

МИНИСТЕРСТВО ОБРАЗОВАНИЯ РЕСПУБЛИКИ БЕЛАРУСЬ

Учреждение образования
«БРЕСТСКИЙ ГОСУДАРСТВЕННЫЙ ТЕХНИЧЕСКИЙ УНИВЕРСИТЕТ»

НОВЫЕ ТЕХНОЛОГИИ И МАТЕРИАЛЫ,
АВТОМАТИЗАЦИЯ ПРОИЗВОДСТВА

Материалы международной научно-технической конференции

(Брест, 27-28 мая 2019 года)

Брест 2019

УДК 681.5; 539.3; 658.51; 621
Н72

Рецензенты:

директор института технической акустики НАН Республики Беларусь, д.т.н.,
доцент **Рубаник В.В.**
заведующий НИИЛ плазменных и лазерных технологий БНТУ д.т.н., профессор
Девойно О.Г.

Редакционная коллегия:

Нерода М.В. – декан машиностроительного факультета БрГТУ, к. т. н.;
Прокопеня О.Н. – заведующий кафедрой АТПиП БрГТУ, к.т.н.;
Горбунов В.П. – заведующий кафедрой машиноведения БрГТУ, к.т.н.;
Монтик С.В. – заведующий кафедрой МиЭА БрГТУ, доцент, к.т.н.
Хвисевич В.М. – доцент кафедры СМиТМ БрГТУ, к.т.н.;

Новые технологии и материалы, автоматизация производства: материалы.
Н72 Междунар. науч.-техн. конф., Брест, 27-28 мая 2019 г. – Брест: БрГТУ,
2019. – 252 с.

ISBN

В материалах конференции в обобщенном виде приведены результаты исследований в области автоматизации производственных процессов, современных технологий обработки материалов, конструирования, производства, диагностики и эксплуатации машин и станочного оборудования. Значительная часть материалов посвящена методам и результатам исследований физических процессов в материалах при их обработке.

Сборник предназначен для специалистов, работающих в сфере машиностроения, авто-сервиса, управления технологическими процессами и автоматизации. Он также представляет интерес для научных сотрудников, аспирантов, магистрантов и студентов соответствующих специальностей.

УДК 681.5; 539.3; 658.51; 621

ISBN

© Издательство БрГТУ, 2019

**УПРАВЛЕНИЕ ТЕХНИЧЕСКИМИ СИСТЕМАМИ,
АВТОМАТИЗАЦИЯ ПРОИЗВОДСТВА,
ПРОМЫШЛЕННАЯ РОБОТОТЕХНИКА**

THE METHOD OF THE AIRPLANE CONTROL CONDITION EVALUATION IN FLIGHT BASED ON ITS GROUND TESTS

Golak K.¹

1) Bialystok University of Technology,
Faculty of Mechanical Engineering
Bialystok, Poland

Air jet engines are adjusted during ground tests carried out periodically, and after each repair. These tests are carried out according to a strictly defined program and on the basis of the responses caused by moving the engine control lever engine is appropriately set (during the ground tests, the disturbances are small and thus their impact is negligible). However, intended use of the engine takes place during its flight. During the flight, the airplane (and thus the engine) is affected by a series of disturbances (eg caused by a tight turn, a blast of air, rocket launches) which often cause unstable engine operation.

The simplified diagram of the engine control is shown in Fig.1[1]

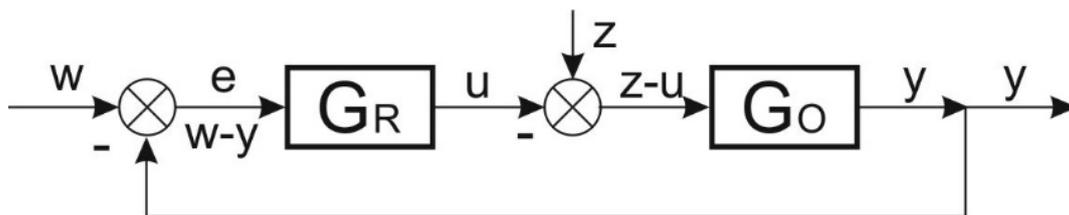


Fig. 1. Scheme of the simplified aircraft engines automatic control system, where: G_R – controller transfer function, G_O – object transfer function, w – input signal delivered by the engine control lever, z – input signal (disturbances), y – output signal (engine rotational speed), $e=w-y$ – input signal for the controller, u – output signal from the controller. [2]

It is known that the "better" (fast engine response, small overshooting) is the engine adjusted during the ground test (when the engine is affected only by „ w ” input), the "worse" it works during the flight (input are both „ w ” and „ z ”). Hence the need to find a method for assessing the state of engine regulation in flight based on its ground tests.

Using signals recorded during a real ground test of the K-15 jet engine: p_2 - air pressure after the compressor (input signal), m_p - fuel injection pressure difference (input signal), p_4 - gas pressure in the engine outlet nozzle (output signal), n - engine speed (output signal).

It can be assumed that it is correct to replace the input and output signals of the turbine engine speed control system by modified signals:

$$u = mp_2 = m_p / p_2 \quad (1)$$

$$y = np_4 = n / p_4 \quad (2)$$

$$e = -y \quad (3)$$

The automatic control system from Fig. 1 can be noted using the spectral transfer functions: H_W from input signals „w“ (during the ground tests), and H_Z from input „z“ (during the flight) which are determined using the same signals [1, 2]:

$$H_W = \frac{S_{yu} S_{u(-y)}}{S_{uu} S_{yy} + S_{uy} S_{u(-y)}} \quad (4)$$

$$H_Z = H_W \frac{S_{yy}}{S_{yu}} = \frac{S_{yu} S_{u(-y)}}{S_{yy} S_{uu} + S_{uy} S_{u(-y)}} \cdot \frac{S_{yy}}{S_{yu}} \quad (5)$$

There is a direct correlation between the transfer functions H_Z (model on the fly) and H_W (model during the ground tests). There is therefore possibility to designate engine characteristics when the input signal is disturbance “z” (in flight) based on signals registered during ground tests when the input signal is "w" delivered by the engine control lever [2].

Based on the synthetic signals, the spectral densities of the individual signals power (S_{xy}) could be obtained. From which it is easy to get the real part of the spectral transmittances (formulas 6 and 7):

$$P_W(\omega) = \text{real}(H_W(j\omega)) = \text{real}\left(\frac{S_{yu} S_{ue}}{S_{uu} S_{ee} + S_{yu} S_{ue}}\right) \quad (6)$$

$$P_Z(\omega) = \text{real}(H_Z(j\omega)) = \text{real}\left(\frac{S_{yu} S_{ee}}{S_{uu} S_{ee} + S_{yu} S_{ue}}\right) \quad (7)$$

From $P(\omega)$ it is possible to designate the determined characteristics of the engine (step response) for the observed moment of time using (8 and 9) formulas [1,2]:

$$y_W(t) = \frac{2}{\pi} \int_0^{\omega_n} P_W(\omega) \frac{\sin(\omega t)}{\omega} d\omega \quad (8)$$

$$y_Z(t) = \frac{2}{\pi} \int_0^{\omega_n} P_Z(\omega) \frac{\sin(\omega t)}{\omega} d\omega \quad (9)$$

Formulas (8) and (9) allow for the determination of the step response of a turbine jet engine, both its during ground tests (y_w) from the input signal „w“ delivered to the controller, as well as during the flight (y_z) when the disturbances „z“ affect directly on the object. In the above way, the influence of various input and output motor parameters changes (regulation) on the quality of its operation can be studied. Below is pre-

sented the obtained signal waveform for simultaneous n and m_p change by 5%.

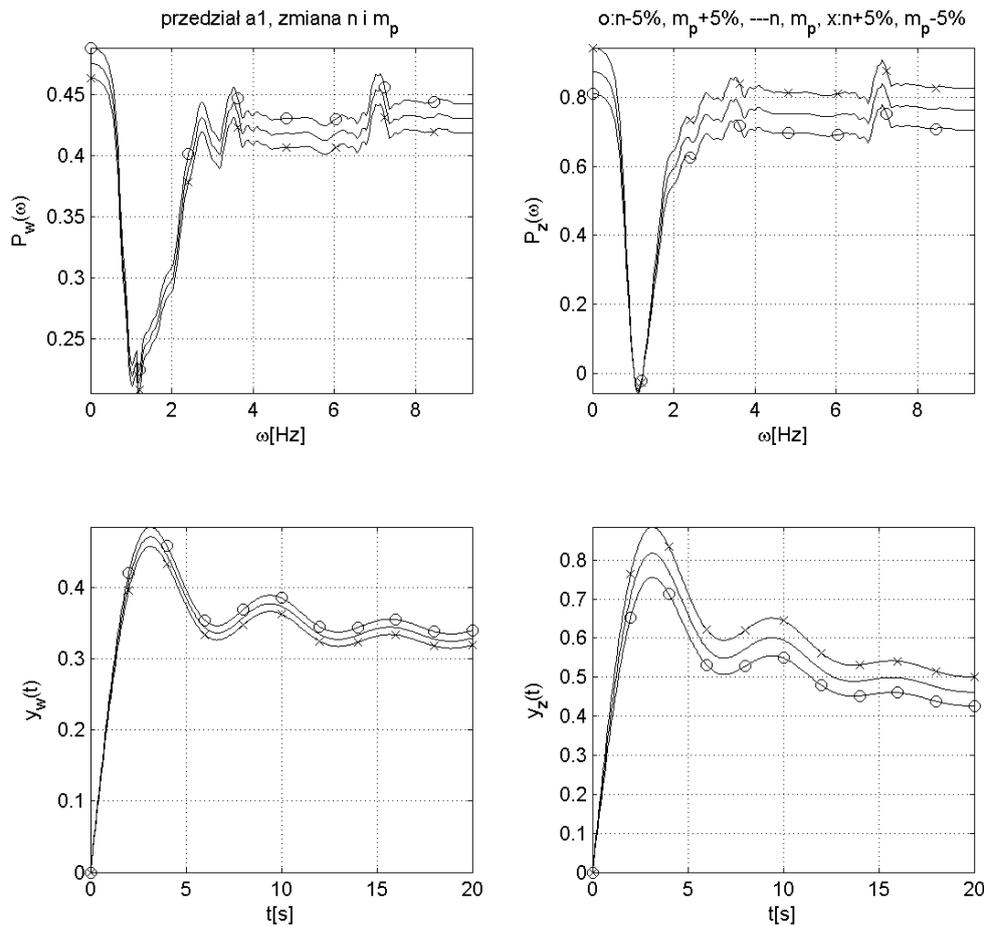


Fig 2. The influence of the changing of „ n ” and „ m_p ” signals on step responses from „ w ” and „ z ”.

Tests were carried out for various engine operation times, for rapid accelerations "a", decelerations "d" and steady-state work "u".

Tab. 1. Max values of y_w and y_z changes.

Changes of parameters	Max values from „ w ”			Max values from „ z ”		
	a	d	u	a	d	u
$0.95 \cdot n,$ $1.05 \cdot m_p$	0,485	0,363	0,512	0,756	1,356	0,475
n, m_p	0,471	0,351	0,498	0,817	1,484	0,513
$1.05 \cdot n,$ $0.95 \cdot m_p$	0,458	0,339	0,485	0,885	1,624	0,555

From the obtained relations between the overshooting, it was confirmed that the properties of the engine in the air are definitely different from the properties of the engine on the ground (this is particularly visible for the sudden deceleration signal „d”- change in DSS deviation from 100% to 0% in 11s).

Tab. 2. Overshooting of yw and yz changes.

Changes of parameters	Overshooting from „w”			Overshooting from „z”		
	a	d	u	a	d	u
$0.95 \cdot n,$ $1.05 \cdot m_p$	42,94	78,48	49,17	77,30	47,77	46,20
n, m_p	43,27	79,05	49,69	76,97	47,71	45,62
$1.05 \cdot n,$ $0.95 \cdot m_p$	43,58	79,58	50,18	76,65	47,65	45,07

Finally, it is stated that the tests carried out during the ground tests of the engine could provide full information about its properties from the signal „w” (follow-up test) and the „z” signal (test of resistance to disturbance) in flight. Characteristics from the „z” signal allow to unequivocally evaluate its properties during the flight of an airplane without performing an expensive (often dangerous) aircraft flight after its new adjustment.

