

**ИССЛЕДОВАНИЕ УСТАНОВИВШЕГОСЯ РЕЖИМА ДВИЖЕНИЯ
БАТАННОГО МЕХАНИЗМА ТКАЦКИХ СТАНКОВ ТИПА АТ С УЧЕТОМ
УПРУГОСТИ ЗВЕНЬЕВ**

Егодуров Г. С., Зангеев Б. И., Хабаева Н. А. (ВСГТУ, г. Улан-Удэ, Россия)

Тел./Факс: +7 924 357 1426; E-mail: khabaeva@list.ru

***Аннотация.** Предложена математическая модель движения батанного механизма ткацких станков типа АТ с учетом упругости звеньев, как шестимассовой системы с тремя степенями свободы. Полученные дифференциальные уравнения с переменными коэффициентами позволяют более полно исследовать кинематику и динамику батанного механизма в течение всего цикла работы.*

***Ключевые слова:** ткацкий станок, батанный механизм, динамическая модель, дифференциальные уравнения, метод начальных параметров.*

1. Введение. В классической теории механизмов основным допущением является то, что звенья механизма предполагаются абсолютно твердыми. Однако, как показывает практика, высокоскоростные механизмы спроектированные подобным образом работают часто неудовлетворительно. Нарушение нормальной работы механизма проявляется в ухудшении точности воспроизведения запрограммированных законов движения звеньев и в недостаточной долговечности отдельных деталей. Исследование причин возникновения указанных явлений позволяет сделать вывод о необходимости в целом ряде случаев учета упругости звеньев механизма при его проектировании.

Динамические исследования систем с учетом упругости звеньев находят все большее распространение. В наиболее широком плане ведутся исследования в области технологического металлургического оборудования, в области металлорежущих станков, в авиационной промышленности и в области транспорта и горного дела. Сложность расчета механизмов с учетом упругости звеньев обычными методами численного анализа делает его на первый взгляд непригодным для практического использования. Однако, используя для расчетов специальные математические компьютерные программы, исследование работы механизма при различных режимах его работы можно произвести достаточно эффективно.

Первые исследования динамики машин с учетом упругих свойств звеньев выполнены С. Н. Кожевниковым [1]. Сюда относятся исследования главных линий прокатных станов с учетом упругости звеньев. Указывается, что характерным для кривошипно-шатунного механизма перемещения каретки стана периодической холодной прокатки труб является то, что закон изменения усилия, действующего вдоль шатуна, не соответствует закону изменения технологической нагрузки. Это вызвано тем, что упругость шатуна механизма обуславливает колебательный процесс, и как следствие – перегрузки. В работах В. Л. Вейца [2] рассматриваются вопросы расчета приводов металлорежущих станков с учетом упругости звеньев. В работе А. Е. Кобринского [3] исследована работа механизма газораспределения авиационного двигателя с учетом упругости толкателя.

Ткацкие станки относятся к числу наиболее динамически нагруженных машин. В связи с резким увеличением скоростей современных автоматических ткацких станков возникает актуальная задача дальнейшего изучения динамики их механизмов с учетом упругости звеньев и колебательных явлений в звеньях, начало которому было положено А. П. Малышевым [4] и развито в ряде работ других авторов [5]. Батанный механизм

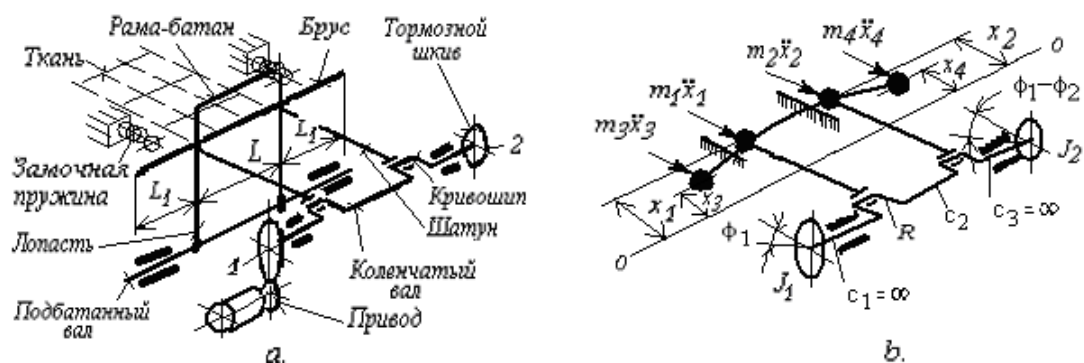


Рис. 1. а - Принципиальная схема батанного механизма челночного ткацкого станка; б – динамическая модель механизма

ткацких станков – один из наиболее динамически нагруженных механизмов. Принципиальная схема механизма показана на рис.1,а и состоит из дисков 1 и 2, расположенных на коленчатом валу соответственно со стороны привода и тормозного шкива, коленчатого вала, бруса и рамы-батана, совершающем качательное движение на подбатанном валу. При исследовании динамики батанных механизмов автоматических ткацких станков в предположении, что его звенья абсолютно жесткие, не удастся объяснить различную нагруженность шатунов в установившемся движении механизма, а также различное нагружение замочных пружин при ударе механизма в замки (при остановке). Объяснить указанные различия можно, если в расчете будет учтена упругость некоторых звеньев механизма. Сложная структура батанного механизма не позволяет составить непосредственно для него простые расчетные уравнения, описывающие динамические процессы в различные фазы движения. В связи с этим при составлении динамической модели механизма в данной работе учтено минимальное число упругих звеньев, так как с увеличением их числа соответственно увеличивается число дифференциальных уравнений.

2. Основное содержание и результаты работы. Динамическая модель батанного механизма ткацкого станка типа АТ (рис.1,б) составлена с учетом упругости наиболее податливых звеньев: кручения коленчатого вала между кривошипами и изгиба бруса между лопастями и представляет шестимассовую систему с тремя степенями свободы. Полученная система уравнений [6] описывает установившийся и неустановившийся режим движения батанного механизма автоматических ткацких станков и относится к системам с периодически изменяющимися параметрами:

$$\begin{aligned}
 & \left(1 + A \left(R \cdot \sin(\omega t) - \frac{R^2}{2 \cdot l} \cdot \sin(2 \cdot \omega t) \right)^2 \right) \ddot{\phi}_2 + 2 \cdot A \cdot \omega \cdot \left[\left(R \cdot \cos(\omega t) - \frac{R^2}{l} \cdot \cos(2 \cdot \omega t) \right) \cdot \right. \\
 & \quad \left. \cdot \left(R \cdot \sin(\omega t) - \frac{R^2}{2 \cdot l} \cdot \sin(2 \cdot \omega t) \right) \right] \cdot \dot{\phi}_2 + \\
 & + \left[B - A \omega^2 \cdot \left(R \cdot \sin(\omega t) - \frac{2 \cdot R^2}{l} \cdot \sin(2 \cdot \omega t) \right) \cdot \left(R \cdot \sin(\omega t) - \frac{R^2}{2 \cdot l} \cdot \sin(2 \cdot \omega t) \right) + \right. \\
 & \quad \left. + D \left(R \cdot \sin(\omega t) - \frac{R^2}{2 \cdot l} \cdot \sin(2 \cdot \omega t) \right)^2 + E \left(R \cdot \sin(\omega t) - \frac{R^2}{2 \cdot l} \cdot \sin(2 \cdot \omega t) \right)^2 \right] \cdot \phi_2 + \\
 & + F \left(R \cdot \sin(\omega t) - \frac{R^2}{2 \cdot l} \cdot \sin(2 \cdot \omega t) \right) x_4 - G \left(R \cdot \sin(\omega t) - \frac{R^2}{2 \cdot l} \cdot \sin(2 \cdot \omega t) \right) \cdot x_3 = H \cdot [R \cdot (1 -
 \end{aligned}
 \tag{1}$$

$$-\cos(\omega t) - \frac{R^2}{2 \cdot l} \cdot \sin^2(\omega t) \Big] \cdot \left(R \cdot \sin(\omega t) - \frac{R^2}{2 \cdot l} \cdot \sin(2 \cdot \omega t) \right) + A \varphi^2 \left(\left(R \cdot \cos(\omega t) - \frac{R^2}{l} \cdot \cos(2 \omega t) \right) \cdot \right.$$

