2a^2)}{(b-a)^4} r^2 + \frac{\omega \cdot a \cdot b(3a \cdot b - a^3 - 2b^3)}{(b-a)^5} r + \frac{\omega \cdot a^2 \cdot b^2}{(b-a)^3} \right) \cdot \frac{2}{\pi} \sum_{k=1}^{\infty} \frac{\sin \frac{k \cdot \pi}{1+\gamma_1}}{k} \sin k\theta;$$

$$U_{01} = \left( -\frac{3\omega \cdot a \cdot b}{(b-a)^3} r^2 + \frac{2\omega \cdot a \cdot b \cdot (b^2 + a \cdot b - 2a^2)}{(b-a)^4} r + \frac{\omega \cdot a^2 \cdot b \cdot (3a \cdot b - a^3 - 2b^3)}{(b-a)^5} \right) \cdot \frac{2}{\pi} \sum_{k=1}^{\infty} \frac{\sin \frac{k \cdot \pi}{1+\gamma_1}}{k} \cos k\theta + R_9;$$

$$P_{01} = -\frac{6\mu \cdot \omega \cdot a^2 \cdot b}{(b-a)^2} \cdot \frac{2}{\pi} \sum_{k=0}^{\infty} \frac{\sin \frac{k \cdot \pi}{1+\gamma_1}}{k} \sin k\theta;$$

$$R_9 = \frac{\omega \cdot a \cdot b}{(b-a)^2} \cdot \frac{1}{1+\gamma_1} \cdot (r-a).$$

По виду граничных условий вторых приближений коэффициенты разложения ищем в виде

$$U_{11} = D_1(r) + D_2(r) \cdot \cos 2\theta + D_3(r) \cdot \sin 2\theta + D_4(r) \cdot \frac{1}{\pi} \sum_{k=2}^{\infty} \frac{\sin \frac{k \cdot \pi}{1+\gamma_1}}{k} \times \cos(k\theta - \theta) + D_5(r) \cdot \frac{1}{\pi} \sum_{k=2}^{\infty} \frac{\sin \frac{k \cdot \pi}{1+\gamma_1}}{k} \cdot \sin(k\theta - \theta) + D_6(r) \cdot \frac{1}{\pi} \times \sum_{k=2}^{\infty} \frac{\sin \frac{k \cdot \pi}{1+\gamma_1}}{k} \cos(k\theta + \theta) + D_7(r) \cdot \frac{1}{\pi} \sum_{k=2}^{\infty} \frac{\sin \frac{k \cdot \pi}{1+\gamma_1}}{k} \cdot \sin(k\theta + \theta);$$

$$U_{11} = D_8(r) \cdot \cos 2\theta + D_9(r) \cdot \sin 2\theta + D_{10}(r) \cdot \frac{1}{\pi} \sum_{k=2}^{\infty} \frac{\sin \frac{k \cdot \pi}{1+\gamma_1}}{k} \times (k+1) \cdot \cos(k\theta + \theta) + D_{11}(r) \cdot \frac{1}{\pi} \sum_{k=2}^{\infty} \frac{\sin \frac{k \cdot \pi}{1+\gamma_1}}{k} \cdot (k+1) \cdot \sin(k\theta + \theta) + D_{12}(r) \cdot \frac{1}{\pi} \sum_{k=2}^{\infty} \frac{\sin \frac{k \cdot \pi}{1+\gamma_1}}{k} \cdot (k-1) \cdot \cos(k\theta - \theta) + D_{13}(r) \cdot \frac{1}{\pi} \sum_{k=2}^{\infty} \frac{\sin \frac{k \cdot \pi}{1+\gamma_1}}{k} \times (k-1) \cdot \sin(k\theta - \theta);$$

$$P_{11} = M_1 \cdot \cos 2\theta + N_1 \cdot \sin 2\theta + k_1 \cdot \frac{1}{\pi} \sum_{k=2}^{\infty} \frac{\sin \frac{k \cdot \pi}{1+\gamma_1}}{k \cdot (k+1)} \cdot \cos(k\theta + \theta) + L_1 \cdot \frac{1}{\pi} \sum_{k=2}^{\infty} \frac{\sin \frac{k \cdot \pi}{1+\gamma_1}}{k \cdot (k+1)} \cdot \sin(k\theta + \theta) + P_1 \cdot \frac{1}{\pi} \sum_{k=2}^{\infty} \frac{\sin \frac{k \cdot \pi}{1+\gamma_1}}{k \cdot (k-1)} \cdot \cos(k\theta - \theta) + R_1 \cdot \frac{1}{\pi} \sum_{k=2}^{\infty} \frac{\sin \frac{k \cdot \pi}{1+\gamma_1}}{k \cdot (k-1)} \cdot \sin(k\theta - \theta);$$

$$U_{02} = B_1(r) + B_2(r) \cdot \cos \theta + B_3(r) \cdot \sin \theta + B_4(r) \cdot \cos 2\theta + B_5(r) \cdot \sin 2\theta;$$

$$P_{02} = M_2 \cdot \cos \theta + N_2 \cdot \sin \theta + P_2 \cdot \cos 2\theta + k_2 \cdot \sin 2\theta.$$

Из вторых приближений находим только те члены, которые дадут поправку на величину момента пары сил трения, т.е. свободные члены.

Имеем систему обыкновенных дифференциальных уравнений:

$$D_1'(r) = 0; \quad C_1'(r) = 0; \quad B_1'(r) = 0.$$

Граничные условия:

$$D_1(b) = \frac{\omega \cdot a^2 \cdot b}{\pi(b-a)^2} \cdot \left(1 + \sin \frac{\pi}{1+\gamma_1}\right); \quad C_1(b) = \frac{4\omega \cdot a \cdot b^2(4b+a)}{(b-a)^3};$$

$$B_1(b) = -\frac{\omega \cdot a \cdot b^2}{(b-a)^3} \left[ \frac{1}{(1+\gamma_1)^2} + \frac{1}{\pi} \cdot \left( \frac{1}{1+\gamma_1} - \frac{2}{b} \right) \cdot \sin^2 \frac{\pi}{1+\gamma_1} \right].$$

Находим

$$U_{11}' = -\frac{\omega \cdot a^2 \cdot b}{\pi \cdot (b-a)^2} \cdot \left(1 + \sin \frac{\pi}{1+\gamma_1}\right) \cdot (r-a);$$

$$U_{20}' = -\frac{4\omega \cdot a \cdot b^2(4b+a)}{(b-a)^3} \cdot (r-a);$$

$$v'_{02} = - \frac{\omega \cdot a \cdot b^2}{(b-a)^3} \left[ \frac{1}{(1+\gamma_1)^2} + \frac{1}{\pi} \cdot \left( \frac{1}{1+\gamma_1} - \frac{2}{b} \right) \sin^2 \frac{\pi}{1+\gamma_1} \right] \cdot (r-a).$$

Момент пары сил трения, действующий на единицу длины шипа со стороны жидкости

$$L_{np} = a^2 \cdot \mu \cdot \int_0^{2\pi} \left( \frac{\partial v_{00}}{\partial r} + \varepsilon_1 \cdot \frac{\partial v_{10}}{\partial r} + \varepsilon_2 \cdot \frac{\partial v_{20}}{\partial r} + \varepsilon_1 \cdot \varepsilon_2 \cdot \frac{\partial v_{11}}{\partial r} + \varepsilon_1^2 \cdot \frac{\partial v_{20}}{\partial r} + \varepsilon_2^2 \cdot \frac{\partial v_{22}}{\partial r} \right) d\theta. \quad (8)$$

Подставляя (4), (6) и (7) в (8) получаем

$$L_{np} = - \frac{2\omega \cdot a^2 \cdot b \cdot \pi}{b-a} - \frac{2\pi \cdot \omega \cdot a^3 \cdot b}{(b-a)^2 (1+\gamma_1)} \cdot \varepsilon_2 - \frac{2\omega \cdot a^4 \cdot b}{(b-a)^2} \times \\ \times \varepsilon_1 \cdot \varepsilon_2 \cdot \left( 1 + \sin \frac{\pi}{1+\gamma_1} \right) - \varepsilon_1^2 \cdot \frac{2\omega \cdot a^3 \cdot b^2 \cdot (4b+a) \cdot \pi}{(b-a)^3} + \\ + \varepsilon_2^2 \cdot \frac{2\pi \cdot \omega \cdot a^3 \cdot b^2}{(b-a)^2} \cdot \left[ \frac{1}{(1+\gamma_1)^2} + \frac{1}{\pi} \cdot \left( \frac{1}{1+\gamma_1} - \frac{2}{b} \right) \sin^2 \frac{\pi}{1+\gamma_1} \right]. \quad (9)$$

Найденное выражение позволяет получить зависимость величины момента сил трения от числа канавок (рис. 2).

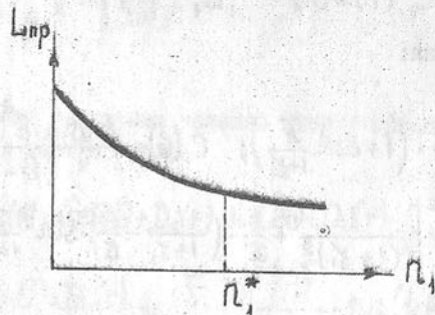


Рис. 2. Зависимость момента сил трения от числа канавок

Анализ показывает, что существует оптимальное число канавок  $n_1^*$ , для которого дальнейшее увеличение не вызывает

существенного уменьшения  $L_{np}$ . Полученное выражение (9) позволяет его установить для конкретного конструктивного варианта подшипника.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Горкуша А.Е. Задача о теплообмене в радиальном подшипнике при наличии системы канавок // Механика деформируемых тел: Мехвуз, сб. / ВИСХМ. Ростов н/Д, 1990. С. 52-67.
2. Никитин А.К., Ахвердиев К.С., Остроухов Б.И. Гидродинамическая теория смазки и расчет подшипников скольжения, работающих в стационарном режиме. М.: Наука, 1981, 316 с.

ПОВЫШЕНИЕ КАЧЕСТВА И ДОЛГОВЕЧНОСТИ ИЗДЕЛИЙ ИЗ  
КЕРАМИКИ ЗА СЧЕТ ПРИМЕНЕНИЯ ПРОГРЕССИВНЫХ СХЕМ  
ШЛИФОВАНИЯ.

Гусев В.В.

Сейчас керамика широко используется для подшипниковых материалов, режущего инструмента, изоляционных материалов, электронных компонентов и других конструктивных и изоляционных деталей авиакосмического и общемашиностроительного назначения. К деталям предъявляются высокие требования по точности, качеству поверхностного слоя наряду с высокой прочностью. Необходимость получения особых физических характеристик у деталей требует применения высокой надежности технологических систем окончательной обработки керамических изделий.

Алмазное шлифование является наиболее высокоэффективным способом съема материала в керамических заготовках. Воздействие алмазного инструмента на физические свойства готового изделия приобретает все большую роль по мере увеличения требований к технической керамике.

Особенность обработки заключается в том, что по сравнению с металлами, керамика с трудом подвергается деформации скольжения. Релаксация напряжений на конце трещин, имеющих в материале или образующихся при воздействии алмазного зерна идет плохо, что проявляется в хрупкости керамики. Напряжения на конце трещины концентрируются и приводят к хрупкому разрушению. После шлифования под обработанной поверхностью остается дефектный (трещиноватый) слой материала. Чем больше интенсивность процесса шлифования (выше производительность), тем глубже трещиноватый слой. Трещиноватый слой снижает прочность деталей, может привести к дальнейшему росту трещин от статической усталости.

Как показали результаты исследований проведенных на кафедре под общим руководством Бурмистрове В.В. инициаторами разрушения готовых изделий из технических ситаллов под нагрузкой в большинстве случаев являются дефекты, появление которых обусловлено величиной и направлением воздействия на материал сил резания. Силовое воздействие алмазного инструмента на поверхность резания определяется схемой шлифования, режимами резания и технологическими приемами при обработке.

При шлифовании можно заранее выбрать параметры обработки

обеспечивающие высокое качество поверхностного слоя /1/. Однако такой предварительный выбор параметров шлифования приводит к низкой производительности.

Одним из наиболее эффективных направлений изменения силового воздействия в зоне резания и уменьшения дефектности обработанных изделий из керамики является применение прогрессивных схем шлифования.

Перераспределение удаляемых объемов материала припуска по поверхности контакта шлифовального круга с заготовкой приводит к изменению мощности и силы резания /2,3/. Распределение припуска по площади поверхности контакта круга с заготовкой определяется нормальной составляющей скорости относительного движения инструмента и заготовки  $W_j$ , в каждой точке зоны резания

$$W_j = \vec{v}_j \cdot \vec{n}_j, \quad (1)$$

где  $\vec{v}_j$  — вектор поля скоростей перемещения точек заготовки в системе координат круга;

$n$  — орт нормали к поверхности круга.

Универсальной схемой продольного шлифования является схема со скрецивавшимися осями заготовки и инструмента (Рис.1). Положение оси вращения шлифовального круга задается углами  $\alpha$  и  $\beta$ , которые являются углами между направлением продольной подачи и проекциями оси вращения круга на плоскости: перпендикулярную направлению радиальной подачи и образованную векторами продольной и радиальной подач соответственно. При значениях углов  $\alpha$  и  $\beta$  равных нулю имеем схему круглого наружного шлифования, а в случае  $\alpha = 0^\circ, \beta \neq 0^\circ$  — схему глубинного круглого шлифования, предложенную Захаренко И.П. /4/. Схема круглого наружного шлифования применяется при небольших глубинах резания (менее 0,05 мм) и высоких значениях продольной подачи (до 0,7 от ширины шлифовального круга на оборот заготовки). Схема глубинного круглого шлифования работает с небольшой продольной подачей (до 0,05 мм/мин) и глубиной  $t = H \sin \beta$ .

Шлифовальный круг контактирует с заготовкой в общем случае по торцу и цилиндрической поверхности алмазноносного слоя круга форма IAI. Площадь контакта  $D$  представляет собой поверхность, ограниченную кромками круга, характеристикой и линиями пересечения с обрабатываемой поверхностью и поверхностью реза-



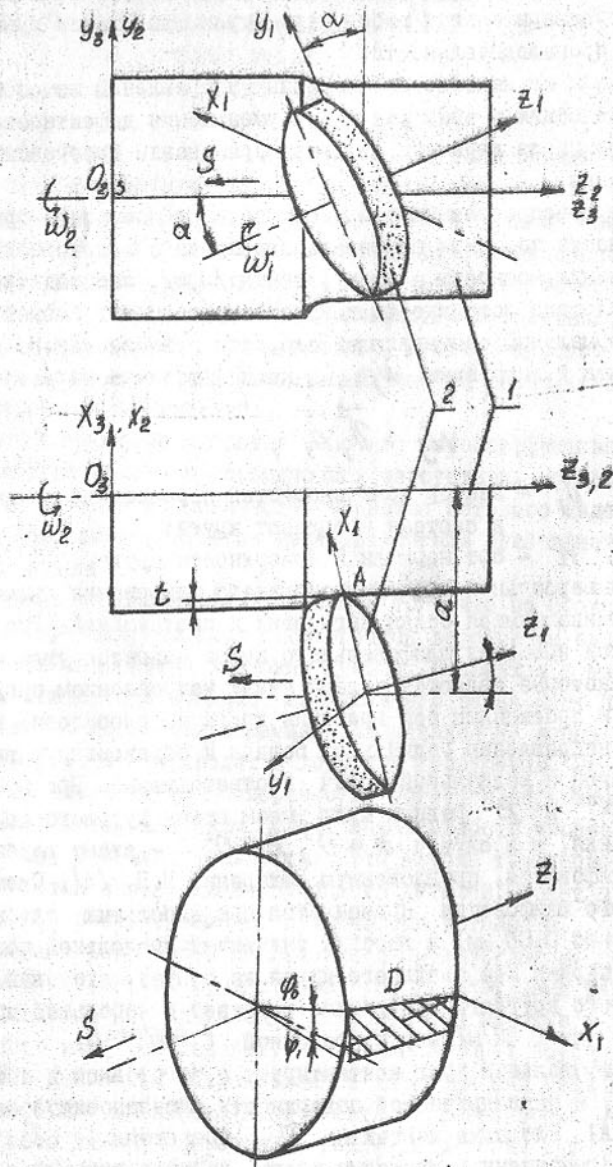


Рис. 1. Схема шлифования со скрещивающимися осями заготовки и инструмента

1 - заготовка; 2 - шлифовальный круг

ния, полученной на предыдущем обороте заготовки /5/.

Для определения скорости перемещения элементарных объемов материала заготовки в системе координат круга можно использовать метрическое уравнение, описывающее произвольную точку заготовки в системе координат круга. Для произвольного положения круга в соответствии с рис. 1 имеем:

$$m_{31} = m_{e1}^T m_{\psi_2}^T m_3 - m_{e1}^T (m_{c1} + m_{c1}), \quad (2)$$

где  $m_{c1}$  - матрица положения центра базиса шлифовального круга в неподвижной системе координат;  
 $m_{c1}$  - матрица поступательного перемещения круга;  
 $m_{e1}$  - матрица углового положения круга в неподвижной системе координат;  
 $m_3$  - матрица столбец, описывающая неподвижную систему координат, связанную со станком;  
 $m_{\psi_2}^T$  - транспонированная матрица вращения базиса заготовки. После дифференцирования получается вектор поля скоростей перемещения точек заготовки в системе координат круга.

Подставляя значение орта нормали к цилиндрической поверхности шлифовального круга  $n \{-\cos \varphi_k, -\sin \varphi_k, 0\}$  и вектора поля скоростей точек детали в системе координат круга, получим нормальную составляющую скорости относительного движения инструмента и заготовки:

$$W_j = w_2 \left[ (z_1 \sin \alpha \cos \beta + \frac{S}{2\pi} \sin \beta) \cos \varphi_k + (a \cos \alpha - z_1 \sin \beta + \frac{S}{2\pi} \sin \alpha \cos \beta) \sin \varphi_k \right] R,$$

где  $w_2$  - угловая скорость вращения заготовки, рад./с;  
 $R$  - радиус шлифовального круга, мм;  
 $S$  - величина продольной подачи, мм/об;

$a = z + R \cos \beta - t$  - расстояние от начала системы координат, связанной с кругом до оси неподвижной системы координат ( $z$  - радиус заготовки, мм;  $t$  - глубина резания, мм);

$\varphi_k$  - угловое положение точки на поверхности зоны резания.

Распределение нормальной составляющей скорости относительного движения инструмента и заготовки  $W_j$  в зоне резания.

для различных схем шлифования представлены на рис. 2. Геометрические параметры схем шлифования выбирались из условия работы только цилиндрической поверхности шлифовального круга. Распределение припуска по площади контакта круга с деталью строилось в координатах ширины круга ( $H$ ) и длины дуги контакта алмазных зерен при резании ( $L$ ).

Для схемы шлифования с углом  $\alpha = 0^\circ$  (рис. 2 а) материал припуска равномерно распределяется по ширине шлифовального круга, возрастая по линейному закону от нуля до максимального значения по линейному закону вдоль длины дуги контакта алмазных зерен. При развороте оси шлифовального круга в плоскости перпендикулярной вектору радиальной подачи на угол  $\alpha$  происходит неравномерное распределение материала припуска по ширине шлифовального круга. При  $\alpha = 40^\circ$  распределяется по треугольному закону с минимальным съемом материала у формообразующей кромки А.

Различное распределение удаляемых объемов материала припуска по ширине круга приводит к изменению напряженности работы алмазных зерен и распределения сил резания вдоль образующей круга. Были проведены экспериментальные исследования распределения сил резания вдоль образующей круга при обработке ситалла.

Наименьшее значение радиальной составляющей силы резания у формообразующей точки А на круге 8 Н/мм имело место для схемы шлифования со скрещивающимися осями инструмента и заготовки, что в 1,5 раза меньше радиальной силы, чем для схемы с равномерным распределением припуска по профилю круга. Это оказывается на глубину дефектного слоя при обработке ситалла.

Для определения глубины и структуры разрушенного слоя применялся капиллярный метод люминесцентной дефектоскопии в сочетании с послойным травлением образцов. Шаг травления 20 мкм. Дефектность определялась по трем образцам как среднее. По микрофотографиям дефектной поверхности, определялся вид дефектов (точечные, трещины строчные) и измерялись их размеры и занимаемая ими площадь. В результате проведенных исследований были получены экспериментальные зависимости площади размеров дефектов от глубины залегания (рис. 3).

В зависимости от схемы шлифования изменение структуры материала вглубь образцов происходило на глубину 220, 260 мкм. При обработке ситалла дефекты в сечении образца имеют, в основном форму овальных пятен, располагающихся бессистемно на поверхности образцов или выстраивающихся в линии. Кривые, описывающие измене-

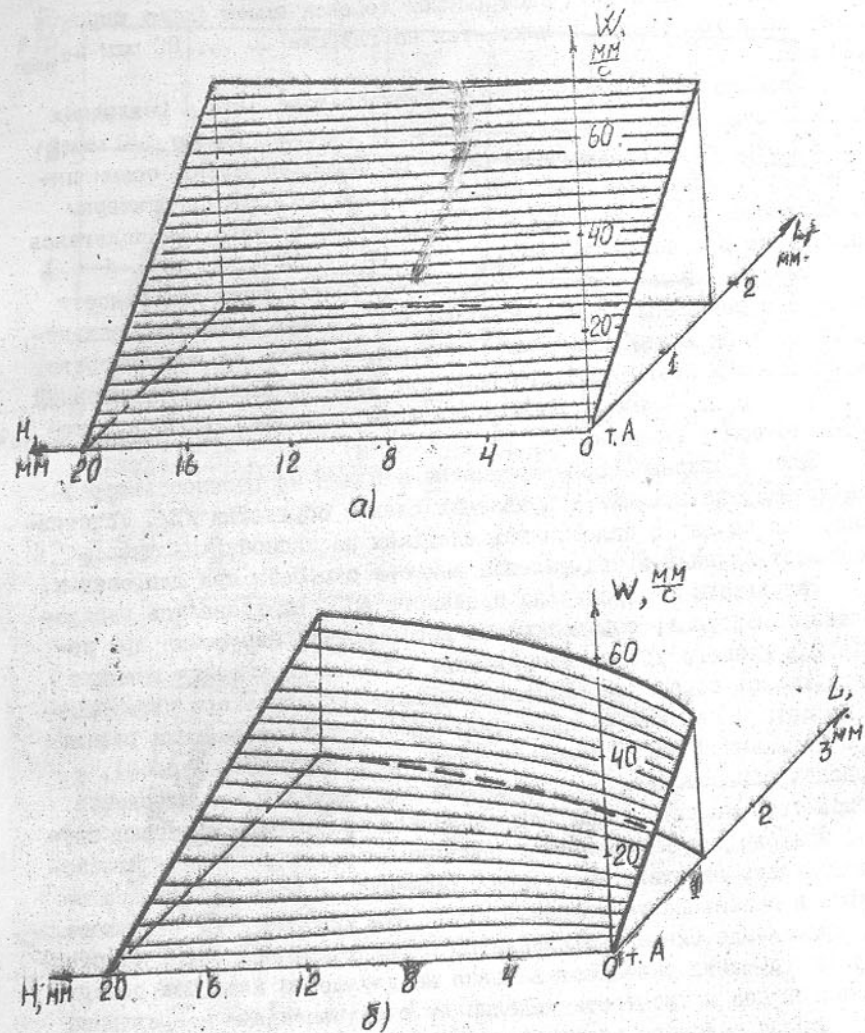


Рис. 2. Распределение нормальной составляющей скорости относительного движения инструмента и заготовки в зоне контакта IAI 200x20x3x76, AI-315-250-6-МІ с заготовкой  $d = 325$  мм,  $t_c = 1$  мм,  $S = 0,6$  мм/об,  $v_k = 33$  м/с,  $v_s = 1,25$  м/с

- а)  $\alpha = 0^\circ$ ,  $\beta = 2,9^\circ$ ;  
 б)  $\alpha = 40^\circ$ ,  $\beta = 1,45^\circ$

ние площади единичных дефектов, характерно наличие экстремальных областей. В первых двух экстремумах дефекты имеют форму широких пересекающихся трещин и находятся на глубине 40 ... 80 мкм и 100 мкм.

Разница между дефектностью трещиноватого слоя у различных схем явно начинает проявляться лишь на глубинах более 140 мкм. Для образца обработанного по схеме со скрещивающимися осями инструмента и заготовки, на глубине 200 мкм дефекты по размерам приближаются к размерам дефектов структуры ситалла, располагаясь равномерно в сечении образца.

Различие в дефектности структуры обработанной поверхности связано с различным распределением сил по периферии цилиндричного круга и их воздействием на материал, лежащий за линией среза. Шероховатость поверхностного слоя при этом оставалась неизменной ( $Ra = 5 \dots 6$  мкм). Изменялось лишь направления рисок относительно оси заготовок.

Были проведены исследования по влиянию на прочность образцов из нитрида кремния направления следов обработки /6/. Установлено, что наряду с силовым воздействием на изгибную прочность сказывается влияние и направление вектора скорости при шлифовании.

Результаты испытаний на прочность аппроксимировались распределением Вейбулля, определяющего вероятность разрушения при изгибе для данного уровня напряжений. Образцы из нитрида кремния подвергались обработке алмазным шлифованием вдоль оси изгибающего момента и перпендикулярно ему. При одинаковых режимах резания (при неизменном силовом воздействии на поверхностный слой), у образцов обработанных в направлении перпендикулярном плоскости изгибающего момента прочность снижается на 13,6%. Заготовки следует шлифовать с направлением вектора скорости резания в плоскости будущего действия изгибающего момента. В этом случае достигается и повышение усталостной прочности изделий /7/. Следовательно, применение схемы шлифования со скрещивающимися осями заготовки и инструмента оказывает влияние на улучшение качества поверхностного слоя и прочности изделия за счет изменения направления и характера силового воздействия на обрабатываемую поверхность.

Другим путем эффективного применения прогрессивной схемы обработки является операция сверления глухих отверстий в изделиях из технических ситаллов. Сверление отверстий в производственных условиях осуществлялось стержневыми алмазными сверлами, недо-

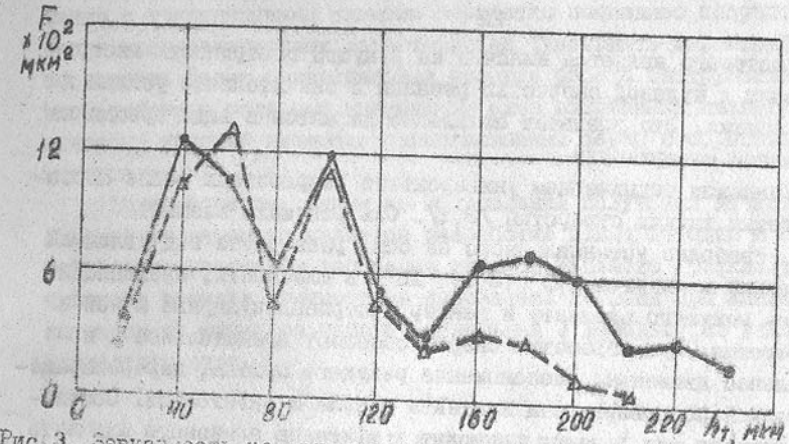


Рис. 3. Зависимость среднего единичного дефекта от глубины трещины при шлифовании ситалла кругом 1A1 200x20x76 А1-315/250-8-М  $C = 1$  мм,  $v_s = 1,25$  м/с  $v_k = 33$  м/с  $S = 0,6$  мм/об

1.  $\alpha = 0^\circ$   $\beta = 2,9^\circ$
2.  $\alpha = 40^\circ$   $\beta = 1,45^\circ$

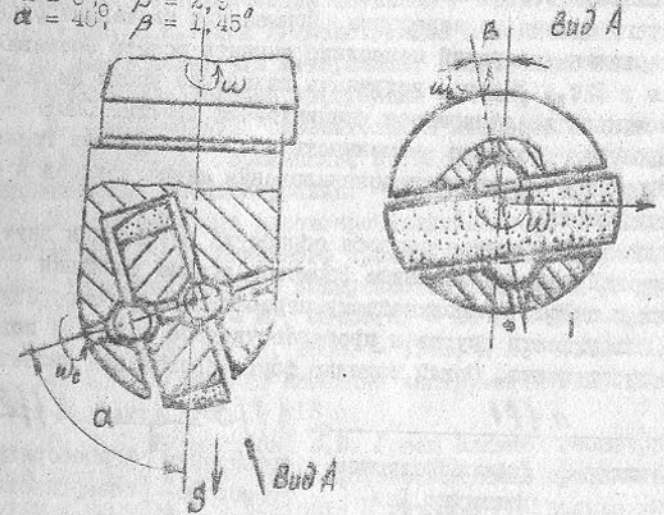
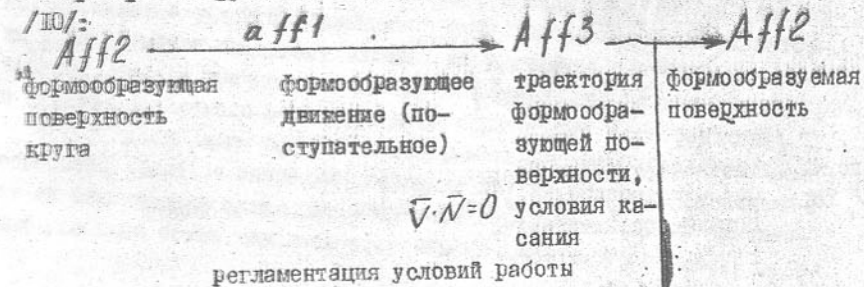


Рис. 4. Алмазно-абразивное сверло  $\omega_t, \omega_e$  — угловые скорости сверла и самовращения рабочего органа соответственно

статком которого является наличие на режущей поверхности инструмента точки с нулевой скоростью резания и значительные усилия в зоне обработки. Это вызывает появление дефектов в виде трещин на обработанной поверхности.

В Донецком техническом университете разработаны новые способы обработки глухих отверстий /8,9/. Ось режущего элемента (рис. 4), свободно установленного на оси, развернута под углом  $\alpha$  к оси сверла и на угол  $\beta$  ( $3 \dots 15^\circ$ ) в плоскости, проходящей через ось режущего элемента и вектор, перпендикулярный к ней и оси отверстия. При обработке сверлу сообщают вращательное и поступательное движения. Расположение режущего органа, перераспределяет притупок по поверхности контакта сверла с заготовкой. Составляющая момента сил резания приводит к вращению алмазного элемента вокруг собственной оси. Самовращение режущего органа позволяет устранить точку с нулевой скоростью резания на режущей поверхности, обеспечить сменяемость алмазных зерен во время работы, равномерный износ рабочего органа по периферии. Применение указанных ранее способов сверления отверстий позволило снизить осевую составляющую сил резания в 2 ... 3 раза, устранить кольцевые риски на обрабатываемой поверхности, являющиеся инициаторами трещин. Опытная промышленная проверка показала возможность повышения выхода годного за счет уменьшения вероятности возникновения макродефектов в обработанной поверхности.

Рассмотренные в статье способы обработки наружных и внутренних поверхностей имеют одинаковые формообразующие движения (по 2 вращательных и одному прямолинейному перемещению) формообразующую абразивную поверхность кругов и пространственное исходное положение репера инструмента. Общей моделью формообразования является



Усложнение структуры формообразования за счет ввода простран-

ственного расположения репера инструмента (углы  $\alpha, \beta$ ), по сравнению с традиционными схемами обработки позволяет получить улучшение эксплуатационных характеристик (уменьшить дефектный слой), обеспечить более благоприятные условия работы инструмента. При этом основную роль при применении схем шлифования является регламентация условий взаимодействия алмазных зерен с обрабатываемым материалом.

Таким образом, одним из направлений получения качественных изделий из керамики является разработка новых методов и технологий формообразования (особенно изделий сложного профиля), обеспечивающих высокие прочностные показатели деталей при минимальных затратах на финишные методы (полировки и доводки) по удалению трещиноватого слоя.

## ЛИТЕРАТУРА

1. Влияние режимов алмазной обработки на качество поверхности изделий из технических ситаллов / В.В.Бурмистров, В.Н.Дубовик, В.В. Гусев, Л.Н.Феник // Конструкция и технология получения изделий из неметаллических материалов. Конструкционная оптика, ч.2 - М.: ВНИИ межотраслевой информации - 1988, с.71.
2. Распределение относительной мощности в зоне шлифования /Ф.Н. Абрамов, Т. Карпинский, В. Нацаляк и др. // Технология и автоматизация машиностроения. - Киев, 1980, вып.8.-С.3-6.
3. Исследование высокопроизводительного и высокоточного шлифования по методу сквозного прохода. Способ шлифования кругом, имеющим участок рабочей поверхности, описанной по дуге окружности. /ВЦП. - Г-4277 - М., 08.03.81 - 26 с.: Ил. - ст. Наказина Т. из журн.: Соймицу кикай, 1980. - Т.45, № 2. - С.78-83.
4. И.П. Захаренко Алмазные инструменты и процессы обработки. - К.: Техніка, 1980. - 215 с.
5. В.В. Бурмистров, В.В. Гусев Влияние геометрии схемы алмазно-абразивной обработки на формообразующий профиль шлифовального круга и площадь его контакта с деталью // Резание и инструмент. - Харьков, 1987, вып.38. - С.31-36.
6. Выбор рациональных параметров процесса алмазного шлифования керамики из нитрида кремния /В.В.Бурмистров, В.В. Гусев, В.А.Каплун, В.В.Назаренко //Сверхтвердые материалы, 1990, № 4. - С.66-70.

7. Вальчук Г.И., Расолько Э.И. Продольное шлифование деталей типа валов // Синтетические сверхтвердые материалы и твердые сплавы. - Киев, 1973. - С.138-144.

8. А.с. СССР 1808498А1 МКИ В23В 35/00, 51/00 Способ обработки отверстий / В.В. Бурмистров, В.В. Гусев, Л.Н. Феник и др. (СССР). // Открытия, изобретения, 1993, № 14.

9. А.с. СССР 1463403 МКИ В23В 35/00, 13/06 Способ обработки отверстий / В.В. Бурмистров, Л.Н. Феник, В.В. Гусев, В.Н. Дубовик и В.М. Гомон (СССР) // Открытия и изобретения - 1989, № 9.

10. Б.А. Перепелица. Отображения аффинного пространства в теории формообразования поверхностей резанием. - Харьков: Вища школа, 1981. - 152 с.

ОСНОВЫ РАЗРАБОТКИ РАЦИОНАЛЬНЫХ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ  
ОБРАБОТКИ ИЗДЕЛИЙ ИЗ МАТЕРИАЛОВ НА ОСНОВЕ СТЕКЛА  
Бурмистров В.В., Калафатова Л.П., Феник Л.Н.

Развитие современного машиностроения связано с разработкой и внедрением новых материалов и прогрессивных технологических процессов их обработки. К таким материалам с полным основанием можно отнести технические стекла и различные виды керамики, в частности, ситаллы - разновидность стеклокристаллической керамики. Обладая повышенной хрупкостью и низким пределом прочности на растяжение ( $\sigma_p = 50$  МПа), технические стекла и ситаллы имеют вместе с тем ряд ценных свойств, которые находят предельные выражения у ситаллов. Ситаллы получают путем тонкой кристаллизации стекол или расплавов различных составов, что приводит к получению мелкозернистой и равномерной структуры, обеспечивающей высокие механические и термомеханические свойства изделий. Ситаллам присущи дефекты структуры, обусловленные особенностями технологии его изготовления. Дефекты структуры имеют вид острых микротрещин протяженностью 5-10 мкм, равномерно расположенных в объеме материала с плотностью  $2 \times 10^9 \text{ м}^{-2}$ . Прочностные характеристики ситаллов достигают следующих значений: термостойкость до 900°C, жаропрочность под нагрузкой до 1200°C, предел прочности при сжатии  $\sigma_{сж} = 1600$  МПа, микротвердость  $HV = 8500$  МПа. Ситаллы не подвержены действию коррозии, стойки к воздействию агрессивных сред, радиопрозрачны.

Перечисленные комплексы свойств стекломатериалов предопределили область их применения. Для ситаллов это приборостроение, радиоэлектронная и химическая промышленности, ядерная энергетика, самолетостроение и ракетостроение, космическая техника. Широкие перспективы открываются для применения ситаллов при производстве двигателей. В настоящее время в Японии уже налажено производство двигателей из керамики по свойствам близкой к ситаллам. Технические стекла в значительном объеме используются для производства светотехнических изделий, эксплуатируемых в широком диапазоне температурных нагрузок, примером которых могут служить полированные отражатели прожекторных установок.