References

1. Golak K., Parametric evaluation of a turbine jet engine in flight based on its ground tests, in Polish, PHD thesis, Białystok 2016
2. Golak, K., Lindstedt, P., Grądzki, R., Researches of the dynamic characteristics of the turbine jet engine in flight based on its ground tests, Journal of KONES, Vol. 23, No. 3 2016

UDC 681.5

ON STABILIZATION OF NONLINEAR CONTROL SYSTEMS WITH GRÜNWARD-LETNIKOV h -DIFFERENCE FRACTIONAL OPERATOR¹

Pawłuszewicz Ewa

Białystok University of Technology
 Faculty of Mechanical Engineering
 ul. Wiejska 45C, 15-351 Białystok, Poland
 e-mail: e.pawluszewicz@pb.edu.pl

Preliminaries. In system theory, in theoretical issues such as, for example, stability and stabilization, representation and identification of nonlinear models, disturbance rejection, a nonlinear dynamic in many cases is represented explicitly as a sum of its Taylor linearization and residual around the equilibrium or working point. Then, results follows from using the known Implicit Function Theorem. Although the concept of the described procedure is simple, but finding the reverse of the Jacobian is not so simple and obvious, it is known to an involved process. In [1] it was proposed another approach based on higher order functions that simplifies the procedure of applying Implicit Function Theorem. This approach was used successfully to examine such properties as controllability and observability of nonlinear discrete-time control systems with fractional difference operators. Now, our goal is to briefly

¹The work is supported under the program of the Minister of Science and Higher Education under the name" Regional Initiative of Excellence "in 2019 – 2022. Project number 011 / RID / 2018/19

sketch how one can answer for the question if the local properties connected with stability and stabilization can be described via global properties of linearized systems.

Let us start from introducing necessary notation and facts. For any real positive h and real number a let $(hN)_a = \{a, a + h, a + 2h, \dots\}$. The *Grünwald-Letnikov h -difference fractional operator* of order $\alpha > 0$ for a function $x: (hN)_a \rightarrow R$ is defined as follows (see [2])

$$({}_a\Delta_h^\alpha x)(t) = \sum_{s=0}^{\frac{t-a}{h}} c^{(\alpha)}(s)x(t - sh),$$

where $c^{(\alpha)}(s) = \frac{(-1)^s}{h^\alpha} \binom{\alpha}{s}$ and $\binom{\alpha}{s}$ is the classical binomial coefficient, i.e. $\binom{\alpha}{s} = \frac{\alpha(\alpha-1)\dots(\alpha-s+1)}{s!}$ for $s \in N$ and $\binom{\alpha}{s} = 1$ if $s = 0$.

Let A be a square $p \times p$ matrix. Recall also that the *discrete Mittag-Leffler function* is the function defined as

$$E_{(\alpha,\beta)}(A, n) = \sum_{k=0}^{\infty} A^k \binom{n - k + k\alpha + \beta - 1}{n - k}.$$

Later on we will denote $(E_{(\alpha,\alpha)}^\rho)(\lambda, n) = E_{(\alpha,\alpha)}(\lambda, n - 1)$.

Besides definitions associated with fractional calculus, we need also functions from particular family. Namely, a continuously differentiable function $F: R^p \rightarrow R^m$ is called a *higher order function* if $F(0) = 0$ and $\frac{\partial F}{\partial x_i}|_{x=0} = 0$ where $x = (x_1, \dots, x_p) \in R^p$. The class of higher order functions is denoted by $\mathcal{H}(p, m)$.

Proposition 1. [3] If $Ax + By + f(x, y) = z$, $f \in \mathcal{H}(p, m)$ and A is nonsingular matrix, then $x = A^{-1}(z - By) + g(y, z)$, $g \in \mathcal{H}(p, m)$.

Linear control system with Grünwald-Letnikov-type h -difference fractional-order operator. Let us consider the following control system

$$({}_0\Delta_h^\alpha x)(t + h) = F(x(t), u(t)), \quad x(0) = x_0 \quad (1)$$

where $t \in (hN)_0$, $x: (hN)_0 \rightarrow R^p$ denotes the state vector, the values of control function u are elements of an arbitrary subset Ω of R^m , function F is smooth. Additionally we assume that $F(0,0) = 0$ and that $0 \in \text{int}\Omega$. System (1) can be rewritten into the following equivalent form:

$$({}_0\Delta_h^\alpha x)(t + h) = Ax(t) + Bu(t) + f(x(t), u(t)), \quad x(0) = x_0 \quad (2)$$

where $t \in (hN)_0$, $A = \frac{\partial F}{\partial x}(0,0)$, $B = \frac{\partial F}{\partial u}(0,0)$ and $f: R^p \times \Omega \rightarrow R^p$ is a nonlinear function with the property $f \in \mathcal{H}(p + m, p)$. If $f(x(t), u(t)) = 0$, then system (2) is called the *linear approximation* of system (1).

Proposition 2. Let $0 < \alpha \leq 1$ and $u: (hN)_0 \rightarrow \Omega$ be a fixed. Then system (2) has the unique solution given by

$$x(t) = E_{(\alpha,\alpha)}\left(Ah^\alpha, \frac{t}{h}\right)x_0 + (E_{(\alpha,\alpha)}^\rho(Ah^\alpha, \cdot) * B\bar{u})\left(\frac{t}{h}\right) + F_t(x_0, U),$$

where $\bar{u}\left(\frac{t}{h}\right) = h^\alpha u(t)$, $F_n(x_0, U) \in \mathcal{H}(p, p)$ and $F_t(x_0, U) = (E_{(\alpha, \alpha)}^\rho(Ah^\alpha, \cdot) * \bar{f})\left(\frac{t}{h}\right)$ with $\bar{f}\left(\frac{t}{h}\right) = h^\alpha f(x(t+a), u(t))$.

Proof is same as the proof of similar result given in [3] for the case $({}_a\Delta_h^\alpha x)(t) = Ax(t+a) + Bu(t) + f(x(t+a), u(t))$, $x(a) = x_0$.

Local Controllability of nonlinear system. Let $J_0(m)$ be a set of all sequences $U = (u(0), u(h), u(2h) \dots)$, where $u(nh) = u(t) \in \Omega$. Let $\gamma(t, x_0, U) = x(t)$, $t \in (hN)_a$, denote the *state forward trajectory* of system (2), i.e. the uniquely defined solution of (2) defined by initial state x_0 and control sequence $U \in J_0(m)$. The *reachable set* $\mathcal{R}^q(x_0)$ from the given initial state x_0 in q , $q = 1, 2, 3, \dots$, steps is the set of all states to which the given system can be steered from the initial state x_0 in q steps by sequence control $U \in J_0(m)$.

Definition 1. System (1) is *locally controllable in q steps* from initial state x_0 if there exists a neighborhood V of x_0 such that $V \subset \mathcal{R}^q(x_0)$. System (1) is *globally controllable in q steps* from initial state x_0 if $\mathcal{R}^q(x_0) = R^p$.

Matrix $Q_q = [B \quad E_{(\alpha, \alpha)}(Ah^\alpha, 1)B \quad \dots \quad E_{(\alpha, \alpha)}(Ah^\alpha, q-1)B]$ is called the *controllability matrix*. Based on Proposition 2, directly from [3] it follows that the linear approximation

$$({}_a\Delta_h^\alpha x)(t+h) = Ax(t) + Bu(t), \quad x(0) = x_0, \quad (3)$$

of system (1) is globally controllable if and only if the rank of matrix Q_q is full.

Theorem 1. [3] System (1) is locally controllable in q steps from the origin if its linear approximation (3) is globally controllable in q steps from initial state x_0 .

Stabilization. Recall that $x^e = (x_1^e, \dots, x_p^e)$ is an *equilibrium* of system

$$({}_0\Delta_h^\alpha x)(t+h) = Ax(t) \quad (4)$$

if and only if $({}_0\Delta_h^\alpha x^e)(t) = Ax^e$ for $t \in (hN)_0$.

Definition 2. Equilibrium $x^e = 0$ of system (3) is said to be *asymptotically stable* if (i) for each $\epsilon > 0$ there exists $\delta > 0$ such that $\|x_0\| < \delta$ implies $\|x(t)\| < \epsilon$ for all $t \in (hN)_0$ and (ii) if there exists $\delta > 0$ such that $\|x_0\| < \delta$ implies $\lim_{t \rightarrow \infty} x(t) = 0$.

Linear approximation (3) of system (1) is called stabilizable if there exists the linear state-feedback controller with gain $F \in R^{m \times p}$, i.e. $u(t) = Fx(t)$, such that the closed loop system

$$({}_a\Delta_h^\alpha x)(t+h) = h^\alpha(A + BF)x(t), \quad x(0) = x_0$$

is asymptotically stable (for condition of existing the stabilization feedback controller for system (3) see [3]).

Theorem 2. If the linear approximation of system (1) is globally controllable then system (1) can be locally stabilizable in q steps by state-feedback law $u(t) = Fx(t) + \gamma(x(t))$ with $\gamma(\cdot) \in \mathcal{H}(2p, qm)$.

Sketch of the proof: Let x_0 be a fixed initial state. Then control sequence $U_q = Q_q^{-1}E_{(\alpha,\alpha)}(Ah^\alpha, q) + \eta(x_0, 0)$, where $\eta(x_0, 0) \in \mathcal{H}(2p, qm)$, transfers in q steps system (1) to the origin, see [3]. Since this sequence is uniquely determined in a neighborhood of the origin and origin is the equilibrium of (3) then using reasoning based on higher order functions (see [1]) we obtain thesis.

Remark: The approach to stabilization of nonlinear control systems with Grünwald-Letnikov h -difference fractional operator given in Theorem 2 is a consequence of controllability results presented in [3]. Its idea is different from the idea of approach to the similar problem presented in [5].

References

1. L. Chen, K. Narendra, Identification and control of a nonlinear discrete-time system based on its linearization: A unified framework. *IEEE Transactions on Neural Networks*, 15(3) 2004, p. 663–673
2. T.Kaczorek, Selected Problems of Fractional Systems Theory, Springer-Verlag, Berlin 2011
3. D.Mozyrska, E.Pawluszewicz, M.Wyrwas, Local observability and controllability of nonlinear discrete-time fractional order systems based on their linearization, *International Journal of Systems Science*, 48(4) 2017, 788-794
4. D.Mozyrska, M.Wyrwas, E.Pawluszewicz, Stabilization of linear multi-parameter fractional difference control systems, *Proc. of the Int. Conf. on Methods and Models in Automation and Robotics MMAR 2015*, Międzyzdroje, Poland 2015
5. D.Mozyrska, M.Wyrwas, Stability by linear approximation and the relation between the stability of difference and differential fractional systems, *Mathematical methods in Applied Sciences*, 40(11) 2017, 4080-4091

UDC 681.5

THE METHOD OF THE PIPELINE DAMAGE DETECTION USING THE ADDITIONAL INSTRUMENTATION - CORRECTORS

Golak K.¹, Grądzki R.¹

1) Białystok University of Technology,
Faculty of Mechanical Engineering
Białystok, Poland

Pipelines are difficult to service due to their large size and complex construction. Comprehensive diagnosis of leakages from long pipelines consists of several activities: leak detection, estimation of its size, searching for the location where the leak occurred, deduct the intentional leak (gas collection) from the damage. There are a number of methods to detect leaks (from monitoring pipelines using trained dogs, monitoring pressure and flows, to methods using neural networks), but each of these methods has its weak and strong sides. Due to the possible catastrophic consequences of misdiagnosis, several methods of detecting and locating leakages from pipelines are often used in parallel.

The article presents the basics of the method that can be used as a supplementary method. It is based on standard signals taken from the pipeline (it can be pressure,

mass flow) and signals from the additional accessories - correctors attached to the pipeline.