$$\left. \cdot \left(R \cdot \sin(\omega t) - \frac{R^2}{2 \cdot l} \cdot \sin(2 \cdot \omega t) \right) \right),$$

$$\ddot{x}_3 + K \cdot x_3 - M \cdot x_4 - N \cdot \left(R \cdot \sin(\omega t) - \frac{R^2}{2 \cdot l} \cdot \sin(2 \cdot \omega t) \right) \cdot \phi_2 = P \begin{bmatrix} R \cdot (1 - \cos(\omega t)) - \\ -\frac{R^2}{2 \cdot l} \cdot \sin^2(\omega t) \end{bmatrix},$$

$$\ddot{x}_4 + Q \cdot x_4 - S \cdot x_3 + T \cdot \left(R \cdot \sin(\omega t) - \frac{R^2}{2 \cdot l} \cdot \sin(2 \cdot \omega t) \right) \cdot \phi_2 = W \cdot \begin{bmatrix} R \cdot (1 - \cos(\omega t)) - \\ -\frac{R^2}{2 \cdot l} \cdot \sin^2(\omega t) \end{bmatrix},$$

где

$$\begin{aligned} F &= \frac{L_1}{L} \frac{m_3}{J_2} \left(\left(1 + \frac{L_1}{L} \right) \frac{m_4}{J_2} + \frac{\frac{\delta_{34} m_4}{\delta_{33} m_3} \left(\frac{L_1}{L} \frac{m_3}{J_2} + \left(1 + \frac{L_1}{L} \right) \frac{m_4}{J_2} \frac{\delta_{43} m_3}{\delta_{44} m_4} \right)}{1 - \frac{\delta_{34} m_4}{\delta_{33} m_3} \frac{\delta_{43} m_3}{\delta_{44} m_4}} \right); & H &= \left(1 + \frac{L_1}{L} \right) \frac{m_4}{J_2} \left(\frac{1 + \frac{L_1}{L}}{\delta_{44} m_4} - \right. \\ & & & \left. - \frac{\frac{L_1}{L}}{\delta_{44} m_4} \right) - \frac{\left(\frac{L_1}{L} \frac{m_3}{J_2} + \left(1 + \frac{L_1}{L} \right) \frac{m_4}{J_2} \frac{\delta_{43} m_3}{\delta_{44} m_4} \right) \left(\frac{1 + \frac{L_1}{L}}{\delta_{33} m_3} - \frac{\frac{L_1}{L}}{\delta_{33} m_3} - \frac{\delta_{34} m_4}{\delta_{33} m_3} \left(\frac{1 + \frac{L_1}{L}}{\delta_{44} m_4} - \frac{\frac{L_1}{L}}{\delta_{44} m_4} \right) \right)}{1 - \frac{\delta_{34} m_4}{\delta_{33} m_3} \frac{\delta_{43} m_3}{\delta_{44} m_4}}; \\ A &= \frac{m_2}{J_2}; B = \frac{c_2}{J_2}; D = \frac{\frac{L_1}{L} \frac{m_3}{J_2} \left(\frac{\frac{L_1}{L}}{\delta_{33} m_3} + \frac{\delta_{34} m_4}{\delta_{33} m_3} \frac{1 + \frac{L_1}{L}}{\delta_{44} m_4} \right)}{1 - \frac{\delta_{34} m_4}{\delta_{33} m_3} \frac{\delta_{43} m_3}{\delta_{44} m_4}}; G = \frac{1}{\delta_{33} m_3} \frac{\left(\frac{L_1}{L} \frac{m_3}{J_2} + \left(1 + \frac{L_1}{L} \right) \frac{m_4}{J_2} \frac{\delta_{43} m_3}{\delta_{44} m_4} \right)}{1 - \frac{\delta_{34} m_4}{\delta_{33} m_3} \frac{\delta_{43} m_3}{\delta_{44} m_4}} \\ E &= \left(1 + \frac{L_1}{L} \right) \frac{m_4}{J_2} \left(\frac{1 + \frac{L_1}{L}}{\delta_{44} m_4} + \frac{\frac{\delta_{43} m_3}{\delta_{44} m_4} \left(\frac{\frac{L_1}{L}}{\delta_{33} m_3} + \frac{\delta_{34} m_4}{\delta_{33} m_3} \frac{1 + \frac{L_1}{L}}{\delta_{44} m_4} \right)}{1 - \frac{\delta_{34} m_4}{\delta_{33} m_3} \frac{\delta_{43} m_3}{\delta_{44} m_4}} \right); & K &= \frac{1}{1 - \frac{\delta_{34} m_4}{\delta_{33} m_3} \frac{\delta_{43} m_3}{\delta_{44} m_4}}; \\ M &= \frac{\frac{\delta_{34} m_4}{\delta_{33} m_3} \frac{1}{\delta_{44} m_4}}{1 - \frac{\delta_{34} m_4}{\delta_{33} m_3} \frac{\delta_{43} m_3}{\delta_{44} m_4}}; N = \frac{\frac{\frac{L_1}{L}}{\delta_{33} m_3} + \frac{\delta_{34} m_4}{\delta_{33} m_3} \frac{1 + \frac{L_1}{L}}{\delta_{44} m_4}}{1 - \frac{\delta_{34} m_4}{\delta_{33} m_3} \frac{\delta_{43} m_3}{\delta_{44} m_4}}; P = \frac{1 + \frac{L_1}{L} - \frac{\frac{L_1}{L}}{\delta_{33} m_3} - \frac{\delta_{34} m_4}{\delta_{33} m_3} \left(\frac{1 + \frac{L_1}{L}}{\delta_{44} m_4} - \frac{\frac{L_1}{L}}{\delta_{44} m_4} \right)}{1 - \frac{\delta_{34} m_4}{\delta_{33} m_3} \frac{\delta_{43} m_3}{\delta_{44} m_4}}; \\ Q &= \frac{1}{\delta_{44} m_4} \left(1 + \frac{\frac{\delta_{34} m_4}{\delta_{33} m_3} \frac{\delta_{43} m_3}{\delta_{44} m_4}}{1 - \frac{\delta_{34} m_4}{\delta_{33} m_3} \frac{\delta_{43} m_3}{\delta_{44} m_4}} \right); & T &= \frac{1 + \frac{L_1}{L}}{\delta_{44} m_4} + \frac{\frac{\frac{L_1}{L}}{\delta_{44} m_4} \frac{\delta_{43} m_3}{\delta_{33} m_3} + \frac{\delta_{34} m_4}{\delta_{33} m_3} \frac{1 + \frac{L_1}{L}}{\delta_{44} m_4}}{1 - \frac{\delta_{34} m_4}{\delta_{33} m_3} \frac{\delta_{43} m_3}{\delta_{44} m_4}}; \end{aligned}$$

$$S = \frac{(1 + \frac{L_1}{L}) \frac{m_4}{J_2} \frac{\delta_{43} m_3}{\delta_{44} m_4}}{1 - \frac{\delta_{34} m_4}{\delta_{33} m_3} \frac{\delta_{43} m_3}{\delta_{44} m_4}}; W = (\frac{1 + \frac{L_1}{L}}{\delta_{44} m_4} - \frac{\frac{L_1}{L}}{\delta_{44} m_4}) - \frac{\frac{\delta_{43} m_3}{\delta_{44} m_4} ((\frac{1 + \frac{L_1}{L}}{\delta_{33} m_3} - \frac{\frac{L_1}{L}}{\delta_{33} m_3}) - \frac{\delta_{34} m_4}{\delta_{33} m_3} (\frac{1 + \frac{L_1}{L}}{\delta_{44} m_4} - \frac{\frac{L_1}{L}}{\delta_{44} m_4}))}{1 - \frac{\delta_{34} m_4}{\delta_{33} m_3} \frac{\delta_{43} m_3}{\delta_{44} m_4}}.$$

- постоянные коэффициенты (численные значения этих постоянных для автоматического ткацкого станка типа АТ120-7 приведены ниже в табл.1).