Специфика эксплуатации изделий из стекол и ситаллов предопределяет повышенные требования к их прочностным характеристикам, точности и качеству изготовления, которые для материалов рассматриваемого класса в значительной степени определяются шероховатостью обработанной поверхности, структурой и глубиной дефектного слоя. Од-

нако получение высоких качественных показателей затруднено из-за низкой обрабатываемости стекломатериалов. Так механическая обработка ситаллов возможна лишь абразивным алмазным инструментом, оснащенным преимущественно естественными алмазами. Особенностью механической обработки изделий из стекол и керамики являются большие припуски на обработку (до 10 мм и более) из-за невозможности получения точных заготовок, что особенно затруднительно при производстве крупногабаритных изделий сложной пространственной формы. В этих условиях технологические процессы (ТП) механической обработки отличаются многостадийностью, что иллюстрируется таблицей.

Таблица  
Этапы механической обработки изделий из технических  
стекол и ситаллов

Обрабатываемый материал	Операции и применяемый инструмент на стадиях:		
	предварительного формообразования	окончательного формообразования	окончательной обработки поверхности
Техническое стекло	Варианты: 1) лезвийная обработка (точение) 2) черновое шлифование свободным абразивом или алмазным инструментом	Попереходное шлифование свободным абразивом или алмазным инструментом с уменьшающейся зернистостью	Полирование
Технические ситаллы	Черновое шлифование алмазным инструментом	Чистовое шлифование алмазным инструментом	Доводка или притирка алмазными брусками или пастами

Трудоемкость каждого этапа примерно соответствует отношению 1 : 3 : 12. Общая продолжительность обработки крупногабаритных изделий может достигать 90 и более часов.

Экспериментально установлено [1, 2], что эксплуатационные характеристики изделий из материалов на основе стекла, такие как прочность, термостойкость, радио- и оптическая прозрачность, отражательная способность, существенно зависят от глубины и структуры

поверхностного дефектного слоя. Поэтому сведение к минимуму дефектности обработанной поверхности - первоочередное требование при производстве ответственных изделий из этих материалов. На параметры дефектного слоя влияют физико-механические свойства обрабатываемого материала, его исходная дефектность, а также условия обработки и, в первую очередь, величина сил, действующих на обрабатываемую поверхность детали. При шлифовании силовые характеристики процесса определяются рядом факторов: прочностью обрабатываемого материала; схемой шлифования; режимными параметрами процесса; технологическими параметрами инструмента, его режущей способностью, зависящей от степени износа абразивных зерен; физико-химическими свойствами применяемой технологической среды (ТС), ее средством с обрабатываемым материалом. При сравнении вариантов ТП, отличающихся одним или несколькими перечисленными факторами, критерием их эффективности могут выступать глубина и структура образуемого в результате обработки дефектного слоя.

Изложенное позволяет определить основные направления обеспечения заданных выходных параметров ТП механической обработки крупных неметаллических материалов: выбор схемы обработки и оптимизация ее геометрических параметров; определение рациональных значений параметров режима обработки; разработка и применение ТС с направленными эксплуатационными свойствами; выбор способа управления эксплуатационными характеристиками инструмента и оптимизация его технологических параметров. Авторами был проведен комплекс научных исследований, связанных с разработкой прогрессивных ТП обработки изделий из материалов на основе стекла, базирующихся на приведенных выше положениях.

Для таких конструкционных материалов, как технические стекла и ситаллы, практически отсутствуют научные знания о механизмах образования качественных показателей обработанной поверхности, особенно параметров дефектного слоя, и методах их оценки. Для исследования глубины и структуры нарушенного обработкой слоя материала использовался капиллярный метод люминесцентной дефектоскопии в сочетании с послойным химическим травлением образцов, позволяющий получить неискаженную картину нарушенного слоя на различных уровнях залегания и выявить дефекты протяженностью от 0,1 мм до 1 мм с погрешностью не более 10%. Выбраны критерии оценки структуры дефектного слоя: относительная плотность дефектов  $S_{от}, \%$  и величина усредненного единичного дефекта  $d_d, \text{мм}$ . Расчет этих параметров осуществлялся на основании анализа микрофотографий дефектной поверхности образцов.

Образование дефектов в обрабатываемом материале в процессе шлифования связано с действием значительного количества факторов, главным из которых является сила шлифования на отдельно взятом зерне, вызывающая появление совершенно определенного напряженно-деформированного состояния в объеме твердого тела, подвергаемого воздействию абразивного инструмента. Теоретический анализ с использованием метода конечных элементов существующих схем взаимодействия инструмента с материалом детали [3] показал, что в случае приложения силы по нормали к поверхности в локальном объеме в окрестности действия силы образуются две зоны разрушения. Одна - с большими сжимающими напряжениями, вторая - с критическими значениями растягивающих напряжений. При этом в зоне растяжения формируется конусообразная кольцевая трещина, а в зоне сжатия - разветвленная сеть трещин (рис. 1, а). Сравнение значений относительных сдвигов берегов трещины и коэффициентов интенсивности напряжений с учетом ориентации и расположения трещин на схеме деформационной картины образцов позволило заключить, что при данной схеме нагружения развитие дефектов структуры ситалла происходит преимущественно за счет сдвиговых деформаций. Величина смещений берегов трещин пропорциональна величине внешней нагрузки и зависит от координаты расположения трещины и ее углового положения по отношению к линии действия внешних сил. Эффективность использования энергии, подводимой извне к обрабатываемому материалу через инструмент в процессе формообразования, для рассматриваемой схемы равна 5%, остальная энергия используется для создания напряженно-деформированного состояния в локальной области контакта зерна с твердым телом. Причем распределение энергии по объему неравномерно, большая ее часть накоплена в микрообъемах с закритическими сжимающими напряжениями, а меньшая часть - в микрообъемах с закритическими напряжениями растяжения.

В связи с изложенным, одним из путей уменьшения развития дефектов может служить выбор такой схемы обработки, которая позволяет снизить напряженность в микрообъемах материала под обработанной поверхностью за счет уменьшения сжимающих напряжений, ответственных за сдвиг. Теоретический анализ напряженного состояния материала, обрабатываемого по схеме, имитирующей воздействие инструмента на деталь через обрабатываемую поверхность (рис. 1, б), показал, что разрушение происходит преимущественно за счет того, что напряжения растяжения достигают закритических значений, в то время как главные сжимающие напряжения в микрообъемах не превышают 5% от критических. Причем основной градиент напряжений сосредоточен в объеме удаляемо-

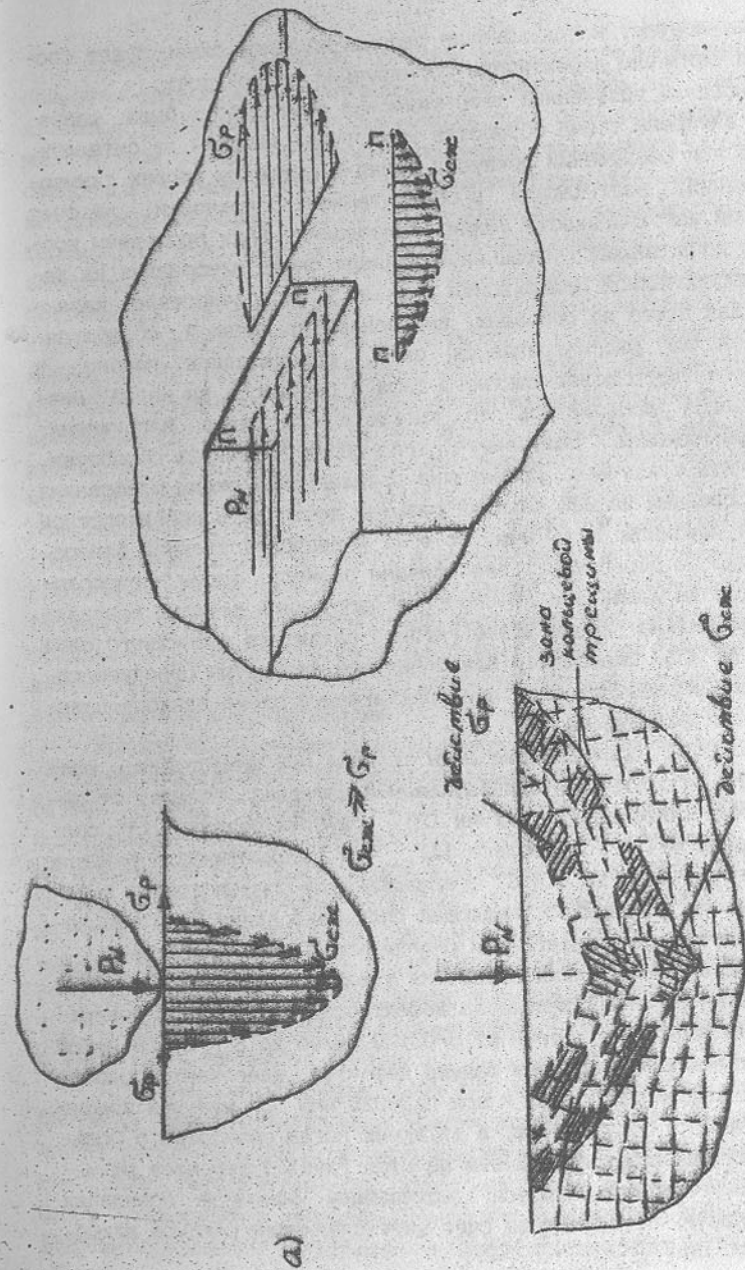


Рис. 1. Схема взаимодействия инструмента и деформированного состояния обрабатываемого материала при шлифовании. а) приложение силы шлифования по нормали к поверхности; б) воздействие инструмента на образец через обрабатываемую поверхность. П - давление.

го припуска, поэтому использование рассматриваемой схемы будет способствовать снижению дефектности формируемой поверхности.

На основании полученных теоретических результатов была разработана и внедрена схема обработки конкретных изделий из ситаллов, реализующая при разрушении припуска принцип снижения уровня сжимающих напряжений, возникающих в обработанной поверхности, за счет благоприятной направленности усилий шлифования. Были проведены исследования, позволившие установить влияние схемы шлифования на дефектность обработанной поверхности изделий и их прочностные характеристики. Для этого на образцах, вырезанных из деталей, обработанных по каждой из рассматриваемых схем, определялись глубина и структура дефектного поверхностного слоя и прочность на изгиб. Разрушение образцов проводилось по трехточечной схеме нагружения. Сравнивая результаты, полученные при обоих вариантах обработки, можно заключить следующее. Применение предлагаемой схемы шлифования позволяет в среднем на 20% снизить размеры дефектов в поверхностном слое изделия глубиной до 80 мкм, то есть в непосредственной близости от поверхности обработки, где влияние размера, формы и расположения дефектов на изменение прочности обработанной детали проявляется наиболее сильно. Кроме этого глубина развитого дефектного слоя уменьшается на 30%. Следствием благоприятной структуры образующегося нарушенного обработкой слоя при предлагаемой схеме явилось повышение прочности изделий на 20%.

Известно, что составляющие силы резания при шлифовании, воздействующие на инструмент и обрабатываемый материал, зависят от параметров режима шлифования: подачи ( $S$ ), глубины резания ( $t$ ); скорости шлифования ( $V$ ). Установлено [4], что интенсификация режимов резания, в первую очередь  $t$  и  $S$ , сопровождается ростом усилия резания, особенно нормальной составляющей силы шлифования  $F_y$ , направленной в обрабатываемый материал и определяющей рост дефектов.

Вне зависимости от схемы обработки увеличение подачи и глубины резания сказывается отрицательно на дефектности формируемой поверхности. Так при изменении подачи от  $S=0,109$  мм/об до  $S=0,256$  мм/об на уровне травления  $h_{тр}=150$  мкм размер дефектов, внесенных обработкой, увеличивается в 3,5 раза, а при  $h_{тр}=225$  мкм при меньшей подаче дефекты практически отсутствуют, в то время когда обработка с большей подачей сопровождается наличием на этой глубине дефектов размером до 300 мкм. Все это является сдерживающим фактором повышения производительности обработки за счет интенсификации режимов шлифования.

Одним из эффективных методов воздействия на процессы резания при обработке хрупких неметаллических материалов на основе стекла является применение технологических сред с направленными свойствами. В этом случае ТС помимо выполнения традиционных охлаждающей, смазочной и моющей функций оказывают существенное диспергирующее действие. Последнее, за счет разупрочнения поверхностных слоев материала под действием ТС, позволяет интенсифицировать процессы резания и, как следствие, повысить производительность обработки и работоспособность инструмента. Уменьшение энергетических затрат, приходящихся на единицу объема удаляемого припуска, благоприятно сказывается на глубине и структуре нарушенного обработкой слоя. Как показали результаты выполненных теоретических и экспериментальных исследований [5], ТС для обработки изделий из стекломатериалов должна быть родственной по физико-химической структуре обрабатываемому материалу, то есть быть полярной, содержать в своем составе поверхностно-активные добавки, повышающие диспергирующее действие среды, улучшающие ее доставку в зону обработки за счет возрастающей способности к смачиванию и растеканию по поверхности обрабатываемого материала, а также повышающие смазочную способность сред за счет создания экранирующих пленок между поверхностями изделия и инструмента. Среда должна быть безвредной для здоровья рабочих, экономичной и простой в приготовлении.

Исходя из сформулированных требований, был осуществлен анализ составов существующих ТС, рекомендуемых для обработки материалов на основе стекла, и состояния их применения на стеклообрабатывающих предприятиях Украины. Установлено, что в промышленности на операциях шлифования стекломатериалов в основном в качестве ТС используется вода, а на операциях лезвийной обработки стекла - технический керосин, который является пожароопасной средой, ухудшающей условия труда и не обеспечивающей должного качества формируемой поверхности. Это позволило сделать вывод о необходимости создания полярных ТС, обладающих повышенной диспергирующей способностью по отношению к материалам на основе стекла.

Проведенными исследованиями [6] было установлено, что водные растворы ряда синтетических моющих средств (СМС) являются сильными поверхностно-активными средами по отношению к стекломатериалам, что позволило разработать ряд составов ТС на основе водных растворов СМС, содержащих в качестве ПАВ оксигетилированные жирные спирты и алкилмоносультаты. Предлагаемые среды предназначены: для лезвийной обработки стекла СЖ N1 [7], шлифования стекол и ситаллов СЖ N2



[8]. Кроме этого был предложен способ получения полировальной суспензии для технических стекол [9], повышающий ее полирующую способность и качество поверхности полируемых деталей за счет предварительной обработки полирита водным раствором СМС определенной концентрации. В лабораторных и производственных условиях при обработке технических стекол, ситаллов и хрусталя было испытано более 18 составов ТС, включая среды, рекомендуемые в литературе, разработанные авторами, а также воду и керосин. В зависимости от типа и физико-химических свойств, поверхностной активности по отношению к обрабатываемому материалу среды по-разному влияют на энергоёмкость процессов резания, развитие и характер структуры дефектного слоя, интенсифицируя или ослабляя его развитие.

Для оценки энергоёмкости процессов диспергирования при резании использовался такой параметр, как удельная интенсивность формообразования, равная отношению производительности процесса к работе, затрачиваемой на разрушение материала припуска в единицу времени. Было установлено, что при шлифовании технических стекол алмазным инструментом и свободным абразивом применение разработанной среды СОЖ №2 обеспечивает снижение энергоёмкости процесса шлифования по сравнению с водой до 2 раз, по сравнению со средами на основе масляных эмульсий - на 20%. При шлифовании ситалла использование СОЖ №2 снижает энергоёмкость процесса обработки по сравнению с водой в 1,5-2 раза, но практически не меняет силовые затраты на процесс диспергирования припуска в сравнении с лучшими из масляных эмульсий. Однако было установлено [5], что использование на операциях шлифования ситаллов сред, содержащих в своем составе неполярные, масляные включения, противоположные по своей природе обрабатываемому материалу (эмульсия НГЛ-206, ЭМС), нежелательно из-за быстрого возрастания дефектов (длина дефектов до 150 мкм), проникающих на глубину 120 мкм и более. Все это отрицательно скажется на трудоёмкости последующих доводочных операций или, в случае применения этих сред на окончательной операции обработки изделий, приведет к резкому уменьшению их прочностных свойств и снижению эксплуатационных характеристик.

Применение наиболее активной из всех испытанных сред СОЖ №2 положительно влияет на глубину и структуру поверхностного слоя изделий. При этом действие среды носит двойственный характер. С одной стороны, уменьшение прочностных характеристик поверхностного слоя стекломатериалов под влиянием ПАВ среды приводит к облегчению разрушения припуска и при заданном усилии на инструменте - к интенсив-

ному распространению трещин вглубь образца. Об этом свидетельствует высокая плотность дефектов в сочетании с их обширными размерами в верхних слоях нарушенного слоя, составляющего по глубине для ситалла  $h_{TP}=80$  мкм, для стекла  $h_{TP}=100$  мкм. С другой стороны, интенсивное развитие трещиноватого слоя приводит к более равномерному распределению напряжений и торможению их распространения вглубь материала. При этом затухание и полное исчезновение градиента напряжений, приводящего к развитию внесенных и раскрытию имеющихся в структуре материала дефектов, происходит раньше, чем при воздействии менее активных сред. Об этом свидетельствует резкое уменьшение размеров и плотности дефектов на глубине более 140 мкм, отсутствие крупных трещин.

Изучение характера влияния СОЖ №2 на параметры дефектного слоя стекломатериалов позволяет определить область рационального применения этой среды - операции чернового и полувосстановительного шлифования. СОЖ №2, обеспечив развитую трещиноватость в приповерхностном объеме нарушенного слоя в сочетании с мелкодефектной структурой более глубоких слоев, позволит существенно снизить время обработки на последующих технологических переходах. Это возможно, во-первых, за счет облегчения съема верхнего ослабленного слоя материала, во-вторых, за счет уменьшения глубины снимаемого припуска, определяемой качеством образующейся поверхности. Применение СОЖ №2 позволяет по сравнению с водой уменьшить размеры единичных дефектов в 1,4-3,5 раз при уменьшении глубины дефектного слоя, в среднем, на 30%. Это делает возможным увеличение подач шлифования на 30-50% по сравнению с принятыми на производстве без ущерба качеству обработки и прочности изделий.

Математическая обработка результатов при аппроксимации экспериментально полученных зависимостей  $S_{от}=f(h_{TP})$  и  $d_d=f(h_{TP})$  с учетом поверхностной активности ТС и давления в зоне шлифования позволила получить выражения для их описания в виде полиномов четвертой степени. Были составлены таблицы для определения величины дефектного слоя стекломатериалов, обработанных в различных средах при вариации режимов и условий обработки. Полученные математические зависимости параметров дефектности материалов позволяют теоретически обосновать величины межоперационных припусков, что при обработке специальных изделий из стекломатериалов представляет собой важную технологическую задачу, так как от этого зависит производительность процесса обработки изделий операционно и в целом, а также их качественные характеристики.

Известно, что минимальный расчетный асимметричный припуск  $Z_{i-min}$  составляет

$$Z_{i-min} = R_{z_{i-1}} + T_{i-1} + \rho_{i-1} + \epsilon_{yi}$$

где  $R_{z_{i-1}}$ ,  $T_{i-1}$ ,  $\rho_{i-1}$  - соответственно высота микронеровностей, глубина дефектного слоя и суммарное значение пространственных отклонений поверхности на предшествующих переходах;  $\epsilon_{yi}$  - погрешность установки детали на выполняемом переходе.

Часть припуска  $Z_{i-min} = R_{z_{i-1}} + T_{i-1}$  зависит от метода обработки и представляет собой глубину нарушенного слоя. Таким образом, для назначения рациональных припусков необходимо иметь сведения о параметрах  $R_{z_{i-1}}$  и  $T_{i-1}$  применительно к конкретным условиям механической обработки. На рис. 2 графически представлена зависимость усредненных единичных дефектов от глубины травления при шлифовании стекла свободным абразивом различной зернистости. Меньшему размеру используемого при обработке свободного абразива соответствует меньший размер исходного дефекта, то есть дефекта, расположенного непосредственно на обработанной поверхности.

При обработке стекломатериалов на промежуточной стадии нет необходимости полностью сошлифовывать дефектный слой, оставшийся в материале после предшествующего перехода, так как переход от черновой операции к получистовым и чистовым сопровождается сменой инструмента (последовательное уменьшение зернистости) и изменением режимов обработки, они становятся менее напряженными. При этом снижается высота микронеровностей обработанной поверхности, изменяется структура и глубина дефектного слоя. При определенной глубине шлифования размеры дефектов, вносимых работающим инструментом, становятся соизмеримыми с дефектами, образованными в материале на предыдущем этапе обработки. Поэтому величину припуска следует назначать на условия равенства размеров вносимого дефекта и уже внесенного на предыдущей стадии обработки. Считая условно площадь единичных дефектов площадью круга, были определены соотношения между размером исходного дефекта  $d_{до}$ , образуемого на обрабатываемой поверхности, и величиной микронеровностей рельефа  $R_{z0}$ . Они составили: для стекла  $d_{до}/R_{z0} = 1,85-2,0$ ; для ситалла  $d_{до}/R_{z0} = 1,6-1,85$ . Зная размер исходного дефекта, вносимого каждым инструментом в обрабатываемый материал, и имея зависимости, описывающие распределение дефектов на различных уровнях уже образованного в материале дефектного слоя, можно определить рациональную величину припуска на шлифование  $Z_{i-min}$ .

Использование полученных результатов позволило разработать эф-

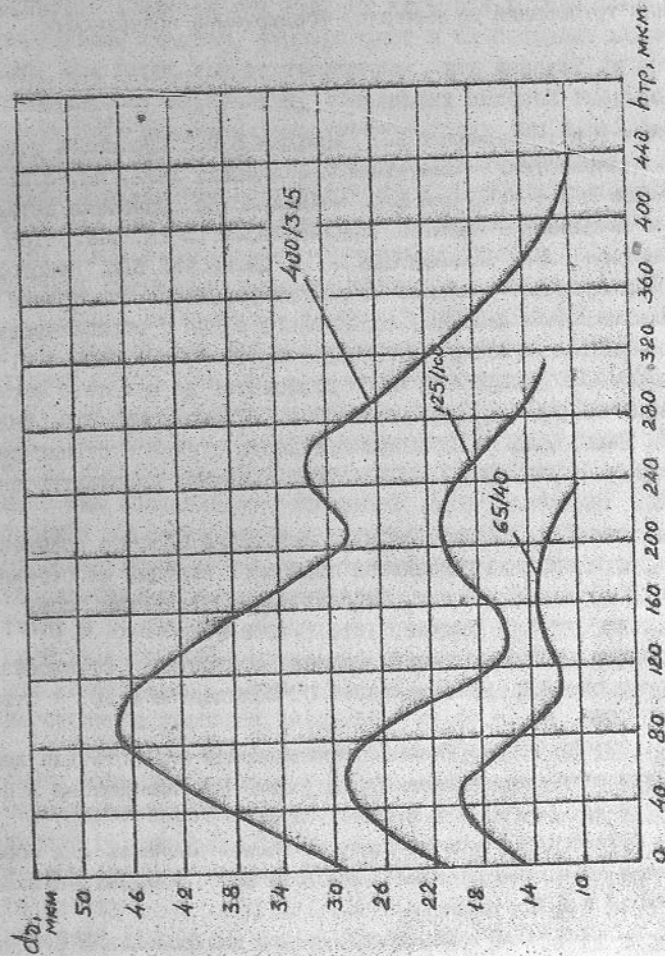


Рис. 2. Зависимость величины усредненного единичного дефекта от глубины травления при шлифовании стекла свободным абразивом различной зернистости

фактивные технологические процессы механической обработки изделий из стекла и ситаллов, отличающиеся рациональными схемами и режимами шлифования, применяемыми составами ТС в сочетании с теоретически обоснованными величинами межоперационных припусков на обработку. Внедрение на производстве ТП позволяет повысить производительность обработки изделий из ситаллов на 20%, изделий из стекла - на 25-30% при выполнении требований по качеству формируемой поверхности.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Вальчук Г.И., Бурман Л.Л., Фридман В.М. Прочность стекла после алмазной обработки. - Синтетические алмазы, 1973, №3, с.55-57
2. Хрульков В.А., Тародей В.А. Механическая обработка деталей из керамики и ситаллов. - Саратов: Изд-во Саратов.ун-та, 1975. - 188 с.
3. Бурмистров В.В., Калафатова Л.П., Дашевский Е.М. Некоторые особенности формирования напряженно-деформированного состояния в локальной области взаимодействия абразивного зерна с обрабатываемым материалом. - Резание и инструмент, Харьков, 1990, вып. №43, с.81-87
4. Исследование влияния режимов шлифования на качество формируемой поверхности изделий из ситаллов/В.В. Бурмистров, Л.П. Калафатова, Л.Н. Феник и др. - Проблемы прочности стекла и стеклокристаллических материалов: Тез. докл. Всесоюз. семин. Константиновка, 1991, с.75-76
5. Калафатова Л.П. Разработка и исследование способа повышения производительности алмазно-абразивной обработки изделий из стекла и ситаллов на основе использования полярных технологических сред. - Дис. ... канд. техн. наук. - Москва, 1983. - 266 с.
6. Применение СОЖ при механической обработке стеклоизделий/В.В. Бурмистров, Л.П. Калафатова, Р.С. Золотарева и др. - Стекло и керамика, 1988, №3, с.17-18
7. А.с. 1331053 (СССР) Смазочно-охлаждающая жидкость для лезвийной обработки стекломатериалов/Бурмистров В.В., Калафатова Л.П., Носадряков Г.К. и др. Оpubл. в В.И., 1987, № 47
8. А.с. 997446 (СССР) Смазочно-охлаждающая жидкость для обработки материалов на основе стекла/Бурмистров В.В., Калафатова Л.П., Гомон В.М. Оpubл. в В.И., 1983, № 6
9. А.с. 1354319 (СССР) Способ получения полировальной суспензии для технического стекла/Бурмистров В.В., Калафатова Л.П., Гомон В.М. и др. Оpubл. в В.И., 1991, № 25

#### НЕКОТОРЫЕ АСПЕКТЫ ПОВЫШЕНИЯ ДОЛГОВЕЧНОСТИ ИЗДЕЛИЙ МАШИНОСТРОЕНИЯ МЕТОДОМ ЭЛЕКТРОШЛАКОВОГО ОБОГРЕВА

Киселева И.В.

Известно, что многие детали машин работают в условиях воздействия значительных ударных нагрузок в сочетании с интенсивным абразивным износом, что приводит к их быстрому износу или поломкам. Для повышения долговечности этих деталей их необходимо изготавливать из материалов, обладающих высокой твердостью и износостойкостью поверхностных слоев в сочетании с повышенной ударной вязкостью сердцевины. Добиваются такого сочетания, как правило, путем поверхностного упрочнения и наплавки износостойких покрытий, что позволяет варьировать свойствами деталей в узких пределах. Более рационального сочетания механических свойств можно достичь применением биметаллических изделий.

Одним из наиболее простых способов получения биметаллических изделий является электрошлаковый переплав (ЭШП) составных расходуемых электродов. До настоящего времени этот метод не получил широкого распространения для получения деталей на машиностроительных предприятиях. Однако, по сравнению с другими способами получения биметаллов (прокатка, последовательная заливка, намораживание) ЭШП обладает существенными преимуществами: благоприятные условия кристаллизации и рафинирования жидкого металла позволяют существенно повысить его механические свойства; возможность использования литых электродов большого сечения облегчает подготовку и проведение процесса; повышает его производительность; снижает стоимость; используя водоохлаждаемый кристаллизатор сложной конфигурации, можно максимально приблизить размеры и форму заготовки к готовому изделию.

Отличительной особенностью многослойной электрошлаковой отливки является наличие между слоями довольно протяженной зоны с переменным химическим составом и свойствами - переходной зоны. Величина переходной зоны зависит от глубины ( $h$ ) и формы металлической ванны к моменту начала плавления очередной части составного электрода и может достигать размера  $(2 \dots 5)h$ . Размеры переходной зоны и ее химический состав во многом определяют работоспособность изделия, т.к. в этой зоне возможно образование структур, резко отличающихся от структуры основного металла, например, мартенситной прослойки, обладающей пониженной вязкостью и трещи-

ностоятельностью. Поэтому важнейшей задачей при изготовлении слоистых электрошлаковых слитков является управление свойствами переходной зоны и ее размеров, обычно в сторону уменьшения до минимальной величины, гарантирующей надежное сплавление слоев. Кроме того, для получения одинаковой толщины слоев по всему сечению слитка необходимо обеспечить плоскую форму металлической ванны.

Одним из способов, позволяющих существенно уменьшить размер переходной зоны является электрошлаковый обогрев (ЭШО) расплавленного металла с помощью нерасходуемых графитовых электродов после окончания плавления каждой части составного расходуемого электрода /1/. Второй слой металла наносится на тонкую жидкую прослойку или на только что закристаллизовавшийся металл. В первом случае имеет место значительное перемешивание металла соседних слоев, но надежное сплавление, во втором — достигается минимальное перемешивание, но возможно частичное несплавление, особенно при наличии шлакового гарнижа на поверхности первого слоя. Этот метод отличается высокой технологичностью, но из-за науглероживание металла в процессе обогрева графитовым электродом он не может быть использован для получения низкоуглеродистых композиций.

Данная работа посвящена выбору режимов электрошлакового обогрева, обеспечивающих минимальную переходную зону и надежность сплавления применительно к композиции высокомарганцовистая сталь ПЮГ13М — высокохромистый чугун /2/. Выбор материалов объясняется тем, что сталь Гадфильда широко используется для работы в условиях ударно-абразивного износа. Благодаря высокой вязкости эта сталь хорошо воспринимает ударные нагрузки и подвергается наклепу, однако абразивная износостойкость ее невысока. Для повышения стойкости рабочих органов шахтопроходческих комбайнов, дробильно-размольного оборудования используют упрочнение их поверхности высокохромистыми чугунами, которые обладают высокой твердостью и абразивной износостойкостью.

Переплавы осуществляли в медном водоохлаждаемом кристаллизаторе сечением 150x100 мм. Высота выплавляемых слитков составляла 30...50 мм. Режим переплава: напряжение 42В, сила тока 1,7...2,0кА. После окончания плавления расходуемого электрода производили обогрев шлага графитовыми электродами, расположенными вдоль коротких сторон кристаллизатора. В экспериментах варьировали параметры режима обогрева: напряжение в пределах 30...42В, силу тока — 0,8...2,5 кА. Исходную форму и размеры металлической ванны в момент начала ЭШО определяли по серному отпечатку. Положение фронта кристал-

лизации во время ЭШО фиксировали с помощью специального приспособления, обеспечивающего погружение щупов в кристаллизатор в заданных точках.

Из полученных слитков вырезали продольные и поперечные макротемплеты, на которых изучали кинетику процесса кристаллизации металла при ЭШО. Скорость кристаллизации рассчитывали как среднее значение уменьшения глубины металлической ванны за фиксированный промежуток времени. Данные и результаты экспериментов приведены в таблице.

Влияние режимов ЭШО на скорость кристаллизации металла

Переплавленный металл	Режим ЭШО		Исходная глубина металлической ванны, мм	Время обогрева, мин	Скорость кристаллизации, мм/мин
	напряжение, В	сила тока, кА			
Сталь ПЮГ13М	42	2,0	22...32	3,0	7,1
	42	2,0	15...20	3,0	6,9
	42	1,0	7	2,0	2,6
	32	2,5	20	3,5	5,7
	32	1,5	22	3,0	4,5
	32	1,0	12	3,3	3,5
Высокохромистый чугун	32	1,5	37	10	5,2
	32	0,8	60	15	8,5
	42	0,8	49	10	4,8

Характер процесса кристаллизации стального и чугунного слитков при ЭШО отражает зависимости глубины металлической ванны от времени обогрева (рис.1). Анализ полученных данных показывает, что при ЭШО чугунного слитка, в отличие от стального, сила тока оказывает более значительное влияние на скорость кристаллизации, чем напряжение. При одинаковом напряжении даже небольшое увеличение силы тока приводит к заметному уменьшению скорости кристаллизации чугуна (рис.1,а, кривые 1,3). В то же время существенное снижение напряжений (с 42 до 30В) при постоянной силе тока не увеличивает скорость продвижения фронта кристаллизации. Влияние для стального слитка выражено менее ярко (см.рис.1,б). При одинаковом режиме ЭШО длительность процесса кристаллизации высокохромистого чугуна приблизительно в 2 раза больше, чем стали ПЮГ13М.

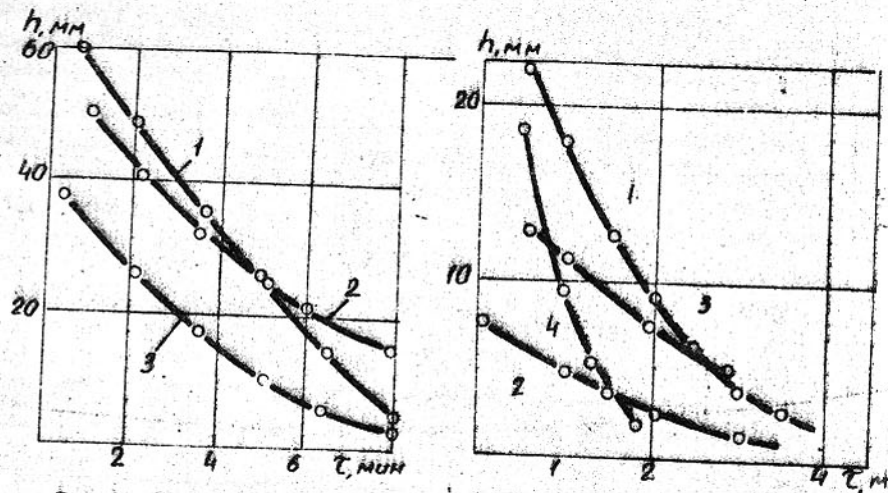


Рис. 1. Кинематика кристаллизации металлической ванны при ЭМО:  
 а - высокохромистый чугун; б - сталь ПЮГ13М;  
 1 -  $U = 32В$ ,  $\gamma = 0,8 \dots 1,0$  кА; 2 -  $U = 42В$ ,  $\gamma = 0,8 \dots 1,0$  кА; 3 -  $U = 32В$ ,  $\gamma = 1,5$  кА;  
 4 - без обогрева

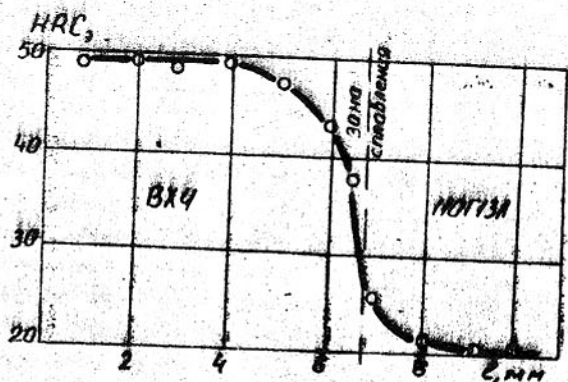


Рис. 2. Изменение твердости вблизи зоны сплавления

Скорость кристаллизации металлической ванны при ЭМО зависит не только от режима обогрева и теплофизических свойств металла, но и от многих других факторов: условий охлаждения, размеров слитка и т.д. В проводимых опытах суммарно эти факторы отражает начальная глубина металлической ванны. Однако примечательным является тот факт, что при исследованных режимах ЭМО, независимо от других факторов, время полного затвердевания металлической ванны колеблется в незначительных пределах: 3...4 мин для стали ПЮГ13М и 6...7 мин для высокохромистого чугуна.

Выплавку биметаллических слитков осуществляли на следующих режимах: напряжение 40В, сила тока переплава 1,8...2,0 кА, сила тока обогрева 1,5...1,6 кА, время обогрева 2...5 мин. Расходуемый электрод состоит из двух частей: нижняя - из стали ПЮГ13М, верхняя - из высокохромистого чугуна. В момент окончания плавления нижней части электрода в металлическую ванну вводили сернистое железо для определения ее исходной глубины. При этом установили, что исходная металлическая ванна была глубокой и очень неровной. В процессе ЭМО происходит ее кристаллизация и выравнивание.