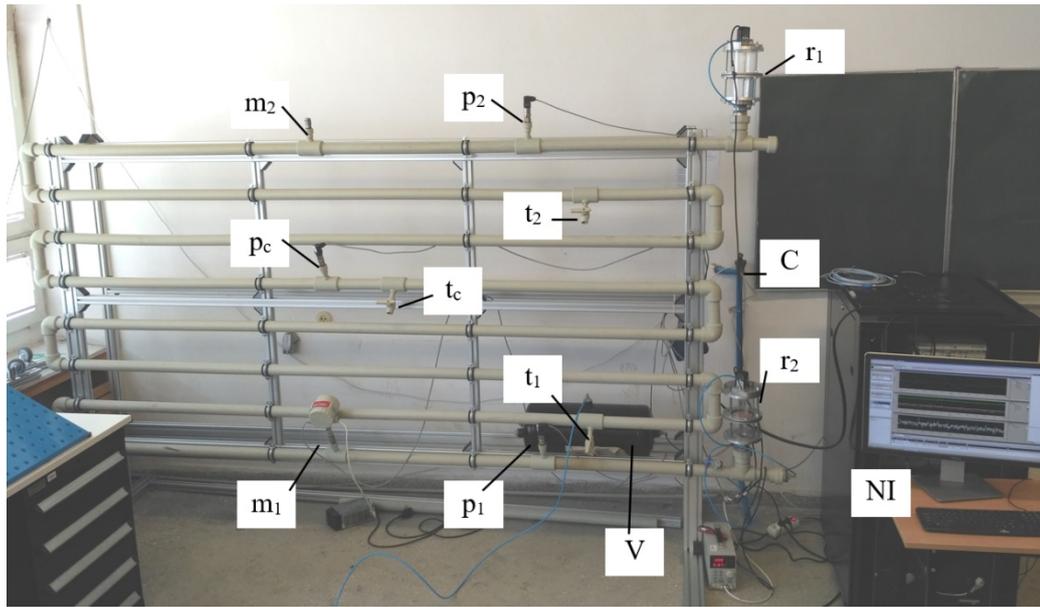


Fig 1. Stand for leak detection from pipelines; where:
 C - connection to the compressor, V- pressure vessel, r_1 , r_2 –correctors,
 p_1 , p_c , p_2 – pressure sensors, m_1 - mass flowmeter, m_2 - place for mounting second
 flow sensor, t_1 , t_c , t_2 - valves, NI - measuring equipment [2].

In order to obtain the signals needed to verify the method, a test stand was constructed (Fig. 1). The stand consists of 27 m PPR pipes (internal diameter 45mm), three pressure sensors - p_1 , p_c , p_2 , three valves used to simulate gas leaks from the pipeline - t_1 , t_c , t_2 , correctors r_1 , r_2 , mass flow sensors m_1 , m_2 , and the pressure vessel V . The data are acquired by NI - National Instruments equipment [2].

The construction of correctors is shown in Figure 2 [1].

In concealers mounted to the pipeline as an additional equipment, there are two chambers separated by a membrane. In the upper chamber there is a sensor measuring pressure changes or a sensor measuring the vibrations of the membrane (depending on the construction version of the corrector). They provides an additional diagnostic information, the use of which will supplement the methods used to detect leaks from pipelines.

Correctors are easy to mount and do not affect the static and dynamic quality of the tested pipelines.

Fig 3. shows examples of leakage simulation results from the faucet on the pipelines (t_2), the signal of pressure changes, and correctors membrane dislocations.

Using the standard measured p_1 and p_2 signals, gas flow can be detected without any difficulty, but this is only possible with significant leaks. In order to detect small leaks and to enable the location and estimation of the outflow rate, it may be necessary to use additional diagnostic signals provided by correctors (r_1 and r_2).

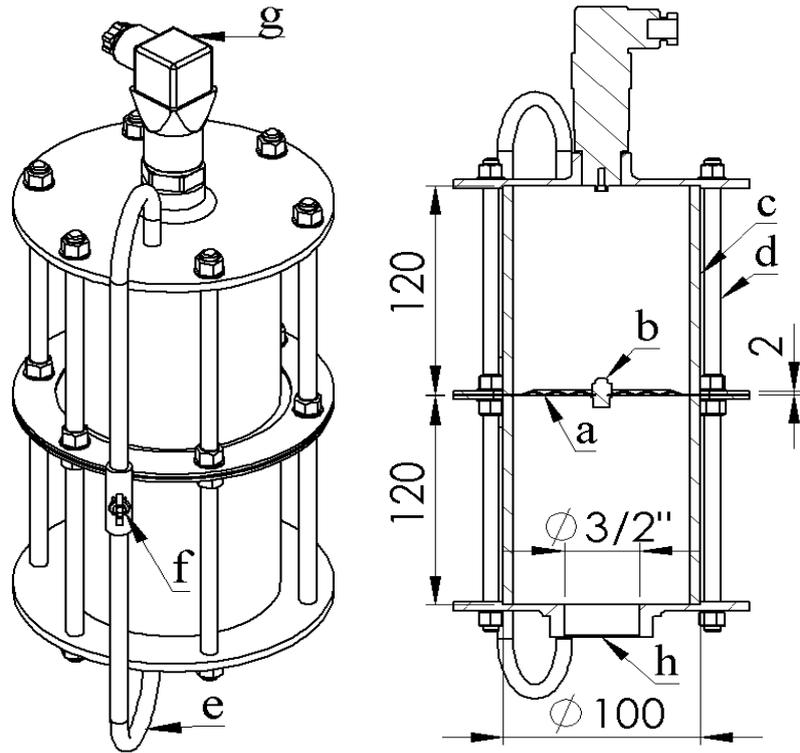


Fig. 2. Construction of an corrector for the diagnosis of leakage from gas pipelines, where: a - removable membrane, b – adjustable mass, c - tube walls, d - the pivots, e - the pressure equalizing tube, f - valve on the equalizing tube, g - differential pressure sensor or laser linear position sensor , h - connection to the pipeline. [1]

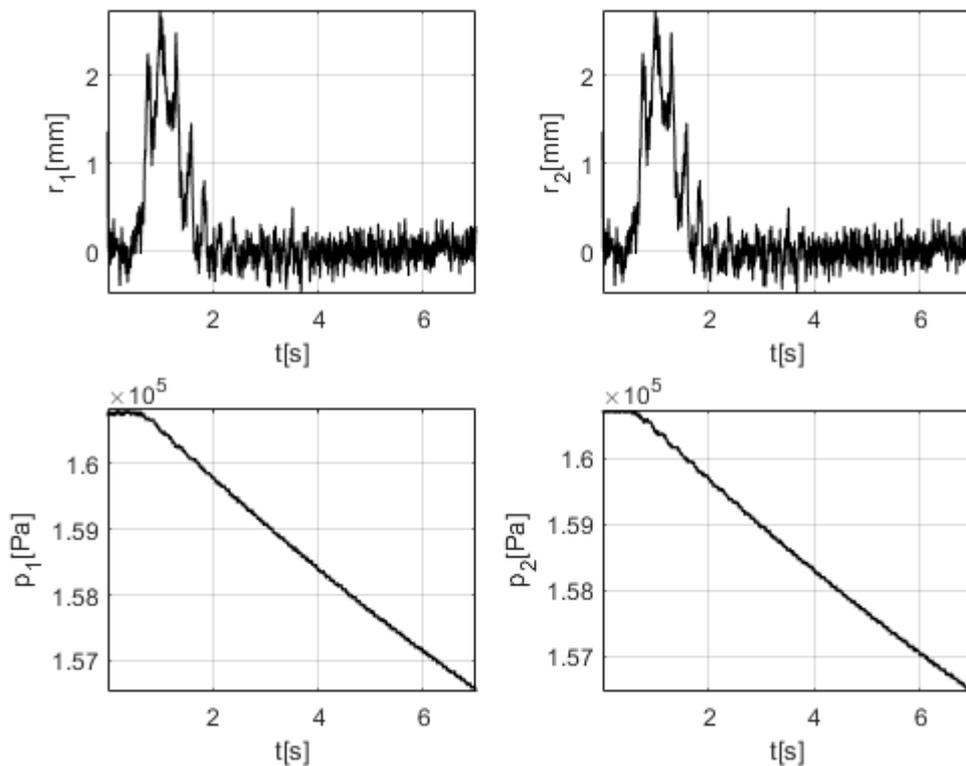


Fig. 3. Membrane dislocation signals r_1 and r_2 ; pressure signals p_1 and p_2 for outflow from valve t_2 (on the end of test pipeline).

In order to mathematically link the above signals, may be used the model in the form amplitude gain (A^2) [3]. This model use S_{yy} – the auto power spectral density of signals for changing the signals from time domain (t) to frequency domain (ω) [3]

$$A_{ry}^2 = \frac{S_{rr}}{S_{yy}} \quad (1)$$

A given model can also be written in the parameterized form [3]

$$A^2 = \frac{M_0 + M_1 s + M_2 s^2 + \dots + M_n s^n}{L_0 + L_1 s + L_2 s^2 + \dots + L_n s^n} \quad (2)$$

The analysis of the model parameters changes (M_0 - M_n and L_0 - L_n) should enable the detection of small leaks, their location, size estimation. Indirectly thanks to the analysis of the leakage location size it will be possible to infer whether it is the result of intentional leak (gas collection) or it is caused by pipelines damage.

The transition from signal diagnostics to parametric gives further significantly greater signal analysis capabilities.

References

1. Grądzki R., Golak K., Lindstedt P., Bartoszewicz B., Reasons for the experimental research of gas outflows based on the signals of weak interactions between the tested model of the gas pipeline, and tested equalizer, J. KONBiN, Nr 2 (2015), s. 39-48
3. Grądzki R., Golak K., Lindstedt P. Basics of the Corrective - Resonant Spectral Method of Gas Flow Identification from the Damaged Pipeline and its Experimental Verification, Journal of KONBiN, vol. 44 (2017), pp. 159-175.
2. Lindstedt P., Grądzki R., Model for blade diagnosis in a working rotor machine employing the method of virtual elimination of stochastic environment. Archive of Mechanical Engineering, Vol. 58, nr 3 (2011), pp. 305-318.

УДК 681.5

МИНИМИЗАЦИЯ ТРАЕКТОРИИ ДВИЖЕНИЯ МОБИЛЬНОГО РОБОТА

Прокопеня О.Н., Минько Н.А., Вабищевич Л.И., Клопоцкий А.А.

Брестский государственный технический университет
Брест, Республика Беларусь

Мобильные роботы широко применяются в промышленности. Известны различные системы навигации и способы управления движением данных роботов. Однако они, либо отличаются высокой сложностью, либо обеспечивают невысокую точность управления. Поэтому проблема создания эффективных систем управления движением мобильных роботов по-прежнему остается актуальной.

Известны алгоритмы [1,2], которые обеспечивают попадание робота в целевую точку под заданным углом с требуемой точностью, однако траектория движения при этом является достаточно выпуклой. Цель работы – создание алгоритма, обеспечивающего построение траектории минимальной протяженно-

сти по опорным точкам, что обеспечивает движение с максимальной средней скоростью при минимальных затратах энергии.

Кратчайшим расстоянием между точками является длина соединяющего их отрезка прямой. Однако при движении по данному отрезку прямой робот не попадет в конечную точку под требуемым углом. Для разворота на заданный угол робот некоторое время должен двигаться по окружности, на которой лежит целевая точка. При этом вектор конечной скорости должен лежать на касательной к окружности, как показано на рисунке 1. Для минимизации пройденного пути окружность должна иметь минимальный радиус, соответствующий максимальному углу поворота колес. Очевидно, на начальном этапе робот также должен двигаться по дуге окружности, пока его ось не совпадет с касательной к окружностям. Таким образом, минимальная по длине траектория включает в себя дугу AC , отрезок касательной CD и дугу DB .

Данная траектория не может быть реализована на практике с абсолютной точностью из-за инерционности привода поворота колес. Так участки AC и DB будут представлять собой кривые с изменяющимся радиусом кривизны, поэтому точки C и D не будут находиться на окружности минимального радиуса. Участок CD также может отличаться от прямой линии, как показано пунктиром на рисунке 1, что незначительно увеличивает длину траектории.