Здесь $\phi_1 = \omega t$ - угол поворота сечения вала у привода; ϕ_2 - угол поворота сечения вала у тормозного шкива; c_2 - коэффициент крутильной жесткости коленчатого вала между кривошипами; R - радиус кривошипа; l - длина шатуна; L - пролет бруса батана; L_1 - длина консоли бруса батана; x_1, x_2, x_3, x_4 - перемещения соответствующей массы от ее крайнего заднего положения $o - o$ в момент начала движения; δ_{ik} - единичное перемещение i массы под действием единичной силы, приложенной в k сечении; m_1, m_2 - приведенные к пальцу лопасти массы шатуна и части массы рамы; m_3, m_4 - приведенные к концам бруса часть массы рамы батана; J_1 - приведенный к коленчатому валу со стороны привода момент инерции вращающихся деталей и механизмов; J_2 - приведенный к коленчатому валу момент инерции движущихся масс со стороны тормозного шкива. Принято, что движение пальца лопасти происходит не по дуге, а по прямой (хорде).

Начальные условия:

$$\begin{aligned} v_1 &= \dot{\phi}_2(0) = \dot{\phi}_2\left(\frac{2 \cdot \pi}{\omega}\right) & v_2 &= \dot{\phi}_2(0) = \dot{\phi}_2\left(\frac{2 \cdot \pi}{\omega}\right), \\ v_3 &= \dot{x}_3(0) = \dot{x}_3\left(\frac{2 \cdot \pi}{\omega}\right) & v_4 &= \dot{x}_3(0) = \dot{x}_3\left(\frac{2 \cdot \pi}{\omega}\right), \\ v_5 &= \dot{x}_4(0) = \dot{x}_4\left(\frac{2 \cdot \pi}{\omega}\right) & v_6 &= \dot{x}_4(0) = \dot{x}_4\left(\frac{2 \cdot \pi}{\omega}\right), \end{aligned} \quad (2)$$

где $v_1, v_3, v_5, v_2, v_4, v_6$ - соответственно обобщенная координата и обобщенная скорость в момент, принимаемый за начало отсчета времени t , т. е. начальные условия установившегося движения. Чтобы начать решение системы (1) надо сначала найти численные значения начальных условий (2), без этого компьютер не сдвинется с первого шага.

Введя новые неизвестные функции по формуле [7, 8]

$$y_1 = \phi_2, \quad y_2 = \dot{\phi}_2, \quad y_3 = x_3, \quad y_4 = \dot{x}_3, \quad y_5 = x_4, \quad y_6 = \dot{x}_4.$$

получаем систему уравнений, имеющую нормальную форму Коши:

$$\begin{aligned} i &= 1 \\ \dot{y}_1 &= y_2 \\ \dot{y}_2 &= -a_1(t)y_1 - a_2(t)y_2 + a_3(t)y_3 - a_4(t)y_5 + b_1(t), \\ \dot{y}_3 &= y_4 \\ \dot{y}_4 &= a_5(t)y_1 - a_6y_3 + a_7y_5 + b_2(t) \\ \dot{y}_5 &= y_6 \\ \dot{y}_6 &= -a_8(t)y_1 + a_9y_3 - a_{10}y_5 + b_3(t) \end{aligned} \quad (3)$$

которая в матричной форме имеет вид:

$$\frac{d}{dt} Y + A(t) \cdot Y = b \quad (4)$$

где $Y = [\phi_2, \dot{\phi}_2, x_3, \dot{x}_3, x_4, \dot{x}_4]^T = [y_1, y_2, y_3, y_4, y_5, y_6]^T$.

- вектор состояния (вектор искоемых функций);

$$A(t) = \begin{bmatrix} 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ -a_1(t) & -a_2(t) & a_3(t) & 0 & -a_4(t) & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 \\ a_5(t) & 0 & a_6 & 0 & a_7 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \\ -a_8(t) & 0 & a_9 & 0 & -a_{10} & 0 \end{bmatrix}$$

матрица переменных коэффициентов (в частности a_6, a_7, a_9 и a_{10} - постоянные);

$b = [0, b_1(t), 0, b_2(t), 0, b_3(t)]^T$ - вектор правых частей.

Коэффициенты a_i в матрице $A(t)$ получены из системы (1) при переводе ее в форму Коши и имеют следующие выражения:

$$a_1(t) = \frac{B - A\omega^2 \cdot \left(R \cdot \sin(\omega t) - \frac{2 \cdot R^2}{l} \cdot \sin(2 \cdot \omega t) \right) \cdot \left(R \cdot \sin(\omega t) - \frac{R^2}{2 \cdot l} \cdot \sin(2 \cdot \omega t) \right) + D \left(R \cdot \sin(\omega t) - \frac{R^2}{2 \cdot l} \cdot \sin(2 \cdot \omega t) \right)^2 + E \left(R \cdot \sin(\omega t) - \frac{R^2}{2 \cdot l} \cdot \sin(2 \cdot \omega t) \right)^2}{1 + A(R \sin \omega t - \frac{R^2}{2l} \sin 2\omega t)^2};$$

$$a_2(t) = \frac{2\omega A(R \cos \omega t - \frac{R^2}{l} \cos 2\omega t)(R \sin \omega t - \frac{R^2}{2l} \sin 2\omega t)}{1 + A(R \sin \omega t - \frac{R^2}{2l} \sin 2\omega t)^2};$$

$$a_3(t) = \frac{G \left(R \cdot \sin(\omega t) - \frac{R^2}{2 \cdot l} \cdot \sin(2 \cdot \omega t) \right)}{1 + A(R \sin \omega t - \frac{R^2}{2l} \sin 2\omega t)^2}$$

$$a_4(t) = \frac{F \left(R \cdot \sin(\omega t) - \frac{R^2}{2 \cdot l} \cdot \sin(2 \cdot \omega t) \right)}{1 + A(R \sin \omega t - \frac{R^2}{2l} \sin 2\omega t)^2}; a_5(t) = N \cdot \left(R \cdot \sin(\omega t) - \frac{R^2}{2 \cdot l} \cdot \sin(2 \cdot \omega t) \right);$$

$$a_6 = K; a_7 = M; a_8(t) = T \cdot \left(R \cdot \sin(\omega t) - \frac{R^2}{2 \cdot l} \cdot \sin(2 \cdot \omega t) \right); a_9 = S; a_{10} = Q;$$

$$b_1(t) = H \cdot \left[R(1 - \cos(\omega t)) - \frac{R^2}{2 \cdot l} \cdot \sin^2(\omega t) \right] \cdot \left(R \cdot \sin(\omega t) - \frac{R^2}{2 \cdot l} \cdot \sin(2 \cdot \omega t) \right) + A\omega^2 \left(R \cdot \cos(\omega t) - \frac{R^2}{l} \cdot \cos(2 \cdot \omega t) \right) \cdot \left(R \cdot \sin(\omega t) - \frac{R^2}{2 \cdot l} \cdot \sin(2 \cdot \omega t) \right);$$

$$b_2(t) = P(R \cdot (1 - \cos(\omega t)) - \frac{R^2}{2 \cdot l} \cdot \sin^2(\omega t)); b_3(t) = W(R \cdot (1 - \cos(\omega t)) - \frac{R^2}{2 \cdot l} \cdot \sin^2(\omega t)).$$

Соответствующая системе (4) однородная система в векторной форме: Для нахождения общего решения уравнения (4) необходимо найти какое-нибудь частное решение неоднородного уравнения (4) и общее решение соответствующей однородной

системы (5).

$$\frac{d}{dt}Y^0 + A \cdot Y^0 = 0 \quad (5)$$

Частное решение уравнения (4) найдем при однородных начальных условиях [7].

Для построения общего решения однородной системы необходимо знать фундаментальную систему частных решений, которая определяется начальными условиями так, чтобы фундаментальная матрица однородной системы [5], соответствующей системе (4), обращалась при $t = 0$ в единичную матрицу.