На макротемплете четко видна граница раздела сталь-чугун, зона перемешивания практически не прослеживается. Размеры твердости на полученных темплетах показали, что переходная зона между слоями 2...3 мм. При замерах через 1 мм соседние значения твердости составляли  $HRC_1 48 \dots 55$  и  $HRC_2 26 \dots 30$  (Рис. 2).

Увеличение времени прогрева от 2 до 5 мин приводит к образованию на боковой поверхности слитка пережимов глубиной 5...8 мм. На макротемплете этого слитка встречаются участки несплавления разнородных частей. Микроструктурные исследования металла вблизи зоны сплавления показали, что протяженность переходной зоны составляет 1,5...2,5 мм. Сплавление наблюдается по всему сечению образца, трещин и других дефектов не обнаружено. Микроструктура верхнего слоя является типичной для высокохромистого чугуна. По мере приближения к зоне сплавления исчезают первичные карбиды и уменьшается степень эвтектичности сплава. В зоне перемешивания формируется структура, состоящая из дендритов аустенита и мелкой карбидной эвтектики.

Кроме того, исследовали распределение легирующих элементов вблизи зоны сплавления с помощью микроанализатора "CometAMS-46". Анализ кривых показал резкое изменение содержания хрома от 23...25% в высокохромистом чугуне до уровня фона в стали ПЮГ13М. По мере уменьшения содержания хрома, содержание маганца увеличива-

ется. Изменение содержания хрома и марганца наблюдается на участке протяженностью 1150 мкм.

Таким образом, на основании проведенных исследований были разработаны следующие режимы получения биметаллических изделий методом ЭШО: напряжение 40В, сила тока 1,0...1,5 кА, время нагрева 2,5 ... 3 мин.

Использование ЭШО позволяет получить биметаллические заготовки для деталей горношахтного оборудования с оптимальным сочетанием механических свойств на поверхности и в центральных слоях при минимальной величине зоны перемешивания 1,5...2,5 мм и надежном сплавлении разнородных частей. Применение таких заготовок должно значительно повысить срок службы деталей, работающих в условиях ударно-абразивного изнашивания.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Шкода В.А., Берман К.А., Мосенда Н.А. Производство штамповых заготовок методом электрошлакового нагрева // Технология и организация производства. - 1981, № 1, С.24-26.
2. Дорохов В.В., Киселева И.В., Герасимов В.А. Изготовление армированных зубьев ковшей экскаваторов, разрабатывающих крепкие породы // В кн.: Наплавка при изготовлении деталей машин и оборудования. - Киев: ИЭС им. В.О. Патона, 1986. - С.81-85.
3. Киселева И.В., Дорохов В.В., Шварцер А.Я. Наплавка зубьев ковшей экскаваторов ЭКГ-ВИ // Горный журнал. - 1989. - №5. С.38-39.

#### РАЗРАБОТКА ИНСТРУМЕНТАЛЬНЫХ МАТЕРИАЛОВ ДЛЯ УСЛОВИЙ МАЛОЛОДНОЙ ТЕХНОЛОГИИ

Кочергин В.Г.

При создании новых инструментальных материалов исходят из условий повышения стойкости (твердости, теплостойкости) по сравнению с аналогами /1/, не обращая при этом внимания на ухудшение их шлифуемости. Это приводит к тому, что большее количество вновь разработанных инструментальных сталей остается невостребованным промышленностью. Вместе с тем переход промышленности к работе в условиях малолюдной технологии предъявляет повышенные требования к обрабатываемости материалов по критерию образования стружки, чтобы обеспечить надежное удаление ее из зоны резания.

Все вышесказанное было положено в основу при разработке быстрорежущей стали повышенной производительности, микролегированной цирконием и кальцием. Поставленная цель была достигнута путем решения компромиссной задачи, обеспечившей повышение стойкости инструментов из разработанной стали при достаточно хорошей ее шлифуемости /2/. Быстрорежущую сталь следующего химического состава, %: 1,03 С; 8,7 W; 2,9 Mo; 1,52 V; 5,1 Co; 3,8 Cr; 0,078 Zr; 0,073 Ca получали методом электрошлакового переплава (ЭШП) из электродов диаметром 40мм. Микролегирование осуществляли равномерным введением кальция (в смеси с порошкообразным плавиковым шпатом в соотношении 1:2) и альфа-циркония по мере расхода электрода и получения расплава. Слитки ЭШП диаметром 80 мм ковали на заготовку размерами 20x40x150 мм для последующего изготовления проходных и упорнопроходных резцов. Термообработку проводили по специально разработанным режимам.

Распределение и размер карбидов изучали на установке "Epiquant", распределение основных элементов - на сканирующем микроскопе JSM-35, микрорентгеноспектральный анализ проводили на микроанализаторах "Cameca" и "Camebax".

Определение стойкости инструмента проводили на станке мод. 16K20; изучение шлифуемости осуществляли на плоскошлифовальном станке мод. 3Г71.

В результате исследований установлено, что стали с цирконием и кальцием как в слитках, так и после деформации имеют более дисперсную карбидную фазу - примерно на 15% (рис. 1) и повышенную на 1 - 2 HRC твердость.

Так как распределение основных легирующих элементов между

матрицей и карбидами достаточно подробно описано в литературе, то основное внимание уделили изучению распределения в быстрорежущей стали циркония и кальция.

Цирконий в небольших количествах (до 0,2%) входит в состав сложных карбидов и образует самостоятельную фазу, что связано с высокой отрицательной энергией образования им карбидов и нитридов.

Фаза образования цирконием отличается окраской после травления в 4% растворе азотной кислоты. Незначительная часть их ( $\sim 10\%$ ) окрашено в кирпично-оранжевый цвет и имеет округлую форму с максимальным диаметром до 5 мкм. Исследование состава показало, что это карбонитриды циркония содержащие, %:  $Zr \sim 80$ ;  $Fe \sim 3$ ;  $W \sim 1,5$ ;  $V$ ,  $Mo$ ,  $Cr \sim 0,5$  каждого;  $N \sim 11$ ;  $C$  менее 3. Судя по соотношению в этих фазах циркония, азота и углерода, представляется более правильным, на наш взгляд, именовать такие образования нитрокарбидами циркония. Большая часть включений окрашена в желто-лимонный цвет, имеет также округлую форму и несколько отличается по размерам частиц, диаметр которых не превышает 6 мкм. Судя по составу это нитриды циркония, %:  $Zr \sim 61$ ;  $N \sim 31$ ;  $Fe \sim 2,1$ ;  $W \sim 1,6$ ;  $V$ ,  $Mo$ ,  $Cr \sim 0,3$  каждого;  $C$  - не более 0,5.

Обе фазы устойчивы при нагреве до температуры аустенизации, сохраняют свою форму и служат барьерами в тот момент, когда большинство сложных вторичных карбидов, таких как  $Me_6C$  и  $Me_{23}C_6$  растворяется.

Одновременно при изучении распределения циркония фиксировали характеристическое излучение  $K_{Ca}$  - кальция. Данное излучение было небольшим и не позволяло однозначно судить о распределении данного элемента. Для определения содержания элемента на границах зерен образцы охлаждали в жидком азоте, а затем разрушали с целью получения хрупкого интеркристаллитного излома.

Содержание кальция судили по изменению эмиссионного тока на катоде. Установлена повышенная концентрация кальция в отдельных участках (вероятно в тех, где излом проходил по границам зерен).

Неметаллические включения исследовали на продольных шлифах. В исходной стали неметаллические включения представляют сложные оксиды и вытянутые вдоль деформации сульфиды. Оксиды и сульфиды располагаются в виде строчек, протяженность которых составляет 120 мкм. Размер сульфидных включений составляет 15-20 мкм. В образцах установлено наличие пор размерами 30-35 мкм, расположенных вблизи эвтектических карбидов и на границах зерен.

\* Данная часть работ выполнена при участии И.С. Алексеичука.

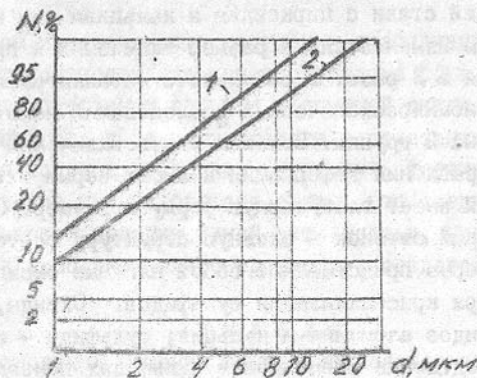


Рис. 1. Средний размер карбидов в деформированном металле: 1 - сталь Р9М3К5ZrCa; 2 - сталь Р9М3К5  
 $d$  - средняя длина секущей;  $N$  - частота

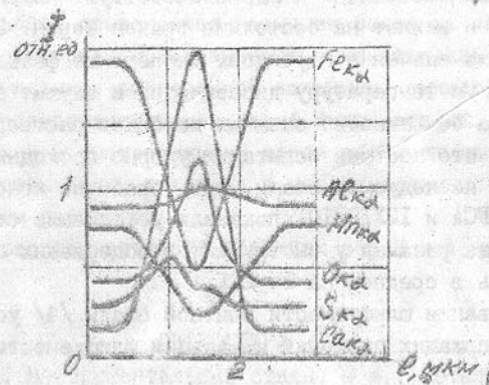


Рис. 2. Распределение элементов в оксисульфидах

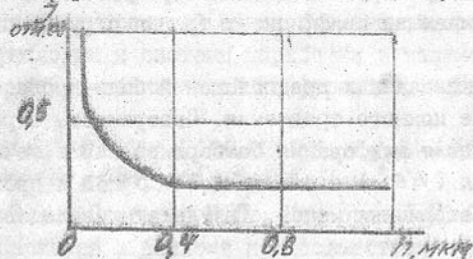


Рис. 3. Распределение кальция в поверхностном слое образца;  $I$  - ток ионов  $Ca^{2+}$

В быстрорежущей стали с цирконием и кальцием тип неметаллических включений не изменяется, а размер включений и протяженность строчек уменьшается в 3 раза. В результате металлографических и растровых электронномикроскопических исследований неметаллические включения делятся на 2 группы. Большая часть включений однородна, вытянута вдоль направления деформации и имеет серый оттенок. Другая часть включений имеет глобулярную форму и размеры 0,5-3 мкм. Она имеет темно-серый оттенок и сложную структуру состоящую из темных включений, которые представляют собой сложные оксиды, являющиеся подложками при кристаллизации сульфидов. Оксиды, в основном состоят из оксидов алюминия и кальция; сульфиды - имеют состав  $MeS$ . Распределение элементов в сульфиде приведено на рис. 2. В состав неметаллических включений входят так же  $W$ ,  $V$  и  $Mo$  [3], но их содержание нами не определялось.

Основываясь на полученных данных можно сделать вывод, что при совместном воздействии  $Zr$  и  $Ca$  способствуют изменению неметаллической фазы и влияют на состояние границ зерен. Этим объясняется вероятно и измельчение карбидов. Дисперсные фазы циркония имеют очень высокую температуру диссоциации и служат барьерами в тот момент, когда большинство сложных карбидов растворяется.

Проведенные стойкостные испытания упорно проходных резцов, изготовленных из исследуемой стали, при обработке конструкционных сталей марок 30ХГСА и 12Х18Н10Т показали увеличение стойкости на 60%. При этом сила резания у инструментов содержащих цирконий и кальций снижалась в среднем на 15-20%.

При исследовании шлифуемости опытной стали [4] установлено, что у сталей содержащих цирконий и кальций шлифуемость улучшена на 20%.

Повышение стойкости и улучшения шлифуемости объясняется тем, что в контактной зоне инструмент-деталь образуется пленка, обогащенная кальцием, снижающая коэффициент трения стружки о инструмент.

Для проверки высказанных предположений были проведены исследования на установке ионного травления. Поверхность образцов из исследуемой стали после шлифования бомбардировали в течении 45 мин ионами гелия ( $He^+$ ) с энергией 3 - 5 кэВ и проводили масс-спектрометрию вторичных ионов. Результаты исследования приведены на рис. 3.

Установлено [5], что интенсивность излучения кальция на поверхности примерно в 5 раз выше, чем на расстоянии  $\sim 0,6$  мкм

от нее. Затем интенсивность излучения стабилизируется и становится равной интенсивности излучения от излома образца, что примерно соответствует содержанию кальция в опытной стали. Записанная на профилографе форма и размеры кратера в сочетании с интенсивностью излучения кальция позволяет установить толщину пленки равную 0,04 мкм. Наличие пленки связано с тем, что соединения кальция, обладающие высокой поверхностной активностью, накапливаются на поверхности и заполняют микронеровности, создаваемые режущим инструментом.

### В ы в о д ы

1. На основании решения компромиссной задачи разработана быстрорежущая сталь повышенной производительности микролегированная цирконием и кальцием (А.С. №1047988 ВИ №80, 1983), обладающая повышенной стойкостью и удовлетворительной шлифуемостью.

2. Повышение стойкости инструментов из новой стали и улучшение ее шлифуемости объясняется наличием более мелкозернистой и однородной структуры; образованием в зоне контакта инструмент-деталь тонкой пленки, обогащенной кальцием, снижающей коэффициент трения и, как следствие, уменьшающей силы резания.

3. Цирконий в быстрорежущей стали образует самостоятельную фазу нитриды и нитрокарбиды, а так же в незначительных количествах находится в твердом растворе.

Кальций располагается на границах зерен и в неметаллических включениях.

### ЛИТЕРАТУРА

1. Геллер Ю.А. Инструментальные стали. - М.: Металлургия, 1975, с.584.
2. Кочергин В.Г., Харченко В.А. Решение компромиссной задачи при разработке быстрорежущей стали повышенной производительности. - Новые технологии и системы обработки в машиностроении. Тезисы докладов научно-технической конференции. - Севастополь, 1994, с.64.
3. *Schneider V., Müller H. Schweifeteil in Schnellarbeitstählen - Neue Witter, 1981, №6, S.238.*
4. Харченко В.А., Слюсарев В.Ю., Кочергин В.Г. О положительном влиянии циркония и кальция при совместном микролегировании ими быстрорежущей стали. - Известия вузов. Черная металлургия, 1982, №2, с.153.
5. Харченко В.А., Слюсарев В.Ю., Кочергин В.Г., Алексейчук И.С. О совместном влиянии циркония и кальция на свойства быстрорежущей стали. - Черная металлургия СССР. Металлы, 1985, №4, с.109-110.



### ТЕОРЕТИЧЕСКИЕ ПРЕДПОСЫЛКИ К НАЗНАЧЕНИЮ РЕЖИМОВ РЕЗАНИЯ ДЛЯ ОСЕВЫХ КОМБИНИРОВАННЫХ ИНСТРУМЕНТОВ

Малышко И.А.

Назначение режимов резания для осевых комбинированных инструментов является важнейшей задачей автоматизированного производства. Количество инструментов, которыми оснащаются автоматические линии для обработки корпусных деталей, может достигать тысячи единиц. С целью уменьшения простоев автоматических линий производят одновременную замену всех инструментов или их разбивают на несколько групп.

Число замен инструментов за смену, как правило, не превышает двух.

Для определения времени замены инструментов необходимо прогнозировать их стойкость. В качестве критерия стойкости используется длина пути резания или количество обработанных деталей, т.е. ресурс инструмента  $1/l$ .

В настоящее время при назначении режимов резания для комбинированных инструментов используют нормативы для одномерных инструментов. Анализ показывает, что осевой комбинированный инструмент представляет собой инструментальную наладку, объединенную одним стержнем. Поэтому условия его работы, по сравнению с набором одномерных инструментов, каждый из которых расположен на индивидуальном стержне, будут другими.

Исследованиями [2] установлено, что температура резания оказывает значительное влияние на износ инструмента, однако существуют значения температур при которых относительный износ инструмента будет минимальным [3,4].

Учитывая взаимное влияние температур от теплового источника каждой ступени инструмента на его стойкость, перенос нормативов разработанных для одномерных инструментов на комбинированные, является неправомерным. Поэтому возникает необходимость в разработке поправочных коэффициентов, учитывающих взаимное влияние температур резания от каждой ступени инструмента на его стойкость.

На степень взаимного влияния тепловых источников большое значение оказывает схема резания. При параллельной или комбинированной схеме резания в работе могут одновременно участвовать все или большинство ступеней, что ведет к увеличению температуры резания на каждой ступени.

В конечном итоге это влияет как на выбор оптимальной ско-

рости резания, так и на период стойкости инструмента. Аналогичное взаимовлияние на температуру резания оказывают и зубья, расположенные по окружности. Установлено, что тепловые источники могут располагаться:

- по направлению скорости резания (зубья);
- по направлению подачи (ступени);

Применительно к первой ступени, без учета влияния температур последующих ступеней, величина приращения температуры на лобом зубе инструмента, при расположении тепловых источников по направлению скорости резания, определится зависимостью [2]:

$$\Delta B = \theta_{\max} \delta \quad (1)$$

где  $\theta_{\max} = \frac{K_0 \rho_{z \min} \cdot V^{0.5} \sqrt{W}}{\lambda \cdot b \sqrt{l_0 + l_{3n}}}$  — температура

детали в зоне контакта с инструментом;

$$\delta = \frac{(\sqrt{\varphi} - \sqrt{\varphi - 1}) [1 - (\sqrt{\varphi} - \sqrt{\varphi - 1})^{2z}]}{1 - (\sqrt{\varphi} - \sqrt{\varphi - 1})}$$

- коэффициент учитывающий приращения температуры детали от тепловых источников соседних зубьев;

$K_0$  — коэффициент учитывающий количество теплоты переходящей в деталь;

$W$  — коэффициент температуропроводности тела, в котором движется тепловой источник;

$l_0 + l_{3n}$  — длина теплового источника в направлении скорости резания;

$l_0 = a / \sin \omega$  — след поверхности наибольших сдвигов;

$l_{3n}$  — длина контакта задней поверхности с обрабатываемым материалом;

$\varphi = t_0 / (l_0 + l_{3n})$  — безразмерный окружной шаг между зубьями.

При равномерном распределении зубьев по окружности величина приращения температуры на всех зубьях будет одинаковой, т.е.

$$\Delta B_i = \Delta B_1 + \dots + \Delta B_{i-1}$$

Инструменты с неравномерным распределением зубьев по окружности будут иметь величину приращения температуры на каждой паре зубьев, определяемую угловым шагом и толщиной среза.

Для осевых комбинированных инструментов характерным распо-

ложением ступеней является по оси детали, т.е. по направлению подачи. Поэтому ступень идущая впереди со скоростью минутной подачи создает в детали тепловое поле для инструмента, идущего сзади (рис.1).

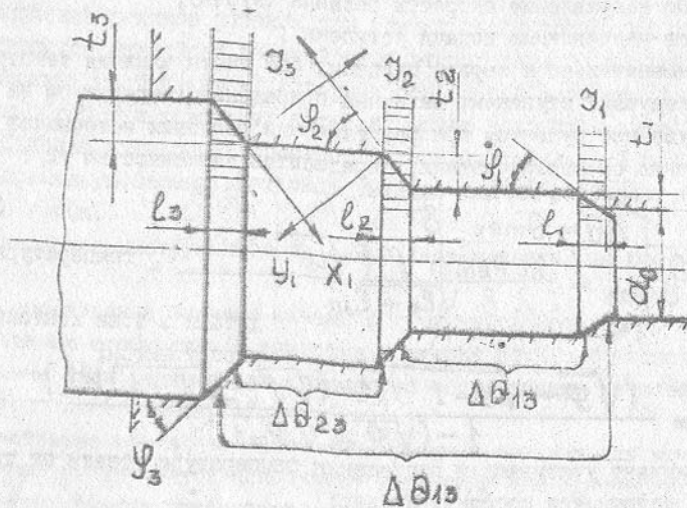


Рис. 1. Расчетная схема к определению температур при работе комбинированных инструментов с числом ступеней  $n > 2$ .

Рассматривая источник как плоский, движущийся с любой скоростью, можно определить приращение температуры на второй ступени:

$$\Delta\theta_{\alpha, \psi} = \theta_{\max} \cdot \beta(\eta, \psi)_{12}, \quad (2)$$

где

$$\beta(\eta, \psi)_{12} = 0,6 \int_0^{\psi/\psi_1} \frac{d\psi_1}{(\psi - \psi_1)^{0,6}} \exp\left[-\frac{\eta}{2(\psi - \psi_1)}\right] -$$

- коэффициент учитывающий приращение температуры на второй ступени /2/;

$$\psi_1 = \frac{X}{l}; \quad \psi_4 = \frac{X_4}{l}; \quad \eta = P_0 \cdot \nu; \quad \nu = \frac{d_2 - d_1}{2l};$$

$X$  - расстояние между вершинами режущих кромок предыдущей и последующей ступеней;

$$P_0 = V_1 l / 2\omega$$

$V_1$  - минутная подача;

$$l = t \cdot c \cdot t \cdot g \cdot \psi$$

- безразмерный критерий Пекле;

- длина теплового источника в направлении подачи.

Необходимо отметить, что выражение (2) не позволяет определить величину приращения температуры при числе ступеней  $n > 2$ . Причем, значение коэффициента  $\beta_{12}$  может быть определено только графо-аналитическим методом.

Для решения интеграла, определяющего коэффициент  $\beta$ , приведем его к виду:

$$\beta(\eta, \psi)_{12} = \frac{3}{5} \left(\frac{\eta}{2}\right)^{3/5} \int_0^1 \frac{e^{-z}}{z^{3/5}} dz. \quad (3)$$

Разложив функцию  $e^{-z}$  в ряд и ограничив вторым членом ряда получим приближенное значение:

$$\beta(\eta, \psi) = \psi^{0,6} - (\psi - 1)^{0,6} + \frac{3}{4} \eta [\psi^{-0,4} - (\psi - 1)^{-0,4}]. \quad (4)$$

Величину приращения температуры на любой ступени можно определить зависимостью:

$$\Delta\theta_i = \theta_{i-1} K_{i-1} \beta(\eta, \psi_{i-1}), \quad (5)$$

где

$$K_{i-1} \cdot l = l_{i-1} l_i$$

- коэффициент учитывающий различную продолжительность теплового воздействия вследствие различного пути резания.

$\theta_{i-1} = \theta_{i-1} + \Delta\theta_{i-1}$  - температура на предыдущей ступени;

$\theta_{i-1}$  - температура на ступени  $l_{i-1}$  без учета приращения температуры от ступени  $i-2$ .

Для определения оптимальной скорости резания лимитирующей ступени необходимо знать величину оптимальной температуры резания и величину ее приращения от источников соседних ступеней.

Значение оптимальной скорости резания, при которой величина относительного износа будет минимальной с учетом уравнений (1), (2), (4), определится:

$$V_0 = \left[ \frac{(\theta'_{opt} - \Delta\theta_{\lambda}) \lambda \beta \sqrt{l_0 + l_{3n}}}{(1 + \delta) K_0 K_{i-1} l_i V \omega P_{z \min}} \right]^2, \quad (6)$$

где  $\theta_{оп} = 0,43 K_{оп} \theta_T$  - оптимальная температура резания для пары "инструментальный материал - обрабатываемый материал" /5/;

$\theta_{оп}$  - температура термостойкости инструментального материала.

$$K_{оп} = \sqrt{\frac{\lambda C_p}{(\lambda C_p)_p}} \quad \text{при } K_{оп} > 1,$$

$$K_{оп} = \sqrt{\frac{(\lambda C_p)_p}{\lambda C_p}} \quad \text{при } K_{оп} < 1;$$

$\lambda C_p$  - произведение коэффициента теплопроводности ( $\lambda$ ) и удельной теплоемкости ( $C_p$ ) обрабатываемого материала;

$(\lambda C_p)_p$  - то же для инструмента;

$$P_{\min} = \frac{\Sigma p \cdot d \cdot v \cdot C_0 \cdot E^n (1 - 0,45 \sin \phi) M_{\text{очч}}}{81,7 \cdot 10^4 a}$$

- минимальное стабилизированное значение силы  $P_{\min}$  соответствующее  $V_{оп}$  /3/;

$\Sigma p$  - сопротивление материала пластическому сдвигу  $\text{Н/мм}^2$ ;

$C_0 = 3,65$ ;  $n = 0,125$ ; при  $E \leq 0,05$ ;

$C_0 = 5,3$ ;  $n = 25$ ; при  $0,05 \leq E \leq 0,1$ ;

$C_0 = 7,6$ ;  $n = 0,4$ ; при  $E \geq 0,1$ ;

$M = v_1/v_2$ ;  $v$  - суммарная длина режущих кромок рабочих частей зуба;

$$E = z/a;$$

$K_0 = 2,23 \cdot 10^4$  - коэффициент учитывающий размерности  $\text{м, с, Н}^\circ\text{С}$  и процент теплоты переходящей в деталь.

Ресурс работы всех ступеней должен обеспечивать обработку партии деталей.

Мерой количественного определения ресурса инструмента принята длина пути резания за период его стойкости, т.е.  $L = VT K_v$ ; где  $K_v$  - коэффициент учитывающий уменьшение стойкости лимитирующей ступени из-за тепловых воздействий соседних ступеней.

Тогда длину пути резания лимитирующей ступени, исходя из периода стойкости инструмента, можно определить зависимостью:

$$L_p = C_{ов}^{1/m} V^{1-1/m} K_v, \quad (7)$$

где

$$C_{ов} = \frac{C_v D^n}{t^r s^c n b^z}$$

- постоянный коэффициент при постоянных параметрах его определяющих /1/.

При расчете режимов резания должно соблюдаться условие, чтобы длина пути резания, полученная из уравнения (7) для лимитирующей ступени, была больше длины пути резания остальных ступеней.

Для проверки адекватности модели определения оптимальной скорости резания выполнен численный анализ аналитических зависимостей и проведены экспериментальные исследования.

При проведении экспериментальных исследований была изготовлена партия комбинированных инструментов, размеры которых приведены в табл. I. Остальные конструктивные и геометрические параметры инструментов соответствовали стандарту на соответствующие типы одномерных инструментов.

Таблица I

Параметры комбинированных инструментов, применяемых при исследованиях

Наименование инструмента	под инст	$d_1$ мм	$d_2$ мм	$d_3$ мм	$l_1$ мм	$l_2$ мм	$l_3$ мм	Лимитирующая ступень
Сверло	1	18	-	-	240	-	-	-
	2	14	17,25	-	35	100	-	2
	3	10	18	-	12	210	-	2
	4	12	17,25	-	35	98	-	2
	5	10	18	-	35	205	-	2
	6	10	18	-	60	180	-	2
Зенкер	7	19,4	26,4	31,8	60	20	20	1
Развертка	8	20	27	-	60	35	-	1

Инструменты изготавливались из быстрорежущей стали Р6М5. В качестве обрабатываемого материала применялась сталь 45. Эксперименты проводились без применения СОТС.

В результате численного анализа аналитических зависимостей (1), (2), (6) установлено (рис. 2), что, при сверлении с увеличением расстояний между ступенями сверл оптимальная температура и оптимальная скорость резания увеличиваются.

Аналогичное влияние оказывает и увеличение глубины резания на второй ступени.

Данные, полученные экспериментально при частоте вращения инструмента  $n = 315$  и  $630$  об/мин, имеют аналогичный характер.

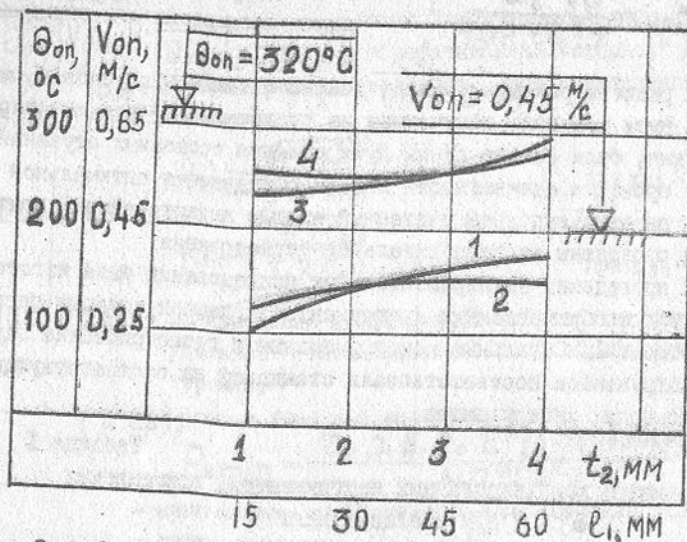


Рис. 2. Влияние параметров сверла на оптимальную температуру и скорость резания

$$1 - V_{2оп} = f(t_2), \quad 3 - \Theta^o = f(l_1),$$

$$2 - V_{2оп} = f(l_1), \quad 4 - \Theta^o = f(t_2)$$

Причем лимитирующей ступенью, в отношении износа, является вторая ступень.

Данные, полученные в результате численного анализа оптимальных температур при зенкеровании сведены в табл. 2.

Таблица 2.

Оптимальные температуры и скорости резания при зенкеровании

	1-я ступень	2-я ступень	3-я ступень
$\Theta_{оп}, °C$	320°	343°	407°
$V_{оп}, м/с$	0,37	0,5	0,6
$K_L$	4,2	-	1

Примечание:  $K_L$  — коэффициент характеризующий во сколько раз ресурс первой ступени больше третьей.

Из табл. 2, видно, что лимитирующей ступенью, в отношении ресурса инструмента является третья, так как её ресурс оказался в 4,2 раза меньше ресурса первой ступени. Поэтому определение лимитирующей ступени по длине пути резания возможно только при предварительном ее назначении. Окончательный выбор лимитирующей ступени производится после численного анализа.

Проведенные экспериментальные исследования также показали, что третья ступень имела большую величину относительного износа, чем первая.

Для комбинированных разверток лимитирующей ступенью всегда является ступень с большим диаметром. Это связано с тем, что скорость резания оказывает определяющее влияние на шероховатость поверхности. Причем, с увеличением скорости резания шероховатость поверхности увеличивается.

Таким образом выполненные исследования позволяют определять режимы резания для комбинированных инструментов используя аналитические зависимости и нормативы, разработанные для одномерных инструментов без проведения предварительных экспериментальных исследований.

#### ЛИТЕРАТУРА:

1. Грановский Г.И., Грановский В.Г. Резание металлов.— М.: Высшая школа, 1986.—304 с.
2. Резников А.Н. Теплофизика процессов механической обработки материалов.— М.: Машиностроение, 1981.—279 с.
3. Силин С.О. Метод подобия при резании металлов.— М.: Машиностроение, 1979.—152 с.
4. Макарян А.Д. Оптимизация процессов резания.— М.: Машиностроение, 1976.—278 с.
5. Белоусов А.И. Улучшение обрабатываемости жаропрочных и титановых сплавов путем выбора рациональной марки инструментального материала на основе критерия циклической термопластичности /Сб.науч.трудов: Исследование обрабатываемости жаропрочных и титановых сплавов. Вып. 3. Г. Куйбышев. КуАИ, 1976,—с.62-67.

ОПРЕДЕЛЕНИЕ НАПРАВЛЕНИЯ СДВИГА В СРЕДНЕМ СЛОЕ  
ПРИ ШЛИФОВАНИИ ВЫСОКОЛЕГИРОВАННЫХ И БЫСТРОРЕЖУЩИХ  
СТАЛЕЙ

Матвеев П.Г.

Сопротивление обрабатываемого материала пластическому деформированию, характеризующееся при резании средней величиной напряжения сдвига  $\tau_s$  по условной плоскости сдвига  $1/l$ , является одним из факторов, определяющих нагрузку на единичное абразивное зерно в процессе шлифования.

Анализ существующих методик определения касательных напряжений при резании [1, 2, 3, 4, 5, 6, 7] показал, что для условий шлифования наиболее предпочтительной является методика определения  $\tau_s$  с помощью модификации К. Мак Грегора и И. Фишера [1, 6], так как она позволяет определить касательные напряжения для условий шлифования по справочным данным, приведенным в технической литературе, полученным при стандартных скоростях испытаний.

В основе модификации Мак Грегора - Фишера [1, 6] лежит экспериментально проверенный факт, что напряжение  $\sigma$  является функцией только абсолютной температуры  $T$ , т.е.

$$\sigma = f \left[ T \left( 1 - k \ln \frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_0} \right) \right], \quad (1)$$

Постоянная  $k$  может быть выбрана так, что изменение напряжения при температуре  $T_0$  и скорости  $\dot{\epsilon}_0$  будет таким же как и при скорости  $\dot{\epsilon}$  и температуре  $T \left( 1 - k \ln \frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_0} \right)$ . При этом  $T \left( 1 - k \ln \frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_0} \right)$  является температурой модифицированной по скорости деформации

$$T_m = T \left( 1 - k \ln \frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_0} \right), \quad (2)$$

Таким образом, как следует из (2), идея модификации заключается в том, что если известна зависимость какой-либо характеристики материала (например  $\sigma_B$ , HV) от температуры, то всегда можно найти зависимость этой характеристики от скорости деформации по уравнению (2).

Определим значение коэффициента  $k$  в уравнении (2) для высоколегированных и быстрорежущих сталей, воспользовавшись данными по влиянию скорости деформации и температуры на величину  $\sigma$  для высоколегированных сталей X12, X12M, 12X18N10T

и быстрорежущих сталей P18, P6M3, P6M522, приведенными в работах [8, 9].

Расчет коэффициента  $k$  выполнялся на допущении о равенстве напряжений в образцах при скорости деформации  $\dot{\epsilon}_0$  и некоторой температуре  $T_m$ , а также при скорости деформации  $\dot{\epsilon}$  и температуре  $T_0$ , отличающейся от  $T_m$ . Тогда из уравнения (2)

$$k = \frac{T_0 - T_m}{T_0 \ln \frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_0}}. \quad (3)$$

Рассмотрим нахождение значений  $T_m$ ,  $T_0$ ,  $\dot{\epsilon}$ ,  $\dot{\epsilon}_0$  на примере обработки графика  $\sigma = f(T, \dot{\epsilon})$  для быстрорежущей стали P6M3 [9] (рис. 1).

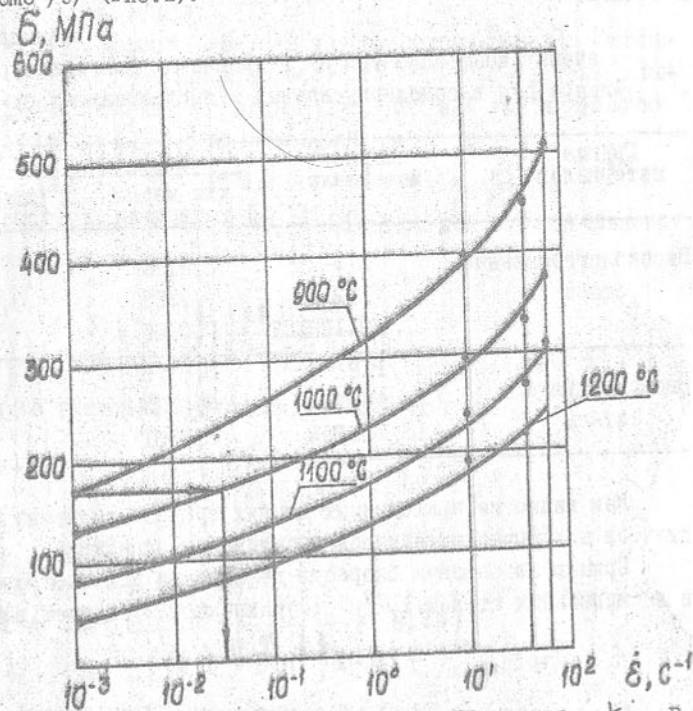


Рис. 1. Определение данных для расчета коэффициента  $k$  в модификации Мак Грегора - Фишера по результатам влияния температурно-скоростных условий испытаний на  $\sigma$  стали P6M3 при  $\dot{\epsilon} = 40\%$

Из точки пересечения линии, проведенной параллельно оси  $\sigma$  через абсциссу базовой скорости деформации (например,  $\dot{\epsilon}_0 = 10^{-3} \text{с}^{-1}$ ) с кривой  $\sigma = f(\dot{\epsilon})$  с меньшей температурой нагрева образца ( $T_m$ ), проводим горизонтальную линию (линию равных напряжений) до пересечения с кривой  $\sigma = f(\dot{\epsilon})$ , имеющей большую температуру нагрева образца ( $T_0$ ). Абсцисса этой точки пересечения является значением скорости деформации  $\dot{\epsilon}$ . Подставив найденные значения  $T_m = 1173^\circ\text{К}$ ,  $T_0 = 1273^\circ\text{К}$ ,  $\dot{\epsilon}_0 = 10^{-3} \text{с}^{-1}$ ,  $\dot{\epsilon} = 10^{-1,5} \text{с}^{-1}$  в уравнение (3) находим величину коэффициента  $K$ . Аналогично находят значения коэффициентов  $K_i$  для других пар кривых по которым рассчитывается среднее значение коэффициента для данной марки материала. Средние значения коэффициента  $K$  для исследуемых марок сталей приведены в табл. I.