Для того чтобы уменьшить влияние инерционности электропривода на точность попадания в целевую точку, можно применить следующую стратегию управления. Разворот (по возможности быстрый) в сторону целевой точки до совпадения продольной оси робота с касательной к окружности с центром в точке F . Движение по касательной до точки касания с окружностью и быстрый разворот колес для движения по окружности к целевой точке B .

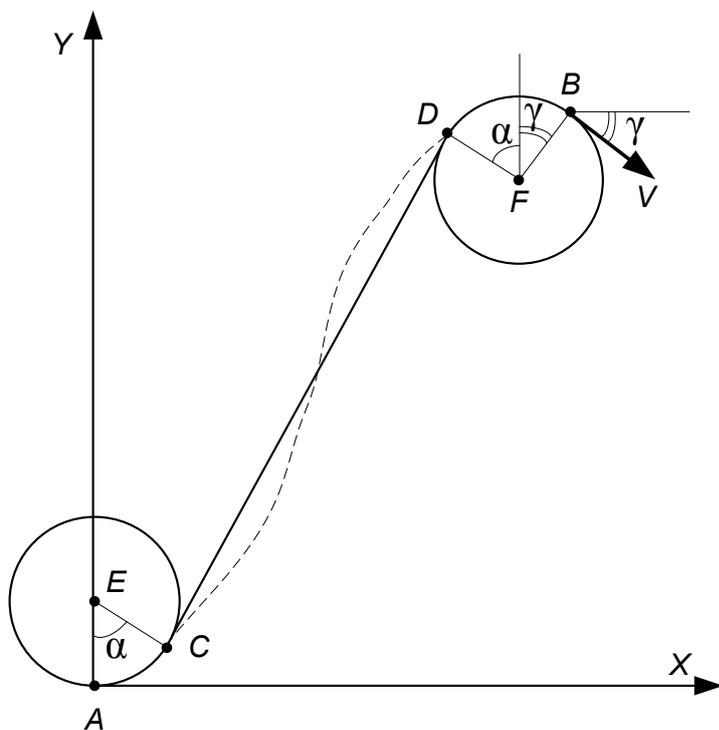


Рисунок 1 – Геометрия траектории минимальной длины

Угол между касательной к окружности и осью робота

$$\alpha = \operatorname{arctg} \frac{y_F - \rho}{x_F} + \arcsin \frac{\rho}{l_{EF}}, \quad (1)$$

где y_F и x_F – координаты центра окружности, ρ – радиус окружности, l_{EF} – расстояние между центрами окружностей.

Координаты центра окружности

$$x_F = x_B + \rho \cdot \sin \gamma \quad (2)$$

$$y_F = y_B - \rho \cdot \cos \gamma$$

где x_B и y_B – координаты целевой точки, γ – угол поворота оси робота в целевой точке.

Расстояние до целевой точки

$$l_F = \sqrt{x_F^2 + y_F^2} \quad (3)$$

Соответственно

$$l_{EF} = \sqrt{x_F^2 + (y_F - \rho)^2} \quad (4)$$

Таким образом, поворот робота осуществляется до выполнения равенства (1). При этом управление движением робота может осуществляться либо в неподвижной системе координат, либо в системе координат, связанной с роботом. В последнем случае поворот осуществляется до выполнения условия $\alpha=0$. Это же условие выдерживается при движении по касательной к окружности, что гарантирует попадание в точку касания D .

Для того чтобы уменьшить влияние инерционности электропривода на точность попадания в целевую точку, можно применить следующую стратегию управления. Разворот (по возможности быстрый) в сторону целевой точки до совпадения продольной оси робота с касательной к окружности с центром в точке F . Движение по касательной до точки касания с окружностью и быстрый разворот колес для движения по окружности к целевой точке B .

Оценка влияния динамики привода была выполнена математическим моделированием в среде MATLAB. Результаты представлены на рисунках 2, 3.

Согласно рисунку 2, большая часть траектории представляет собой прямую линию. Длина начального криволинейного участка (до выхода на касательную) незначительна. Полностью отсутствуют колебания. Это обеспечивается во всем диапазоне скоростей перемещения до 1,5 м/с.

На рисунке 3 показана траектория движения по криволинейному участку (на завершающей стадии движения).

Как следует из рисунка 3, траектория движения весьма близка к дуге окружности и является гладкой. Движение также осуществляется без колебаний.

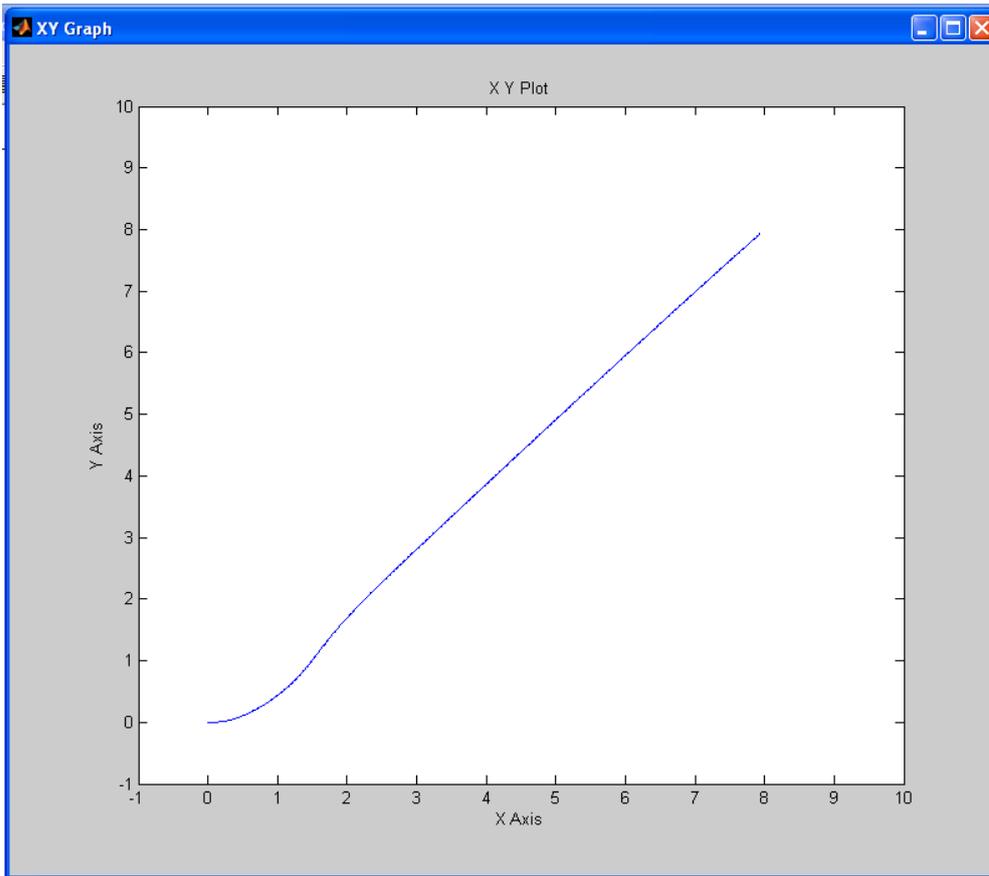


Рисунок 2 – Выход на касательную и движение по прямой линии

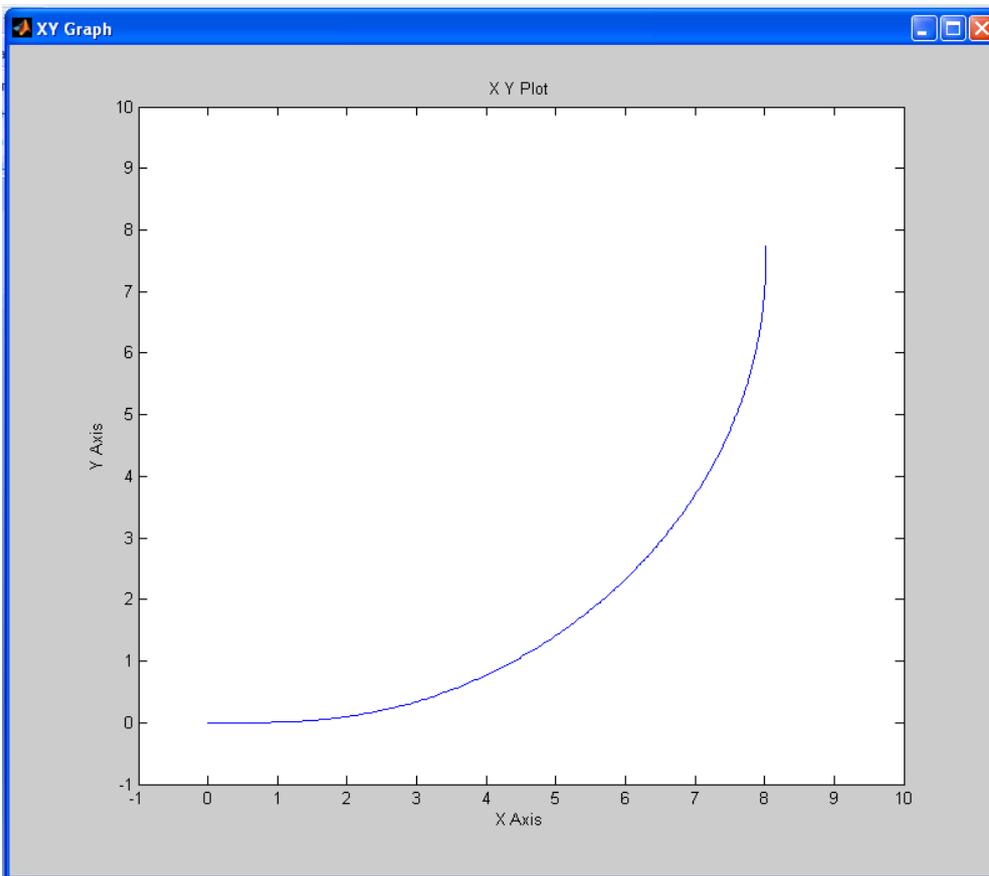


Рисунок 3 – Траектория движения по дуге окружности

Таким образом, результаты моделирования подтверждают возможность реализации предложенного алгоритма управления реальными приводами мобильного робота с использованием ПД-регуляторов. Данный алгоритм можно применить на практике.

СПИСОК ЦИТИРОВАННЫХ ИСТОЧНИКОВ

1. О.Н. Прокопеня, К.А. Козлович, В.В. Халитов. Система управления двигательным модулем мобильного робота // Материалы республиканского научно-практического семинара «Автоматизация и роботизация процессов и производств», Минск, 13 февраля 2014 г. / «Бизнесофсет» – Минск, 2014. – С. 65–67..
2. Р. Штеттер, О.Н. Прокопеня, К.А. Козлович THE PROBLEM OF MOBILE ROBOTS MOVEMENT CONTROL // Материалы международной научно-технической конференции «Новые технологии и материалы, автоматизация производства», Брест, 29 – 30 октября 2014 г. / БрГТУ – Брест, 2014. – С. 4–6.

УДК 621.793

АВТОМАТИЧЕСКОЕ РЕГУЛИРОВАНИЕ И СТАБИЛИЗАЦИЯ РЕЖИМОВ НАГРЕВА В ПРОЦЕССЕ ЦЕНТРОБЕЖНОЙ ИНДУКЦИОННОЙ НАПЛАВКИ ПОРОШКОВЫХ ПОКРЫТИЙ

*Белоцерковский М.А.¹, Белявин К.Е.², Сосновский И.А.¹,
Курилёнок А.А.¹*

- 1) Объединенный институт машиностроения НАН Беларуси,
Минск, Республика Беларусь;
- 2) Белорусский национальный технический университет
Минск, Республика Беларусь.