Общее решение неоднородного уравнения (4) имеет вид [7]:

$$Y(t) = K(t) \cdot V + Y_0(t) \quad (6)$$

где $K(t)$ - фундаментальная матрица решений однородного уравнения (5); V - вектор произвольных постоянных; $Y_0(t)$ - частное решение неоднородного уравнения (4).

Фундаментальную матрицу $K(t)$ можно получить из однородного уравнения (5), решая его шесть раз при следующих начальных условиях:

$$\begin{aligned} Y_1^0 &= (1, 0, 0, 0, 0, 0)^T & Y_2^0 &= (0, 1, 0, 0, 0, 0)^T & Y_3^0 &= (0, 0, 1, 0, 0, 0)^T \\ Y_4^0 &= (0, 0, 0, 1, 0, 0)^T & Y_5^0 &= (0, 0, 0, 0, 1, 0)^T & Y_6^0 &= (0, 0, 0, 0, 0, 1)^T \end{aligned}$$

Каждое из решений $Y_i^0(t)$ ($i = 1, 2, \dots, 6$), удовлетворяющее этим начальным условиям, есть столбец матрицы $K(t)$, поэтому матрица $K(t)$ при $t = 0$ является единичной.

Частное решение неоднородного уравнения (4) получаем, решая его при однородных (нулевых) начальных условиях:

$$Y_0(t_0) = (0, 0, 0, 0, 0, 0)^T$$

Тогда, используя граничные условия (2), получаем для нахождения компонентов вектора произвольных постоянных $V(v_1, v_3, v_5, v_2, v_4, v_6)$, систему линейных алгебраических уравнений

$$\begin{aligned} v_1 &= \sum_{i=1}^6 v_i \cdot Y_1^{(i)}\left(\frac{2\pi}{\omega}\right) + Y_1\left(\frac{2\pi}{\omega}\right) \\ v_2 &= \sum_{i=1}^6 v_i \cdot Y_2^{(i)}\left(\frac{2\pi}{\omega}\right) + Y_2\left(\frac{2\pi}{\omega}\right), \\ &\dots\dots\dots \\ v_6 &= \sum_{i=1}^6 v_i \cdot Y_6^{(i)}\left(\frac{2\pi}{\omega}\right) + Y_6\left(\frac{2\pi}{\omega}\right) \end{aligned} \quad (7)$$

которая имеет единственное решение, так как детерминант системы отличен от нуля. Определив

$$v_{i=1..6} = (0, 0.076796, -0.037819, 0.000014, -0.037682, -0.000007)^T, \quad (8)$$

найдем решение уравнения (4), соответствующее установившемуся режиму движения. Задача решена методом начальных параметров [7,8] при следующих значениях приведенных к брусу масс, совершающих возвратно-поступательное прямолинейное движение и приведенных к коленчатому валу моментов инерции вращающихся деталей и механизмов для станка типа АТ120-7:

На рис.2 представлены кривые изменения перемещения, скорости и ускорения батана в промежутке времени $\left(0, \frac{2 \cdot \pi}{\omega}\right)$. Этот закон затем повторяется в следующих

интервалах времени: $\left(\frac{2 \cdot \pi}{\omega}, 2 \cdot \frac{2 \cdot \pi}{\omega}\right), \left(2 \cdot \frac{2 \cdot \pi}{\omega}, 3 \cdot \frac{2 \cdot \pi}{\omega}\right)$ и т. д. Движения приведенных масс динамической модели механизма (рис.1) определяются двумя видами колебаний: собственными и вынужденными. Но в любой реальной механической системе всегда [9, 10] присутствуют элементы демпфирующие колебания. В данном случае к таким элементам относятся трение в кинематических парах, внутреннее трение в материале звеньев, сопротивление воздушной среды и т. п. Наличие этих элементов приводит к тому, что через некоторый промежуток времени собственные колебания затухают. Следовательно, при установившемся режиме работы станка законы движения приведенных масс механизма определяются чисто вынужденными колебаниями.

Таблица 1. Приведенные массы и моменты станка АТ120-7

$A = 284 \cdot \frac{1}{\text{м}^2}$	$B = 20.9 \cdot 10^4 \cdot \frac{1}{\text{с}^2}$	$D = 94 \cdot 10^4 \cdot \frac{1}{\text{м}^2 \cdot \text{с}^2}$	$E = 607 \cdot 10^4 \cdot \frac{1}{\text{м}^2 \cdot \text{с}^2}$
$F = 439 \cdot 10^4 \cdot \frac{1}{\text{м}^2 \cdot \text{с}^2}$	$G = 242 \cdot 10^4 \cdot \frac{1}{\text{м}^2 \cdot \text{с}^2}$	$K = 145 \cdot 10^3 \cdot \frac{1}{\text{с}^2}$	$M = 463 \cdot 10^2 \cdot \frac{1}{\text{с}^2}$
$N = 119 \cdot 10^3 \cdot \frac{1}{\text{с}^2}$	$P = 985 \cdot 10^2 \cdot \frac{1}{\text{с}^2}$	$Q = 145 \cdot 10^3 \cdot \frac{1}{\text{с}^2}$	$S = 465 \cdot 10^2 \cdot \frac{1}{\text{с}^2}$
$T = 207 \cdot 10^3 \cdot \frac{1}{\text{с}^2}$	$W = 985 \cdot 10^2 \cdot \frac{1}{\text{с}^2}$	$l = 0.271 \cdot \text{м}$	$\frac{R^2}{2l} = 0.0104 \cdot \text{м}$
$\frac{R^2}{l} = 0.0208 \cdot \text{м}$	$\frac{2R^2}{l} = 0.0416 \cdot \text{м}$	$m_3 = m_4 = 0.206 \text{ кг}$	$\left(n = 250 \cdot \frac{\text{об}}{\text{мин}}\right)$

На рис.2,а представлены кривые движения диска 2 коленчатого вала с моментом инерции J_2 . В установившемся движении батанного механизма диск 2 совершает крутильные колебания, обусловленные наличием в кинематической цепи передачи упругого элемента. Амплитуда колебания составляет $0.0037 \cdot \text{рад}$. Эта величина мала и вряд ли может повлиять на законы движения массы m_2 . Но скорость $\dot{\phi}_2$ достигает заметной величины $0.24 \cdot \frac{1}{\text{с}}$. Что касается ускорения, то его амплитуда достаточно большая $\ddot{\phi}_2 = 15.4 \cdot \frac{1}{\text{с}^2}$.

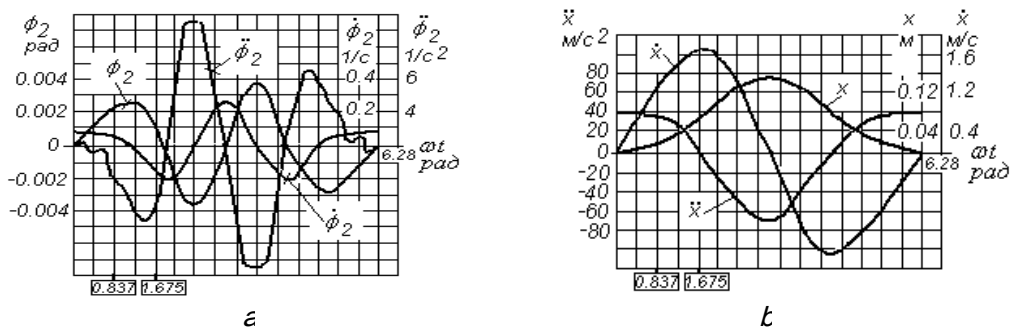


Рис. 2. Кривые изменения перемещений, скоростей и ускорений батана станка АТ120-7: а - кривые движения диска 2 с приведенным к коленчатому валу моментом инерции J_2 ; б - кривые движения приведенных масс $m_1 \dots m_4$

3. Заключение. Результаты расчета законов движения масс m_1, m_2, m_3 и m_4 , выполненные с учетом упругости звеньев, показывают, что они незначительно отличаются от "идеальных" законов движения массы m_1 (см. рис.2,b). Это связано с тем, что жесткость упругих звеньев достаточно большая и мала угловая скорость движения ведущего звена.