Таблица I

Значения коэффициентов  $K$  в уравнении Мак Грегора-Фишера для высоколегированных и быстрорежущих сталей

Группа материалов	Марка материала	Коэффициент $K$	
		для марки материала	для группы материалов
Высоколегированные стали	X12	0,0198	
	X12M	0,0265	0,0209
	X2X18N10T	0,0165	
Быстрорежущие стали	P18	0,0175	
	P6M3	0,0223	0,023
	P6M52	0,0301	

Как видно из приведенных данных средние значения коэффициентов для групп материалов практически одинаковы.

Приняв за базовую скорость деформации для быстрорежущих и легированных сталей  $10^{-3} \text{с}^{-1}$ , уравнение (2) примет вид

$$T_m = T \left[ 1 - 0,02 \left( \ln \dot{\epsilon} + 6,9 \right) \right]. \quad (4)$$

Проанализируем изменение отношения  $\frac{T_m}{T}$  для условий шлифования.

Скорость деформации  $\dot{\epsilon}$ , равную отношению относительной деформации по времени деформации, определим руководствуясь ре-

комендациям работы /10/

$$\dot{\epsilon} = \frac{V_c}{\Delta X}, \quad (5)$$

где  $V_c$  - скорость, с которой осуществляется сдвиг, м/с;

$\Delta X$  - толщина зоны сдвига, м.

Скорость сдвига  $V_c$  /10/

$$V_c = \frac{V_k \cos \gamma}{\cos(\beta - \gamma)}, \quad (6)$$

где  $V_k$  - скорость шлифовального круга, м/с;

$\gamma$  - передний угол модели алмазного зерна;

$\beta$  - угол сдвига.

Толщину зоны сдвига найдем с учетом рекомендации д.Кеппи-онку и Ш.Окслея, приведенной в работе /7/, в соответствии с которой она равна половине толщины среза. Так как при шлифовании средняя толщина среза составляет 0,005 мм

$$\Delta X = 2,5 \cdot 10^{-6} \text{ м}. \quad (7)$$

После подстановки (6) и (7) в (5) с учетом отрицательного знака переднего угла получим

$$\dot{\epsilon} = \frac{V_k \cos \gamma}{\cos(\beta + \gamma) 2,5 \cdot 10^{-6}}. \quad (8)$$

Тогда, с учетом (8) формула (4) примет вид

$$T_m = T \left[ 1 - 0,02 \left( \ln \frac{V_k \cos \gamma}{\cos(\beta + \gamma)} + 19,79 \right) \right], \quad (9)$$

а отношение температур

$$\frac{T_m}{T} = 1 - 0,02 \left( \ln \frac{V_k \cos \gamma}{\cos(\beta + \gamma)} + 19,79 \right). \quad (10)$$

Угол сдвига  $\beta$  определяется по формуле /10/

$$\beta = \arccos \frac{\cos \gamma}{K_L - \sin \gamma}, \quad (11)$$

где  $K_L$  - коэффициент усадки стружки.

Рассмотрим влияние скорости круга  $V_k$  в диапазоне 10-100 м/с на отношение  $\frac{T_M}{T}$  при шлифовании алмазным кругом АС6 100/80-4-М1.

Передний угол модели алмазного зерна зернистостью 100/80 определим используя радиус эквивалентного шара  $r = 66$  мкм и толщину среза  $a_z = 5$  мкм. Тогда

$$\gamma = \text{Arc Sin } \frac{2 - a_z}{2} = 70^\circ,$$

а с учетом знака  $\gamma = -70^\circ$ .

Усадка стружки при шлифовании сталей по данным А.В.Мурдасова находится в пределах 1,1-1,4 ( $V_k = 40-50$  м/с), при более разнообразных условиях работ - не выходит за пределы 1,1 - 2,0; по данным М.А. Багдасаряна  $K_L = 1,5$ , по данным С.Н. Корчака - 1,35 /7/. Для расчетов примем  $K_L = 1,35$ .

После подстановки значений угла  $\gamma$  и коэффициента усадки  $K_L$  в (11) получим значение угла сдвига равное  $8^\circ$ .

Результаты расчета по формуле (10) представлены в табл. 2.

Таблица 2

Влияние скорости круга на отношение  $\frac{T_M}{T}$  при шлифовании высоколегированных и быстрорежущих сталей.

$V_k, \text{ м/с}$	10	20	30	40	50	60	70	80	90	100
$\frac{T_M}{T}$	0,548	0,534	0,526	0,521	0,516	0,512	0,509	0,507	0,504	0,502

Для наиболее характерного для алмазного шлифования диапазона скоростей круга 20-40 м/с можно принять

$$\frac{T_M}{T} = 0,53 \quad (12)$$

Используя формулу (12) и имеющиеся в литературе зависимости твердости ( $HV$ ) от температуры, полученные стандартным методом испытаний при низкой скорости деформации, получим зависимость модифицированной твердости ( $HV$ )<sub>M</sub> от температуры, которая учитывает скорость деформации в условной плоскости сдвига для условий шлифования.

Рассмотрим пример получения зависимости ( $HV$ )<sub>M</sub> = f(t) для быстрорежущей стали Р18, используя зависимость  $HV = f(t) / II /$  (Рис. 2), построенную в размерностях системы СИ. Вначале по зависимости (12) рассчитываем значение модифицированной температуры,

HV, МПа

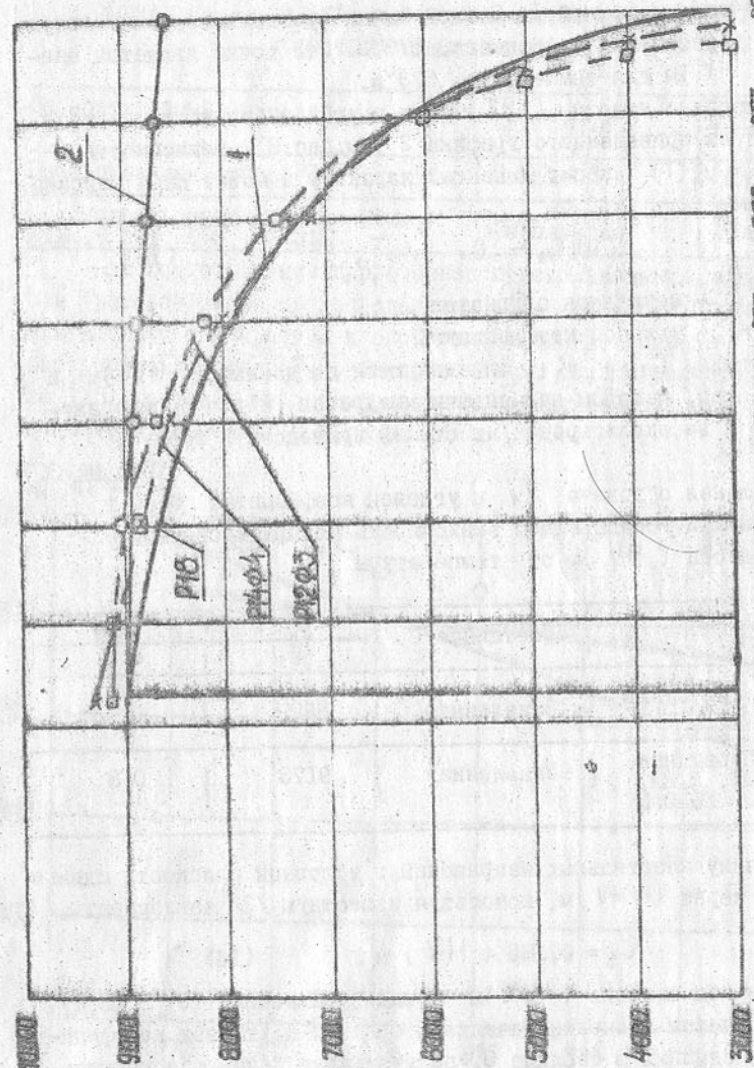


Рис. 2. Зависимость модифицированной твердости от температуры нагрева (2) быстрорежущих сталей ( $HV = f(t)$ ), полученная с помощью стандартных испытаний /186/

273 373 473 573 673 773 873 975 T °C

например для  $T = 573^{\circ}\text{K}$ . Получим значение  $T_m = 304^{\circ}\text{K}$ . Из точки  $304^{\circ}\text{K}$  на графике проводим прямую, параллельную оси, до пересечения с кривой 1. С этой точки проводим горизонтальную линию до пересечения с абсциссой  $573^{\circ}\text{K}$ . Эта точка является значением  $(HV)_m$  для температуры  $573^{\circ}\text{K}$ .

Аналогично находим  $(HV)_m$  для других значений температур. Как видно из приведенного графика 2 (см. рис. 2), зависимость  $(HV)_m = f(T)$  носит линейный характер и может быть описана уравнением

$$(HV)_m = C_1 - \alpha_1 T, \quad (13)$$

где  $C_1$  - начальная ордината;

$\alpha_1$  - угловой коэффициент.

Значения  $C_1$  и  $\alpha_1$  определяются по данным  $(HV)_m$  и  $T$ , например, методом наименьших квадратов, и для быстрорежущей стали и высоколегированных сталей приведены в табл. 3.

Таблица 3.

Начальная ордината  $C_1$  и угловой коэффициент  $\alpha_1$  в уравнении, описывающем зависимость модифицированной твердости  $(HV)_m$  от температуры

Обрабатываемый материал	Состояние	$(HV)_m$ , МПа	
		$C_1$	$\alpha_1$
Быстрорежущая сталь Р18	Закаленная	9523	1
Высоколегированные стали X12W1, X12M, 9X5W, X6W, X6W3M	Закаленная	9173	0,8

Величину касательных напряжений в условной плоскости сдвига определим через  $(HV)_m$ , используя известную [3] зависимость

$$\tau_s = 0,185 (HV)_m. \quad (14)$$

После подстановки  $(HV)_m$  в виде уравнения (13) в формулу (14) с учетом значений начальных ординат и угловых коэффициентов, приведенных в таблице 3, получим уравнение, описывающее влияние температурно-скоростных факторов на величину касательных напряжений

$$\tau_s = C - \alpha T. \quad (15)$$

Значения  $C$  и  $\alpha$  в уравнении (15) для высоколегированных и быстрорежущих сталей приведены в табл. 4.

Таблица 4.

Значения  $C$  и  $\alpha$  для высоколегированных и быстрорежущих сталей

Обрабатываемый материал	Состояние	$\tau_s$ , МПа	
		$C$	$\alpha$
Быстрорежущая сталь Р18	Закаленная	1761	0,185
Высоколегированные стали X12W1, X12M, 9X5W, X6W, X6W3M	Закаленная	1697	0,148

Для подтверждения правомочности использования модификации Мак Грегора-Шибера при определении  $\tau_s$  на рис. 3 приведен график влияния температуры и скорости деформирования на  $\tau_s$  для быстрорежущей стали Р18, построенный по данным расчета по формуле (15), а также аппроксимированных прямолинейной зависимостью данных, приведенных С.Н. Корчаком в работе [7].

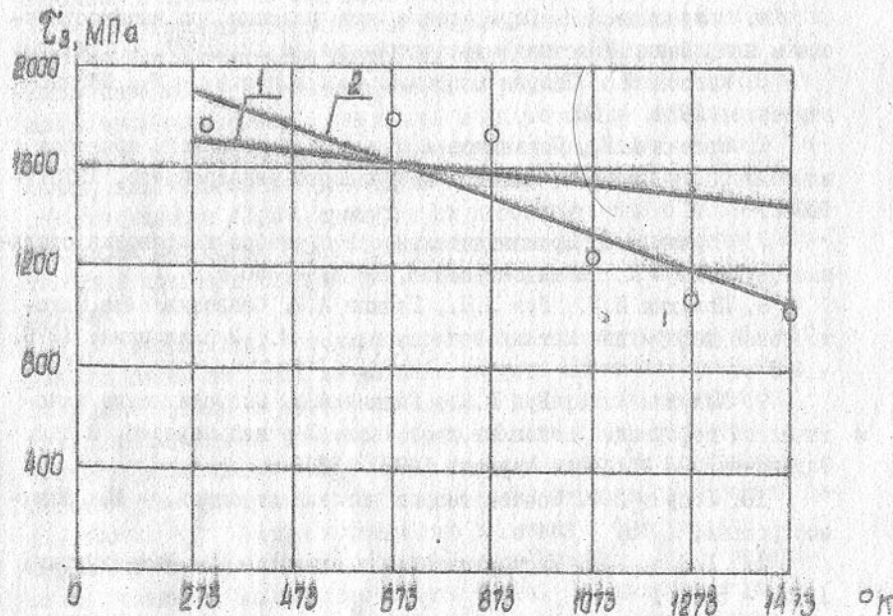


Рис. 3. Влияние температуры на величину касательных напряжений при шлифовании

1 - по уравнению  $\tau_s = 1761 - 0,185T$ ;

2 - по данным С.Н. Корчака [7]



Как видно из приведенных графиков, максимальное расхождение данных в области температур 673–873°K, характерных для шлифования, не превышает 7%, что вполне приемлемо для технических расчетов. Это полностью подтверждает возможность использования модификации Мак Грегора – чишера для определения напряжений сдвига при шлифовании.

#### Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Молодце Т.Н. Прочность и износостойкость режущего инструмента. – М.: Машиностроение, 1982. – 320 с.
2. Томленов А.Д. Теория количественного деформирования металлов. – М.: Металлургия, 1972. – 408 с.
3. Рогенберг А.М., Бремин А.Н. Элементы теории процесса резания металлов. – М., Свердловск: Машгиз, 1956. – 319 с.
4. Филимонов Л.Н. Определение силы резания при высокоскоростном шлифовании. // Вестник машиностроения, № 12, 1977. – С. 41–43.
5. Маслов Е.Н. Теория шлифования материалов. – М.: Машиностроение, 1974. – 320 с.
6. Евсеев Д.Г., Сальников А.Н. Физические основы процесса шлифования. – Саратов: Изд-во Саратовского университета, 1978. – 129 с.
7. Корчак С.Н. Производительность процесса шлифования стальных деталей. – М.: Машиностроение, 1974. – 280 с.
8. Полухин П.И., Гун Г.А., Галкин А.М. Сопротивление пластической деформации металлов и сплавов. – М.: Металлургия, 1976. – 488 с.
9. Полухин П.И., Гун Г.А., Галкин А.М. Сопротивление пластической деформации металлов и сплавов. 2-е изд. перераб. и доп. Справочник. – М.: Металлургия, 1983. – 352 с.
10. Бобров В.Ф. Основы теории резания металлов. – М.: Машиностроение, 1975. – 344 с.
11. Геллер Ю.А. Инструментальные стали. – М.: Металлургия, 1975. – 584 с.

#### РАСЧЕТ СИЛ РЕЗАНИЯ, ДЕЙСТВУЮЩИХ НА ЕДИНИЧНОЕ ЗЕРНО И ШЛИФОВАЛЬНЫЙ КРУГ

Матюха П.Г.

Силы, возникающие при шлифовании, определяют такие выходные параметры обработки как износ круга, качество обработанной поверхности, а также затраты мощности на осуществление процесса резания. В связи с этим в теории шлифования решению рассматриваемого вопроса уделяется большое внимание.

Анализ существующих расчетно-экспериментальных методов определения сил резания на единичном зерне показал, что они базируются на плоской модели стружкообразования с единой условной плоскостью сдвига и различаются либо методикой определения условного напряжения резания или напряжений сдвига, либо учетом различного количества компонентов, создающих результирующую силу резания. Так в работе /1/ учитываются только силы нормального давления и трения по передней поверхности зерна, в работах /2, 3/ – силы нормального давления и трения на передней поверхности и площадках контакта на задней поверхности зерна, в работе /4/, кроме перечисленных компонентов, для условий высокоскоростного шлифования предлагается учитывать и силу инерции стружки.

Силу резания на шлифовальном круге определяют по силам резания, действующим на одно зерно /3, 4, 5, 6, 7/ или элемент режущей поверхности /1, 2/, суммируя их в соответствии с числом режущих зерен или элементов режущей поверхности, одновременно работающих в пределах поверхности контакта детали со шлифовальным кругом.

В предлагаемой методике определения равнодействующей силы резания будем исходить из равновесия ряда активных (внешних) сил, действующий на срезаемый слой, и реактивных (внутренних) сил, действующих на алмазное зерно. К этим силам относятся (рис. 1): нормальная сила  $N$  с которой передняя поверхность действует на срезаемый слой, сила трения стружки по передней поверхности  $F$ , сила нормального давления  $N_3$  задней поверхности на поверхность резания и сила трения  $F_3$  поверхности резания о заднюю поверхность зерна. Складываясь силы  $N$  и  $F$  образуют силу стружкообразования  $R_0$ , наклоненную к поверхности резания под углом действия  $\omega$ .

Как видно из приведенных графиков, максимальное расхождение данных в области температур 673–873°K, характерных для шлифования, не превышает 7%, что вполне приемлемо для технических расчетов. Это полностью подтверждает возможность использования модификации Мак Грегора – чишера для определения напряжений сдвига при шлифовании.

#### Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Молодце Т.Н. Прочность и износостойкость режущего инструмента. – М.: Машиностроение, 1982. – 320 с.
2. Томленов А.Д. Теория количественного деформирования металлов. – М.: Металлургия, 1972. – 408 с.
3. Рогенберг А.М., Бремин А.Н. Элементы теории процесса резания металлов. – М., Свердловск: Машгиз, 1956. – 319 с.
4. Филимонов Л.Н. Определение силы резания при высокоскоростном шлифовании. // Вестник машиностроения, № 12, 1977. – С. 41–43.
5. Маслов Е.Н. Теория шлифования материалов. – М.: Машиностроение, 1974. – 320 с.
6. Евсеев Д.Г., Сальников А.Н. Физические основы процесса шлифования. – Саратов: Изд-во Саратовского университета, 1978. – 129 с.
7. Корчак С.Н. Производительность процесса шлифования стальных деталей. – М.: Машиностроение, 1974. – 280 с.
8. Полухин П.И., Гун Г.А., Галкин А.М. Сопротивление пластической деформации металлов и сплавов. – М.: Металлургия, 1976. – 488 с.
9. Полухин П.И., Гун Г.А., Галкин А.М. Сопротивление пластической деформации металлов и сплавов. 2-е изд. перераб. и доп. Справочник. – М.: Металлургия, 1983. – 352 с.
10. Бобров В.Ф. Основы теории резания металлов. – М.: Машиностроение, 1975. – 344 с.
11. Геллер Ю.А. Инструментальные стали. – М.: Металлургия, 1975. – 584 с.

#### РАСЧЕТ СИЛ РЕЗАНИЯ, ДЕЙСТВУЮЩИХ НА ЕДИНИЧНОЕ ЗЕРНО И ШЛИФОВАЛЬНЫЙ КРУГ

Матюха П.Г.

Силы, возникающие при шлифовании, определяют такие выходные параметры обработки как износ круга, качество обработанной поверхности, а также затраты мощности на осуществление процесса резания. В связи с этим в теории шлифования решению рассматриваемого вопроса уделяется большое внимание.

Анализ существующих расчетно-экспериментальных методов определения сил резания на единичном зерне показал, что они базируются на плоской модели стружкообразования с единой условной плоскостью сдвига и различаются либо методикой определения условного напряжения резания или напряжений сдвига, либо учетом различного количества компонентов, создающих результирующую силу резания. Так в работе /1/ учитываются только силы нормального давления и трения по передней поверхности зерна, в работах /2, 3/ – силы нормального давления и трения на передней поверхности и площадках контакта на задней поверхности зерна, в работе /4/, кроме перечисленных компонентов, для условий высокоскоростного шлифования предлагается учитывать и силу инерции стружки.

Силу резания на шлифовальном круге определяют по силам резания, действующим на одно зерно /3, 4, 5, 6, 7/ или элемент режущей поверхности /1, 2/, суммируя их в соответствии с числом режущих зерен или элементов режущей поверхности, одновременно работающих в пределах поверхности контакта детали со шлифовальным кругом.

В предлагаемой методике определения равнодействующей силы резания будем исходить из равновесия ряда активных (внешних) сил, действующий на срезаемый слой, и реактивных (внутренних) сил, действующих на алмазное зерно. К этим силам относятся (рис. 1): нормальная сила  $N$  с которой передняя поверхность действует на срезаемый слой, сила трения стружки по передней поверхности  $F$ , сила нормального давления  $N_3$  задней поверхности на поверхность резания и сила трения  $F_3$  поверхности резания о заднюю поверхность зерна. Складываясь силы  $N$  и  $F$  образуют силу стружкообразования  $R_0$ , наклоненную к поверхности резания под углом действия  $\omega$ .

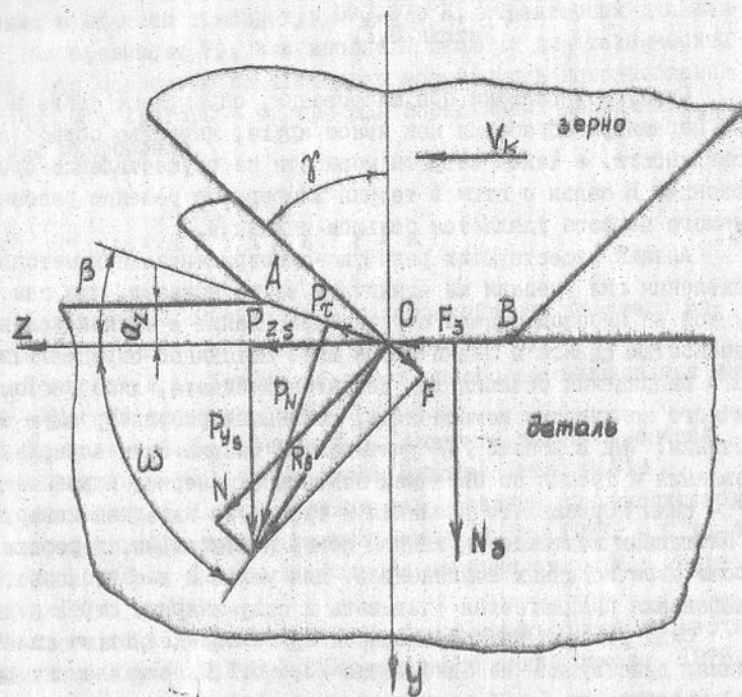


Рис. 1. Схема действия сил на срезаемый слой единичным зерном

Разложим силу стружкообразования  $R_s$  на две: силу  $P_N$ , перпендикулярную к условной плоскости сдвига  $OA$  и силу  $P_T$ , действующую вдоль условной плоскости сдвига. Сила  $P_N$  сжимает сдвигаемый слой, а сила  $P_T$  сдвигает его вдоль условной плоскости сдвига. При этом сдвиговая деформация начинается в том случае, когда напряжения сдвига становятся равным пределу текучести обрабатываемого материала на сдвиг  $\tau_s$  /8/.

Для определения составляющих силы резания  $P_z$  и  $P_y$  совместим начало координат с точкой  $O$  и разложим силу стружкообразования на две составляющие  $P_{ys}$  и  $P_{zs}$ , действующих в направлении осей  $z$  и  $y$ . Тогда

$$P_z = \sum_{i=1}^n P_{iz} = P_{zs} + F_z; \quad (1)$$

$$P_y = \sum_{i=1}^n P_{iy} = P_{ys} + N_z. \quad (2)$$

Из рис. 1 будем иметь

$$P_{zs} = R_s \cos \omega, \quad (3)$$

$$P_{ys} = R_s \sin \omega, \quad (4)$$

$$R_s = \sqrt{P_T^2 + P_N^2}. \quad (5)$$

Таким образом, определение  $P_z$  и  $P_y$  сводится к нахождению  $P_T$ ,  $P_N$ ,  $N_z$ ,  $F_z$  и угла действия  $\omega$ .

Для расчета  $P_T$ ,  $P_N$ ,  $N_z$  и  $F$  воспользуемся законами распределения нормальных и касательных напряжений в условной плоскости сдвига  $OA$  и в зоне контакта поверхности резания с задней поверхностью зерна  $OB$ .

Учитывая, что передние углы алмазного зерна имеют отрицательные значения, а также результаты исследований /3, 8, 9, 10, 11/, распределение нормальных и касательных напряжений вдоль условной плоскости сдвига примем равномерным (Рис. 2) в соотношении

$$\frac{\sigma}{\tau_s} = \left[ 1 + 2 \left( \frac{\pi}{4} - \beta \right) \right]. \quad (6)$$

В силу гипотетичности законов распределения нормальных напряжений вдоль площадки контакта задней поверхности зерна с поверхностью резания, приведенных в работах /3, 9/, в расчетах будем использовать три вида распределений: линейный комбинированный и равномерный. Правомочность принятых решений впоследствии может быть оценена сопоставлением результатов теоретических расчетов и экспериментальных измерений.

С учетом изложенного, средняя величина нормальных напряжений на площадке контакта задней поверхности зерна с поверхностью резания может быть рассчитана по формуле

$$\sigma_{cp} = K_3 \sigma_s, \quad (7)$$

где  $K_3$  - коэффициент, учитывающий закон распределения нормальных напряжений на площадке контакта; при линейном законе распределения  $K_3 = 0,5$ , при комбинированном -  $0,75$  и равномерном -  $1$ .

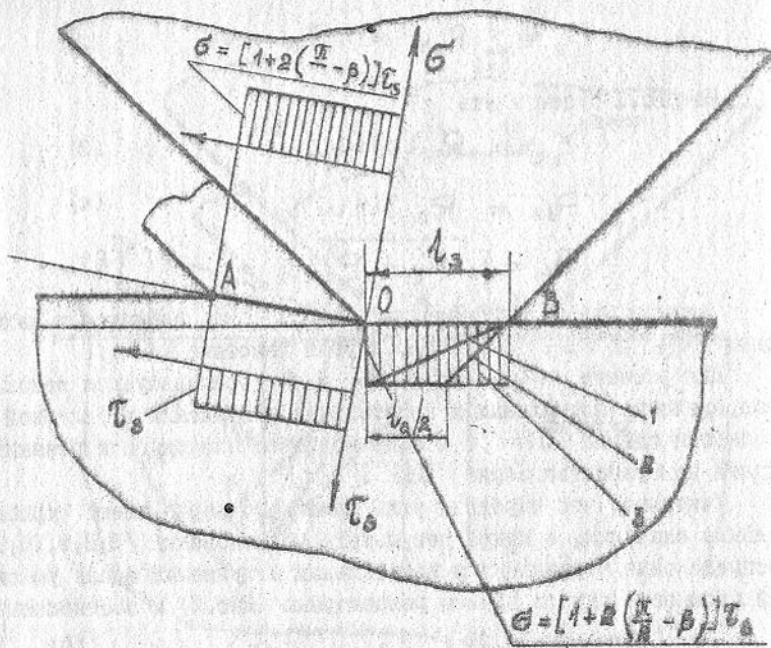


Рис. 2. Законы распределения нормальных и касательных напряжений вдоль условной плоскости сдвига и в зоне контакта задней поверхности зерна с поверхностью резания

1 - линейный; 2 - комбинированный;  
3 - равномерный

Из рис. 1, 2 будем иметь

$$P_z = \tau_s \Delta A = \frac{a_z b}{\sin \beta} \tau_s \quad (8)$$

$a_z, b$  - толщина и ширина среза единичным зерном.

$$P_w = \sigma \frac{a_z b}{\sin \beta} \quad (9)$$

Тогда, с учетом (6),

$$P_w = \frac{a_z b}{\sin \beta} M \tau_s \quad (10)$$

$$\text{где } M = \left[ 1 + 2 \left( \frac{\xi}{\beta} - \beta \right) \right].$$

Подставляя (8) и (10) в (5) получим

$$R_s = \frac{\sqrt{1+M^2} a_z b}{\sin \beta} \tau_s \quad (11)$$

Определим угол между положением равнодействующей  $R_s$  и условной плоскостью сдвига, используя (8) и (10)

$$\operatorname{tg}(\beta + \omega) = \frac{P_w}{P_z} = M,$$

$$\beta + \omega = \operatorname{Arctg} M \quad (12)$$

Угол сдвига рассчитаем используя значение переднего угла  $\gamma$  и коэффициент продольной усадки стружки  $K_L$  [8/

$$\operatorname{tg} \beta = \frac{\cos \gamma}{K_L - \sin \gamma}$$

$$\beta = \operatorname{Arctg} \frac{\cos \gamma}{K_L - \sin \gamma} \quad (13)$$

Угол действия найдем используя зависимости (12) и (13)

$$\omega = \operatorname{Arctg} M - \operatorname{Arctg} \frac{\cos \gamma}{K_L - \sin \gamma} \quad (14)$$

Составляющие  $P_{z2}$  и  $P_{w2}$  определим по формулам (3), (4) с учетом (11)

$$P_{z2} = \frac{\sqrt{1+M^2} a_z b}{\sin \beta} \tau_s \cos \omega \quad (15)$$

$$P_{w2} = \frac{\sqrt{1+M^2} a_z b}{\sin \beta} \tau_s \sin \omega \quad (16)$$

Величину силы  $N_3$  с которой зерно площадью контакта действует на поверхность резания определим с учетом (7)

$$N_3 = \sigma_{cp} \beta l_3 = K_3 \sigma \beta l_3 = K_3 M \tau_s \beta l_3 \quad (17)$$

Силу трения  $F_3$  на площадке контакта задней поверхности зерна рассчитаем с использованием коэффициента трения  $\mu$  в

месте контакта задней поверхности зерна и поверхности резания, а также величины силы нормального давления  $N_3$  (I7)

$$F_3 = \mu N_3 = \kappa_3 M \mu l_3 v \tau_s \quad (I8)$$

Суммарные тангенциальные и радиальные составляющие силы резания, действующие на срезаемый слой и поверхность резания, найдем подставив в (I) и (2) значения из (I5), (I6), (I7), (I8)

$$P_z = \left( \frac{\sqrt{1+M^2} a_z \cos \omega}{\sin \beta} + \kappa_3 M \mu l_3 \right) v z_p \tau_s \quad (I9)$$

$$P_y = \left( \frac{\sqrt{1+M^2} a_z \sin \omega}{\sin \beta} + \kappa_3 M l_3 \right) v \tau_s \quad (20)$$

Силы резания, действующие на единичное зерно, аналогичны рассчитанным по формулам (I9), (20), однако направлены в противоположную сторону.

Силы резания, действующие на шлифовальный круг, высчитаем используя значение их на единичном зерне (I9) и (20), а также количество режущих зерен, одновременно находящихся в работе в пределах зоны контакта детали со шлифовальным кругом,

$$P_{zk} = P_z z_p, \\ P_{yk} = P_y z_p.$$

Тогда

$$P_{zk} = \left( \frac{\sqrt{1+M^2} a_z \cos \omega}{\sin \beta} + \kappa_3 M \mu l_3 \right) v z_p \tau_s \quad (2I)$$

$$P_{yk} = \left( \frac{\sqrt{1+M^2} a_z \sin \omega}{\sin \beta} + \kappa_3 M l_3 \right) v z_p \tau_s \quad (22)$$

Влияние скорости деформации и температуры при шлифовании на  $\tau_s$  учтем с помощью модификации К. Мак-Грегора и И. Фисера /I/, преобразовав с учетом модификации зависимость микротвердости обрабатываемого материала (HV) от температуры, полученную при стандартных методах испытаний, и аппроксимировав зависимость  $(HV)_m = f(t)$  линейной функцией полагая, что  $\tau_s = 0,185 (HV)_m / I2/.$

$$\tau_s = \tau - \alpha T, \quad (23)$$

где  $T$  - температура резания,  $^{\circ}K$ ;  
 $C, \alpha$  - начальная ордината и угловой коэффициент.  
Тогда после подстановки (23) в (2I) будем иметь

$$P_{zk} = \left( \frac{\sqrt{1+M^2} a_z \cos \omega}{\sin \beta} + \kappa_3 M \mu l_3 \right) v z_p (C - \alpha T). \quad (24)$$

Температуру  $T$  определим как максимальную температуру на поверхности детали под источником тепла /I, I3/

$$T_{max} = \frac{2 q a}{\pi \lambda V_0} \sqrt{2 \pi 2 H}, \quad (25)$$

где  $q$  - плотность теплового потока, Вт / $(c \cdot m^2)$ ;  
 $\alpha$  - коэффициент температуропроводности обрабатываемого материала,  $m^2/c$ ;  
 $\lambda$  - коэффициент теплопроводности, Вт / $(m \cdot ^{\circ}K)$ ;  
 $V_0$  - скорость детали, м/с;  
 $H$  - безразмерная полуширина источника.  
Плотность теплового потока

$$q = \frac{\alpha v P_{zk} V_k}{\gamma_s}, \quad (26)$$

где  $P_{zk}$  - тангенциальная составляющая силы резания на шлифовальном круге, Н;  
 $V_k$  - скорость шлифовального круга, м/с;  
 $\gamma_s$  - площадь зоны контакта детали с кругом,  $m^2$ ;  
 $\alpha v$  - коэффициент ввода, учитывающий долю тепла, поступающего в деталь;  
 $\gamma$  - механический эквивалент (в системе СИ  $\gamma = I$ ).  
После подстановки (26) в (25), а затем в (24) и соответствующих преобразований, получим

$$P_{zk} = \frac{\left( \frac{\sqrt{1+M^2} a_z \cos \omega}{\sin \beta} + \kappa_3 M \mu l_3 \right) z_p v C}{1 + \left( \frac{\sqrt{1+M^2} a_z \cos \omega}{\sin \beta} + \kappa_3 M \mu l_3 \right) z_p v \frac{\alpha a V_k \sqrt{H} \alpha_1}{\sqrt{\pi} \lambda V_0 S}} \quad (27)$$

Составляющую силы резания  $P_{yk}$  получим после подста-

новки значения  $\tau_s$  с учетом влияния температурно-скоростного фактора из (23) в (22) с учетом (26) и (25)

$$P_{yk} = \left( \frac{\sqrt{1+M^2} \alpha_2 \sin \omega}{\sin \beta} + K_3 M l_3 \right) B Z_p \left( C - \frac{\alpha_4 P_{2k} V_k \alpha \sqrt{H_0} \beta}{\sqrt{\pi} \lambda V_0 S} \right), \quad (28)$$

где  $P_{2k}$  - тангенциальная составляющая, рассчитанная по формуле (27).

Для расчета составляющих сил резания на единичном зерне с учетом влияния на  $\tau_s$  температурно-скоростных факторов разделим выражения (27), (28) на количество одновременно работающих зерен

$$P_z = \frac{\left( \frac{\sqrt{1+M^2} \alpha_2 \cos \omega}{\sin \beta} + K_3 M l_3 \right) B C}{1 + \left( \frac{\sqrt{1+M^2} \alpha_2 \cos \omega}{\sin \beta} + K_3 M l_3 \right) Z_p B \frac{\alpha_4 \alpha V_k \sqrt{H_0} \beta}{\sqrt{\pi} \lambda V_0 S}}, \quad (29)$$

$$P_y = \left( \frac{\sqrt{1+M^2} \alpha_2 \sin \omega}{\sin \beta} + K_3 M l_3 \right) B \left( C - \frac{\alpha_4 P_{2k} V_k \alpha \sqrt{H_0} \beta}{\sqrt{\pi} \lambda V_0 S} \right), \quad (30)$$

Корректность формул (27), (28) при расчете составляющих сил резания в процессе плоского врезного алмазного шлифования стали Р6М5ЛЗ кругами из алмазов АС6 зернистостью 100/80, 160/125, 250/200 была подтверждена экспериментально. При этом расхождение теоретически рассчитанных и определенных экспериментально величин составляющей силы резания  $P_z$  в период 30, 45 мин шлифования находится в пределах 16-26%. Несколько большее расхождение (до 37%) наблюдается при сопоставлении величин составляющей  $P_y$  в особенности для круга зернистостью 100/80. Это объясняется влиянием на  $P_y$  процесса засаливания, который в наибольшей мере проявляется на мелкозернистом круге и чего не учитывает разработанная методика расчета.