Автоматизация процесса центробежной индукционной наплавки (ЦИН) антифрикционных либо износостойких порошковых слоев к внутренней поверхности цилиндрических заготовок [1-3] предусматривает использование автоматического регулирования и стабилизации режимов нагрева заготовок. Стабилизация режимов нагрева необходима в первую очередь для обеспечения стабильности повторяемости качества каждой из большого числа упрочняемых деталей. Использование автоматического регулирования процесса центробежной индукционной наплавки позволяет, с одной стороны, осуществлять стабилизацию строго заданных режимов нагрева, а с другой, - практически полностью исключить трудозатраты, связанные с необходимостью ручного регулирования этих режимов в течение каждого цикла нанесения покрытия.

Методы регулирования температуры наружной поверхности вращающейся заготовки при ЦИН могут быть разделены на две основные группы:

а) дискретное управление (включение-отключение источника нагрева в заданном интервале температур с помощью электрического реле).

б) непрерывное управление (регулирование мощности нагрева на основании электрического сигнала, регистрируемого пирометром).

Второй метод представляется предпочтительным, поскольку при этом исключается нестабильность работы генератора ТВЧ, связанная с дискретным режимом его работы, что приводит к нестабильности термических режимов.

В качестве основных технических средств для автоматизации процесса центробежной индукционной наплавки использованы серийно выпускаемый Каменец-Подольским приборостроительным заводом (Украина) прибор контроля измеряемой в процессе нагрева заготовок температуры (оптический пирометр излучения АПИР-С), а также нестандартная аппаратура (регулятор мощности генератора ТВЧ АРРИН-2М) для регулирования и стабилизации задаваемой температуры и схемы привязки к источнику нагрева и стыковки представленных выше приборов, разработанные Объединенным институтом машиностроения НАН Беларуси (г. Минск, Республика Беларусь).

Постановка задачи разработки системы регулирования и стабилизации режимов нагрева на базе описанных выше измерительных и регулирующих приборов связана с необходимостью в процессе нанесения покрытия осуществлять непрерывный контроль и поддержание температуры нагрева заготовки на заданном уровне. Повышенные требования к точности задания температуры наплавки и стабилизации ее на заданном уровне обусловлены тем, что применяемые для упрочнения деталей износостойкие хромо-никелевые сплавы типа ПГ-СР2; ПГ-СР3; ПГ-СР4 или на основе железа – ПР-Х4Г2Р4С2ФЮД очень чувствительные к перегреву, который существенно ухудшает их свойства после формирования из них покрытия.

Система автоматического регулирования режимов нагрева позволяет при заданных температурно-временных параметрах обеспечить стабилизацию процесса центробежной индукционной наплавки для широкого диапазона типоразмеров упрочняемых деталей.

На рис.1 представлена структурная схема системы автоматического регулирования режима нагрева заготовок [4].

Структурная схема содержит:

ПЧД и ПВВ-3 – соответственно, первичный оптический преобразователь частичного излучения и преобразователь измерительный вторичный, которые образуют комплекс АПИР-С;

БС - блок согласования выходного сигнала вторичного преобразователя ПВВ-3 АПИР-С с входным сигналом АРРИН-2М;

АРРИН-2М – регулятор мощности генератора ТВЧ;

РУ – реле уровня выходного сигнала вторичного преобразователя АПИР-С;

РВ – реле времени;

ГТВЧ – генератор токов высокой частоты;

И – индуктор.

Работа системы автоматического регулирования заключается в следующем. Нагрев упрочняемой заготовки производится после подачи от регулятора мощности АРРИН-2М на сетки тиратронов ГТВЧ управляющего напряжения, что вызывает протекание через индуктор И токов высокой частоты.

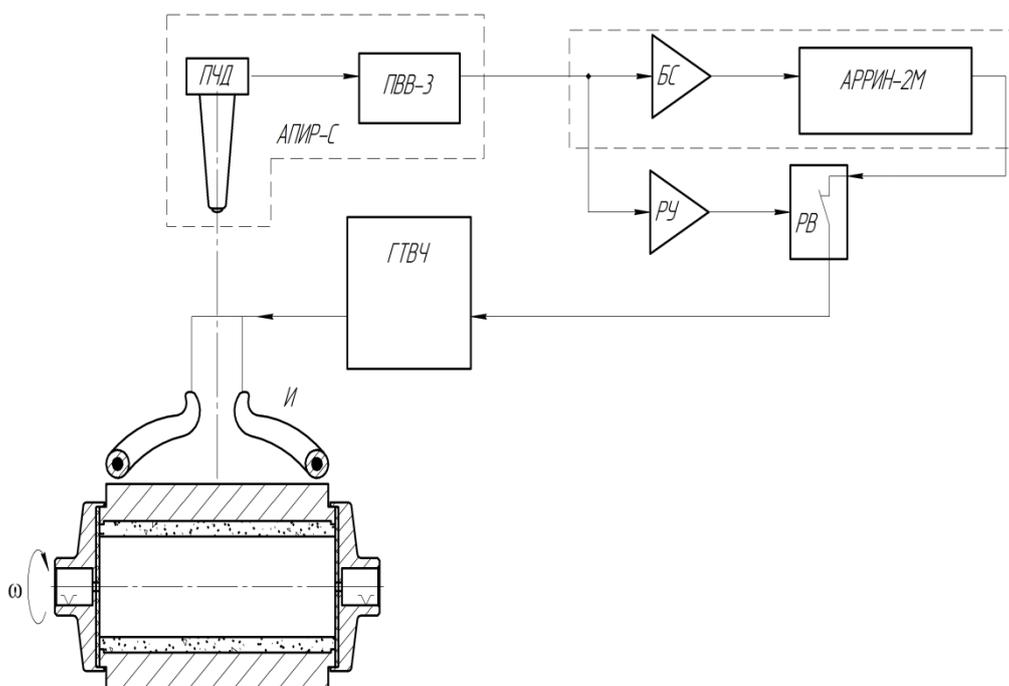


Рис. 1. Структурная схема системы автоматического регулирования режима нагрева заготовок

Протекание тока в индукторе создает индуцирование его в заготовке и ее разогрев. В результате нагрева происходит изменение спектра волн светового излучения наружной поверхности заготовки, которое улавливается оптическим датчиком частичного излучения ПЧД, преобразующего интегральный световой поток в электрический сигнал. Электрический сигнал, соответствующий температуре нагретой заготовки, усиливается и линейризуется вторичным измерительным преобразователем ПВВ-3, с выхода которого снимают напряжение от 0 до 10 В, пропорциональное изменению температуры от 600 до 1300 °С. Выходное напряжение ПВВ-3 подается на вход АРРИН-2М через блок согласования БС.

Блок согласования БС представляет собой преобразователь выходного напряжения ПВВ-3 в изменяемое по линейному закону электрическое сопротивление, регулирующее входной ток АРРИН-2М пропорционально изменению измеряемой температуры.

Поступающий на вход АРРИН-2М через БС электрический сигнал усиливается и управляет работой выходного тиристорного ключа АРРИН-2М, регулирующего уровень управляющего напряжения тиратронов ГТВЧ.

Принцип регулирования подаваемой на нагреваемую заготовку мощности заключается в том, что при повышении температуры в диапазоне 600...1300 °С выходное напряжение регулятора АРРИН-2М, а, следовательно, и подводимая к индуктору ГТВЧ мощность снижается.

Продолжительность изотермической выдержки устанавливается с помощью реле времени РВ, управляемого реле уровня РУ выходного сигнала ПВВ-3 АПИР-С.

Выводы.

В результате анализа технологических особенностей процесса центробежной индукционной наплавки порошковых покрытий на внутренние поверхности полых цилиндрических заготовок при нагреве наружным индуктором тока высокой частоты показано, что наиболее рациональным является поддержание заданной температуры плавления порошка путем пирометрического контроля температуры наружной поверхности заготовки и регулирования мощности нагрева. Разработана система контроля и регулирования температуры в процессе центробежной индукционной наплавки.

СПИСОК ЦИТИРОВАННЫХ ИСТОЧНИКОВ

1. Белявин, К.Е. Индукционное упрочнение быстроизнашивающихся деталей узлов трения порошковыми покрытиями / К.Е. Белявин, И.А. Сосновский, А.Л. Худoley // Актуальные проблемы прочности: монография. В 2-х т. Т. 1 / под ред. В.В. Рубаника. – Витебск: УО «ВГТУ», 2018. – Гл. 15. – С. 272 – 290.
2. Gafo, Yu.N. Thermal parameters for centrifugal induction sintering of powder coatings / Yu.N. Gafo, I.A. Sosnovskij // Powder Metallurgy and Metal Ceramics, Vol.48, Numbers 1-2, Springer New York, New York. 2009. – P.105 – 111.
3. Сосновский, И. А. Технология индукционного нагрева в процессах центробежного нанесения покрытий / И.А. Сосновский, К.Е. Белявин, А.Л. Худoley. - Перспективные материалы и технологии / Под редакцией В. В. Клубовича. В 2-х томах. Т.1. – Витебск: Изд-во УО «ВГТУ», 2015. – Гл. 17. – С. 300 – 313.
4. Устройство для нанесения покрытий из металлических порошков на внутренние поверхности деталей: пат. 8558 Респ. Беларусь, МПК В 22 F 7/04 / И.А. Сосновский [и др.]; заявитель ОИМ НАНБ. - № u 20120198; заявл. 27.02.12; опубл. 30.10.12 // Афіцыйны бюл. / Нац. цэнтр інтэлектуал. уласнасці. – 2012. - № 5. – С. 192.

УДК 681.5:004.9

БЕЗОПАСНОСТЬ ПРОМЫШЛЕННЫХ РОБОТОВ

Новичихин Р.В., Журавлёва Е.Р.

Белорусский национальный технический университет
Минск, Республика Беларусь

Сдерживающим фактором широкого применения промышленных роботов (ПР) наряду с прочими является их потенциальная опасность для персонала.

По сравнению с другим стационарным оборудованием ПР является источником повышенной опасности по следующим причинам:

- принципиально работает вне зоны своих установочных размеров;
- не имеет постоянной конфигурации и предсказуемых траекторий перемещения;
- переносимые детали могут выпасть из схвата;
- манипулируемые инструменты сами по себе часто опасны (сварочные, окрасочные, сверлильные и пр.);
- манипулятор может иметь большие массу, скорость и ускорение;
- возможны несанкционированные движения, вызванные ошибками или сбоями управляющей программы;
- наладчик практически всегда работает в зоне досягаемости манипулятора.

В докладе рассматриваются методические, организационные, технические, технологические, эргономические и медицинские аспекты обеспечения безопасности персонала, работающего с ПР. В частности анализируются материалы международных стандартов, разработанных для ПР и систем на их основе: ISO 10218-1: 2011; ISO 10218-2: 2011; ISO/TS 15066:2016. Последний стандарт разработан специально для нового класса роботов, так называемых, коллаборативных роботов. Коллаборативный робот (collaborative robot, cooperative robot) или кобот (cobot, co-bot) – это промышленный робот, предназначенный для совместной работы с человеком. «Совместной» означает рядом (бок о бок) или во взаимодействии, в одном рабочем пространстве и одновременно.

Отличительной особенностью коботов от традиционных ПР с точки зрения безопасности является то, что они не требуют ограждений и дистанцирования от человека. Возможна совместная работа человека и кобота с одним предметом труда. Если того требует технологический процесс, то допускается и их физическое взаимодействие (соприкосновение, принуждение). В случае же несанкционированного контакта автоматически происходит практически мгновенная остановка манипулятора.

По современным представлениям говорить о «безопасном» ПР некорректно.

Во-первых, речь может идти только о большем или меньшем уровне риска. Риски должны оцениваться заранее. Если они превосходят допустимый уровень, то регламентированы мероприятия по их снижению. Причем устранение (уменьшение уровня) одних рисков, как правило, ведет к возникновению (повышению) других. Фактически разработчик системы и организатор производства «выбирает» риски, проявления которых, как им представляется, менее вероятны. При этом имеется в виду и снижение меры ответственности лиц, принимающих решения, в случае происшествя.