Основной целью исследования установившегося режима движения батанного механизма является определение параметров движения механизма в момент начала удара в замки. В результате исследования (рис.2) получены начальные условия для уравнений, описывающих процесс удара батана в замки:

$$\begin{aligned} \phi_1 &= 1.9198 \text{ рад} & \dot{\phi}_1 &= 26.2 \cdot \frac{1}{c} & \phi_2 &= -0.000758 \text{ рад} & \dot{\phi}_2 &= -0.210545 \cdot \frac{1}{c} \\ x_3 &= 0.09156517 \cdot m & \dot{x}_3 &= 2.0826885 \cdot \frac{m}{c} & x_4 &= 0.09166565 \cdot m & \dot{x}_4 &= 2.0608894 \cdot \frac{m}{c} \end{aligned}$$

Отметим еще одно обстоятельство. В результате проведенной работы была отработана методика и получена программа решения на ЭВМ системы дифференциальных уравнений с переменными коэффициентами [8], описывающих движение батанного механизма с учетом упругости звеньев. Решение этой системы позволяет более полно исследовать кинематику и динамику батанного механизма в течение всего цикла работы.

Список литературы: 1. Кожевников С. Н. Динамика машин с упругими связями. АН УССР. – Киев, 1961. – 160 с. 2. Вейц В. Л. Динамические расчеты приводов машин. – М.: Машгиз, 1971. – 324 с. 3. Кобринский А. Е. Механизмы с упругими связями. – М.: Наука, 1964. – 232 с. 4. Малышев А. П., Воробьев П. А. Механика и конструктивные расчеты ткацких станков. – М.: Машгиз, 1960. – 552 с. 5. Коритыцкий Я. И. Колебания в текстильных машинах. – М.: Машиностроение, 1973. – 320 с. 6. Егудуров Г. С., Пнев А. Г. К численной реализации дифференциальных уравнений с периодически изменяющимися параметрами. ВЕСТНИК МГТУ имени Н. Э. Баумана № 2(37) 2010. Сер. «Естественные науки». с. 58-64. ISSN 1812-3368. 7. Понтрягин Л. С. Обыкновенные дифференциальные уравнения. – М.: Наука, 1970. – 332 с. 8. Турчак Л. И. Основы численных методов. – М.: Наука, 1987. – 320 с. 9. Вафин Р. К., Егудуров Г. С., Зангеев Б. И. и др. Расчеты на прочность элементов машиностроительных конструкций в среде Mathcad. – Старый Оскол: ООО "ТНТ", 2006. – 580 с. 10. Егудуров Г. С., Покровский А. М., Зангеев Б. И. Численные методы в задачах сопротивления материалов. – Улан-Удэ 2010, – 610 с.

COPUTER SIMULATION OF OSCILLATIONS OF SIX MASS SYSTEM WITH THREE DEGREES OF FREEDOM

Egodurov G.S., Zangeev B. I., Khabaeva N. A. (ESSUT, Ulan-Ude, Russia)

Abstract: The mathematical model of motion batten mechanism taking into account the elasticity of links as six mass system with three degrees of freedom. Submitted differential equations with variable coefficients can fully explore the kinematics and dynamics of batten mechanism

Key words: The weaving loom, batan's the mechanism, dynamic model, the differential equations, a method of initial parameters.

ДОСЛІДЖЕННЯ РЕЖИМУ РУХУ, ЩО УСТАНОВИВСЯ, БАТАННОГО МЕХАНІЗМУ ТКАЦЬКОГО ВЕРСТАТА ТИПУ АТ З УРАХУВАННЯМ ПРУЖНОСТІ ЛАНОК

Егоду́ров Г. С., Зангеєв Б. І., Хабаєва Н. А. (ВСГТУ, м. Улан-Удэ, Росія)

Анотація. Запропоновано математичну модель руху батанного механізму ткацьких верстатів типу АТ з урахуванням пружності ланок, як шестімасової системи з трьома ступенями

свободи. Отримані диференціальні рівняння зі змінними коефіцієнтами, які дозволяють більш повно дослідити кінематику і динаміку батанного механізму протягом усього циклу роботи.

Ключові слова: ткацький верстат, батанний механізм, динамічна модель, диференціальні рівняння, метод початкових параметрів.

Надійшла до редколегії: 12.01.2011.

УДК 621.9: 658.5

ВИЗНАЧЕННЯ ПАРАМЕТРІВ ПРОЦЕСУ АЛМАЗНОГО ВИГЛАДЖУВАННЯ В ЗАЛЕЖНОСТІ ВІД УМОВ ОБРОБКИ

Івченко Т.Г., Петряєва І.О. (ДонНТУ, м. Донецьк, Україна)

Тел./Факс: +38 (062) 3050104; E-mail: irina_petryaeva@mail.ru

Анотація: Виконаний аналіз закономірностей формування шорсткості, теплових потоків і температур в зоні обробки в залежності від параметрів процесу вигладжування. Встановлені характер та ступінь впливу подачі, швидкості, робочого зусилля, радіуса індентора на висоту профілю шорсткості обробленої поверхні та максимальну на поверхні деталі температуру під час вигладжування. Визначені раціональні параметри процесу вигладжування.

Ключові слова: шорсткість, тепловий потік, температура, алмазне вигладжування, подача, швидкість, радіус індентора, зусилля.

1. Вступ. Розвиток сучасної техніки висуває все більш високі вимоги до якості деталей машин, яка суттєво залежить від технології їх виготовлення, в зв'язку з чим визначення технологічних засобів забезпечення якості є найбільш актуальними в сучасному машинобудуванні.

В наступний час відомо, що серед технологічних засобів підвищення якості і надійності деталей машин важливе місце займають методи відділочної обробки поверхнево-пластичним деформуванням. Серед них одним з перспективніших для обробки поверхонь обертання є алмазне вигладжування, яке успішно застосовується для обробки матеріалів високої твердості - загартованих сталей, високоміцних, відбілених та зносостійких чавунів [1].

Найбільша ефективність застосування алмазного вигладжування можлива при комплексному підході до аналізу параметрів поверхневого стану – шорсткості та залишкових напруг в залежності від умов обробки з урахуванням теплового стану зони обробки. Потенційні можливості та умови ефективного застосування алмазного вигладжування ще не досить досліджені, тому подальше розкриття цієї теми є актуальним.

Дослідження закономірностей формування параметрів поверхневого шару деталей машин під час обробки поверхнево-пластичним деформуванням, в тому складі алмазним вигладжуванням, достатньо відомі [2]. Відомі також і загальні підходи до визначення теплового стану зони обробки пластичним деформуванням, яка супроводжується інтенсивним тепловиділенням і підвищенням температури контактних поверхонь інструмента і деталі [3].

Задача визначення температурних полів і температури в деталі, якість поверхневого шару якої повинна бути забезпечена під час остаточної обробки алмазним вигладжуванням, вирішена в роботах [4, 5]. Однак, в них не розглянуті питання взаємозв'язку температури з параметрами процесу вигладжування.

Широке використання вигладжування в сучасному машинобудуванні затримується відсутністю достатньої інформації з раціонального вибору параметрів обробки в різ-

номанітних умовах їх використання, що потребує розширення досліджень в цьому напрямку.

Мета роботи - забезпечення якості поверхневого шару деталей типу «тіла обертання» за рахунок обґрунтування раціональних умов застосування алмазного вигладжування.

2. Основний зміст та результати роботи. Аналіз результатів досліджень по формуванню висоти профілю шорсткості під час алмазного вигладжування дозволяє зроби

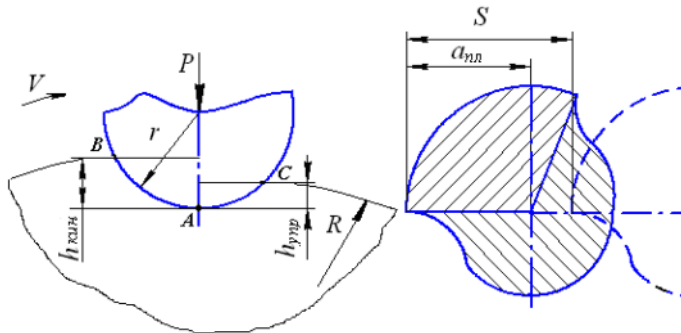


Рис. 1. Схематизація процесу вигладжування для визначення висоти нерівностей профілю та площі контакту індентора із заготовкою

глибину $h_{кин}$. Величина $h_{упр}$ є пружне відновлення матеріалу деталі після проходу інструменту.