Предложенные формулы для расчета составляющих сил резания, действующих на единичное зерно и шлифовальный круг, учитывающие влияние температурно-скоростных факторов шлифования на силу резания, позволяют вскрыть механизм влияния элементов режима на силы резания и обеспечить выбор условий обработки с учетом техни-

ческих ограничений, налагаемых на режим резания требованиями к изделию, а также характеристиками станка и инструмента. Они позволяют определить время обновления рабочей поверхности круга (РПК) при управляющих воздействиях на РПК исходя из приемлемой величины фазово-структурных превращений в поверхностном слое детали.

## ЛИТЕРАТУРА

1. Евсеев Д.Г., Сальников А.Н. Физические основы процесса шлифования. - Саратов: Изд-во Саратовского университета, 1976. - 129 с.
2. Попов С.А., Малевский Н.П., Терещенко Л.М. Алмазно-абразивная обработка металлов и твердых сплавов. - М.: Машиностроение, 1977. - 263 с.
3. Корчак С.Н. Производительность процесса шлифования стальных деталей. - М.: Машиностроение, 1974. - 280 с.
4. Филимонов Л.Н. Высокоскоростное шлифование. - Л.: Машиностроение, 1979. - 248 с.
5. Маслов В.Н. Теория шлифования материалов. - М.: Машиностроение, 1974. - 316 с.
6. Филимонов Л.Н. Определение силы резания при высокоскоростном шлифования. Вестник машиностроения, № 12, 1977. - С.41-43.
7. Ниллинский В.И. Расчет усилий резания при скоростном шлифования закаленных сталей. - Станки и инструмент. - № 3, 1977. С.30-31.
8. Бобров В.Ф. Основы теории резания металлов. - М.: Машиностроение, 1975. - 314 с.
9. Оптимизация технологии глубинного шлифования /С.С. Силин, Б.Н. Леонов, В.А. Хрульков и др. - М.: Машиностроение, 1989. - 120 с.
10. Армареги И. Дж.А., Браун Р.Х. Обработка металлов резанием. Пер. с англ. В.А. Пастунова. - М.: Машиностроение, 1977. - 325с.
11. Зорев Н.Н. Исследование процесса резания в США. Вып. I "Механика процесса резания". - М.: Машиностроение, 1965. - 127 с.
12. Розенберг А.М., Еремин А.Н. Элементы теории процесса резания металлов. - М., Свердловск, Машгиз, 1956. - 319 с.
13. Сипайлов В.А. Тепловые процессы при шлифовании и управление качеством поверхности. - М.: Машиностроение, 1978. - 167 с.

## НОВАЯ КОНЦЕПЦИЯ РАЗВИТИЯ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ СИСТЕМ НЕПРЕРЫВНОГО ДЕЙСТВИЯ

Михайлов А.Н.

Интенсификация производства и технический прогресс поражают все более сложные и многочисленные практические задачи, требующие создания прогрессивных технологических систем нового поколения, обеспечивающих резкое увеличение масштабов выпускаемой продукции и направленных на получение качественно нового уровня функциональных, эстетических и экологических свойств изделий. В этом направлении уже достигнуты значительные результаты. Созданы различные варианты технологических систем, в том числе роторные и роторно-конвейерные линии непрерывного действия, на базе которых осуществляется комплексная автоматизация производственных процессов /1/.

Вместе с тем, общие принципы проектирования роторных и роторно-конвейерных линий основываются только на линейности компоновки обрабатывающих блоков технологического воздействия (поэтому они называются линиями). В роторных машинах блоки технологического воздействия располагаются по начальной окружности ротора, а в роторно-конвейерных машинах — по линии цепного конвейера. При этом производственные цеха для этих технологических линий выполняются с объемно-пространственной структурой. Поэтому здесь возникают противоречия между линейностью компоновки структуры блоков технологического воздействия линии и объемно-пространственной структурой производственного цеха /2/.

Все это значительно снижает коэффициенты использования технологического пространства технологических линий и объема производственного цеха, а также технико-экономические показатели изготовления изделий. Однако проведенные рассуждения открывают новые потенциальные возможности в развитии технологических систем непрерывного действия с линейной компоновкой блоков технологического воздействия по пути создания технологических машин с поверхностно-пространственной и объемно-пространственной компоновками блоков технологического воздействия, которые получили название поточно-пространственные технологические системы (ППТС) /2,3/.

Для создания ППТС были исследованы закономерности, влияющие на изменение параметров автоматизации и интенсификации тех-

нологических систем непрерывного действия /2/. Это позволило сформулировать и обосновать общий теоретический подход в решении проблемы создания и функционирования высокоэффективных технологических систем непрерывного действия. Сущность этого подхода заключается в комплексном решении следующих вопросов:

1. Разработки, в соответствии с требуемым преобразованием заготовки в изделие, алгоритма технологического воздействия (технологии) орудий и средств обработки на предметы обработки, а также разработки схем технологического воздействия (целенаправленных частичных воздействий на предметы обработки).

2. Разработки, на основании схем технологического воздействия, функциональной структуры ППТС и организации ее компонент (элементов) в потоки.

3. Концентрации количества потоков и числа орудий и средств обработки в этих потоках.

4. Организации структуры потоков и их компонент.

5. Пространственной компоновки потоков и их компонент:

а) определение вида компоновки (линейная, поверхностная, объемная);

б) определение геометрической формы пространственной компоновки;

в) определение пространственных отношений компонент.

6. Компактировании структуры потоков и их компонент (повышение плотности потоков и компонент, учет тектоники пространственной компоновки).

7. Организации требуемого алгоритма функционирования технологической системы (организации требуемого алгоритма взаимодействия потоков материального, энергетического и информационного типов):

а) организация сложной кинематики транспортного движения потоков и обеспечение непрерывности процесса функционирования;

б) согласование транспортной и технологической составляющих движений компонент и обеспечение их пространственно-временных связей;

в) организация управляющих потоков, обеспечивающих получение, преобразование, использование и передачу материальных, энергетических и информационных потоков в соответствии с требуемым алгоритмом процесса функционирования.

8. Разработки организационной и конструктивной схемы технологической системы.

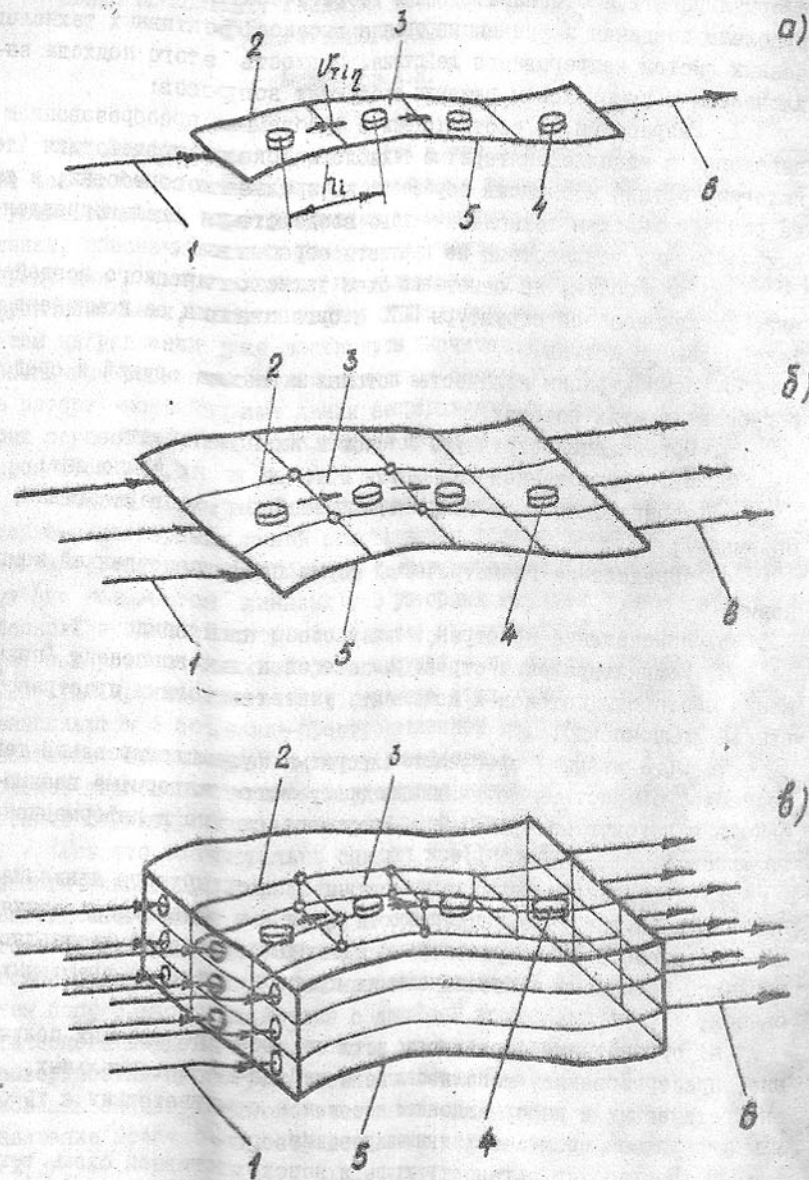


Рис.1. Модели пространственных технологических зон:  
 а - линейная, б - поверхностная, в - объемная

Такой подход при проектировании технологических систем непрерывного действия позволит выявлять полное множество возможных вариантов высокоэффективных ПИТС. Отличительной особенностью этого подхода является использование при проектировании ПИТС новых теоретических принципов и разработанных теоретических положений, а также совместное решение указанных выше вопросов на качественно более высоких уровнях, обеспечивающих возможность обобщения технологических систем непрерывного действия и создания обрабатывающих машин нового поколения /4,5/.

При этом разработанные новые теоретические принципы позволили развить отдельные вопросы общего теоретического подхода в создании и функционировании высокоэффективных ПИТС /5/. Так, например, использование принципа дедуктивного перехода от плоской линейной компоновки (рис.1,а) технологических элементов (роторные и роторно-конвейерные машины) к поверхностной (рис.1,б) и затем к объемной (рис.1,в) компоновке обеспечивает качественное изменение плотности и интенсивности потоков изделий в пространственной технологической зоне. На рис.1 показаны: 1 - входные потоки изделий, 2 - поток единичных технологических зон, 3 - единичная технологическая зона (объем пространства, занимаемый одним блоком технологического воздействия и изделием), 4 - изделие (предмет обработки), 5 - пространственная технологическая зона, 6 - выходные потоки изделий. Применение принципа гомоморфного соответствия количества классов подсистем пространственной структуры ПИТС числу элементарных движений принципиальной кинематической схемы /5/ дает возможность реализовать необходимую кинематику транспортного движения технологической системы непрерывного действия в зависимости от структуры и производительности.

Для изучения вопросов создания и функционирования высокоэффективных технологических систем непрерывного действия разработаны гипотетические модели технологических модулей с различными вариантами пространственных технологических зон. Гипотетическая модель поточно-пространственного технологического модуля (ПТМ) с объемной технологической зоной представлена на рис.2. Здесь, входной высокоскоростной транспортный поток 1, имеющий шаг  $h_i$  изделий 2 и скорость транспортирования  $v_{i12}$ , поступает в подсистему разделения 3, в которой он и замкнутый поток 4 орудий и средств обработки (блоков технологического воздействия) разделяются на  $v_{i2}$  тихоходных технологических потоков 5, которые имеют



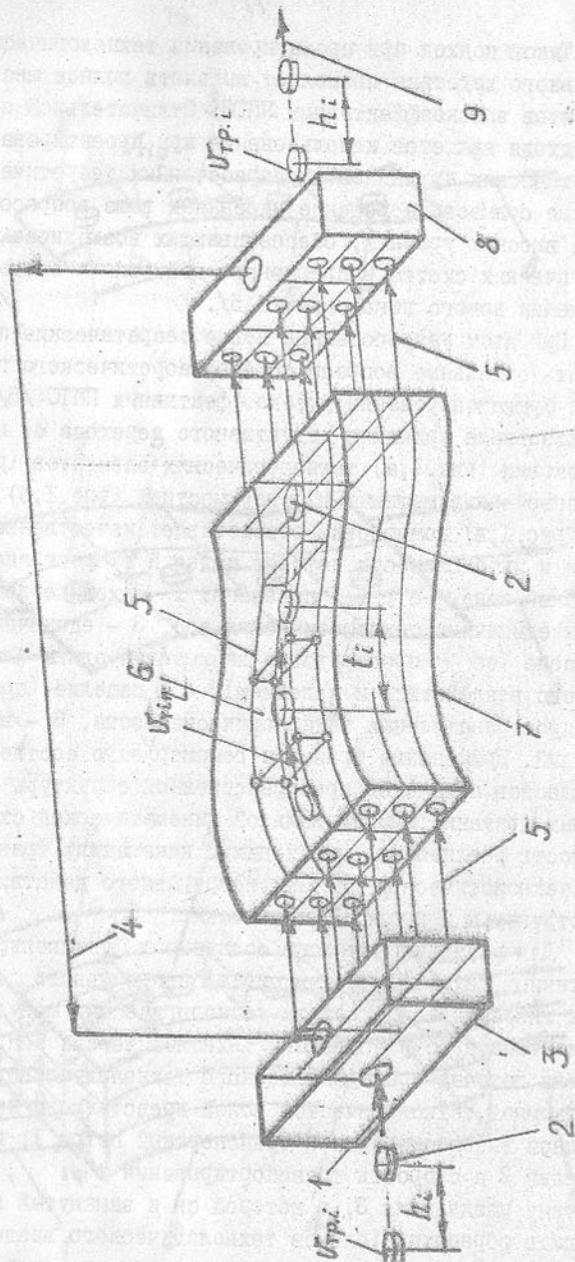


Рис. 2. Гипотетическая модель ППТМ с объемной технологической зоной

шаг  $t_i$  единичных технологических зон 6 и технологическую скорость транспортирования  $v_{tr,i}$ . Скорость транспортирования  $v_{tr,i}$  изделий во входном высокоскоростном транспортном потоке может быть определена по следующей формуле

$$v_{tr,i} = h_i \sum_{q=1}^{N_{i2}} \frac{v_{tr,iq}}{t_i}$$

Тихоходные технологические потоки 5 изделий с орудиями и средствами обработки поступают в пространственную технологическую зону 7 ППТМ, где выполняется заданное технологическое взаимодействие орудий и средств обработки на изделия. Далее тихоходные технологические потоки 5 поступают в подсистему 8, в которой производится соединение их в один выходной высокоскоростной транспортный поток 9 изделий для передачи их по технологической цепочке в следующей ППТМ.

С помощью гипотетических моделей технологических систем исследуются состав и функционирование ППТС непрерывного действия, определяются ориентировочно технико-экономические показатели и рациональные компоновочные варианты. Можно отметить, что в общем случае ППТМ может иметь несколько входных и выходных потоков изделий, причем число входных потоков может быть как равно числу выходных потоков, так и иметь отличное значение. При этом геометрия пространственной технологической зоны ППТМ может реализовываться значительным множеством пространственных вариантов (плоскость, криволинейная поверхность, гомоморфная поверхность, цилиндр, конус, параллелепипед и т.п.).

Теоретическая производительность ППТМ определяется по следующим зависимостям:

линейно-пространственная технологическая зона

$$\Pi_i^L = \frac{L_i}{T_0 h_i} = v_{tr,iq} P_{Li} = N_{Li}; \quad (1)$$

поверхностно-пространственная технологическая зона

$$\Pi_i^S = \frac{S_i}{T_0 S_{ei}} = v_{oi} v_{tr,iq} P_{Si} = v_{oi} N_{Si}; \quad (2)$$

объемно-пространственная технологическая зона

$$\Pi_i^V = \frac{V_i}{T_0 V_{ei}} = v_{oi} v_{tr,iq} P_{Vi} = v_{oi} N_{Vi}; \quad (3)$$

где  $\Pi_i^L$ ,  $\Pi_i^S$ ,  $\Pi_i^V$  — теоретическая производительность  $i$ -го ШТМ с линейно-, поверхностно-, объемно-пространственной технологическими зонами соответственно;

$L_i$ ,  $S_i$ ,  $V_i$  — длина, площадь, объем линейно-, поверхностно-, объемно-пространственной технологических зон соответственно;

$h_i$ ,  $S_{Ei}$ ,  $V_{Ei}$  — длина (шаг), площадь, объем единичной технологической зоны в линейно-, поверхностно-, объемно-пространственной технологических зонах соответственно;

$T_0$  — длительность основного времени технологического воздействия орудий и средств обработки на изделие;

$b_{oi}$ ,  $s_{oi}$  — ширина, площадь поперечного сечения поверхностно-, объемно-пространственной технологических зон соответственно, проведенного перпендикулярно движению изделия;

$\rho_{Li}$ ,  $\rho_{Si}$ ,  $\rho_{Vi}$  — линейная, поверхностная, объемная плотность изделий в соответствующей технологической зоне;

$N_{Li}$ ,  $N_{Si}$ ,  $N_{Vi}$  — интенсивность потоков изделий соответственно в линейно-, поверхностно-, объемно-пространственной технологических зонах.

Здесь:

$$\rho_{Li} = \frac{1}{h_i}, \quad \rho_{Si} = \frac{1}{S_{Ei}}, \quad \rho_{Vi} = \frac{1}{V_{Ei}}.$$

Используя предложенный теоретический подход и на основании выражений (1), (2) и (3) установлена зависимость относительной производительности  $\Pi/\Pi_0$  технологических модулей непрерывного действия, где  $\Pi_0$  — теоретическая производительность базового варианта ШТМ, от их относительных геометрических параметров  $\varepsilon$  пространственных технологических зон (рис.3). Анализ этих зависимостей показал, что увеличение габаритных размеров ШТМ с линейной технологической зоной (график 1) ведет к увеличению его производительности по прямой пропорциональной зависимости, с поверхностной технологической зоной (график 2) — по квадратичной зависимости, а с объемной технологической зоной (график 3) — по кубической зависимости. Поэтому ШТМ с поверхностной и объемной технологическими зонами свойственны качественно новые, более высокие технико-экономические показатели по сравнению с ШТМ с линейной технологической зоной (роторные и роторно-конвейерные машины).

На основе предложенного теоретического подхода разработаны методы синтеза пространственной структуры высокоэффективных технологических процессов и систем непрерывного действия. Используя математическую теорию группы предложен метод синтеза простран-

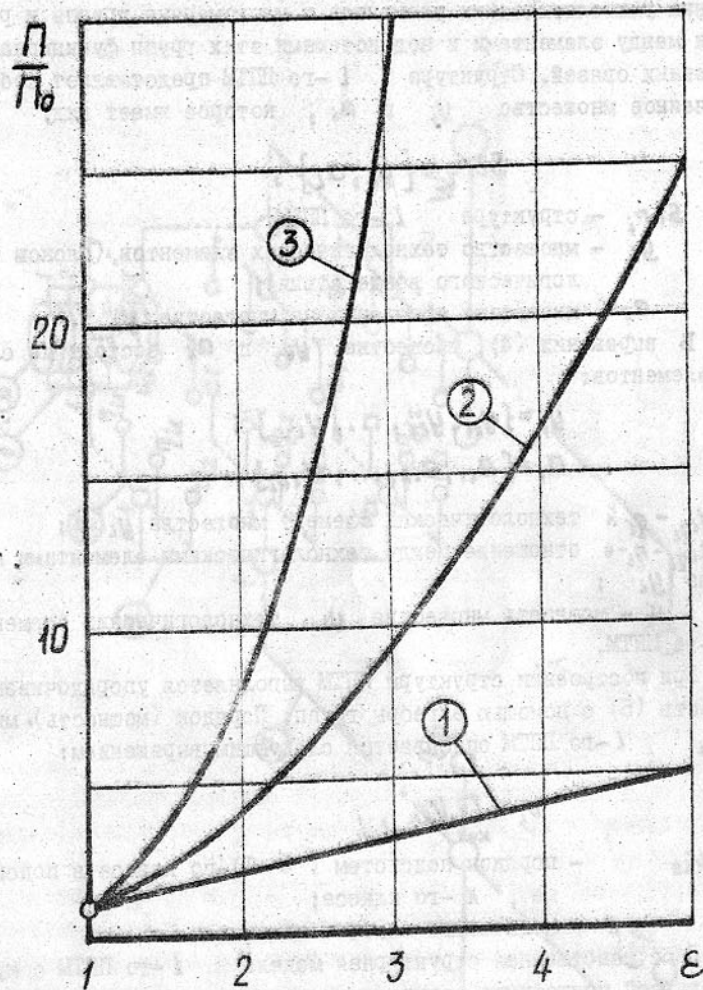


Рис.3. Зависимость относительной производительности ШТМ от относительных габаритных размеров пространственной технологической зоны:

1 — линейная, 2 — поверхностная, 3 — объемная

венной структуры технологических процессов и систем с различными композициями технологических элементов. Он базируется на объединении технологических элементов в многомерные группы и реализации между элементами и подсистемами этих групп функционально-временных связей. Структура  $l$ -го ШПТМ представляет собой упорядоченное множество  $y_i$  и  $a_i$ , которое имеет вид:

$$Str_i = \{y_i, a_i\}, \quad (4)$$

где  $Str_i$  - структура  $l$ -го ШПТМ;

$y_i$  - множество технологических элементов (блоков технологического воздействия);

$a_i$  - множество отношений на множестве  $y_i$ .

В выражении (4), множества  $y_i$  и  $a_i$  состоят из следующих элементов:

$$\begin{aligned} y_i &= \{y_{i1}, y_{i2}, \dots, y_{i v_i}\}; \\ a_i &= \{a_{i1}, a_{i2}, \dots, a_{i v_i}\}; \end{aligned} \quad (5)$$

где  $y_{i q_i} - q_i$  й технологический элемент множества  $y_i$ ;

$a_{i q_i} - q_i$ -е отношение между технологическими элементами множества  $y_i$ ;

$v_i$  - мощность множества  $y_i$  технологических элементов  $l$ -го ШПТМ.

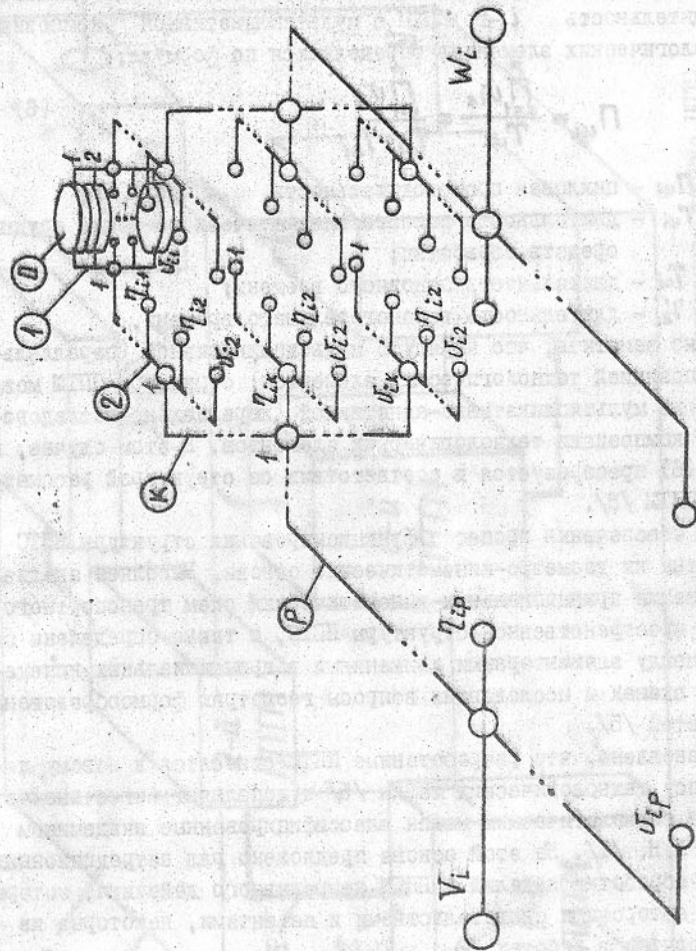
При построении структуры ШПТМ выполняется упорядочивание множеств (5) с помощью алгебры групп. Порядок (мощность) множества  $y_i$   $l$ -го ШПТМ описывается следующим выражением:

$$v_i = \prod_{k=1}^p v_{ik},$$

где  $v_{ik}$  - порядок подсистем ( $k$ -I)-го класса в подсистеме  $k$ -го класса;

$p$  - количество классов подсистем.

Пространственная структурная модель  $l$ -го ШПТМ с мультипликативной композицией технологических элементов представлена на рис. 4, на котором в кружках показано:  $D$  - технологический элемент (блок технологического воздействия),  $1$  - подсистема I-го класса,  $2$  - подсистема 2-го класса,  $k$  - подсистема  $k$ -го класса,  $p$  - подсистема  $p$ -го класса. Цифры возле элементов и подсистем обозначают:  $1, 2, \dots, q_{i1}, \dots, v_{i1}$  - номера позиций элементов в подсистеме I-го класса;  $1, 2, \dots, q_{i2}, \dots, v_{i2}$  - номера позиций подсистем I-го класса в подсистемах 2-го класса;



4. Пространственная структурная модель  $l$ -го ШПТМ в ШПТС

$1, 2, \dots, \nu_{ik}, \dots, \nu_{ik}$  - номера позиций подсистем ( $k$ -I)-го класса в подсистемах  $k$ -го класса;  $1, 2, \dots, \nu_{ip}, \dots, \nu_{ip}$  - номера позиций подсистем ( $p$ -I)-го класса в подсистемах  $p$ -го класса.  $V_i$  и  $W$  - входной и выходной потоки изделий. Цикловая производительность  $i$ -го ППТМ с мультипликативной композицией технологических элементов определяется по формуле:

$$P_{ci} = \frac{\prod_{k=1}^p \nu_{ik}}{T_{ci}} = \frac{\prod_{k=1}^p \nu_{ik}}{T_{oi} + T_{oi}'} \quad (6)$$

где  $P_{ci}$  - цикловая производительность  $i$ -го ППТМ;  
 $T_{ci}$  - длительность полного кинематического цикла орудий средств обработки;  
 $T_{oi}$  - длительность основного времени;  
 $T_{oi}'$  - длительность вспомогательного времени.

Можно заметить, что наряду с мультипликативной (параллельной) композицией технологических элементов, структура ППТМ может состоять из мультипликативно-аддитивной (параллельно-последовательной) композиции технологических элементов. В этом случае, выражение (6) преобразуется в соответствии со структурой рассматриваемого ППТМ /5/.

Для обеспечения процесса функционирования структуры ППТМ разработаны их геометро-кинематические основы. Выполнен анализ и классификация принципиальных кинематических схем транспортного движения пространственной структуры ППТМ, а также определены отношения между элементарными движениями в принципиальных кинематических схемах и исследованы вопросы геометрии формообразования поверхностей /5/.

Установлено, что разработанные ППТМ относятся к новому пятому классу технологических машин /5/ и дополняют известные четыре класса технологических машин классифицированные академиком Кошкиным И.Н. /1/. На этой основе предложено ряд нетрадиционных способов обработки изделий и ППТМ непрерывного действия, которые защищены авторскими свидетельствами и патентами, некоторые из них приводятся в работах /2 ... 10/.

При пространственном компактировании структуры технологических элементов ППТМ определяется вид пространственной технологической зоны (рис. 1) и геометрическая форма пространственной технологической зоны (различные геометрические фигуры). При этом необходимо стремиться к повышению плотности технологических эле-

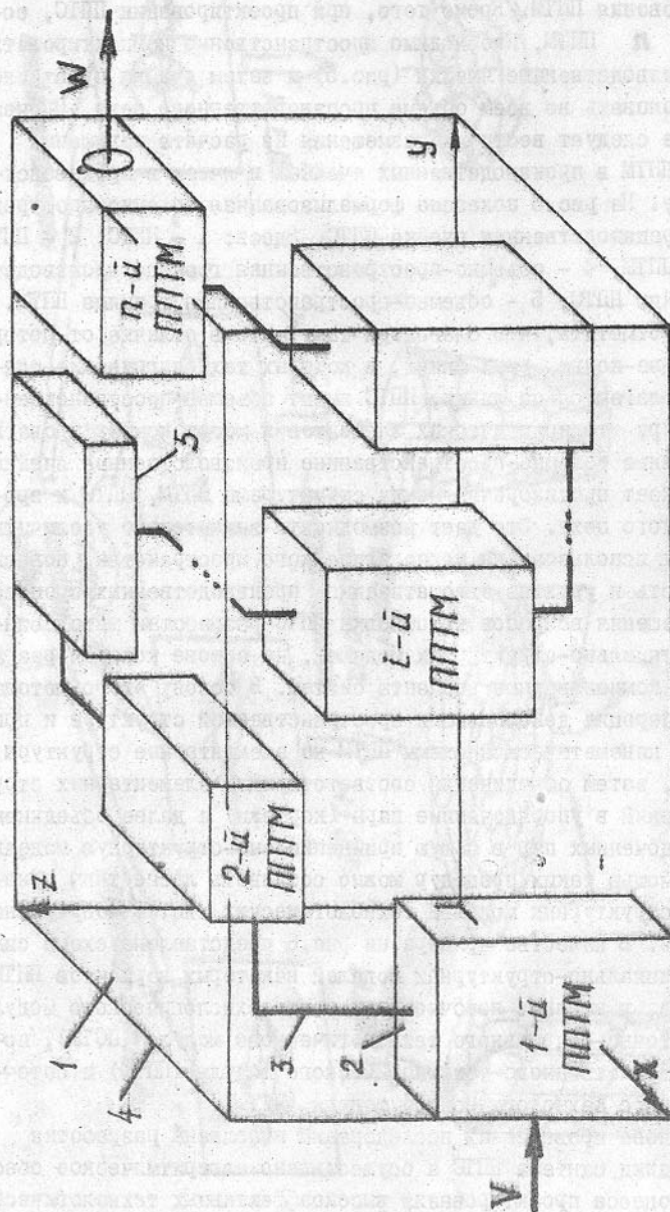


Рис. 5. Формализованная объемно-пространственная производственная ячейка ППТМ

ментов пространственной технологической зоны и интенсивности функционирования ППТМ. Кроме того, при проектировании ППТС, состоящей из  $n$  ППТМ, необходимо пространственно компактировать ППТМ в производственные ячейки (рис.5) и затем ячейки пространственно компоновать во всем объеме производственного цеха. Причем здесь также следует вести их размещения из расчета повышения плотности ППТМ в производственных ячейках и ячеек в производственном цеху. На рис.5 показана формализованная объемно-пространственная производственная ячейка ППТС. Здесь: 1 - ППТС, 2 - ППТМ, 3 - связь ППТМ, 4 - объемно-пространственная граница производственной ячейки ППТС, 5 - объемно-пространственная граница ППТМ.

Можно отметить, что благодаря тому, что в отличие от роторных и роторно-конвейерных линий, в которых технологические элементы располагаются по линии, ППТС имеют объемно-пространственную структуру технологических элементов и могут компактироваться в единичные объемно-пространственные производственные ячейки - не возникает противоречий между структурами ППТМ, ППТС и производственного цеха. Это дает возможность значительно увеличить коэффициент использования технологического пространства, повысить интенсивность и уровень автоматизации производственных процессов.

Для решения вопросов компоновки ППТС разработан метод синтеза принципиально-структурных моделей, на основе которых разрабатываются компоновочные варианты систем. В основу этого метода положена операция декомпозиции пространственной структуры и принципиальной кинематической схемы ППТМ на элементарные структуры и движения, затем объединения соответствующих элементарных структур и движений в упорядоченные пары (кортежи) и далее объединения этих упорядоченных пар в общую принципиально-структурную модель ППТМ. С помощью таких процедур можно создавать любые типы принципиально-структурных моделей технологических систем непрерывного действия. В качестве примера на рис.6 представлена схема синтеза принципиально-структурных моделей некоторых вариантов ППТМ 2-го класса, и именно: поточно-винтового технологического модуля (ПВТМ), поточно-спирального технологического модуля (ПСТМ), поточно-пространственного технологического модуля (ППТМ) и поточно-глобального технологического модуля (ПГТМ).

На основе проведенных исследований выполнена разработка общей методики синтеза ППТС и осуществлено алгоритмическое обеспечение процесса проектирования высокоэффективных технологических систем непрерывного действия /5/. Созданы конкретные варианты

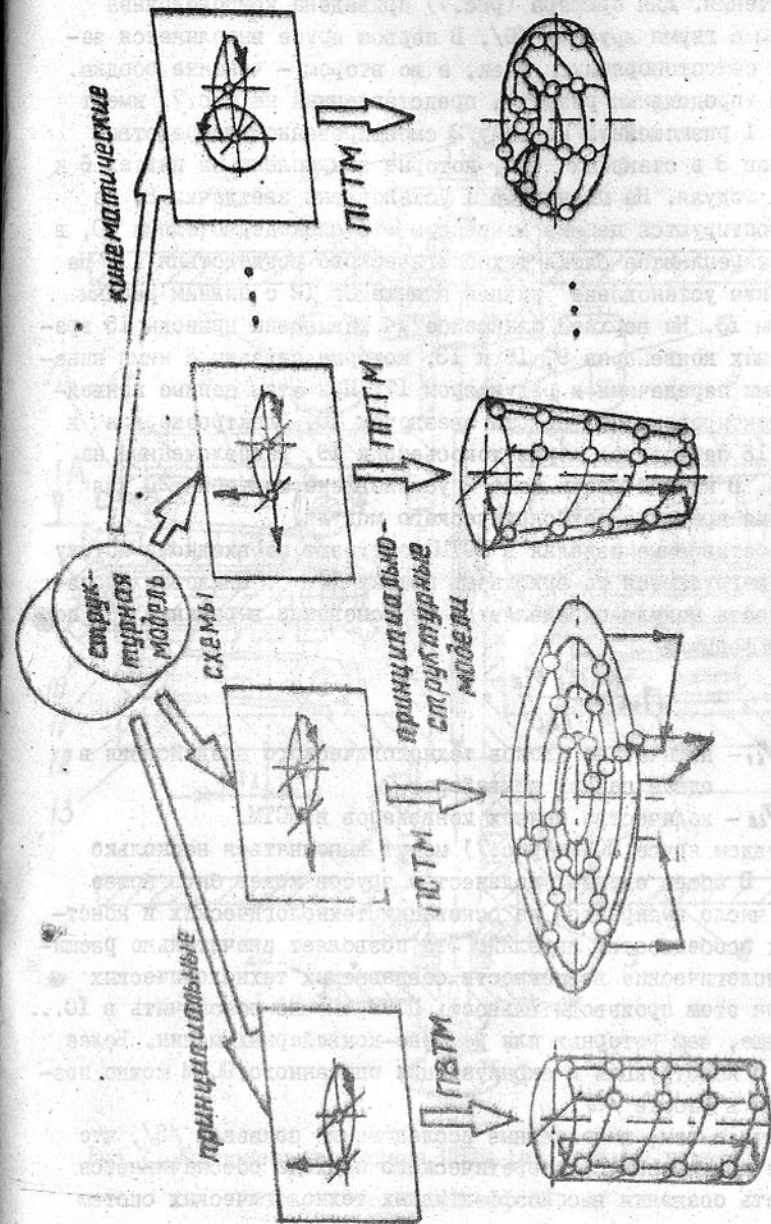


Рис. 6. Схема построения принципиально-структурных моделей ППТМ

ПСТМ, которые защищены авторскими свидетельствами и патентами на изобретения. Для примера (рис.7) приведена компоновочная схема ПСТМ с двумя ярусами /6/. В первом ярусе выполняется завальцовка самостоупящихся гаек, а во втором – чеканка ободка.

ПСТМ (продольный разрез), представленный на рис.7, имеет планшайбу I размещенную на валу 2 смонтированном посредством подшипников 3 в стаканах 4,5, которые закреплены на планках 6 и 7 станины модуля. На планшайбе I установлены звездочки 8, на которых монтируются цепные конвейеры 9 с блокодержателями 10, в которых закрепляются блоки технологического воздействия II. На валу 2 также установлена нижняя планшайба 12 с нижним цепным конвейером 13. На верхней планшайбе 14 размещены приводы 15 вращения цепных конвейеров 9, 16 и 13, которые связаны с ними кинематическими передачами и редуктором 17. При этом цепные конвейеры 16 смонтированы при помощи звездочек 18. Электроэнергия к приводам 15 передается через токосъемник 19, расположенный на стакане 5. В нижней части вала 2 установлена шестерня 20 для обеспечения вращения технологического модуля.