Во-вторых, риски должны оцениваться не применительно к собственно ПР, а к приложению (технологическому процессу) в целом. Обязательно нужно оценивать опасность вспомогательного оборудования, манипулируемого инструмента и детали. Понятно, что говорить о «малоопасной» конструкции ПР не приходится, если он упаковывает ножи или взрывчатые вещества.

Оценка рисков предусматривает рассмотрение нескольких проявлений: серьезность (потенциальные последствия); вероятность избегания (уклонения); частота появления. Рассматриваемые стандарты регламентируют методику оценки рисков и приводят решения по их уменьшению для различных типов совместной работы. Типы классифицированы: контролируемая остановка; ручное принуждение; контроль скорости и дистанции; ограничение мощности и силы.

В докладе приводятся результаты анализа коллаборативного робота UR3 (Дания) на соответствие требованиям упомянутых стандартов. Экспериментальные исследования проводились на кафедре «Робототехнические системы». Тестировалась методика оценки результирующих рисков. Определялась ответственность мероприятий по снижению рисков. Особо оценивалась полнота требований и практическая ценность рекомендаций к конструкции. Делается вы-

вод, что использование стандартов ISO само по себе еще не гарантирует обеспечение безопасности применения ПР. Они также не предоставляют готовых технических решений. Многие вопросы остаются открытыми, однако их количество значительно сокращается.

УДК 628.3:621.3

РЕСУРСНЫЕ ПОТОКИ АВТОМАТИЗИРОВАННЫХ УСТАНОВОК ЗАМКНУТОГО ВОДОСНАБЖЕНИЯ

Козырь А.В.¹, Штена В.Н.¹, Заец Н.А.²

- 1) Полесский государственный университет, г. Пинск, Республика Беларусь
- 2) Национальный университет биоресурсов и природопользования Украины, г. Киев, Украина

Основным технологическим компонентом автоматизированных установок замкнутого водоснабжения (АУЗВ) являются рыбоводные емкости содержания гидробионтов [1]. Для обеспечения максимального выхода продукции необходимо производить кормление специализированными сбалансированными комбикормами. При этом потери технических вод в АУЗВ составляют от 5% до 25%, в зависимости от типа фильтрации и температуры растворов в установках – для его восполнения производится подпитка емкости накопителя и системы водоподготовки установки. Вместе с тем для эффективного функционирования аквапонного модуля необходимо обеспечить: подачу воды из рыбоводных емкостей содержащую питательные азотистые соединения; подвод углекислого газа (CO_2) и интенсивное освещение.

С учётом того, что побочными продуктами, получаемыми в технологических процессах, являются фекальные массы, шламы, соединения азота – в байпасном контуре АУЗВ обосновано включить блоки водоочистки (рис. 1).

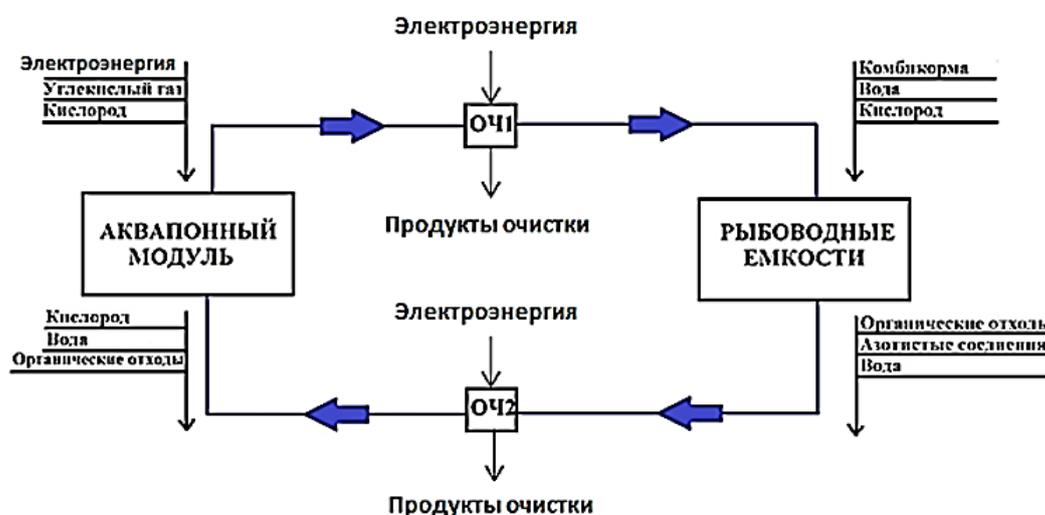


Рис. 1. Модель ресурсных потоков АУЗВ (с указанием базовых отходов технологических процессов без детализации по системе автоматизации): ОЧ – блоки водоочистки

Ресурсные потоки АУЗВ предлагаемой компоновки (см. рис. 1) прежде всего ориентированы на использование электроэнергетики (табл. 1).

Таблица 1 – Описание ресурсных потоков АУЗВ необходимых для обеспечения технологических процессов

Ресурсный поток	Описание ресурсного потока
Электроэнергия (ключевой энергетический ресурс поддержания системности работы АУЗВ)	Используется для: работы системы автоматизации (включая регулирующие органы и исполнительные механизмы), реализации процессов водоочистки, освещения растений в аквапонном модуле
Корм	Подается в рыбоводные емкости для кормления гидробионтов
Вода	В процессе работы АУЗВ расход воды составляет от 5% до 25% объема всей системы. Необходимо производить подпитку установки через емкости накопители и систему водоподготовки
Кислород	Используется для обеспечения процессов дыхания гидробионтов и растений. Образуется в результате реакции фотосинтеза в аквапонном модуле
Органические соединения	Являются продуктом жизнедеятельности гидробионтов и растений. Требуют незамедлительного удаления из системы
Азотистые соединения	Продукт выделяемый гидробионтами при потреблении комбикормов. Требуется их своевременного удаления из АУЗВ.
Углекислый газ	Необходим растениям в аквапонном модуле для проведения реакций фотосинтеза и получения большего количества фитопродукции с 1 м ² полезной площади системы

При этом задачами блоков водоочистки являются (см. рис. 1):

- «ОЧ1» – максимальная очистка воды, с ориентацией на удаление органических загрязнителей при выполнении ограничений по ресурсоэффективности; возможно применение электрохимических окислителей с озонализмом и ультразвуковой интенсификацией функционирования таких агрегатов [2];

- «ОЧ2» – объектно-ориентированная очистка водных растворов с акцентированием на питательных веществах необходимых для качественного функционирования аквапонного модуля; возможно применение электрохимических элементов с активацией водных сред для перевода питательных веществ в более усвояемые формы.

Научно-практическое решение задачи создания такой АУЗВ (см. рис. 1) усложняется, поскольку общим недостатком методов водоочистки (особенно при их комбинировании) является то, что необходимо контролировать в режиме реального времени десятки параметров качества воды и технологических процессов, а существуют и надёжно работают на промышленных объектах только единицы автоматизированных измерительных приборов [3]. При этом при классическом проектировании АУЗВ не учитывается возможность действия нештатных ситуаций, хотя для рационального использования такого оборудования это необходимо.

Выводы. Создание ресурсоэффективных автоматизированных установок замкнутого водоснабжения обосновано должно включать: первичное комплексное проектирование аквапонного, рыбоводного водоочистительных элементов с системой автоматизации и обвязкой; синтез ресурсных балансов и оптимизация предыдущих проектных решений согласно критерия минимизация затрат на выполнения технологических процессов; практическая реализация АУЗВ с физическим моделированием функционирования блоков водоочистки; уточнение режимных параметров и структуры системы автоматизации.

СПИСОК ЦИТИРОВАННЫХ ИСТОЧНИКОВ

1. Machiels M.A.M. and Henken A.M. A dynamic simulation model for growth of the African Catfish, *Clarias gariepinus* (Burchell, 1822). III. The effect of body composition on growth and feed intake. // *Aquaculture*, 1986. 60,-P. 55-71
2. Штепа В.Н. Экспериментально-аналитические исследования комбинированных систем водоочистки / В.Н. Штепа // *Агропанорама: научно-технический журнал*. – Минск, БГАТУ. – 2015. – № 6 (112) – С. 31 – 37.
3. Вероятностные нейронные сети в задачах управления комбинированными системами водоочистки / В.Н. Штепа, Н.А. Заец, О.Н. Прокопеня, Н.Н. Луцкая // *Вестник Брестского государственного технического университета. Сер. Водохозяйственное строительство, теплоэнергетика и геоэкология: научно теоретический журнал*. – 2018. – № 2 (110). – С. 88–90.

УДК 621.316.7

АВТОМАТИЧЕСКАЯ СИСТЕМА УПРАВЛЯЕМОЙ КОМПЕНСАЦИИ РЕАКТИВНОЙ МОЩНОСТИ В ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ СЕТЯХ

Ярошевич А.В., Клопоцкий А.А.

Брестский государственный технический университет
Брест, Республика Беларусь

Объектом исследования являются методы компенсации потерь при снабжении электроэнергией бытовых потребителей.

Цель исследования – разработать эффективный метод и простую и недорогую схему компенсации реактивной мощности в электрических сетях с нагрузками до 10 кВт.

Анализ многообразия методов управления компенсацией реактивной мощности позволяет сделать следующие выводы.

1. Все методы базируются на косвенной оценке величины реактивной мощности и не обеспечивают требуемое значение $\cos \varphi$ сети.

2. Оценка компенсируемой мощности требует изучения специфических особенностей нагрузки и технологии производственных процессов.

3. Схемы управления компенсацией требуют индивидуального подхода в проектировании и наладке под конкретную ситуацию.

4. Схемы управляющих устройств компенсаторов не отличаются простотой и надёжностью.

На основе этих выводов можно сделать заключение о том, что исключить названные недостатки можно при использовании автоматического управления компенсацией реактивной мощности на основе измерения величины реактивной мощности в нагрузке или электрических параметров нагрузки, по которым можно вычислить величину компенсируемой реактивной мощности.

Современные контроллеры коррекции коэффициента мощности строятся на основе микропроцессоров [1]. Микропроцессор анализирует сигнал от трансформатора тока и подает команды на управление батареями конденсаторов, подключая или отключая отдельные конденсаторы или целые батареи. Промышленные устройства ступенчатого регулирования реактивной мощности построены с применением микропроцессорного контроллера и являются сложными и дорогими для массового использования в квартирных и других электрических сетях до 0,4 кВ с нагрузками до 50 кВт.

Исходя из этого, можно сформулировать основные требования к вычислителю компенсатора реактивной мощности для бытовых нагрузок. Для обеспечения экономической целесообразности применения решающим параметром должна быть стоимость устройства. Стоимость определяется построением электрических схем из простых и надёжных элементов, количество которых должно быть невелико. Такой подход позволит обеспечить другое важнейшее требование – небольшие габариты – позволяющие встраивать компенсаторы реактивной мощности в квартирные щиты энергоснабжения.

На основе анализа основных схем электроснабжения и опыта разработки и использования устройств компенсации реактивной мощности (КРМ) ясно, что выпускаемые в настоящее время мощные КРМ с контроллерами для вычисления ёмкости компенсирующих конденсаторов не пригодны для использования в сетях бытовых и офисных относительно небольших нагрузок. Подтверждённая патентом полезная модель построения аналогового вычислителя для управления КРМ позволяет построить простое и недорогое устройство, пригодное для использования в электроснабжении квартирного сектора.

Для реализации идеи разработана принципиальная схема реализации основных функций аналогового КРМ. Основные элементы устройства выполнены на интегральных схемах. Работа наиболее важных элементов проверена компьютерным моделированием. Способ решения этой задачи и некоторые требования к устройствам предложены в [1] путём применения аналоговой схемы вычислителя для КРМ.

При реализации схемы КРМ необходимо решить следующие задачи:

- измерение величины коэффициента мощности в реальном времени;
- определение ёмкости компенсирующего конденсатора;
- коммутация к сети конденсаторной батареи требуемой ёмкости.

Общая схема предлагаемого устройства для КРМ бытового потребителя электрической энергии представлена на рисунке 1.