Висота профілю шорсткості обробленої поверхні визначається наступним чином [2]:

$$R_z = \frac{S^2}{8r} + R_u + R_{zuc} - \left\{ \frac{R_{pus}^2 150P(1+f^2)^{0,5}}{r\pi H_\mu t_{muc} \left[\left(1 - \frac{\arccos(S/a_{нл} - 1)}{180} \right) (h_{кин} - h_{упр}) + 2h_{упр} \right]} \right\}^{0.5}, \quad (1)$$

де S - подача; r - радіус індентора; R_u - висота нерівностей профілю шорсткості робочої частини індентора; R_{zuc} - висота вихідного профілю шорсткості; R_{pus} - висота згладжування вихідного профілю; P - зусилля вигладжування; f - коефіцієнт тертя; H_μ - поверхнева мікротвердість; t_{muc} - відносна довжина опорної лінії вихідного профілю шорсткості; $a_{нл}$ - приведений радіус пластичного відбитку; $h_{кин}$ - глибина впровадження інструменту в оброблювану поверхню; $h_{упр}$ - величина пружного відновлення.

Пружне відновлення $h_{упр}$ і глибина впровадження індентора в поверхню $h_{кин}$:

$$h_{упр} = \frac{11(c\pi\sigma_T)^{0.5}}{32E}; \quad (2)$$

$$h_{кин} = \frac{R_{pus} \left[\frac{11r\pi}{32E} (c\pi\sigma_T P)^{0.5} \left(1 - \frac{\arccos(S/a_{нл} - 1)}{180} \right) - \frac{P}{cr\pi\sigma_T} (1+f^2)^{0.5} \right]}{t_{muc} \left(1 - \arccos(S/a_{нл} - 1)/180 \right)}, \quad (3)$$

де E - модуль пружності оброблюваного матеріалу; c - максимальний коефіцієнт стиснення ($c = 3,78$); σ_T - межа текучості оброблюваного матеріалу.

Приведений радіус пластичного відбитку:

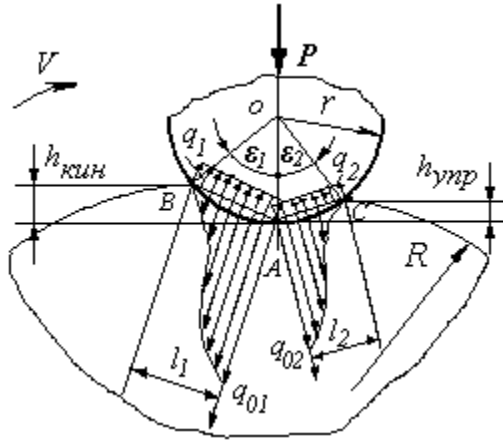


Рис. 2. Схематизація процесу вигладжування для визначення теплових потоків та температур

контакту ε_1 і ε_2 , та приймаючи $\varepsilon_1 = 0,5\varepsilon_2$, розміри площадки контакту можна визначити наступним чином: $l_1 = 0,017\varepsilon_1$; $l_2 = 0,009\varepsilon_1$.

В зоні обробки виникають два основних джерела теплоти з ніссиметрично нормальними законами розподілу інтенсивностей: q_{1T} - у зоні пластичної деформації і q_{2T} - у зоні пружного відновлення. Максимальні інтенсивності джерел q_{01} і q_{02} [4]:

$$q_{01} = F_1 V / b l_1 = V (P_T - 0,25 b l_2 \mu \sigma_s) / b l_1; \quad q_{02} = \sqrt{3} b l_2 \mu \sigma_s V / 8 \sqrt{\pi} b l_2, \quad (5)$$

де P_T - тангенціальна сила, що діє в напрямку швидкості головного руху і визначається залежно від сили вигладжування P ; μ - коефіцієнт тертя; σ_s - межа міцності матеріалу деталі; $b = (l_1 + l_2)((R+r)R)^{0,5}$ - ширина контакту індентора і деталі.

Теплота кожного з джерел передається деталі і індентору. Щільності теплових потоків, спрямованих з деталі в інструмент, у зоні пластичної деформації q_1 і у зоні пружного відновлення q_2 приймаються рівномірно розподіленими і визначаються [5]:

$$q_1 = \frac{[K_2 N_2 - K_c K_1 q_{01} (N_2 I - M_2)] \lambda_u}{l_1 (N_1 N_2 - M_1 M_2 - M_1 N_2 I) - K_1 \lambda_u (M_2 + N_2 I - N_2 \chi_2)}; \quad (6)$$

$$q_2 = I [(K_c q_{01} - q_1) - M_1 q_1 l_1] / \sqrt{\beta}, \quad (7)$$

де $I = K_1 \lambda_u \sqrt{\beta} / N_2 l_2$; $K_1 = 4 K_o \sqrt{\omega_d l_1} / 3 \lambda_d \sqrt{V}$; $K_2 = K_c K_1 (q_{02} \sqrt{\beta} + \chi_1 q_{01})$; $\lambda_d, \lambda_u, \omega_d, \omega_u$ - коефіцієнти теплопровідності і температуропровідності матеріалів деталі й інструмента; M_1, M_2, N_1, N_2 - безрозмірні функції, що визначають нагрів майданчиків на поверхнях інструмента; $K_o = 0,87$ - коефіцієнт, що враховує обмеженість джерела по ширині b ; $K_c = 0,55$ - коефіцієнт форми для двохвимірною швидкорухаємого джерела; коефіцієнт $\beta = l_2 / l_1$; коефіцієнти $\chi_1 = 0,6$, $\chi_2 = 0,75$.

Безрозмірні функції, що визначають нагрів контактних зон:

$$M_{1,2} = 0,061 + 0,033 \eta_{1,2}^{0,5} \lg \eta_{1,2}; \quad N_{1,2} = 0,0573 \eta_{1,2} \rho_{1,2}^{-1/\eta_{1,2}^{0,66}}, \quad (8)$$

де η - безрозмірна ширина $\eta_1 = b / l_1$, $\eta_2 = b / l_2$ ($\eta_{1,2} > 1$); $\rho_1 = 1 + l_2 / l_1$; $\rho_2 = 1 + l_1 / l_2$.

Залежності теплових потоків у зоні пластичної деформації q_1 і в зоні пружного відновлення q_2 від параметрів процесу вигладжування представлені на рис. 3.

$$a_{nl} = (P / c' \pi \sigma_T)^{0,5} \quad (4)$$

де c' - мінімальний коефіцієнт стиснення ($c' = 2,87$).

Аналіз результатів досліджень з теплових явищ під час вигладжування свідчить про те, що основним джерелом теплоти, є робота сил пружно-пластичного деформування матеріалу оброблюваної деталі (рис. 2). Довжина контакту зони пластичного деформування - l_1 та довжина контакту зони пружного відновлення - l_2 можуть бути розраховані з урахуванням кутів контакту пластичної ε_1 та пружної ε_2 зон. Кут контакту ε_1 визначається умовами пружно-пластичного деформування поверхневого шару. Так для загартованих сталей $\varepsilon_1 = 6 - 7^\circ$; для м'яких матеріалів - $\varepsilon_1 = 2 - 3^\circ$ [3]. Знаючи кути