Обрабатываемые изделия в ПСТМ поступают по входному потоку  $V$ , а выгружаются по выходному потоку  $W$ . Цикловая производительность модуля определяется на основании выражения (6) по следующей формуле

$$\Pi_{ци} = \frac{v_{i1} v_{i2}}{T_{ци}}$$

где  $v_{i1}$  – количество блоков технологического воздействия в одном цепном конвейере;

$v_{i2}$  – количество цепных конвейеров в ПСТМ.

В каждом ярусе ПСТМ (рис.7) могут выполняться несколько операций. В общем случае, количество ярусов может быть более двух, их число выбирается на основании технологических и конструктивных особенностей изделий. Это позволяет значительно расширить технологические возможности создаваемых технологических машин. При этом производительность ПСТМ можно обеспечить в 10...15 раз выше, чем роторных или роторно-конвейерных машин. Более подробно о конструкции и эксплуатации описанного ПСТМ можно познакомиться в работе /6/.

Вместе с тем, выполненные исследования показали /5/, что на основе предложенного теоретического подхода обеспечивается возможность создания высокоэффективных технологических систем

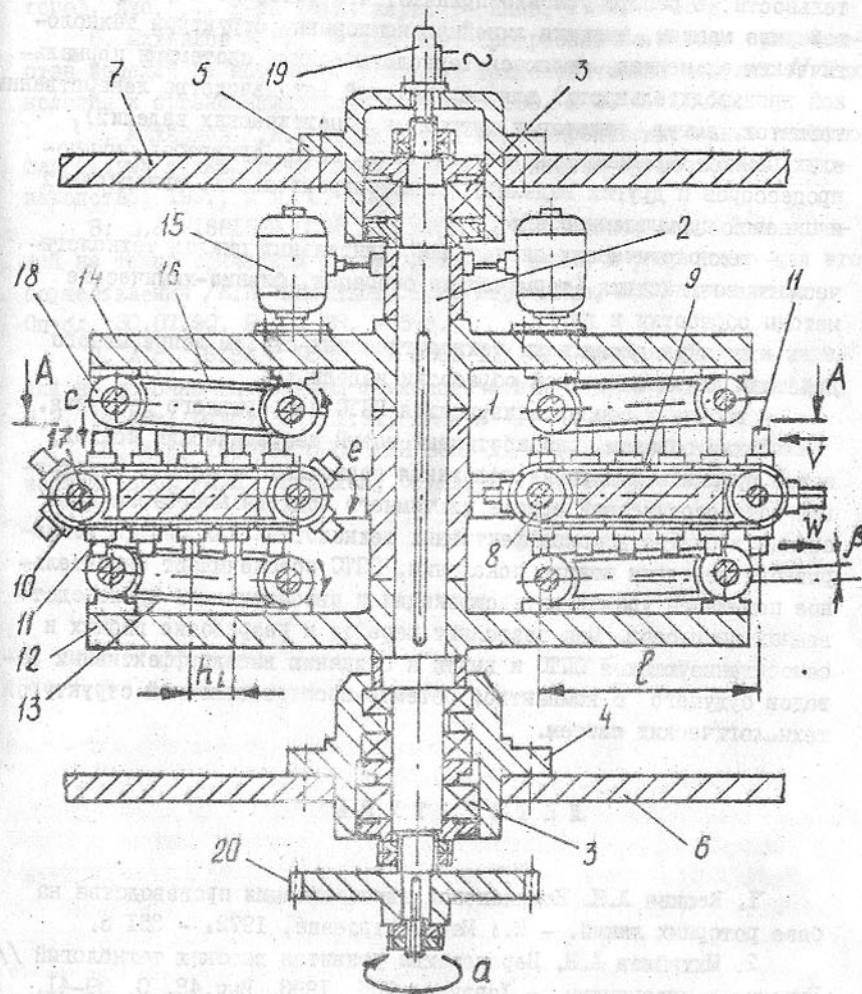


Рис.7. Компоновочная схема ПСТМ (продольный разрез)

непрерывного действия (нового поколения) следующих типов:

- технологических систем высокой и сверхвысокой производительности (в работе условно принято, что роторные и роторно-конвейерные машины, имеющие линейную компоновку структуры технологических элементов, являются технологическими системами нормальной производительности) для медицинской (производство лекарственных таблеток, ампул, пакетов и других фармацевтических изделий); электронной (производство интегральных схем, триггеров, микропроцессоров и других изделий), машиностроительной, авиационной и пищевой промышленности;

- технологических систем для длительных циклов технологического воздействия (термические операции, физико-химические методы обработки и др.);

- по функциональным технологических систем непрерывного действия для комплексной обработки изделий;

- гибких и самоорганизующихся ППТС непрерывного действия. Таким образом, разработанный новый теоретический подход, новые принципы и научные положения позволяют выполнять на строгой методологической основе системного подхода многоаспектный анализ и синтез высокоэффективных технологических систем непрерывного действия нового поколения. ППТС обеспечивают значительное повышение уровня интенсификации и автоматизации производственных процессов. Они позволяют перейти к разработке гибких и самоорганизующихся ППТС и выйти к созданию высокоэффективных заводов будущего с компактной объемно-пространственной структурой технологических систем.

## ЛИТЕРАТУРА

1. Кошкин Л.Н. Комплексная автоматизация производства на базе роторных линий. - М.: Машиностроение, 1972. - 351 с.
2. Михайлов А.Н. Перспективы развития высоких технологий // Резание и инструмент. - Харьков: ХИИ, 1993. Вып.48. С. 39-41.
3. Михайлов А.Н. Основы теории поточно-пространственных технологических систем // Вестник машиностроения, 1991, № 4. С. 58-60.
4. Михайлов А.Н., Терник Н.Э. К расчету параметров маршрутизации изделий в поточно-пространственных технологических сис-

темах // Известия вузов. Машиностроение, 1990, № II. С. 63-67.

5. Михайлов А.Н. Разработка методов проектирования высокоэффективных поточно-пространственных технологических систем. Автореф. дис. ... д-ра техн. наук. - Киев, 1992. - 33 с.

6. Михайлов А.Н., Терник Н.Э. Прогрессивные методы производства изделий на поточно-спиральных технологических модулях // Технология и организация производства, 1990, № 3. С. 15-18.

7. Михайлов А.Н., Терник Н.Э. Высокопроизводительные поточно-глобальные технологические модули // Кузнечно-штамповочное производство, 1991, № 9. С. 24-27.

8. А.с. №1581598 СССР МКИ В30В 11/12. Способ обработки изделий на технологическом роторе роторных машин и устройство для его осуществления /А.Н. Михайлов, Г.П. Герасимов, Ю.Г. Иваненков; Оpubл. 30.07.90, Бюл. № 28. - 5 с.

9. А.с. №1618672 СССР МКИ В30В 11/12. Способ обработки изделий на поточно-глобальном технологическом модуле /А.Н. Михайлов, Н.Э. Терник; Оpubл. 07.01.91, Бюл. № 1. - 3 с.

10. А.с. №1669762 СССР МКИ В30В 11/13. Винтовой технологический ротор /А.Н. Михайлов; Оpubл. 21.11.91, Бюл. №30. - 3 с.

ОСНОВЫ СИНТЕЗА ПРИНЦИПАЛЬНЫХ КИНЕМАТИЧЕСКИХ СХЕМ  
И НОВЫХ КЛАССОВ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ СИСТЕМ НЕПРЕРЫВНОГО  
ДЕЙСТВИЯ

Михайлов А. Н.

Разработанные поточно-пространственные технологические системы (ППТС) /1 ... 5/ имеют высокие технико-экономические показатели, являются технологическими машинами нового поколения и обеспечивают значительное повышение уровня автоматизации и интенсификации производственных процессов. Однако для широкого внедрения ППТС в различных отраслях народного хозяйства для большого класса технологических процессов необходима разработка общих методов и синтеза. Это есть сложная многоуровневая и многокритериальная задача, для решения которой требуется проведение целого комплекса исследований.

Функционирование ППТС основано на совместной реализации сложных технологических и транспортных движений, совершаемых элементами в подсистемах различного назначения. Поэтому основополагающим, на начальной стадии создания ППТС, является синтез кинематической структуры компонент технологических систем непрерывного действия.

В работе сделана попытка разработки основ научного метода исследований кинематической структуры ППТС и синтеза полного множества их вариантов. При этом анализ кинематической структуры выполнен с помощью принципиальных кинематических схем и математических символьных моделей. Кроме того, в работе показано, что ППТС относятся к новому пятому классу технологических машин и дополняют существующие четыре класса /6/.

Анализируя кинематику ППТС можно выделить ее иерархические уровни, которые представлены на рис. 1. Первому, самому высокому уровню соответствует кинематика ППТС; второму — кинематика поточно-пространственного технологического модуля (ППТМ); третьему — кинематика блока технологического воздействия (БТВ) и кинематика транспортного движения БТВ. БТВ это элемент ППТМ, предназначенный для размещения орудий и средств обработки и реализации технологического воздействия при выполнении технологических и вспомогательных операций. Под технологическим воздействием понимается осуществление во времени заданного алгоритма целевых

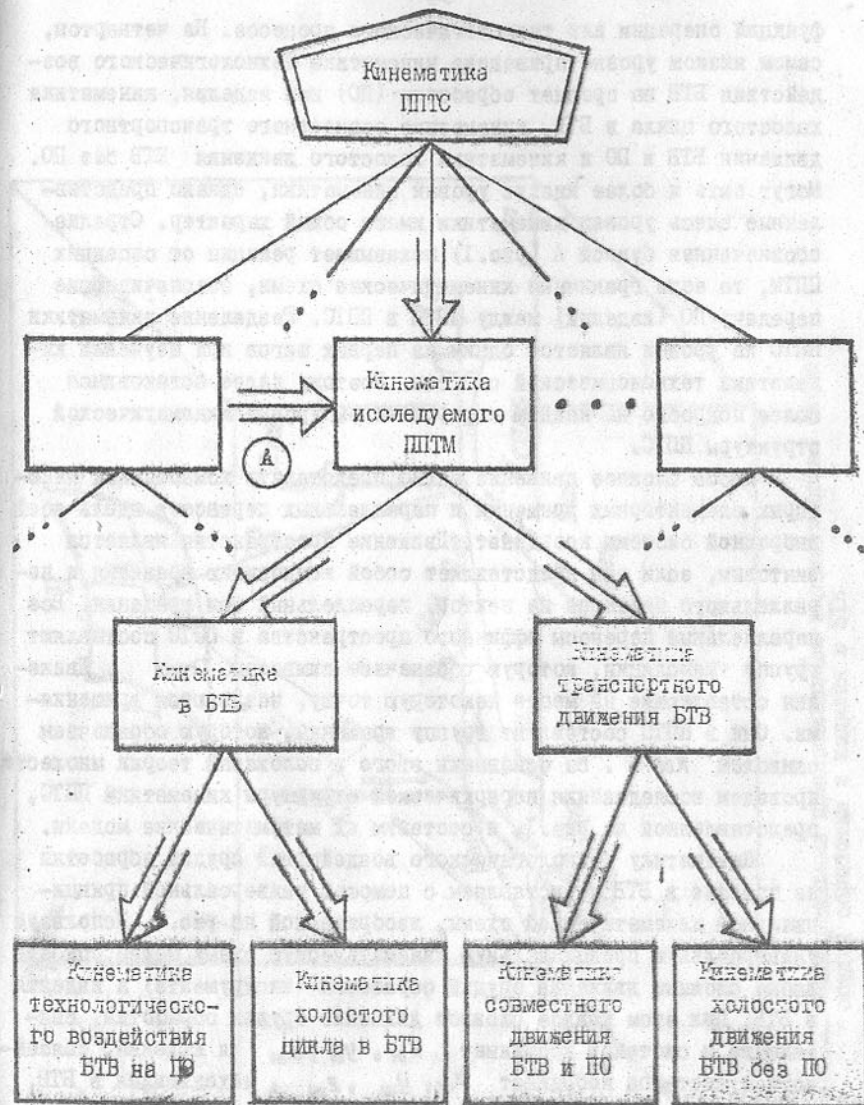


Рис. 1. Иерархические уровни кинематической структуры ППТС



функций операции или технологического процесса. На четвертом, самом низком уровне приведена кинематика технологического воздействия БТВ на предмет обработки (ПО) или изделия, кинематика холостого цикла в БТВ, кинематика совместного транспортного движения БТВ и ПО и кинематика холостого движения БТВ без ПО. Могут быть и более низкие уровни кинематики, однако представленные здесь уровни кинематики имеют общий характер. Стрелка обозначенная буквой А (рис. 1) показывает реакции от соседних ППТМ, то есть граничные кинематические схемы, обеспечивающие передачу ПО (изделий) между ППТМ в ППТС. Разделение кинематики ППТС на уровни является одним из первых шагов при изучении кинематики технологической системы. Поэтому далее остановимся более подробно на каждом иерархическом уровне кинематической структуры ППТС.

Любое сложное движение можно представить композицией некоторых элементарных вращений и параллельных переносов вдоль осей выбранной системы координат. Движение пространства является винтовым, если оно представляет собой композицию вращения и параллельного переноса на вектор, параллельный оси вращения. Все параллельные переносы аффинного пространства в ППТС составляют группу трансляции, которую обозначаем символом *Trans*. Движения оставляющие на месте некоторую точку, называются вращениями. Они в ППТС составляют группу вращений, которую обозначаем символом *Rot*. На основании этого и положений теории множеств проведем исследования иерархической структуры кинематики ППТС, представленной на рис. 1, и составим их математические модели.

Кинематику технологического воздействия орудий обработки на изделие в БТВ представляем с помощью универсальной принципиальной кинематической схемы, изображенной на рис. 2. Используя универсальную принципиальную кинематическую схему можно описать любые сложные движения орудий обработки (инструмента) и изделия в БТВ. При этом каждое сложное движение орудия обработки, связанного с системой координат  $X_{01}, Y_{01}, Z_{01}$  и изделия, связанного с системой координат  $X_{02}, Y_{02}, Z_{02}$ , находящегося в БТВ, связанного с системой координат  $X_0, Y_0, Z_0$ , в общем виде представляем композицией вращений и параллельных переносов. В этом случае, любые движения в пространстве можно описать с помощью математических символьных моделей:

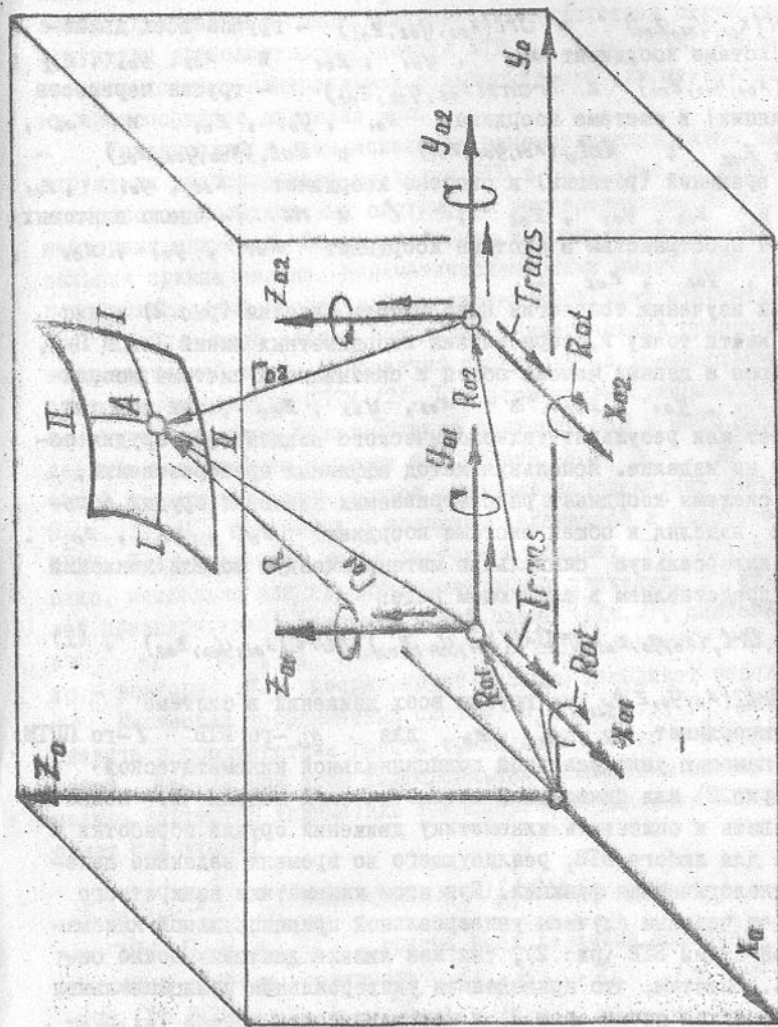


Рис. 2. Универсальная принципиальная кинематическая схема орудий обработки и изделия в БТВ

$$Ort(x_{01}, y_{01}, z_{01}) = Trans(x_{01}, y_{01}, z_{01}) \cup \bigcup_{v=1}^l Rot_v(x_{01}, y_{01}, z_{01});$$

$$Ort(x_{02}, y_{02}, z_{02}) = Trans(x_{02}, y_{02}, z_{02}) \cup \bigcup_{z=1}^m Rot_z(x_{02}, y_{02}, z_{02}),$$

где  $Ort(x_{01}, y_{01}, z_{01})$  и  $Ort(x_{02}, y_{02}, z_{02})$  — группа всех движений в системе координат  $x_{01}, y_{01}, z_{01}$  и  $x_{02}, y_{02}, z_{02}$ ;  $Trans(x_{01}, y_{01}, z_{01})$  и  $Trans(x_{02}, y_{02}, z_{02})$  — группа переносов (трансляции) в системе координат  $x_{01}, y_{01}, z_{01}$  и  $x_{02}, y_{02}, z_{02}$ ;  $Rot_v(x_{01}, y_{01}, z_{01})$  и  $Rot_z(x_{02}, y_{02}, z_{02})$  — группа вращений (ротации) в системе координат  $x_{01}, y_{01}, z_{01}$  и  $x_{02}, y_{02}, z_{02}$ ;  $l$  и  $m$  — число винтовых движений пространства в системе координат  $x_{01}, y_{01}, z_{01}$  и  $x_{02}, y_{02}, z_{02}$ .

При изучении топологии поверхности изделия (рис. 2) можно всегда найти точку А, пересечения координатных линий I-I и II-II, являющуюся в данный момент общей и связывающей системы координат  $x_{01}, y_{01}, z_{01}$  и  $x_{02}, y_{02}, z_{02}$ , так как она возникает как результат технологического воздействия орудия обработки на изделие. Используя метод аффинных преобразований, сводим системы координат рассматриваемых движений орудия обработки и изделия к общей системе координат  $x_0, y_0, z_0$ . Тогда универсальную символическую математическую модель движений в БТВ представляем в следующем виде:

$$Ort_r(x_0, y_0, z_0)_{q_{i1}} = Ort(x_{01}, y_{01}, z_{01}) \cup Ort(x_{02}, y_{02}, z_{02}) \quad (I)$$

где  $Ort_r(x_0, y_0, z_0)_{q_{i1}}$  — группа всех движений в системе координат  $x_0, y_0, z_0$  для  $q_{i1}$ -го БТВ  $l$ -го ППТМ.

С помощью универсальной принципиальной кинематической схемы (рис. 2) или символической математической модели (I) можно исследовать и описывать кинематику движений орудий обработки и изделия для любого БТВ, реализующего во времени заданные целевые технологические функции. При этом кинематика конкретного БТВ будет частным случаем универсальной принципиальной кинематической схемы БТВ (рис. 2), так как лишние движения можно сократить. Заметим, что приведенная универсальная принципиальная кинематическая схема (рис. 2) и математическая модель (I) пригодны для составления структуры кинематики, как для технологического воздействия орудий и средств обработки на изделия, так и для холостого цикла движений орудий обработки в БТВ.

Каждый ППТМ, ППТС может быть представлен с помощью своей принципиальной кинематической схемы транспортного движения, отличной от других. Поэтому алгоритм построения принципиальной кинематической схемы транспортного движения ППТМ должен позволять строить любую из них и быть универсальным. На рис. 3 показана универсальная принципиальная кинематическая схема сложной структуры транспортного движения БТВ в  $l$ -м ППТМ. Рассмотрим характеристики универсальной принципиальной кинематической схемы транспортного движения БТВ.

Универсальная принципиальная кинематическая схема сложной структуры транспортного движения БТВ в ППТМ (рис. 3) характеризуется числом координатных систем, их расположением, наличием элементарных движений. По расположению координатных систем, универсальная принципиальная кинематическая схема имеет структуру с последовательным расположением систем координат относительно друг друга. Число систем координат универсальной принципиальной кинематической схемы однозначно определяется количеством классов подсистем структуры ППТМ [2]. При этом любая принципиальная кинематическая схема транспортного движения БТВ в ППТМ должна содержать неподвижную систему координат  $x_i, y_i, z_i$ , в которой происходит транспортное движение координатных систем  $\Pi_1, \Pi_2, \dots, \Pi_p$ , связанных с позициями элементов и подсистем  $l$ -го ППТМ. В этом случае, любая система координат  $\Pi_k$  может иметь одно, несколько или группу элементарных движений. В универсальной принципиальной кинематической схеме (рис. 3), система координат  $x_0, y_0, z_0$  является системой координат БТВ, а радиус-векторы  $R_k$  координируют системы координат подсистем ППТМ.

Множеству координатных систем  $\Pi_1, \Pi_2, \dots, \Pi_p$  можно поставить в соответствие группы трансляции  $Trans$  и группы вращений  $Rot$ . При этом универсальная символическая математическая модель структуры кинематики транспортного движения БТВ в ППТМ будет следующей:

$$Ort_{rp}(x_i, y_i, z_i)_{q_{i1}} = \bigcup_{k=1}^p [Trans(x_k, y_k, z_k) \cup \bigcup_{z=1}^m Rot(x_k, y_k, z_k)] \quad (2)$$

где  $Ort_{rp}(x_i, y_i, z_i)_{q_{i1}}$  — группа всех движений аффинного пространства в системе координат  $x_i, y_i, z_i$   $l$ -го ППТМ для  $q_{i1}$ -го БТВ;  
 $Trans(x_k, y_k, z_k)$  — группа параллельных переносов аффинного пространства в системе координат  $x_k, y_k, z_k$ ;

$Rot(x_k, y_k, z_k)$  - группа вращений аффинного пространства в системе координат  $x_k, y_k, z_k$  ;  
 $r$  - количество винтовых движений в системе координат  $\mathcal{F}_k$  ;  
 $P$  - общее количество систем координат в универсальной принципиальной кинематической схеме  $i$ -го ППТМ.

Для создания обоснованной классификации структуры движений необходимо множества в символьных математических моделях упорядочить. При упорядочивании кинематических множеств производится классификация принципиальных кинематических схем и их генерирование. При этом предложено [2] принципиальные кинематические схемы полного движения ППТМ располагать по группам в зависимости от того, в скольких системах координат  $\mathcal{F}_k$  действуют элементарные движения. Подгруппы отличаются друг от друга режимом или характером действия элементарных движений в любой из систем координат принципиальной кинематической схемы транспортного движения ППТМ. Количество подгрупп в каждой группе зависит от параметров варьирования стационарных и нестационарных движений в системах координат принципиальной кинематической схемы рассматриваемой группы. При этом порядок (номер) принципиальных кинематических схем транспортного движения ППТМ определяется пространственным расположением и числом элементарных движений в системах координат схемы.

При разработке классификации принципиальных кинематических схем транспортного движения использован метод морфологического ящика. Суть метода состоит в систематическом исследовании всех мыслимых вариантов, вытекающих из закономерностей строения (морфологии) универсальной принципиальной кинематической схемы (рис.3). При этом фиксируются как известные, так и новые варианты кинематики, которые при простом переборе могли быть упущены. Идея метода - уйти дальше от того, что лежит на виду. Для изучения структуры кинематики, например, транспортного движения, составляется универсальная кинематическая матрица, в которой элементарные движения обозначаются  $a_{kj}$ . В  $k$ -ой строке матрицы располагаются все элементарные движения выполняемые в  $k$ -ой системе координат (рис.3), в число строк соответствует количеству систем координат универсальной принципиальной кинематической схемы. Записываются универсальная кинематическая матрица следующим образом:

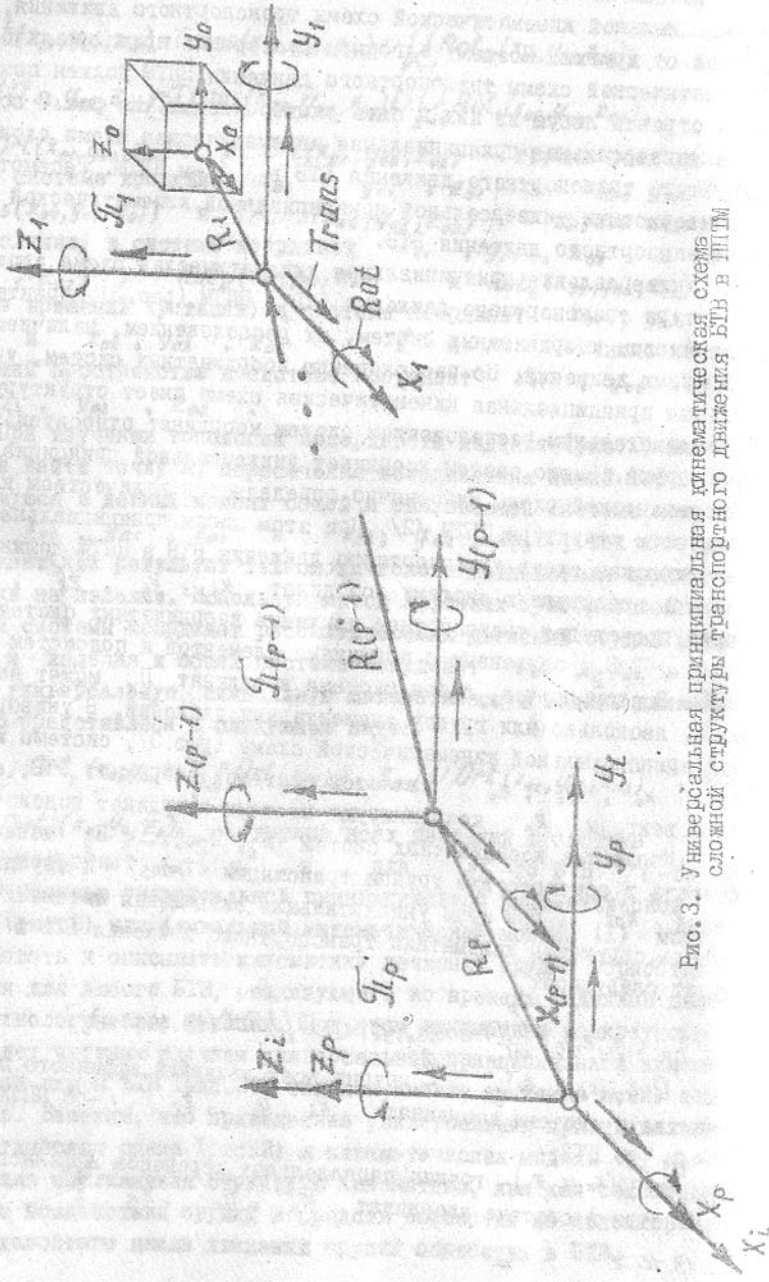
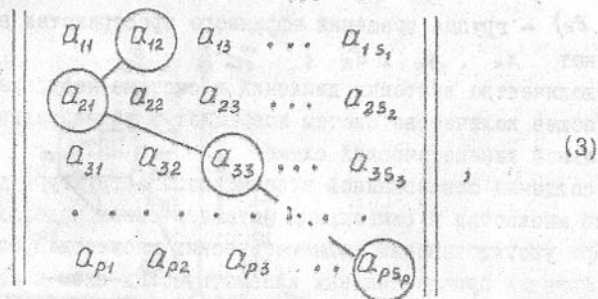


Рис.3. Универсальная принципиальная кинематическая схема сложной структуры транспортного движения БТВ в ППТМ



где  $S_k$  — общее количество кинематических элементов множества в  $k$ -й системе координат (рис.3).

С помощью матрицы (3) может быть составлена любая принципиальная кинематическая схема транспортного движения любого ППТМ (круглая и связями показана одна из возможных вариантов схем). Например, если взять одно элементарное движение  $a_{13}$  первой строки, являющееся вращательным движением вокруг оси координат  $Z_1$  системы координат  $\mathcal{K}_1$  (рис.3), то получим принципиальную кинематическую схему транспортного движения роторной машины /8/. Если составить принципиальную кинематическую схему транспортного движения из трех элементарных вращательных движений  $a_{11}$ ,  $a_{12}$  и  $a_{13}$ , выполняемых вокруг трех осей координат системы координат  $\mathcal{K}_1$ , то получим прецессионное качание этой системы координат. При составлении принципиальной кинематической схемы из элементарных движений  $a_{13}$  первой строки и  $a_{23}$  второй строки, которое прямолинейно и выполняется вдоль оси  $Z_2$  системы координат  $\mathcal{K}_2$ , получим принципиальную кинематическую схему поточно-винтового технологического модуля /1,2/. Если составить схему из элементарных движений  $a_{13}$  и  $a_{24}$ , которые являются соответственно вращательным движением вокруг оси  $Z_1$  системы координат  $\mathcal{K}_1$  и прямолинейным движением вдоль оси  $X_2$  системы  $\mathcal{K}_2$ , получим принципиальную кинематическую схему поточно-спирального технологического модуля /3/. Схема из элементарных движений  $a_{13}$  и  $a_{22}$ , являющихся соответственно вращательным движением вокруг оси  $Z_1$  системы координат  $\mathcal{K}_1$  и вращательным движением вокруг оси  $Y_2$  системы  $\mathcal{K}_2$ , представляет собой принципиальную кинематическую схему транспортного движения поточно-глобoidного технологического модуля /4/. Большой ряд ППТМ с принципиальными кинематическими схемами составленными с использованием матрицы (3) защищены авторскими свидетельствами и патентами на изобретения /2/.

При составлении конкретных принципиальных кинематических схем ППТМ следует иметь ввиду, что элементарные движения могут действовать: последовательно, параллельно, параллельно-последовательно, последовательно-параллельно и смешанно. По режиму действия они могут быть стационарные и нестационарные.

Для наглядности на рис.4 приведена принципиально-структурная модель ППТС /2/. Здесь показано: I — транспортный ротор, 2 — поточно-винтовой технологический модуль, 3 — поточно-спиральный технологический модуль, 4 — транспортный ротор, 5 — поточно-винтовой технологический модуль, 6 — транспортный ротор, 7 — ППТМ, 8 — транспортный ротор, 9 — поточно-глобoidный технологический модуль, I — транспортный ротор, II — БТВ, I2 — ПО (изделие), I3 — пространственная траектория движения БТВ, I4 — поток БТВ, I5 — замкнутая рекуррентная траектория движения БТВ. Поступают изделия в ППТС по входному потоку  $V$ , а выгружаются по выходному потоку  $W$ . Стрелками обозначены движения БТВ в каждом ППТМ.

Следует заметить, что в принципиальных кинематических схемах транспортного движения ППТМ все элементарные движения относительно друг друга находятся в функциональной зависимости. Анализ принципиальных кинематических схем транспортного движения и структурных моделей ППТМ /2/ позволил установить, что возможны четыре варианта комбинаций соседних элементарных движений в принципиальных кинематических схемах ППТМ.

Для первой комбинации движений (вращение — вращение) функциональная их зависимость определяется по формуле:

$$\omega_{\text{тп}(k-i)} = \frac{\kappa_2 \omega_{\text{тп}k}}{v_{i(k-i)}} \quad (4)$$

где  $\omega_{\text{тп}(k-i)}$  — угловая скорость вращательного движения, сообщаемого подсистеме  $(k-i)$ -го класса;  
 $\omega_{\text{тп}k}$  — угловая скорость вращательного движения, сообщаемого подсистеме  $k$ -го класса;  
 $\kappa_2$  — число входных потоков изделий в ППТМ;  
 $v_{i(k-i)}$  — порядок (количество) позиций подсистем  $(k-2)$ -го класса в подсистеме  $(k-1)$ -го класса.

Для второй комбинации движений (вращение — прямолинейное движение) функциональная их зависимость будет следующей:

$$\omega_{\text{тп}(k-i)} = \frac{2\beta \kappa_2 v_{\text{тп}k}}{L_k v_{i(k-i)}} \quad (5)$$

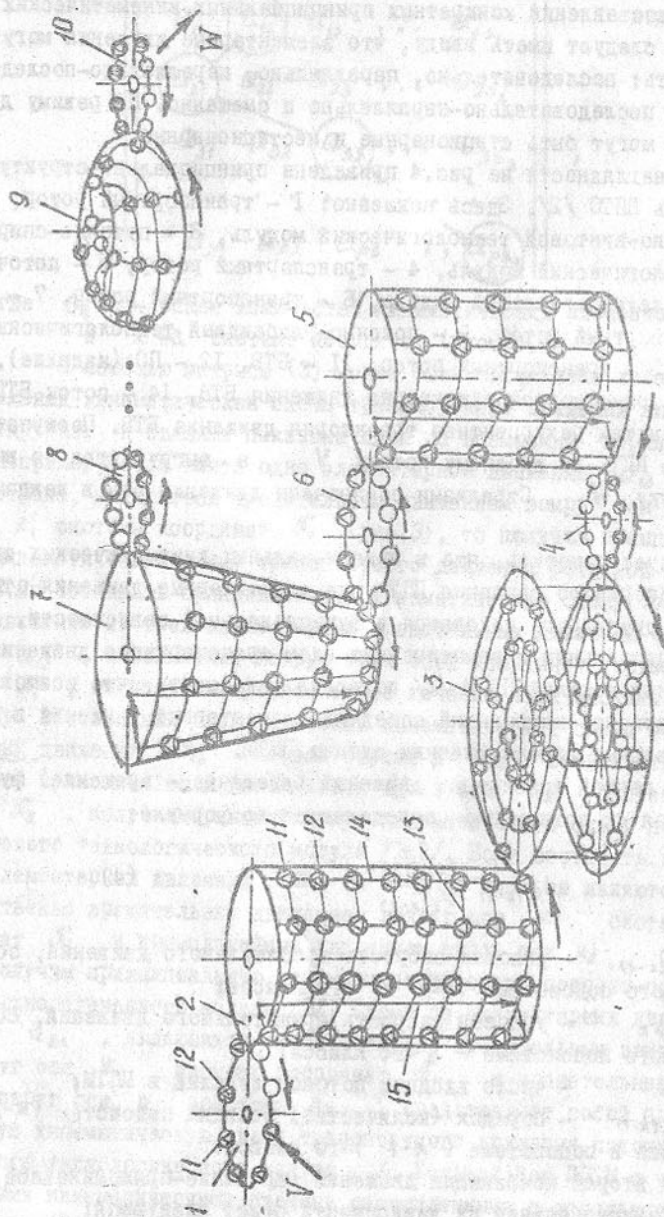


Рис. 4. Принципиально-структурная модель ППТМ

$V_{грк}$  — линейная скорость транспортного движения подсистемы  $k$ -го класса;

$t_k$  — шаг позиций подсистем  $(k-1)$ -го класса в подсистеме  $k$ -го класса;

$U_{ik}$  — порядок (количество) позиций подсистем  $(k-1)$ -го класса в подсистеме  $k$ -го класса.

Функциональная зависимость третьей комбинации движений (прямолинейное движение — вращение) находится на основании выражения:

$$V_{гр(k-1)} = \frac{K_0 t_{(k-1)} \omega_{гр k}}{2\pi} \quad (6)$$

где  $V_{гр(k-1)}$  — линейная скорость транспортного движения подсистемы  $k$ -го класса;

$t_{(k-1)}$  — шаг позиций подсистем  $(k-2)$ -го класса в подсистеме  $(k-1)$ -го класса.