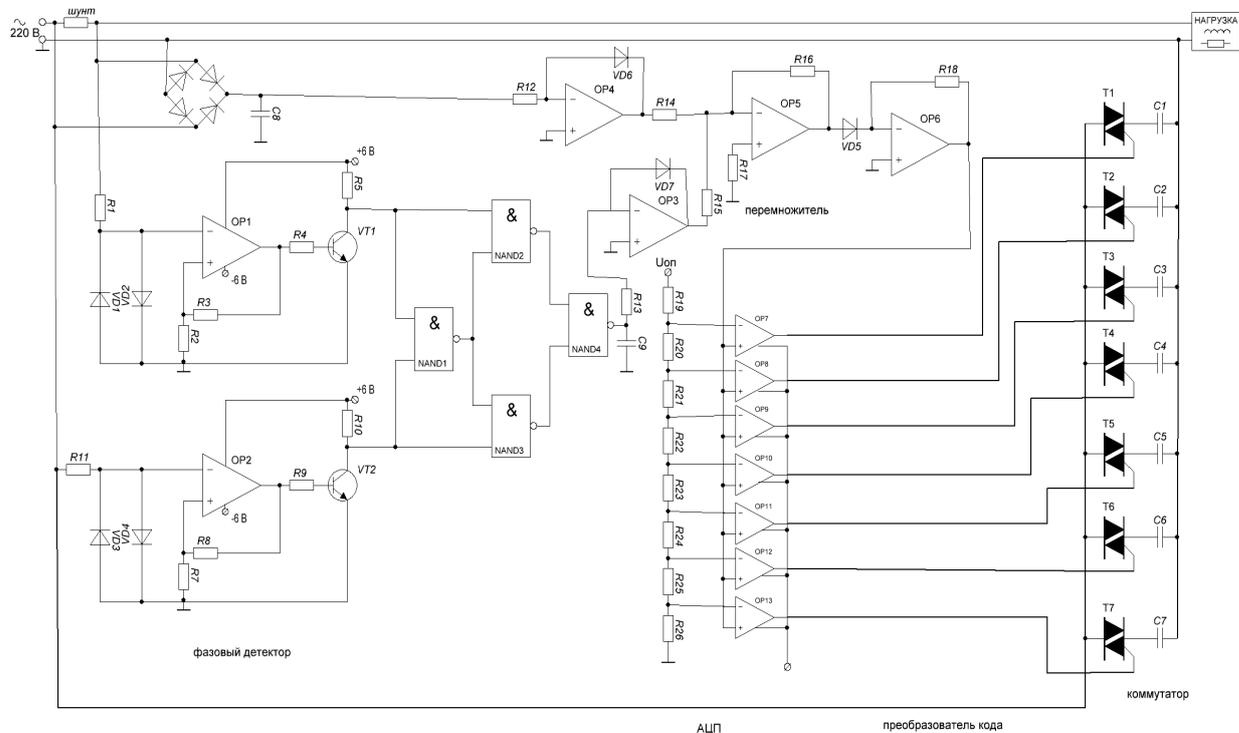


Рисунок 1 – Схема компенсатора

Схема КРМ подключается между счётчиком электроэнергии и нагрузкой потребителя. Основными узлами схемы являются:

- схема измерения разности фаз сетевого напряжения и потребляемого тока, отражающей долю реактивной мощности в нагрузке;
- схема управления тиристорными ключами для коммутации компенсирующей ёмкости;
- линейка тиристорных ключей между конденсаторами батареи и фазным проводом;
- компенсаторная батарея конденсаторов.

Выбор схемы фазового детектора для КРМ выполнен по результатам компьютерного моделирования.

Схему управления ключами предлагается реализовать на основе асимптотических формул для расчёта ёмкости компенсирующего конденсатора [2]

$$C \approx \frac{I_H \varphi}{2\pi f U (1-\varphi)} (\Phi).$$

С учётом значений $f = 50$ Гц, $U = 220$ В

$$C \approx k I_H \varphi (\Phi), \text{ где } k \approx 0,000015.$$

Для вычисления значения ёмкости в мкФ коэффициент $k = 15$, тогда

$$C \approx 15 I_H \varphi \text{ (мкФ)}.$$

Эта асимптотическая формула может быть основой для построения схемы управления ключами.

Перемножение аналоговых сигналов I_H и φ выполняется схемами на операционных усилителях (ОУ).

С помощью логарифмических схем на ОУ можно выполнять арифметическую операцию

$$X \cdot Y = e^{(\ln X + \ln Y)}.$$

Логарифмические схемы изготавливаются на основе диода, включенного в петлю обратной связи ОУ. Для данной схемы

$$U_{\text{Вых.}} = \frac{kT}{q} \ln \left(\frac{U_{\text{Вх.}}}{R_{\text{Вх.}} I_0} \right).$$

Реализация антилогарифмического усилителя производится аналогично, только в его структуре переставлены местами входной резистор и логарифмический элемент (диод) в цепи ОС.

Функциональная схема умножителя аналоговых сигналов, построенного логарифмического и антилогарифмического усилителей, приведена на рисунке 2.

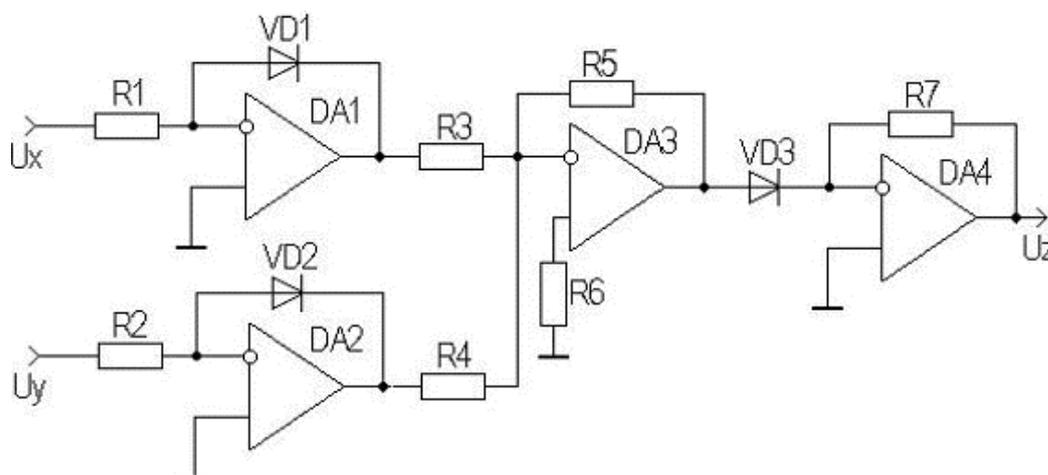


Рисунок 2 – Функциональная схема умножителя

Входная часть схемы управления тиристорными ключами реализуется на аналого–цифровом преобразователе.

Предложенная схема КРМ достаточно проста в реализации и может эффективно использоваться для потребителей малой и средней мощности.

СПИСОК ЦИТИРОВАННЫХ ИСТОЧНИКОВ

1. А.В. Ярошевич. Схема компенсации реактивной мощности в квартирных электрических сетях // Вестник Брестского государственного технического университета - Физика, математика, информатика. Вып. 5(71) – Брест: БрГТУ. 2011. С. 66-67.
2. Регулятор реактивной мощности с аналоговым вычислителем. Республика Беларусь / ПАТЭНТ на карысную мадэль № 8066 / Аутар Ярошевич А.В. / Зарэгістравана у Дзяржауным рээстры карысных мадэляу 2011.12.15.

СИСТЕМА УПРАВЛЕНИЯ ДВУХКОЛЕСНЫМ МОБИЛЬНЫМ РОБОТОМ

Прокопеня О.Н., Воробей И.С., Вабищевич Л.И., Тромза Т.В.

Брестский государственный технический университет
Брест, Республика Беларусь

Известны конструкции роботов с двигательными модулями, состоящими из пары колес с индивидуальными приводами. Такой модуль способен перемещаться поступательно при равенстве скоростей колес и поворачиваться за счет разности скоростей. Рассматриваемый робот приводится в движение двумя одноколесными модулями с отклоняемой платформой. Каждый модуль имеет индивидуальный привод от двигателя постоянного тока.

На рисунке 1 представлена схема двухколесного мобильного робота с индивидуальным приводом колес, и очевидно, что направление движения робота определяется направлением и скоростью вращения колес, при условии отсутствия проскальзывания. При одинаковой скорости колес робот движется по прямой линии. За счет разности скоростей он может поворачиваться. Вращая колеса в противоположных направлениях, робот может поворачиваться вокруг своей вертикальной оси.

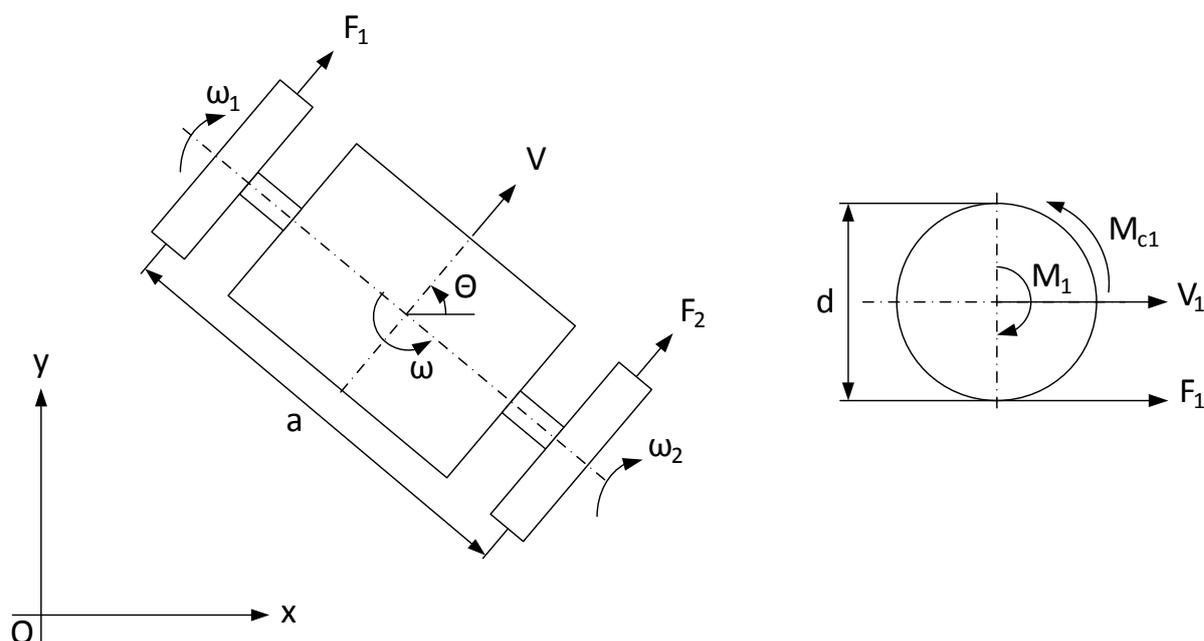


Рисунок 1 – Схема скоростей и сил

При отсутствии проскальзывания получаем следующие математические соотношения для скоростей

$$\begin{aligned} \dot{x} &= V \cdot \cos\theta, \\ \dot{y} &= V \cdot \sin\theta, \end{aligned} \tag{1}$$

$$\dot{\theta} = \omega,$$

где x и y – положение центра оси робота по отношению к системе координат;

θ - угол между вектором скорости робота и положительным направлением оси Ox ;

V – скорость робота;

ω – угловая скорость поворота робота относительно вертикальной оси.

Однако линейная V и угловая ω скорости робота, далеко не всегда доступны для измерения. Гораздо удобнее измерять скорость вращения каждого колеса с использованием различных датчиков, установленных непосредственно на колеса, а взаимосвязь между линейной и угловой скоростью робота и скоростями каждого из колес можно выразить следующим образом. Для линейной скорости

$$V = \frac{V_1 + V_2}{2} = \frac{d \cdot (\omega_1 + \omega_2)}{4}, \quad (2)$$

где ω_1, ω_2 – угловые скорости колес робота;

d – диаметр колеса.

Для угловой скорости

$$\omega = \frac{V_2 - V_1}{2} = \frac{d}{2 \cdot a} (\omega_2 - \omega_1), \quad (3)$$

где a – расстояние между колесами робота.