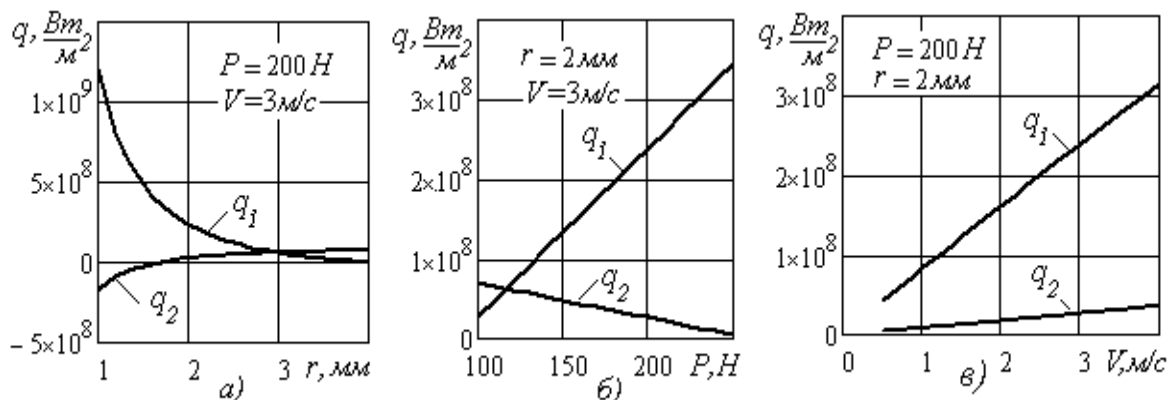


Рис. 3. Графіки зміни щільності теплових потоків q_1 і q_2 на поверхнях індентора від радіуса індентора r -а), зусилля вигладжування P -б) та швидкості V -в)

Зі збільшенням радіуса індентора тепловий потік у зоні пластичної деформації q_1 різко зменшується, у зоні пружного відновлення q_2 - незначно збільшується, що пояснюється поліпшенням тепловідведення у індентор при збільшенні його розмірів. Зі зростанням зусилля вигладжування тепловий потік у зоні пластичної деформації q_1 значно зростає, у зоні пружного відновлення q_2 - зменшується. Зі зростанням швидкості теплові потоки q_1 та q_2 збільшуються, що пов'язано зі збільшенням загальної кількості теплоти, яка виділяється під час вигладжування.

Максимальна на поверхні деталі температура може бути розрахована наступним чином [5]:

$$\Theta_{\max} = P_o \left[\int_0^{\Delta} \frac{e^{-3(1-\psi_u)^2}}{\sqrt{1-\psi_u}} d\psi_u + \int_0^{\Delta} \frac{n d\psi_u}{\sqrt{1-\psi_u}} \right]. \quad (9)$$

де $\psi = x/l_1$, $\psi_u = x_u/l_1$, $v = y/l_1$ - безрозмірні координати; Δ - верхня межа інтеграла: $\Delta = \psi$ при $0 \leq \psi \leq 1$ і $\Delta = 1$ при $\psi > 1$; $f(\psi_u)$ - закон розподілу щільності теплового потоку; $n = q_1/q_{01}$ - безрозмірний параметр, який враховує відмінність теплових потоків; $P_o = K_o l_1 q_1 / 2 \lambda_o (\pi Pe)^{0.5}$ - розмірний коефіцієнт; $Pe = Vl/\omega_o$ - критерій Пекле.

На підставі одержаних аналітичних залежностей висоти профілю шорсткості обробленої поверхні R_z (1) з урахуванням того, що середнє арифметичне відхилення профілю $R_a = 250 R_z$, та максимальної на поверхні деталі температури $\Theta_{\max}$ (9) виконаний аналіз впливу на них параметрів процесу вигладжування - радіуса індентора r та зусилля вигладжування P , представлений у вигляді ліній рівня двохпараметричних залежностей на рис. 4.

Розрахунки виконані для наступних умов обробки: матеріал - сталь 45, $\sigma_s = 750$ Мпа; швидкість $V = 3$ м/с; подача $S = 0,1$ мм/об.

На лініях рівня цифрами вказані параметри шорсткості R_a (рис. 4а) та максимальна температура деталі $\Theta_{\max}$ (рис. 4б), які можуть бути визначені по заданих значеннях радіуса індентора r та зусилля вигладжування P .

При збільшенні радіуса індентора та зусилля вигладжування параметри шорсткості зменшуються. В тому випадку, коли допустимий рівень шорсткості заданий, можна визначити сукупність значень радіуса індентора та зусилля вигладжування, які його за-

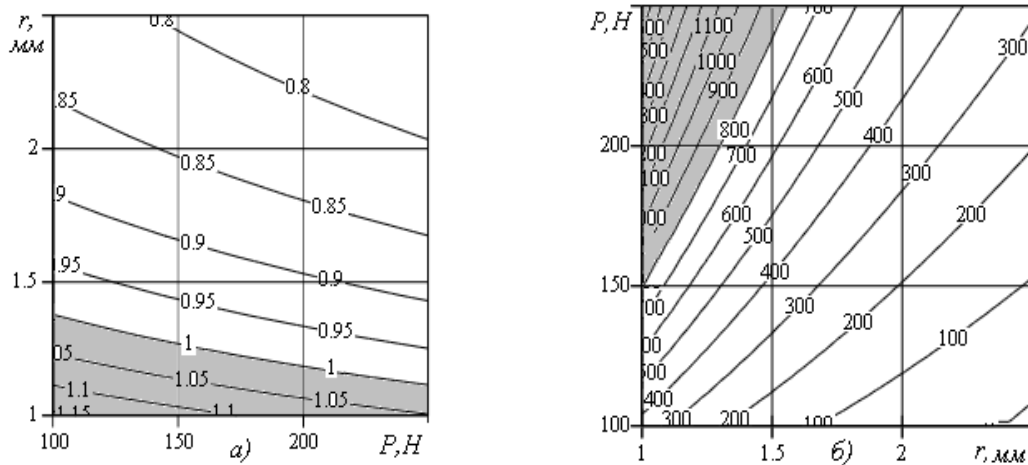


Рис. 4. Графіки розподілу розрахункового параметра шорсткості R_a – а) та максимальної температури $\Theta_{\max}$ – б) в залежності від радіуса індентора r та зусилля P

безпечать. Наприклад, якщо $R_{a\text{дон}} = 1$ мкм (рис. 4а), радіуси індентора та зусилля вигладжування не можуть приймати значень з виділеної зони.

При збільшенні радіуса індентора і зниження зусилля вигладжування максимальна температура досить швидко зменшується, що пояснюється поліпшенням умов тепловідводу в індентор і зниженням загальної кількості тепла, що виділяється. При малих радіусах індентора і значних зусиллях вигладжування максимальна температура на поверхні деталі дуже велика і може перевищувати допустимий рівень $\Theta_{\max\text{дон}} = 800^\circ\text{C}$ (рис. 4б), внаслідок чого радіуси індентора та зусилля вигладжування також не можуть приймати значень з виділеної зони.

В результаті досліджень встановлено, що на параметри шорсткості обробленої поверхні під час вигладжування найбільш суттєвий вплив має подача, в той час як швидкість деталі на них майже не впливає; на температуру обробки суттєвий вплив має швидкість деталі, в той час як подача індентора на неї майже не впливає.

Для практичного використання визначених за формулами (1) та (9) залежностей параметрів шорсткості від подачі та температури від швидкості доцільно виразити їх степеневими моделями (рис.5) та знайти відповідні рівняння регресії:

$$R_{a\text{рег}} = C_R S^q; \quad \Theta_{\text{рег}} = C_\Theta V^p, \quad (10)$$

де C_R , C_Θ коефіцієнти, q , p - параметри регресії.

Розрахунки виконані для наступних умов: оброблюваний матеріал - сталь 45, $\sigma_s = 750$ МПа; параметри вигладжування - радіус індентора $r = 1$ мм; робоче зусилля $P = 100$ Н; коефіці-

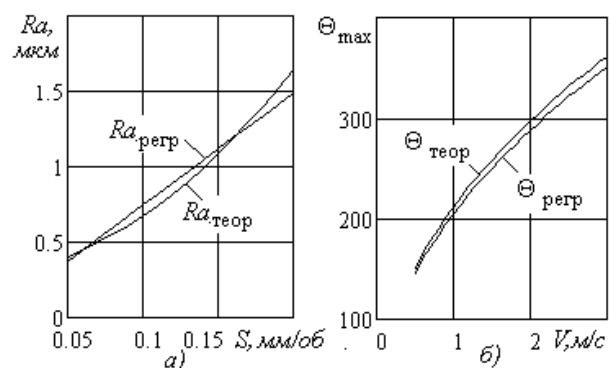


Рис. 5. Графіки теоретичних $R_{a\text{ теор}}$, $\Theta_{\text{теор}}$ та регресійних $R_{a\text{ регр}}$, $\Theta_{\text{рег}}$ залежностей параметра шорсткості R_a та температури $\Theta_{\max}$ від подачі S - а) та від швидкості V - б)

ент тертя $\mu = 0,15$.