Функциональная зависимость четвертой комбинации движений (прямолинейное — прямолинейное движение) определяется по выражению:

$$V_{гр(k-1)} = \frac{K_0 V_{гр k}}{V_{i(k-1)}} \quad (7)$$

С помощью выражений (4)...(7) составляется цепочка детерминированных функциональных зависимостей элементарных транспортных движений для любой принципиальной кинематической схемы ППТМ.

Технологическая машина в процессе изготовления изделий совершает две основные и противоположные функции: технологическое движение орудий обработки, необходимое для изготовления изделия, и транспортное движение, реализующее подачу изделий и орудий обработки в технологическую зону. Исходя из этого положения и учитывая, что технологическая машина должна обладать качеством непрерывности технологического и транспортного движений, Кошкин Л.Н. /6/ предложил классификацию технологических машин, в основу которой положен характер отношений транспортного и технологического движений между собой и их влияние на производительность и конструктивные особенности машин. По этому критерию все технологические машины разделены на четыре класса.

Однако анализ этих технологических машин /6/ показал, что во всех рассмотренных четырех классах машин отношение технологического движения осуществляется только к одному элементарному транспортному движению, а именно вращательному или прямолинейному.

В ППТМ транспортное движение имеет сложную структуру, состоящую из группы элементарных движений. При этом каждое элементарное движение в сложном транспортном движении может иметь различный характер сочетания с технологическим движением и соответственно иметь любой из четырех классов классификации технологических машин. Благодаря тому, что транспортное движение ППТМ состоит из группы элементарных движений, то по характеру отношения каждого элементарного транспортного движения с технологическим движением, ППТМ можно представить группой классов технологических машин, составленной из комбинации четырех классов. Полное множество возможных вариантов различных сочетаний классов технологических машин для ППТМ может быть определено по формуле:

$$R_i = 4^p,$$

где  $p$  — количество элементарных движений принципиальной кинематической схемы транспортного движения ППТМ.

На основании приведенных исследований, известную классификацию технологических машин /6/ можно дополнить пятым классом, состоящим из различных комбинаций известных четырех классов, определяющихся по каждому элементарному движению сложной структуры транспортного движения в ППТМ /2/. Анализ пятого класса технологических машин позволил разработать ряд качественно новых ППТМ, защищенных авторскими свидетельствами на изобретения /2/, и классифицировать их в зависимости от структуры классов машин и элементарных транспортных движений.

Учитывая выражения (1) и (2), для  $i$ -го ППТМ ППТС, символическая математическая модель структуры кинематики технологических и транспортных движений для любого БТВ представляем следующим образом:

$$Ort(x_i, y_i, z_i)_{\eta_i} = Ort(x_0, y_0, z_0)_{\eta_0} \cup Ort_{tr}(x_i, y_i, z_i)_{\eta_i}, \quad (8)$$

где  $Ort(x_i, y_i, z_i)_{\eta_i}$  — группа всех технологических и транспортных движений в системе координат  $x_i, y_i, z_i$  для одного любого БТВ  $i$ -го ППТМ.

В теории ППТС возникает необходимость в многократном преобразовании координат. Переход от системы  $\mathcal{P}_0$  к системе координат  $\mathcal{P}_i$  осуществляется через ряд промежуточных систем координат:

$$\Gamma_i = M_{ip} \prod_{k=p}^{k=i-1} (M_{k(k-1)} M_{k(k-1)}^n) \Gamma_0, \quad (9)$$

где  $\Gamma_i$  и  $\Gamma_0$  — столбцовые матрицы радиусов — векторов одной и той же точки в системах  $\mathcal{P}_i$  и  $\mathcal{P}_0$ ;

$M_{ip}$  — матрица преобразования аффинной системы координат от  $\mathcal{P}_p$  к  $\mathcal{P}_i$ ;

$M_{k(k-1)}$  — матрица преобразования аффинной системы координат при переходе от системы  $\mathcal{P}_{(k-1)}$  к системе  $\mathcal{P}_k$ ;

$M_{k(k-1)}^n$  — матрица преобразования аффинного пространства движений при переходе от системы координат  $\mathcal{P}_{(k-1)}$  к системе  $\mathcal{P}_k$ .

В том обозначение

$$M_{i0} = M_{ip} \prod_{k=p}^{k=i-1} (M_{k(k-1)} M_{k(k-1)}^n). \quad (10)$$

Учитывая выражение (10), уравнение (9) будет следующее

$$\Gamma_i = M_{i0} \Gamma_0 \quad (11)$$

Продифференцировав выражение (11), получим формулу для нахождения скорости перемещения точки системы  $\mathcal{P}_i$  в

$$\dot{\Gamma}_i = \dot{\Gamma}_i = \frac{dM_{i0}}{dt} \Gamma_0 + M_{i0} \dot{\Gamma}_0.$$

Проделяв еще одно дифференцирование, найдем ускорение точки системы  $\mathcal{P}_0$  в  $\mathcal{P}_i$

$$a_i = \ddot{\Gamma}_i = \frac{d^2 M_{i0}}{dt^2} \Gamma_0 + 2 \frac{dM_{i0}}{dt} \dot{\Gamma}_0 + M_{i0} \ddot{\Gamma}_0.$$

Любой ППТМ имеет  $p$  классов подсистем, при этом в соответствии с работой /2/ каждая подсистема  $k$ -го класса имеет  $\nu_{ik}$  позиций подсистем  $(k-1)$ -го класса. Принимая это во внимание и учитывая выражение (8) запишем общую символическую математическую модель структуры кинематики  $i$ -го ППТМ:

$$Ort(x_i, y_i, z_i) = \bigcup_{\eta_{ip}^1}^{\nu_{ip}^1} \dots \bigcup_{\eta_{i2}^1}^{\nu_{i2}^1} \bigcup_{\eta_{i1}^1}^{\nu_{i1}^1} Ort(x_i, y_i, z_i)_{\eta_{i1}^1}, \quad (12)$$

где  $Ort(x_i, y_i, z_i)$  — группа всех технологических и транспортных движений в системе координат  $x_i, y_i, z_i$  для всех БТВ  $i$ -го ППТМ.

Далее рассмотрим кинематику передачи изделий между смежными технологическими машинами. На рис.5 представлена схема взаимного

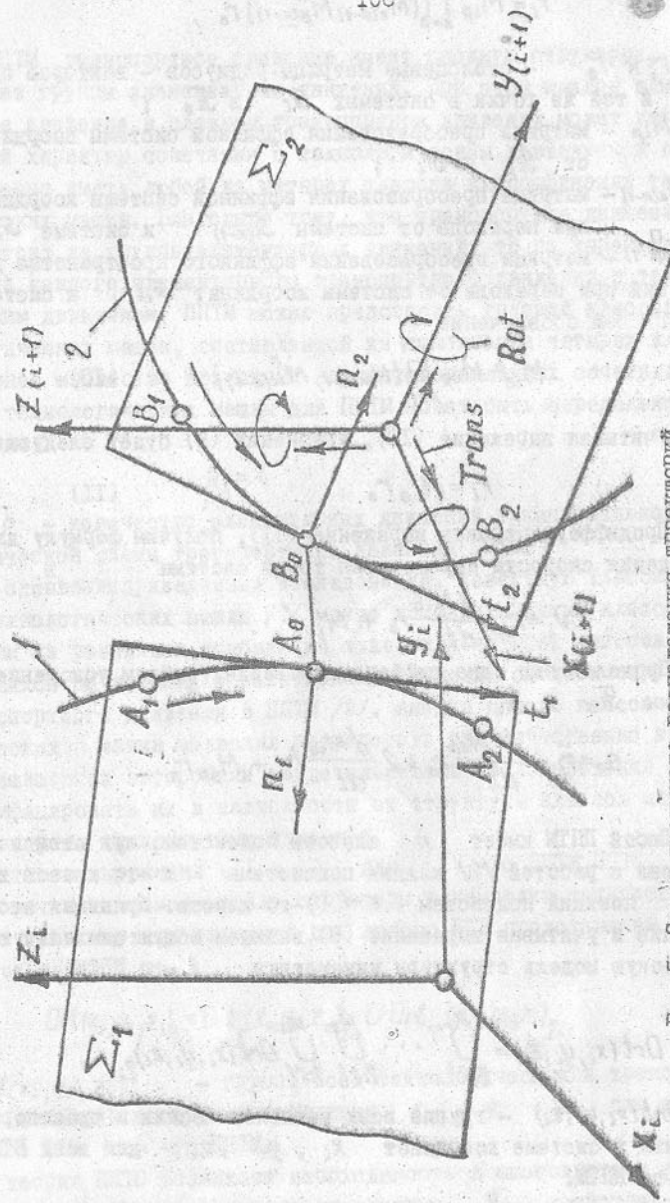


Рис. 5. Схема взаимного расположения траекторий движения БТВ смежных ШТМ

расположения траекторий движения БТВ (несущих органов и приемников) смежных ШТМ. В системе координат  $x_i, y_i, z_i$  цифрой 1 обозначена траектория движения несущих органов  $i$ -го ШТМ, а в системе координат  $x_{(i+1)}, y_{(i+1)}, z_{(i+1)}$  цифрой 2 показана траектория движения приемников  $(i+1)$ -го модуля. Точками  $A_1, A_2$  и  $B_1, B_2$  обозначены зоны траекторий, в которых производится передача изделий с одного ШТМ на другой. Расстояние  $A_0B_0$  является кратчайшим между траекториями 1 и 2. Здесь  $n_1$  и  $n_2$  нормали проведенные к траекториям в точках  $A_0$  и  $B_0$ , а  $t_1$  и  $t_2$  касательные проведенные к тем же точкам траектории. При этом нормали и касательные располагаются в плоскостях: для  $i$ -го ШТМ в плоскости  $\Sigma_1$ , а для  $(i+1)$ -го ШТМ в плоскости  $\Sigma_2$ . Стрелками, расположенными возле траекторий движений БТВ, показаны направления движения несущих органов и приемников. При помощи групп Trans и Rot можно воссоздать любое положение траектории 2 относительно 1, встречающихся на практике.

Каждое индивидуальное расположение траекторий 1 и 2 относительно друг друга определяет свою конкретную граничную кинематическую схему, посредством которой изделие передается с траектории 1 на траекторию 2 из несущих органов в приемники. Все частные случаи кинематики движений, необходимые для передачи изделий между смежными ШТМ, можно составить с помощью граничной универсальной принципиальной кинематической схемы, математическая модель структуры которой следующая:

$$Ort(x_{ri}, y_{ri}, z_{ri}) = Trans(x_{ri}, y_{ri}, z_{ri}) \cup Rot(x_{ri}, y_{ri}, z_{ri}), \quad (13)$$

где  $Ort(x_{ri}, y_{ri}, z_{ri})$  - группа всех движений граничной принципиальной кинематической схемы в системе координат  $x_{ri}, y_{ri}, z_{ri}$  для  $i$ -го ШТМ;

$Trans(x_{ri}, y_{ri}, z_{ri})$  - группа параллельных переносов;

$Rot(x_{ri}, y_{ri}, z_{ri})$  - группа вращений.

Учитывая выражения (12) и (13), общую универсальную математическую модель сложной структуры кинематики ШТМС представим зависимостью:

$$Ort(x, y, z) = \bigcup_{i=1}^n [Ort(x_i, y_i, z_i) \cup Ort(x_{ri}, y_{ri}, z_{ri})] \quad (14)$$

где  $Ort(x, y, z)$  – группа всех движений ППТС в системе координат  $x, y, z$  ;  
 $n$  – количество ППТМ в ППТС.

С помощью общей универсальной символической математической модели сложной структуры кинематики ППТС, представленной выражением (14), можно описать кинематику любой ППТС, реализующей сложные целевые технологические функции при изготовлении изделий.

Таким образом, в представленной работе разработана методика синтеза принципиальных кинематических схем ППТС, основывающаяся на многуровневом морфологическом анализе кинематики и позволяющая систематически исследовать все мыслимые варианты схем, вытекающих из закономерностей строения универсальных принципиальных кинематических схем. Показаны основные пути создания новых вариантов принципиальных кинематических схем ППТМ, в том числе и патентоспособных. Расширена классификация технологических машин и создан их пятый класс – ППТМ, основанный на различных комбинациях известных четырех классов технологических машин, определяющихся по каждому из элементарных движений сложной структуры транспортного движения ППТМ. Полученные результаты являются основой для создания технологических систем нового поколения, способных комплексно решать вопросы автоматизации и интенсификации производственных процессов.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Михайлов А.Н. Основы теории поточно-пространственных технологических систем. // Вестник машиностроения, 1991, № 4. С.58-60.
2. Михайлов А.Н. Разработка методов проектирования высокоэффективных поточно-пространственных технологических систем. Автореф. дис. ... д-ра техн. наук. – Киев, 1992. – 33 с.
3. Михайлов А.Н., Терник Н.Э. Прогрессивные методы производства изделий на поточно-спиральных технологических модулях. // Технология и организация производства, 1990, № 3. – С.15-18.
4. Михайлов А.Н., Терник Н.Э. Высокопроизводительные поточно-глобальные технологические модули // Кузнечно-штамповочное производство, 1991, № 9, – С.24-27.

5. Михайлов А.Н. Перспективы развития высоких технологий. // Резание и инструмент. – Харьков: ХПИ, 1993. Вып. 48. – С.39-41.

6. Кошкин Л.Н. Комплексная автоматизация производства на базе роторных линий. – М.: Машиностроение, 1972. – 351 с.



# СИНТЕЗ ПОТОЧНО-ПРОСТРАНСТВЕННЫХ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ СИСТЕМ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ МЕТОДОВ МОДЕЛИРОВАНИЯ

Михайлов А.Н.

Проектирование технологических машин и систем представляет собой сложную многокритериальную задачу синтеза, решение которой сводится к направленному поиску оптимального компоновочного варианта оборудования по обобщающему критерию качества создаваемой системы, соответствующего экстремуму целевого функционала. При этом использование различных типов моделей существенно упрощает этот процесс. Поэтому в предлагаемой работе сделана попытка создания основ проектирования высокоэффективных поточно-пространственных технологических систем (ППТС) с использованием методов моделирования.

ППТС /1-4/ относятся к сложным технологическим системам непрерывного действия, создание которых основывается на новых принципах компоновки и проектирования. Они являются технологическими системами нового поколения, имеют качественно новые свойства и технологические возможности, позволяют существенно повысить уровень автоматизации и интенсификации производственных процессов /5/. При этом процесс проектирования ППТС имеет специфические особенности и поэтому должен базироваться на системном подходе.

Для создания ППТС были исследованы закономерности, влияющие на изменение параметров автоматизации и интенсификации технологических систем непрерывного действия. Это позволило сформулировать и обосновать общий теоретический подход в решении проблемы создания и функционирования высокоэффективных технологических систем непрерывного действия /5/. Разработанные новые теоретические принципы проектирования обеспечили возможность решить отдельные вопросы общего теоретического подхода в создании и функционировании высокоэффективных ППТС /2/.

Основным при создании ППТС является переход от плоской линейной компоновки технологических элементов (роторные и роторно-конвейерные машины) к поверхностно-пространственной и затем к объемно-пространственной компоновке технологических элементов, что обеспечивает качественное изменение плотности и интенсивности потоков предметов обработки (изделий) в пространственной технологической зоне и позволяет существенно повысить производительность создаваемых технологических систем непрерывного дей-

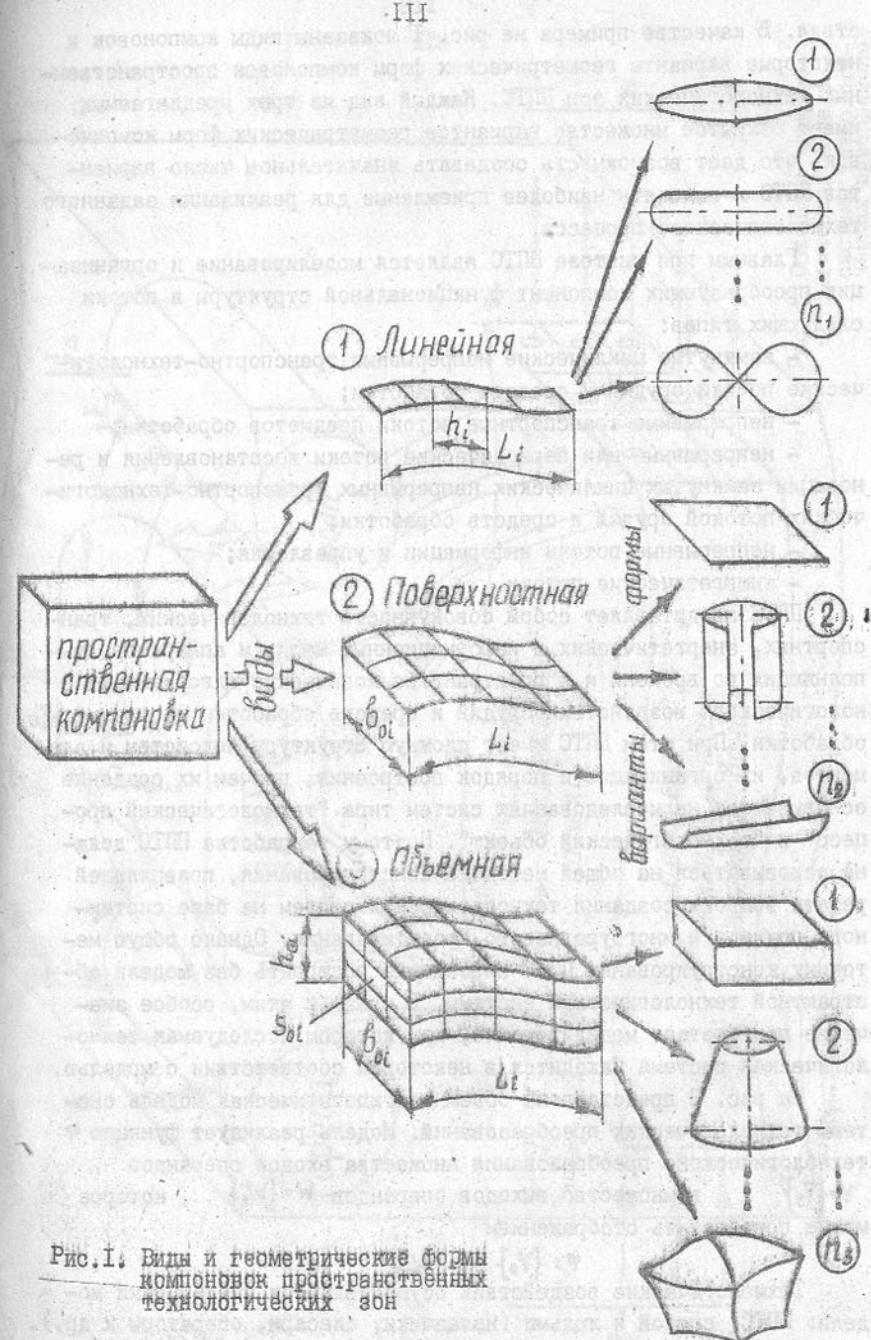


Рис.1. Виды и геометрические формы компоновок пространственных технологических зон

ствия. В качестве примера на рис. 1 показаны виды компоновок и некоторые варианты геометрических форм компоновок пространственных технологических зон ППТС. Каждый вид из трех предлагаемых имеет открытое множество вариантов геометрических форм компоновки, что дает возможность создавать значительное число вариантов ППТС и выявлять наиболее приемлемые для реализации заданного технологического процесса.

Главным при синтезе ППТС является моделирование и организация преобразующих компонент функциональной структуры в потоки следующих типов:

- замкнутые циклические непрерывные транспортно-технологические потоки орудий и средств обработки;
- непрерывные транспортные потоки предметов обработки;
- непрерывные или периодические потоки восстановления и реновации замкнутых циклических непрерывных транспортно-технологических потоков орудий и средств обработки;
- непрерывные потоки информации и управления;
- энергетические потоки.

ППТС представляет собой совокупность технологических, транспортных, энергетических и информационных машин и аппаратов, выполняющих во времени и в пространстве логические алгоритмы технологического воздействия орудий и средств обработки на предметы обработки. При этом ППТС имеет сложную структуру подсистем и элементов, их организацию и порядок построения, причем их создание основывается на исследованиях систем типа "технологический процесс" и "технологический объект". Поэтому разработка ППТС должна основываться на общей методике конструирования, позволяющей решать вопросы создания технологических систем на базе системного подхода и многоуровневого проектирования. Однако общую методику конструирования ППТС невозможно построить без модели абстрактной технологической системы. В связи с этим, особое значение приобретает моделирование, при котором исследуемая технологическая система находится в некотором соответствии с моделью.

На рис. 2 представлена объемная гипотетическая модель системы технологических преобразований. Модель реализует функцию  $\Phi$  технологического преобразования множества входов операндов  $V = \{V_s\}$  в множество выходов операндов  $W = \{W_i\}$ , которое можно представить отображением

$$\Phi: \{V_s\} \rightarrow \{W_i\}.$$

Технологические воздействия осуществляются операторами модели: ППТС, средой и людьми (наладчики, слесари, операторы и др.).

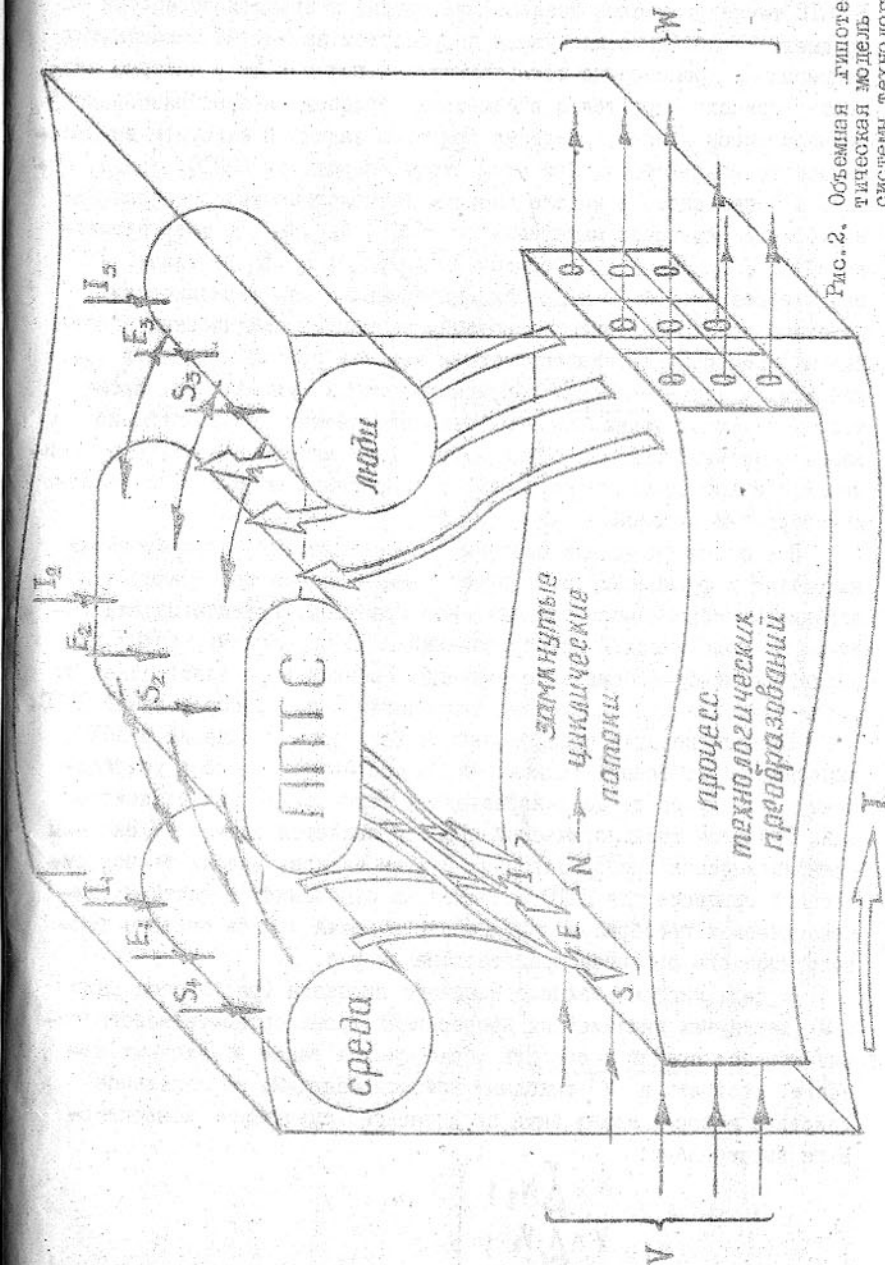


Рис. 2. Объемная гипотетическая модель системы технологических преобразований

В ППТС технологическое воздействие орудий и средств обработки на предметы обработки реализуются посредством замкнутых циклических непрерывных транспортно-технологических потоков  $N$ , которые совместно транспортируются с предметами обработки в пространственной технологической зоне, реализуя при этом заданный алгоритм технологического воздействия. При этом входы операторов (ППТС, среда, люди), в общем виде, в модели системы технологических преобразований (рис.2) являются материального ( $S_1, S_2, S_3$ ), энергетического ( $E_1, E_2, E_3$ ) и информационного ( $I_1, I_2, I_3$ ) типов. Эти входы в реальной ППТС являются непрерывными или периодическими потоками восстановления и реновации замкнутых циклических непрерывных транспортно-технологических потоков орудий и средств обработки, а также содержат непрерывные потоки управления. Кроме того, операторы модели системы технологических преобразований взаимодействуют между собой и имеют связи материального, энергетического и информационного типов, обозначенные на рис. 2 с помощью дугообразных стрелок.

Все элементы модели системы технологических преобразований находятся и функционируют в определенном объеме пространства и ограничены объемно-пространственной границей. Граница модели системы технологических преобразований ППТС определяет ее как пространственно-функциональную единицу. Граница определяет объем и место действия модели системы технологических преобразований ППТС.

Технологические преобразования заготовок в изделия в ППТС выполняются на основе технологии, представляющей собой упорядоченную совокупность целенаправленных технологических воздействий. При этом технологический процесс является элементом системы технологических преобразований. В этом случае, модель технологического процесса для ППТС строится на отношениях в системе технологических преобразований. Гипотетическая модель системы технологического процесса представлена на рис. 3.

Модель системы технологического процесса (рис.3) содержит  $V$  замкнутых циклических непрерывных транспортно-технологических потоков орудий и средств обработки, а также  $V$  входных потоков заготовок и  $V$  выходных потоков изделий, параллельное действие которых может быть представлено следующими конъюнктивными выражениями:

$$\left. \begin{aligned} N &= \bigwedge_{\eta=1}^V N_{\eta}; \\ V &= \bigwedge_{\eta=1}^V V_{\eta}; \\ W &= \bigwedge_{\eta=1}^V W_{\eta}. \end{aligned} \right\}$$

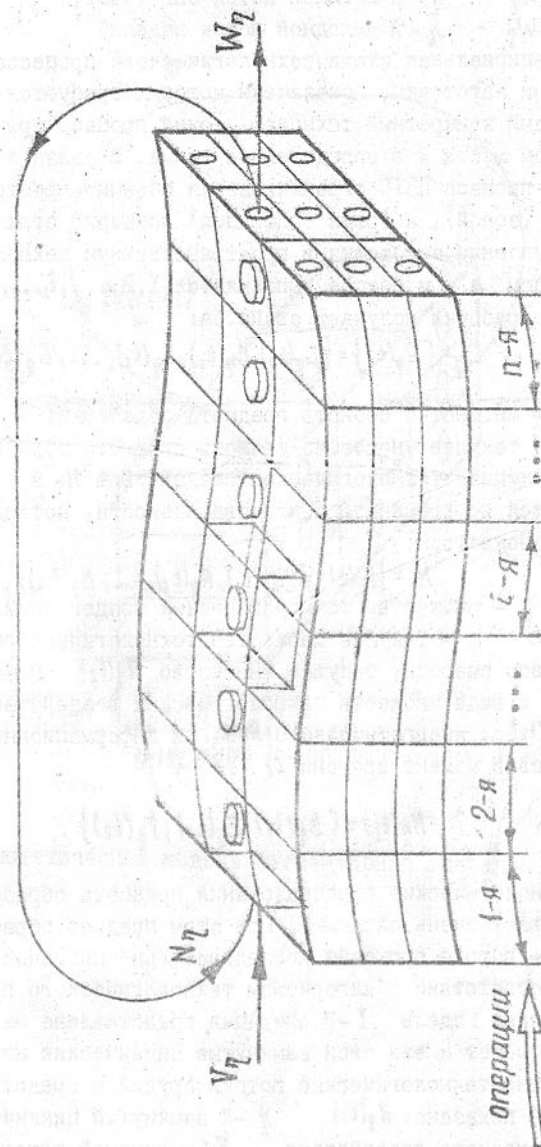


Рис. 3. Объемная гипотетическая модель системы технологического процесса

где  $N_{\eta}$  -  $\eta$ -й замкнутый непрерывный циклический поток технологического воздействия (транспортно-технологический поток орудий и средств обработки);

$V_{\eta}$  -  $\eta$ -й входной поток заготовок;

$W_{\eta}$  -  $\eta$ -й выходной поток изделий.

Принципиальная схема технологического процесса определяется свойствами заготовки, показатели которых требуется изменить. При этом каждый конкретный технологический процесс происходит в определенном месте и в определенное время. В связи с этим, технологический процесс ППТС ограничивается объемно-пространственной границей (зоной), а время (операция) показано стрелкой (рис.3). При поступлении заготовки в пространственную технологическую зону в каждом  $\eta$ -м потоке выполняется  $1, 2, \dots, i, \dots, N$  операции, и предмет обработки получает свойства:

$$C_{\eta} = \{C_{\eta}(t)\} = \{C_{\eta}(t_1), C_{\eta}(t_2), C_{\eta}(t_3), \dots, C_{\eta}(t_n)\},$$

где

$C_{\eta}$  - множество свойств предмета обработки;

$C_{\eta}(t_i)$  - текущее множество свойств предмета обработки.

Совокупное технологическое воздействие  $N_{\eta}$  в  $\eta$ -м потоке реализуется во временной последовательности, которое можно представить множеством:

$$N_{\eta} = \{N_{\eta}(t_i)\} = \{N_{\eta}(t_1), N_{\eta}(t_2), \dots, N_{\eta}(t_n)\},$$

где  $N_{\eta}$  - множество технологических воздействий;

$N_{\eta}(t_i)$  - текущее множество технологического воздействия.

В свою очередь, текущее множество  $N_{\eta}(t_i)$  может быть представлено в виде множества технологических воздействий материального  $S_{\eta}(t_i)$ , энергетического  $E_{\eta}(t_i)$  и информационного  $I_{\eta}(t_i)$  характеров в момент времени  $t_i$

$$N_{\eta}(t_i) = \{S_{\eta}(t_i), E_{\eta}(t_i), I_{\eta}(t_i)\}. \quad (1)$$

Технологические преобразования предмета обработки в ППТС часто бывает очень сложными. При этом предмет обработки в каждом  $\eta$ -м потоке проходит последовательно многочисленные операции в соответствии с алгоритмом технологического процесса. Гипотетическая модель  $i$ -й операции представлена на рис. 4. Каждая операция может иметь свои замкнутые циклические непрерывные транспортно-технологические потоки орудий и средств обработки. На рис. 4 показано:  $N_{\eta}(t_i)$  -  $\eta$ -й замкнутый циклический поток технологического воздействия,  $V_{\eta i}$  - входной поток предметов обработки,  $W_{\eta i}$  - выходной поток предметов обработки.

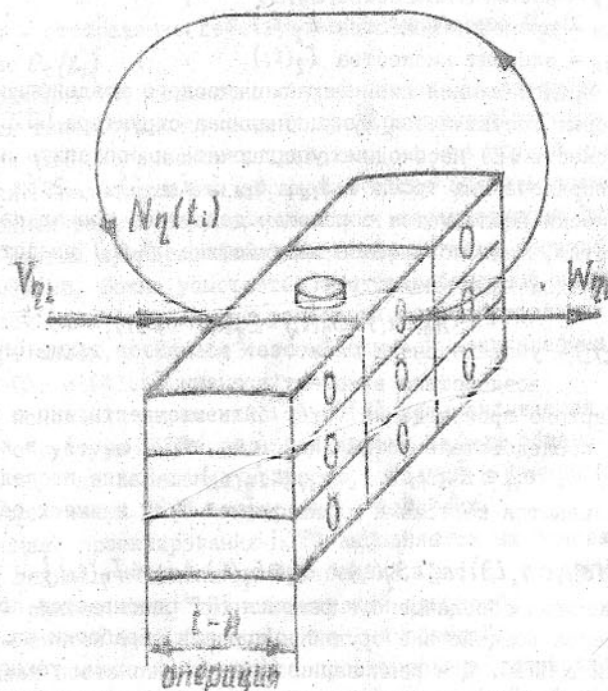


Рис. 4. Гипотетическая модель элементарной операции

Элементы множества (I) можно представить следующим образом:

$$\left. \begin{aligned} S_{\eta}(t_i) &= \{s_{i1}, s_{i2}, \dots, s_{ik}\}; \\ E_{\eta}(t_i) &= \{e_{i1}, e_{i2}, \dots, e_{ik}\}; \\ I_{\eta}(t_i) &= \{l_{i1}, l_{i2}, \dots, l_{ik}\}; \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

где  $s_{ik}$  - элемент множества  $S_{\eta}(t_i)$ ;   
 $e_{ik}$  - элемент множества  $E_{\eta}(t_i)$ ;   
 $l_{ik}$  - элемент множества  $I_{\eta}(t_i)$ .

Для представления схем технологического воздействия, на базе которых составляется функциональная структура ППТС, элементы множеств (2) необходимо упорядочить и составить их в множества упорядоченных троек ( $s_{ik}, e_{ik}, l_{ik}$ ). Этот процесс математически реализуется с помощью декартова произведения. В связи с этим, технологическое воздействие  $N_{\eta}(t_i)$  представляем новым упорядоченным множеством:

$$N_{\eta}(t_i) = S_{\eta}(t_i) \times E_{\eta}(t_i) \times I_{\eta}(t_i),$$

где  $N_{\eta}(t_i)$  - упорядоченное множество элементов технологического воздействия в момент времени  $t_i$ .

Декартово произведение может быть отождествлено с множеством всех последовательностей вида ( $s_{ik}, e_{ik}, l_{ik}$ ), в которых  $s_{ik} \in S_{\eta}(t_i)$ ,  $e_{ik} \in E_{\eta}(t_i)$ ,  $l_{ik} \in I_{\eta}(t_i)$ . Такие последовательности называются кортежами длины равной трем и имеют обозначение

$$N_{\eta}(t_i) = \{(s_{ik}, e_{ik}, l_{ik}) | s_{ik} \in S_{\eta}(t_i) \wedge e_{ik} \in E_{\eta}(t_i) \wedge l_{ik} \in I_{\eta}(t_i)\}. \quad (3)$$

С помощью обобщающего выражения (3) описывается любое технологическое воздействие орудий и средств обработки на предмет обработки в ППТС. Для реализации конкретной схемы технологического воздействия на предмет обработки, например термообработка, физико-химические методы обработки или обработка резанием, задаются кортежи соответствующие данному типу обработки, а элементы выбираются в соответствии с режимами технологического воздействия. При этом часть кортежей или элементы кортежей могут принимать значения пустого множества.

Рассматривая процессы технологических преобразований заготовки в изделие, можно отметить, что заданные свойства  $C_{\eta}(t_i)$  предмета обработки получаются в результате целенаправленного технологического воздействия  $N_{\eta}(t_i)$  орудий и средств обработки в момент времени  $t_i$ . В то же время, именно свойства  $C_{\eta}(t_i)$  предмета обработки, например физико-механические свойства, геометрическая форма и размеры предмета обработки, являются характеристическим образом технологического воздействия

$N_{\eta}(t_i)$ , которое является прообразом свойства. В этом случае, процесс технологических преобразований заготовки в изделие представляет собой отображение прообразов  $S_{\eta}(t_i), E_{\eta}(t_i), I_{\eta}(t_i)$  на (\*) образ  $C_{\eta}(t_i)$ . Поэтому можно записать выражение для взаимно-однозначного (биективного) отображения:

$$f: N_{\eta}(t_i) \rightarrow C_{\eta}(t_i), \quad (4)$$

где  $f$  - отображение действующее из множества  $N_{\eta}(t_i)$  в множество  $C_{\eta}(t_i)$ .