Виходячи з розрахунків, степеневі моделі залежності шорсткості від подачі та температури від швидкості матимуть наступний вигляд:

$$R_{a\text{-рег}} = 6,41S^{0,88}; \quad \Theta_{\text{рег}} = 211V^{0,49}. \quad (11)$$

Графіки теоретичних $R_{a\text{ теор}}$ (1), $\Theta_{\text{теор}}$ (9) і регресійних $R_{a\text{ регр}}$, $\Theta_{\text{регр}}$ (11) залежностей параметра шорсткості від подачі та температури від швидкості під час алмазного вигладжування наведені на рис. 5. Помилка в розрахунках по теоретичним і регресійним моделям для заданих умов обробки не перевищує 10%, що дозволяє вважати розроблені залежності адекватними.

Врахувати вплив на встановлені моделі залежності шорсткості від подачі та температури від швидкості параметрів вигладжування - радіуса індентора та робочого зусилля доцільно введенням додаткових коефіцієнтів:

$$R_{a\text{рег}} = C_R K_{SP} K_{Sr} S^q; \quad (12)$$

$$\Theta_{\text{рег}} = C_\Theta K_{VP} K_{Vr} V^p, \quad (13)$$

де K_{SP} і K_{Sr} - поправочні коефіцієнти на подачу, K_{VP} і K_{Vr} - на швидкість від зусиль P та радіусу індентора r .

Графіки залежності поправочних коефіцієнтів на подачу K_{SP} і K_{Sr} та на швидкість K_{VP} і K_{Vr} від зусиль P та радіусу індентора під час вигладжування наведені на рис. 6, рис. 7.

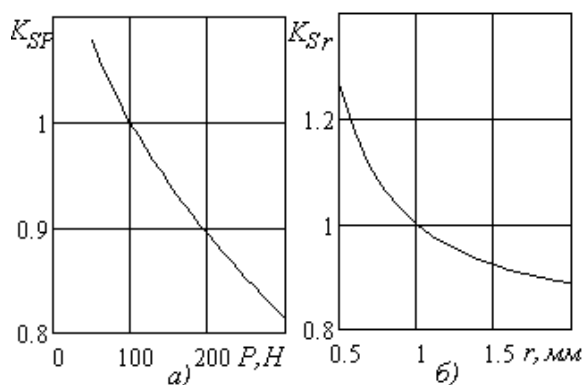


Рис. 6. Графіки залежності поправочних коефіцієнтів на подачу K_{SP} і K_{Sr} від зусиль P - а) та радіусу індентора r - б) під час вигладжування

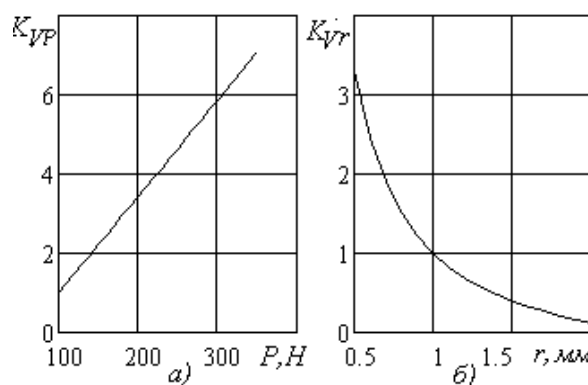


Рис. 7. Графіки залежності поправочних коефіцієнтів на швидкість K_{VP} і K_{Vr} від зусиль P - а) та радіусу індентора r - б) під час вигладжування

З використанням виконаних досліджень рекомендації з розрахунку подач виконуються на підставі встановленого взаємозв'язку з параметрами шорсткості обробленої поверхні; рекомендації з розрахунку швидкостей деталі - на підставі встановленого взаємозв'язку з максимальною на поверхні деталі температурою.

На підставі встановлених залежностей для розрахунку подач та швидкостей, що не перевищують заданого рівня шорсткості та температури для різних умов алмазного вигладжування надаються наступні рекомендації:

$$S = 0,12(K_{SP} K_{Sr})^{-1,14} R_{a\text{-дон}}^{1,14}; \quad V = 1,8 \cdot 10^5 (K_{VP} K_{Vr})^{-2} \Theta_{\text{max don}}^2. \quad (14)$$

Таким чином, на підставі розробленої методики можуть теоретично визначатися обґрунтовані рекомендації з вибору раціональних умов алмазного вигладжування.

3. Заключение. В результате исследований закономерностей формирования поверхностного шару деталей машин та теплового стану зоны обработки под час алмазного шлифования установлены теоретические зависимости параметров шерсткости та максимальных температур обработанной поверхности от условий обработки, на основании которых установленный влияние на них усилий шлифования, радиуса индентора подачи та скорости. Для практического использования разработаны регрессионные модели определения параметров шерсткости в зависимости от подачи индентора та максимальных температур от скорости детали.

Обоснованы рекомендации для определения подачи та скорости шлифования, которые обеспечивают необходимые параметры шерсткости та температуры поверхностного шару деталей для любых условий шлифования. Разработана методика определения параметров может быть использована для любых видов обработки поверхности – пластическим деформированием.

Перелік літератури: 1.. Качество машин: Справочник в 2-х т.Т.1/ А.Г.Суслов, Э.Д.Браун, Н.А.Виткевич и др. - М.: Машиностроение, 1995. - 256с. 2. Суслов А.Г. Качество поверхностного слоя деталей машин. – М.: Машиностроение, 2002. – 320с. 3. Резников А.Н., Резников Л.А. Тепловые процессы в технологических системах. - М.: Машиностроение, 1990. –288с. 4. Ивченко Т.Г., Петряева И.А., Шелкунова Д.М. Анализ тепловых явлений при алмазном шлифовании // Прогрессивные технологии и системы машиностроения:– Донецк: ДонНТУ, 2010. Вып. 39. – С.85-90. 5. Ивченко Т.Г. Определение тепловых потоков и температур в зоне обработки при алмазном шлифовании // Наукові праці Донецького національного технічного університету. Серія: Машинобудування і машинознавство. Випуск 7(166). - Донецьк, ДонНТУ, 2010.- С.32-38.

DETERMINATION OF PARAMETERS OF DIAMOND SMOOTHING PROCESS IN DEPENDENCE ON TERMS OF TREATMENT

Ivchenko T.G., Petryaeva I.A. (DonNTU, t. Donetsk, Ukraine)

Annotation: The analysis of conformities to law of forming of roughness, thermal streams and temperatures in the treatment zone are executed depending on the parameters of smoothing process. Character and degree of influence of feed, speed, working effort, indenter radius on the height of roughness type of the treated surface and maximal on the spot detail temperature at smoothing are set. The rational parameters of smoothing process are certain.

Keywords: roughness, thermal stream, temperature, diamond smoothing, speed, feed, indenter radius, effort.

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ПАРАМЕТРОВ ПРОЦЕССА АЛМАЗНОГО ВЫГЛАЖИВАНИЯ В ЗАВИСИМОСТИ ОТ УСЛОВИЙ ОБРАБОТКИ

Ивченко Т.Г., Петряева И.А. (ДонНТУ, г. Донецк, Украина)

Аннотация: Выполнен анализ закономерностей формирования шероховатости, тепловых потоков и температур в зоне обработки в зависимости от параметров процесса шлифования. Установлены характер и степень влияния подачи, скорости, рабочего усилия, радиуса индентора на высоту профиля шероховатости обработанной поверхности и максимальную на поверхности детали температуру при шлифовании. Определены рациональные параметры процесса шлифования.

Ключевые слова: шероховатость, тепловой поток, температура, алмазное шлифование, скорость, подача, радиус индентора, усилие.

Надійшла до редколегії 26.01.2011.