Выражение (4) совместно с уравнением (3) являются общими для любых типов технологических преобразований заготовки в изделие при технологическом воздействии на нее орудий и средств обработки. Анализируя эти выражения можно выявить полное множество возможных вариантов топологических характеристик формообразований и других преобразований изделий, а также произвести их классификацию. Можно усмотреть, что разработанные в работе /6/ зависимости для определения топологии формообразования поверхностей резанием, являются частным случаем предлагаемых общих выражений (3) и (4).

На основании выражений (3) и (4) устанавливается функциональная структура ППТС и решаются другие задачи общего теоретического подхода в решении вопросов создания и функционирования высокоэффективных ППТС непрерывного действия.

Процесс проектирования ППТС выполняется на основании модели системы технологических преобразований (рис.2) по двум уровням:

- 1 - синтез типа "технологический процесс",
- 2 - синтез типа "технологический объект".

Такая постановка процесса проектирования позволяет целостно трактовать заданную техническую проблему с позиций системного подхода и применять методы автоматизированного проектирования ППТС. Каждый уровень процесса проектирования имеет несколько подуровней. На первом уровне проектирования имеются следующие подуровни:

- I.1 - разработка алгоритма технологического процесса;
  - I.2 - определение схемы технологического воздействия для  $i$ -й операции;
  - I.3 - определение уровня концентрации операций для  $i$ -й операции;
  - I.4 - организация структуры  $i$ -й операции.
- Второй уровень проектирования типа "технологический объект" имеет следующие подуровни (уровни абстрагирования):

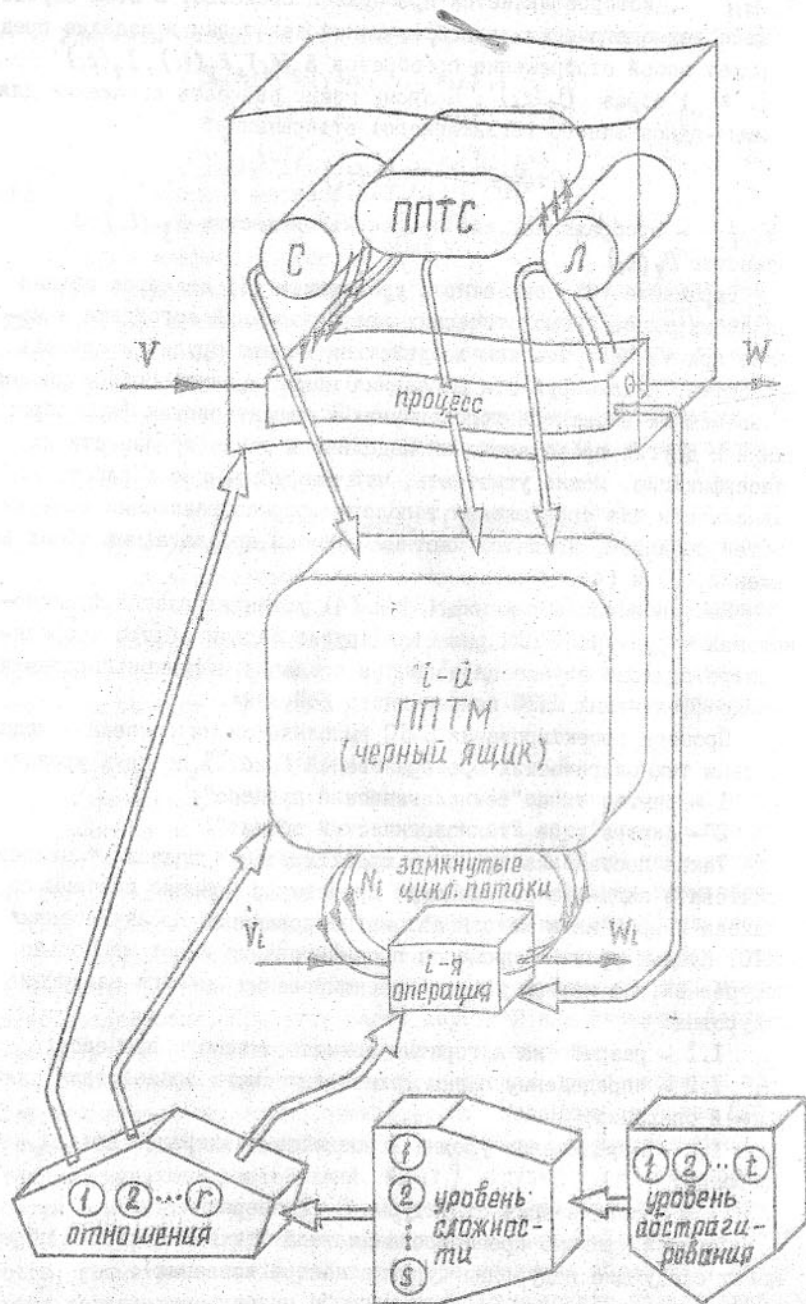


Рис. 5. Модель системы построения ППТС

- 2.1 - разработка функциональной структуры;
- 2.2 - разработка организационной структуры;
- 2.3 - разработка компоновочной схемы (параметрический синтез);
- 2.4 - оптимизация: выбор из общего числа решений предыдущего процесса такого, которое удовлетворяет граничным условиям и обеспечивает экстремум целевого функционала [7].

Подуровни второго уровня проектирования объединяются с помощью модели построения ППТС, представленной на рис. 5. Эта модель является элементом модели системы технологических преобразований, она объединяет ее с моделью системы типа "технологический процесс".

Представляя ППТС в виде "черного ящика" (рис. 5), выполняется построение и генерирование всех возможных вариантов элементов и систем ППТС. Для реализации отношений между элементами и подсистемами структуры ППТС вводятся геометро-кинематические параметры, обеспечивающие функциональные пространственно-временные зависимости элементов и подсистем относительно друг друга. Процесс проектирования ППТС может иметь несколько уровней сложности проектирования, основные из них следующие:

- 1 - проектирование блока технологического воздействия для  $i$ -й операции;
- 2 - проектирование поточно-пространственного технологического модуля для  $i$ -й операции;
- 3 - проектирование ППТС.

Весьма важно отметить, что используя системный подход и с помощью соответствующих моделей, все уровни и подуровни проектирования ППТС объединяются общей моделью системы технологических преобразований (рис. 6). При этом процесс проектирования ППТС строится таким образом, что выход предыдущего уровня или подуровня проектирования является входом последующего уровня проектирования, то есть процесс проектирования ППТС имеет рекуррентный характер.

Таким образом, разработанный новый теоретический подход, новые принципы и научные положения позволяют выполнять на строгой методологической основе системного подхода многоаспектный анализ и синтез высокоэффективных ППТС непрерывного действия нового поколения. Общая методика синтеза ППТС служит в качестве обобщающей теории создания технологических систем, дает инженерам подход ориентированный на конечную цель - создание ППТС с качественно новыми свойствами и мерой полезности, а также позволяет видеть взаимосвязи, понимать и применять целостность как принцип проектирования.

1. Михайлов А.Н. Основы теории поточно-пространственных технологических систем // Вестник машиностроения, 1991, №4, С.58-60.
2. Михайлов А.Н. Разработка методов проектирования высокоэффективных поточно-пространственных технологических систем. Автореф. дис. ... д-ра техн. наук. - Киев, 1992. - 83 с.
3. Михайлов А.Н., Тернюк Н.Э. Прогрессивные методы производства изделий на поточно-спиральных технологических модулях // Технология и организация производства, 1990, №3, С. 15-18.
4. Михайлов А.Н., Тернюк Н.Э. Высокопроизводительные поточно-глобальные технологические модули // Кузнечно-штамповочное производство, 1991, №3, С.24-27.
5. Михайлов А.Н. Перспективы развития высших технологий // Резание и инструмент. - Харьков: ХПИ, 1993. Вып. 48. С.39-41.
6. Коновалов Е.Г. Основы новых способов металлообработки. - Минск: АН БССР, 1961. - 297 с.
7. Артоболевский И.И., Ильинский Д.Я. Метод синтеза технологических комплексов. В кн. Механика машин. - М.: Наука, вып.45, 1974, с. 133-139.

ПРОГРЕССИВНЫЕ КОНТРОЛЬНО-ИЗМЕРИТЕЛЬНЫЕ КОМПЛЕКСЫ ДЛЯ КОНТРОЛЯ БОЧКООБРАЗНОСТИ ЗУБЬЕВ ЗУБЧАТЫХ МУФТ ОБЩЕГО МАШИНОСТРОЕНИЯ  
Петтик Ю.В., Гуня А.П., Польшченко В.В.

Постоянное повышение качества, расширение номенклатуры машиностроительной продукции требует от производителя постоянного контроля за ходом технологического процесса. Идеальным случаем считается 100%-ный контроль качества выпускаемых изделий, что в свою очередь затрудняет и делает трудоемким контроль в условиях массового, быстрого производства. Поэтому, одним из путей повышения эффективности производства являются аспекты автоматизации контроля выпускаемой продукции.

Разработка новых технологических систем оперативного контроля, нового автоматизированного оборудования и оснастки является актуальной задачей современного машиностроения. Новые технологические системы контроля и оснастки составляют одну из технических основ современных ГАПов.

Задача, связанная с систематизацией общих рекомендаций при выборе комплексного оборудования для приемочного контроля бочкообразности зубьев и разработкой прогрессивного контрольно-измерительного комплекса для контроля величины продольной модификации зубьев деталей зубчатых муфт общего назначения, очень важна в связи с расширением номенклатуры и увеличением их выпуска.

Зубчатые муфты общего назначения по ГОСТ 5006-83 нашли широкое применение для передачи крутящего момента при соединении валов диаметром 40...560 мм в тяжелом машиностроении и металлургии, где затруднена точная установка агрегатов при монтаже. Зубчатая муфта типа МЭП состоит из двух втулок с зубчатыми венцами внешнего зацепления и из двух скрепленных между собой чистыми болтами обойм с зубчатыми венцами внутреннего зацепления. На концах втулок, обращенных друг к другу, делают узкие цилиндрические контрольные пояски. Поверхность контрольного пояса выполняют по девятому качеству (h9) и используют в качестве измерительной базы для контроля соосности и перекося валов при монтаже. Измерительной упорной базой служит торец втулки со стороны контрольного пояса.

Чтобы создать нормальные условия для работы муфты перекося оси каждой втулки относительно обоймы, вызываемый в процессе работы несоосностью соединяемых муфтами валов, не должен быть более чем  $0^{\circ}30'$ . Для компенсации перекося соединяемых валов зубчатые втулки

должны выполняться с эллиптической образующей зубьев – бочкообразным зубом (один из видов продольной модификации).

Бочкообразные зубья втулок зубчатых муфт, как правило, нарезают на зубофрезерных станках и полуавтоматах, оснащенных специальными гидрокопировальными устройствами для осуществления дополнительного перемещения червячной фрезы относительно заготовки в вертикальной плоскости по радиусу  $/I/$ .

При перекосе обоймы бочкообразные зубья втулки скользят по зубьям обоймы не острыми кромками, а боковыми поверхностями, поэтому возникающие в зацеплении силы приложены не по кромкам зубьев, а ближе к середине.

Качество зубчатых венцов втулок и зубчатых муфт в целом должно обеспечиваться системой контроля по нескольким направлениям. Такая система должна включать:

- профилактический контроль обрабатываемого оборудования, режущего инструмента, приспособлений и заготовок деталей;

- технологический (операционный) контроль показателей бочкообразности и вида сопряжения зубьев по боковому зазору (не снимая заготовки со станка);

- приемочный (окончательный) контроль показателей кинематической точности, плавности, вида сопряжения по боковому зазору и бочкообразности, а при наличии соответствующих технологических требований и акустических показателей.

При производстве втулок зубчатых муфт, как и производстве аналогичных зубчатых колес, изготовитель должен стремиться вместо регулярного профилактического, технологического контроля в процессе производства и выборочного приемочного контроля осуществлять 100%-ный контроль выпускаемых зубчатых венцов.

При этом технологический (операционный) контроль использует при наладке технологических операций и для оперативного выявления причин брака.

В зависимости от размеров выпускаемых партий, габаритов, имеющихся на заводе зубообрабатывающих станков и измерительных средств, технологический контроль бочкообразности зубьев втулок зубчатых муфт можно производить по результатам измерения в нескольких сечениях:

- смещения исходного контура от его номинального положения при помощи зубомера смещения ЗЗОI;

- толщины зуба по постоянной хорде или хорде делительной окружности при помощи хордового зубомера ЗИМ-16 или БЗ-5016К;

- отклонения средней длины общей нормали при помощи нормалемера БЗ-5045 или БЗ-5046.

Для этой же цели может быть использован способ контроля зубчатых колес с продольной модификацией зубьев по работе  $/2/$ .

Однако предложенные устройства применяются в мелкосерийном и серийном производстве и использование их в автоматизированном производстве весьма сложно и малоэффективно.

В то же время, при выборе контрольного комплекса для приемочного контроля втулок зубчатых муфт необходимо учитывать следующие общие рекомендации  $/3/$ :

- предпочтение нужно отдавать комплексным показателям;

- рационально применять методы контроля, дающие непрерывную информацию об измеряемом показателе, например, целесообразней контролировать колебание измерительного межосевого расстояния, а не радикальное биение зубчатого венца;

- предпочтение следует отдавать измерениям, проводимым на рабочей оси вращения детали;

- эффективнее применять методы контроля, которые дадут непосредственную оценку показателей точности (не требуется пересчет).

В условиях заводов по ремонту металлургического оборудования приемочный контроль, как правило, производят в центральной измерительной лаборатории с нарушением рекомендаций  $/3/$  на универсальных станковых приборах типа УЗП-400, которые трудно автоматизировать.

Для повышения качества изготовления втулок зубчатых муфт в условиях их серийного роботизированного, быстросменного производства с целью повышения производительности и достоверности приемочного контроля, а также обеспечения возможности его автоматизации предложены устройства для контроля зубчатых колес в беззазорном зацеплении  $/4/$ . Эти устройства могут быть изготовлены путем модернизации приборов типа МЦМ-160, МЦМ-32СМ, МЦМ-400Б, БЗ-5029, а также применяемых в автоматических линиях изготовления зубчатых колес, полуавтоматов и автоматов для двухпрофильного контроля, выпускаемых заводом "Калибр" (БЗ-8010А и БЗ-8011В).

В Донецком государственном техническом университете разработаны прогрессивные контрольно-измерительные комплексы для контроля величины бочкообразности зубьев зубчатых муфт.

Так, одно из устройств для контроля зубчатых колес с продольной модификацией (рис.1а) содержит станину I, установленные на ней измерительную и основные каретки 2 и 3, две оправки 4 и 5, одна из которых закреплена на измерительной каретке 2, индикатор часового типа 6,



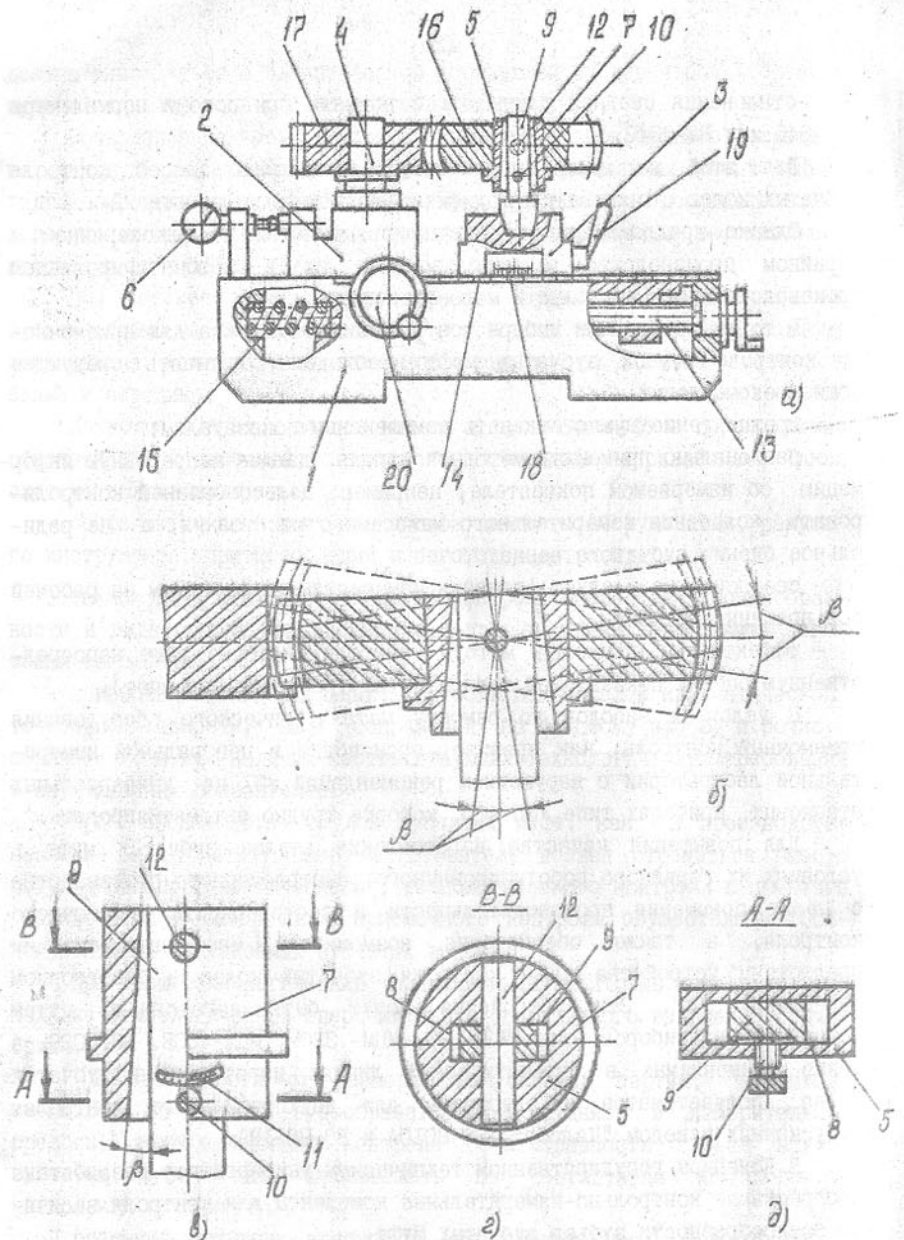


Рис. 1. Устройство для контроля зубчатых колес с продольной модификацией зубьев

закрепленный на станине I и кинематически связанный с измерительной кареткой 2. Оправка 5 (рис. 1б, в, г, д) выполнена в виде цилиндра 7 с прямоугольным конусным отверстием 8, установленного на прямоугольном стержне 9, который жестко связан с кареткой 3. Отверстие имеет угол наклона  $5^\circ$ . Фиксатор угла наклона 10 расположен в нижней части оправки и осуществляет силовое замыкание оправки со стержнем 9. Оправка установлена на стержне 9 с возможностью поворота в плоскости проходящих через оси оправок 4 и 5. Фиксатор 10 обеспечивает фиксацию оправки под углом  $\beta$  (рис. 1) контролируемого колеса по нониусу II на стержне 9, а втулка 12 установленная в оправке и стержне, дает возможность поворачиваться оправке в указанной плоскости.

Кроме того, на рис. 1а изображены: ходовой винт 13, который обеспечивает связь основной каретки 3 и станины I, измерительная шкала 14, закрепленная на измерительной каретке 2, пружина 15, обеспечивающая силовое замыкание каретки 2 и станины I, контролируемое и образцовое колеса 16 и 17, установленные на оправках 5 и 4 соответственно. На основной каретке 3 имеется нониус 18. Зажимная рукоятка 19, обеспечивает силовое замыкание основной каретки 3 и станины I. Маховик 20 установлен на станине I и связан с оправкой 2.

При нарезании бочкообразного зуба (рис. 2 а) зубчатого колеса I червячной фрезой 2 методом отгибания, ось 3 вращения фрезы движется по окружности описанной радиусом смещения исходного контура  $R_0$ , центр  $O'$  которой лежит на средней плоскости 4 зубчатого венца 5 нарезаемого колеса. В сечении зуба сферой радиуса  $R_0$  при положении центра сферы на средней плоскости зубчатого венца толщина зуба постоянна, что обеспечивает постоянство межосевого расстояния в плотном (двухпрофильном) зацеплении проверяемой втулки с образцовым колесом при изменении угла наклона  $\beta$  средней плоскости зубчатого венца проверяемого колеса вокруг центра  $O'$ . На этом свойстве основан принцип работы приборов данной серии.

На рис. 2б приведена развертка сечения  $\alpha$ -а втулки делительным цилиндром, где B- величина бочкообразности, ТБ- допуск на бочкообразность.

При контроле зубчатого колеса нарезанного со смещением исходного контура по радиусу  $R_0$  из рис. 3а видно, что точка L принадлежащая поверхности с постоянной толщиной зуба, для расстояния  $u$  от средней плоскости  $OO''$  зубчатого венца контролируемого колеса удалена от образующей делительного цилиндра на величину  $\delta A_0$ , причём  $\delta A_0 = R_0 - (R_0^2 - u^2)^{0,5}$ . Точка L принадлежит плоскости PK параллельной средней плоскости  $OO''$  зубчатого венца. При повороте

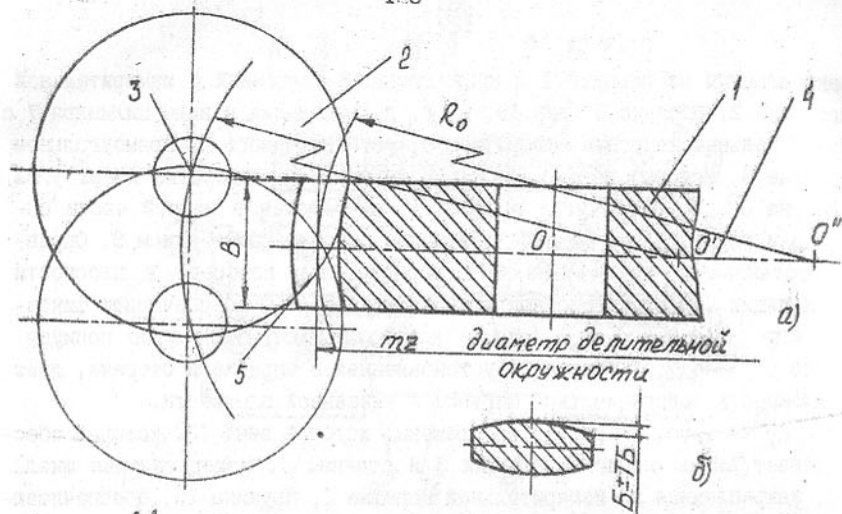


Рис. 2. Схема нарезания бочкообразного зуба

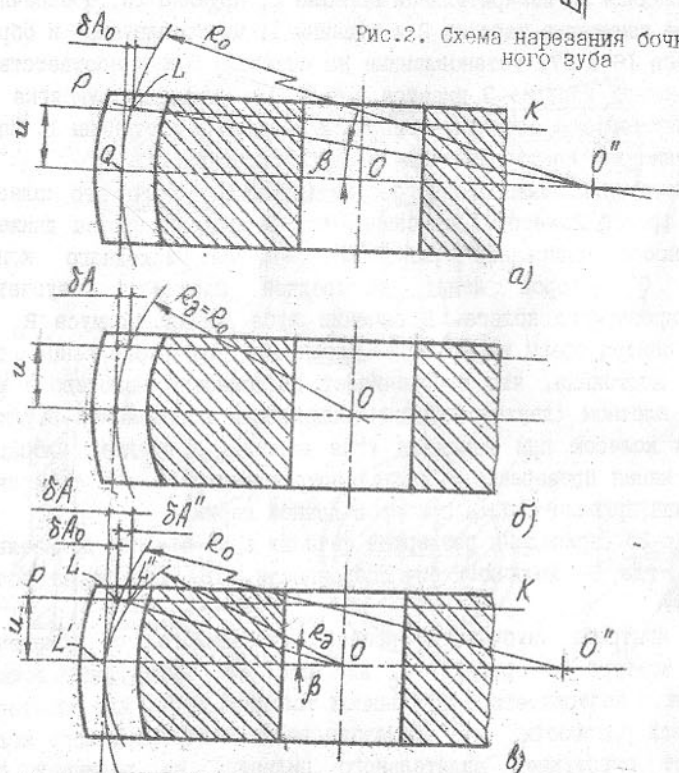


Рис. 3. Схема расчета дополнительного межосевого расстояния.

плоскости  $O''P$  на угол  $\beta$  точка  $L$  переместиться в точку  $Q$ , — точку плотного контакта. Кривизна образующей делительной поверхности уменьшается с увеличением  $R_0$ , и при  $R_0$  стремящемся к бесконечности линия смещения исходного контура приближается к образующей делительного цилиндра, то есть, форма зуба приближается к форме зуба без продольной модификации (прямому зубу).

Частным является случай, когда  $R_0 = R_d$ , где  $R_d$  — радиус делительной окружности колеса. На рис. 3б показана траектория движения исходного контура для этого случая. Величина  $\delta A$  будет находиться из соотношения  $\delta A = R_d - (R_0^2 - u^2)^{0,5}$ .

Рассмотрим общий случай поворота относительно центра  $O$  лежащего на пересечении средней плоскости зубчатого венца колеса и его оси вращения, при нарезании колеса со смещением исходного контура по радиусу  $R_0$  с центром в точке  $O''$ . На рис. 3в представлена схема расчета дополнительного смещения межосевого расстояния контролируемого и образцового колес ( $\delta A''$ ). Так при повороте на угол  $\beta$  относительно  $O$  точка  $L$ , принадлежащая поверхности с постоянной толщиной зуба переместиться в точку  $L'$  и войдет в зацепление с образцовым колесом. Видно, что  $\delta A'' = \delta A - \delta A_0$  — дополнительное смещение межосевого расстояния контролируемого и образцового колес, т.е. межосевое расстояние увеличивается на  $\delta A$ . Если вместо  $\delta A$  и  $\delta A_0$  подставить ранее полученные выражение получим:

$$\delta A'' = \delta A - \delta A_0 = R_d - R_0 - (R_d^2 - u^2)^{0,5} + (R_0^2 - u^2)^{0,5}$$

Величина  $u$  не должна превышать  $B/2$ , где  $B$  — ширина зубчатого венца, иначе контролируемое колесо выйдет из зацепления с образцовым колесом. Следовательно  $\beta_{\max} = \arcsin B/2R_d$ .

Таким образом, зная величину радиуса смещения исходного контура и угол отклонения средней плоскости контролируемого колеса, можно рассчитать дополнительное смещение  $\delta A''$  для данной величины бочкообразности. Это позволяет контролировать зубчатые колеса с различной степенью бочкообразности зубьев на одном приборе, что расширяет функциональные возможности и производительность контроля.

Перед контролем устройство настраивают следующим образом. Основная каретка 2 (рис. 1а) перемещается на станине 1 по направляющим, при помощи ходового винта 13. Каретка становится в нулевом положении и фиксируется зажимной рукояткой 19. Измерительная каретка 3 перемещается по направляющим станины. Пружина 15 поджимает

измерительной каретку 2 к основной 3 и обеспечивает плотное зацепление образцового 17 и контролируемого 16 колес.

В обратном направлении каретка 3 отводится при помощи маховика 20. Так как на станине 1 закреплен индикатор 6, кинематически связанный с измерительной кареткой 2, то перемещение измерительной каретки по отношению к станине 1, а также по отношению к застопоренной на ней основной каретки 2 определяется по показаниям индикатора. Оправка 7 крепится на прямоугольном стержне 9 при помощи втулки 12 с возможностью наклона в плоскости проходящей через оси измерительной и основной оправок. Контролируемое 16 и образцовое колесо 17 могут свободно вращаться вокруг своих осей на оправках. Изменение угла наклона и фиксация оправки 7 осуществляется при помощи стержня 9 фиксатора угла наклона 10, что позволяет осуществлять зацепление по всей ширине зуба, в сечении с постоянной толщиной.

Оправка, обеспечивающая отклонение контролируемого зубчатого колеса 16, устанавливается на цилиндрическую оправку 7, таким образом, чтобы средняя плоскость зубчатого венца контролируемого колеса отклонялась от горизонтального положения на угол  $\beta$ , относительно центра 0, лежащего на пересечении средней плоскости зубчатого венца и оси вращения зубчатого колеса.

После настройки, перед контролем, оси измерительного и контролируемого колес параллельны, при угле наклона средней плоскости зубчатого венца равного нулю.

Для установки межосевого расстояния производится снятие контролируемого и образцового колес. Измерительную каретку устанавливают в среднем положении с помощью поворота маховика 20. Индикатор 6 закрепляют так, чтобы измерительный наконечник прошел около половины своего хода. Передвижением основной каретки 3 (отстопорив рукоятку 19, вращая маховик ходового винта 13) оси оправок 4 и 5 устанавливают с точностью до 0,5 мм по шкале 14, равной номинальному измерительному межосевому расстоянию  $A$ , которое для проверки зубчатых колес 8...10 степени точности может быть подсчитано по зависимостям, приведенных в ГОСТ 16532-70.

Основная каретка 3 закрепляется на станине при помощи рукоятки 19. Затем, корректируется расстояние между осями оправок 4 и 5 с точностью до 0,02 мм по нониусу 18.

Поворачивая измерительное колесо, снимают отсчеты  $\delta A''$  по индикатору 6, отсчитывают текущие значения отклонения измерительного межосевого расстояния на каждом зубе контролируемого колеса  $E_{a''r}$ .

по которым определяют колебания измерительного межосевого расстояния за оборот  $F_{i''r}$  (показатель кинематической точности контролируемого колеса), наибольшее колебание измерительного межосевого расстояния на одном зубе  $f_{i''r}$  (показатель плавности), верхнее  $E_{a''sr}$  и нижнее  $E_{a''ir}$  предельные отклонения измерительного межосевого расстояния (показатели вида сопряжения по боковому зазору). Сравнивая погрешности  $F_{i''r}$ ,  $f_{i''r}$ ,  $E_{a''sr}$  и  $E_{a''ir}$  с соответствующими полями допусков по ГОСТ 1643-81 ( $F_1$ ,  $f_{1r}$ ,  $E_{as}$  и  $E_{ai}$ ), делают вывод о годности контролируемого колеса по показателям кинематической точности, плавности и вида сопряжения по боковому зазору.

Затем освобождается фиксатор 10 и оправка отклоняется на угол  $\beta$  (для зубчатых муфт по ГОСТ 5005-83 угол  $\beta_{max}$  составляет  $9^{\circ}30'$ ) и вновь закрепляют, при этом индикатор покажет величину  $\delta A''$  для данной пары зубьев. Проводят аналогичные измерения при нескольких углах наклона средней плоскости зубчатого венца.

Заключение о правильности нарезанной бочки на зубьях можно сделать по разности между отклонениями измеренного межосевого расстояния при повороте контролируемого колеса на один и тот же угол, при различных углах наклона средней плоскости зубчатого венца контролируемого колеса. Максимальная величина этой разности должна быть в пределах соответствующего поля допуска, то есть величина измеренной бочкообразности находится в пределах исполнительного размера  $B^{\pm} TB/2$ .

Для перехода от межосевого расстояния к бочкообразности, воспользуемся тем, что величина смещения исходного контура  $E_H$  связана с отклонением толщины зуба по постоянной хорде в нормальном сечении  $E_C$  зависимостью:  $E_H = E_C / 2 \operatorname{tg} \alpha_c$ , где  $\alpha_c$  - угол профиля рейки (стандартный угол профиля рейки равен  $20^{\circ}$ ). При переходе к бочкообразности учтем, что в нашем случае  $\delta B = E_C / 2$ , а  $\delta A'' = E_H$ , тогда  $\delta A'' = \delta B / \operatorname{tg} \alpha_c$ .

Таким образом, величина бочкообразности и отклонение межосевого расстояния связаны постоянным коэффициентом  $\operatorname{tg} \alpha_c$ , и о величине бочкообразности можно судить по величине приращения межосевого расстояния.

Вариантом исполнения /4/ является устройство приведенное на рис.4. Оно снабжено рычагом 1, который одним концом крепится на стойке 2 основной каретки 3, а оправка 4 закреплена на другом конце рычага 1. Угол наклона рычага и соответственно контролируемого колеса осуществляется при помощи концевых мер 5 устанавливаемых под упор 6. Центрирующие винты 7 обеспечивают возможность наклона контролируемого колеса на каретке. Данное устройство реализует

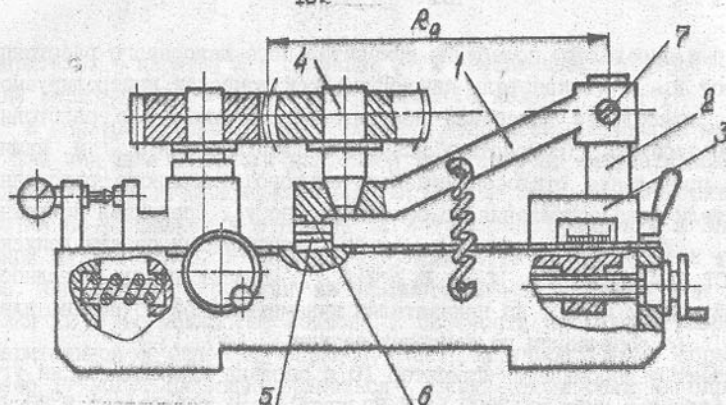


Рис. 4. Устройство для контроля зубьев зубчатых колес

возможность контроля бочкообразности при одном радиусе смещения фрезы равно  $R_0$ .

Параллельно с индикатором приборы типа МДМ снабжаются электронными блоками автоматической обработки информации, а также самописцами, которые непрерывно фиксируют величину отклонения  $A$  ( $E_{a,r}$ ) на бумагу. Расшифровка диаграмм производится аналогично анализу показаний индикатора. Это позволяет автоматизировать приемочный контроль зубчатых колес с бочкообразными зубьями, таких как втулки зубчатых муфт, т.е. резко повысить его скорость и эффективность.

Устройство экономически целесообразно использовать в условиях серийного роботизированного производства зубчатых муфт.

В настоящее время ведутся работы по совершенствованию конструкции устройства.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Производство зубчатых колес. Справочник. Под ред. Е.А.Тайца. - М.: Машиностроение, 1975. - 728 с.
2. А.с. 1231384 (СССР). Способ контроля зубчатых колес с продольной модификацией зубьев. /В.В.Польченко, А.П.Гуля, Ю.В.Петтик и др. Опубл. в Б.И., 1986, № 18.
3. Справочник контролера машиностроительного завода. Допуски, посадки, линейные измерения. Под. ред. А.И.Якушева. - М.: Машиностроение, 1980. - 527с.
4. А.с. 1186931 (СССР). Устройство для контроля зубчатых колес в беззазорном зацеплении. /А.П.Гуля, Ю.В.Петтик, В.А.Финиченко и др. Опубл. в Б.И., 1985, № 39.

#### СОДЕРЖАНИЕ

	Стр.
Горкуша А.Е., Кучер Т.В. К вопросу расчета подшипника скольжения с системой продольных канавок .....	3
Гусев В.В. Повышение качества и долговечности изделий из керамики за счет применения прогрессивных схем шлифования .....	14
Будылов В.В., Калафатова Л.П., Феник Л.Н. Основы разработки рациональных технологических процессов обработки изделий из материалов на основе стекла .....	25
Киселева И.В. Некоторые аспекты повышения долговечности изделий машиностроения методом электрошлакового обжига .....	37
Кочергин В.Г. Разработка инструментальных материалов для условий малолучной технологии .....	43
Малышко И.А. Теоретические предпосылки к назначению режимов резания для осевых комбинированных инструментов ..	48
Матиха П.Г. Определение напряжений сдвига в срезаемом слое при шлифовании высоколегированных и быстрорежущих сталей .....	56
Матиха П.Г. Расчет сил резания, действующих на единичное зерно и шлифовальный круг .....	65
Михайлов А.Н. Новая концепция развития технологических систем непрерывного действия .....	74
Михайлов А.Н. Основы синтеза принципиальных кинематических схем и новых классов технологических систем непрерывного действия .....	92
Михайлов А.Н. Синтез поточно-пространственных технологических систем с использованием методов моделирования ..	110
Петтик Ю.В., Гуля А.П., Польченко В.В. Прогрессивные контрольно-измерительные комплексы для контроля бочкообразности зубьев зубчатых муфт общего назначения .....	123