Подставив уравнения (2.2) и (2.3) в выражение (2.1), получаем следующие зависимости

$$\begin{aligned} \dot{x} &= \frac{d \cdot (\omega_1 + \omega_2)}{4} \cdot \cos\theta, \\ \dot{y} &= \frac{d \cdot (\omega_1 + \omega_2)}{4} \cdot \sin\theta, \\ \dot{\theta} &= \frac{d}{2 \cdot a} (\omega_2 - \omega_1). \end{aligned} \quad (4)$$

Данные уравнения описывают кинематику робота.

Очевидно, что характер движения робота будет определяться, в первую очередь, динамическими характеристиками двигательного модуля.

Схема модуля представлена на рисунке 2. Движущий момент создается за счет отклонения платформы массой m на угол θ и, соответственно, смещения центра масс конструкции. Отклонение платформы происходит за счет качения приводимого от двигателя зубчатого колеса 1 по зубчатому колесу 2, закрепленному на колесе модуля.

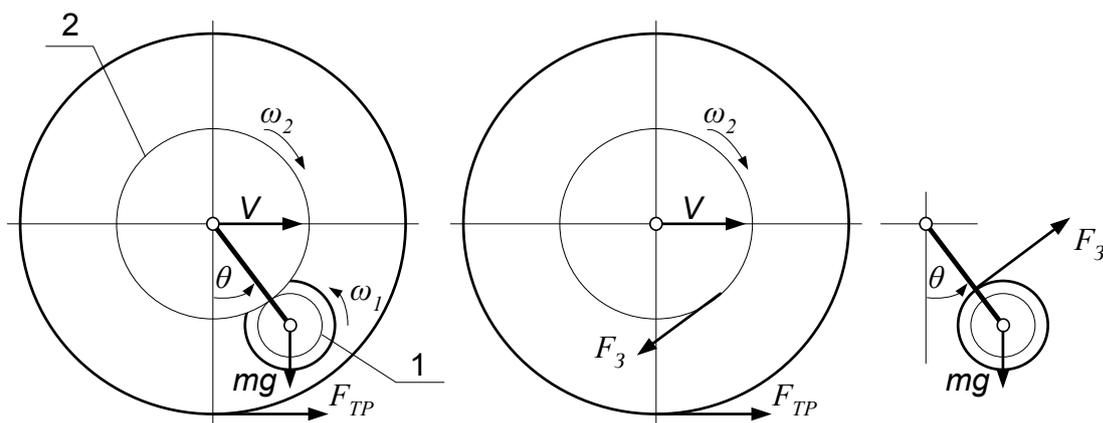


Рисунок 2 – Схема скоростей и сил, действующих на звенья модуля

Уравнение движения колеса без учета трения-качения

$$J_{\text{ПР.2}} \cdot \dot{\omega}_2 = 0,5 \cdot (F_3 \cdot d_2 - F_{\text{ТР}} \cdot D), \quad (5)$$

где $J_{\text{ПР.2}}$ - приведенный к колесу момент инерции звеньев робота; ω_2 - угловая скорость колеса; F_3 - сила в зацеплении зубчатых колес; $F_{\text{ТР}}$ - сила трения; d_2 - диаметр зубчатого колеса 2; D - диаметр колеса робота.

Уравнение движения платформы

$$0,25 \cdot m \cdot d_2^2 \cdot \ddot{\theta} = 0,5 \cdot (F_3 \cdot d_2 - m \cdot g \cdot d_2 \cdot \sin\theta), \quad (6)$$

где m - масса платформы; g - ускорение свободного падения; θ - угол отклонения платформы.

Уравнение движения ротора двигателя

$$J_{\text{ПР.1}} \cdot \dot{\omega}_D = c_M \cdot I_{\text{я}} - 0,5 \cdot F_3 \cdot d_1 / u_p, \quad (7)$$

где $J_{\text{ПР.1}}$ - приведенный к валу двигателя момент инерции звеньев привода; ω_D - угловая скорость двигателя; c_M - постоянная двигателя; $I_{\text{я}}$ - ток якоря двигателя; d_1 - диаметр зубчатого колеса 1; u_p - передаточное отношение в редуктора.

Подстановкой (2.7) в (2.5) и (2.6) с учетом $\dot{\theta} = \Omega$ и $\omega_D = \omega_2 \cdot u_p \cdot d_2 / d_1$, можно исключить F_3 и свести (2.5) и (2.6) к виду

$$\dot{\Omega} = \frac{u_p \cdot J_{\text{ПР.2}} \cdot c_M}{J_{\text{ПР.1}} \cdot J_{\text{ПР.2}} + 0,25 \cdot d_1 \cdot d_2 \cdot (J_{\text{ПР.1}} + J_{\text{ПР.2}})} \cdot I_{\text{я}}, \quad (8)$$

$$\dot{\omega}_2 = \frac{\frac{u_p \cdot d_2 \cdot c_M}{J_{\text{ПР.1}} \cdot d_1}}{1 + J_{\text{ПР.2}} \cdot \left(\frac{4}{m \cdot d_1 \cdot d_2} + \frac{1}{J_{\text{ПР.1}}} \right)} \cdot I_{\text{Я}} + \frac{m \cdot g \cdot d_2 \cdot \left(\frac{1}{J_{\text{ПР.1}}} + \frac{1}{J_{\text{ПР.2}}} \right) + \frac{2 \cdot g}{d_1}}{1 + J_{\text{ПР.2}} \cdot \left(\frac{4}{m \cdot d_1 \cdot d_2} + \frac{1}{J_{\text{ПР.1}}} \right)} \cdot \sin \theta. \quad (9)$$

На основе данных уравнений в среде MATLAB построена математическая модель робота, позволяющая воспроизводить движение по заданной траектории. В канале управления углом поворота использован ПД-регулятор с соответствующими настройками.

На рисунке 3 показана траектория движения с поворотом на угол $\varphi = 90^\circ$, полученная с помощью данной модели.

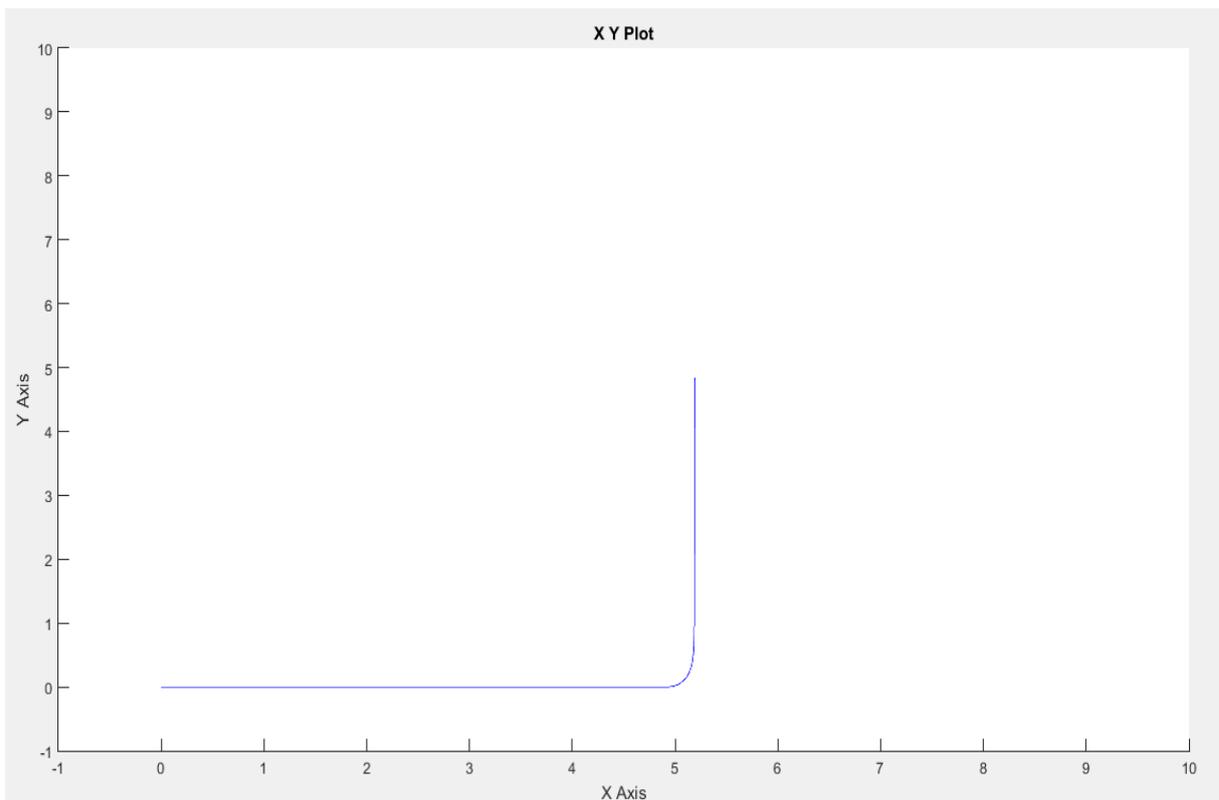


Рисунок 3 – Траектория движение робота с поворотом на 90° при скорости перемещения 1 м/с.

Как следует из приведенного рисунка, поворот осуществляется по дуге окружности радиусом около 0,2 м без колебаний. Это дает возможность роботу отрабатывать криволинейные участки траектории с высокой точностью. Угол отклонения платформ двигательных модулей в процессе движения не превышает 90° .

Таким образом, разработанная система управления обеспечивает заданное качество и может использоваться в мобильных роботах рассматриваемой конструкции.

ОСОБЕННОСТИ ИНФОРМАЦИОННОГО МОДЕЛИРОВАНИЯ СТРОИТЕЛЬНЫХ КОНСТРУКЦИЙ В ПРОЕКТИРОВАНИИ И СТРОИТЕЛЬСТВЕ

Бочарова Н.В.

Брестский государственный технический университет
Брест, Республика Беларусь

В век бурного развития информационных технологий не стоят на месте и технологии проектирования. В настоящее время среди многочисленных новшеств в автоматизированном проектировании лидирует новое направление – технология BIM (Building Information Modeling), иначе – информационное моделирование зданий. В настоящее время в практике проектирования в распоряжении архитектора и инженера-строителя имеются мощные интеллектуальные инструментальные средства в виде систем автоматизированного проектирования (САПР), базирующиеся на двух графических платформах фирмы Autodesk – AutoCAD и Revit [1].

Конкуренция на рынке высококвалифицированных специалистов заставляет проектировщиков совершенствовать свои профессиональные навыки и повышать эффективность рабочего процесса. В процессе проектирования объектов строительства важную роль занимает процесс создания статической модели конструктивной схемы здания (задача строительной механики) и ее прочностной модели (строительные конструкции), позволяющих оценить несущую способность, надежность и долговечность проектируемого объекта при достаточной его экономичности. В практике использования САПР в проектировании для этой цели получили широкое применение такие расчетные программные комплексы, как ЛИРА-САПР, СКАД СОФТ, STARK ES, Tekla, NASTRAN и др.

Информационное моделирование зданий (BIM) – это инновационная технология проектирования и создания документации, основанной на создании и сборе взаимосвязанных системно-рассчитываемых данных о проекте здания. Постоянное обновление и доступность информации через встроенную цифровую среду дает инженерам, архитекторам ясное представление о проекте (планы, разрезы, 3D-вид, спецификации) в одном согласованном файле. Revit – это платформа Autodesk для информационного моделирования зданий [1]. Одновременно с физической моделью архитектор в RevitArchitecture формирует полностью ассоциированную аналитическую модель здания (рис. 1). Аналогичные функции в программном комплексе ЛИРА-САПР выполняет САПФИР [2].

Результатом проектирования по BIM-технологии является модель, а чертежи и документация – лишь одна из форм его представления (рис. 2).

Физическая модель является основой для формирования строительной документации, она необходима для создания чертежей конструкций и узлов. Аналитическая модель – статическая прочностная модель здания, которая содержит данные о нагрузках, размерах конструктивных элементов.

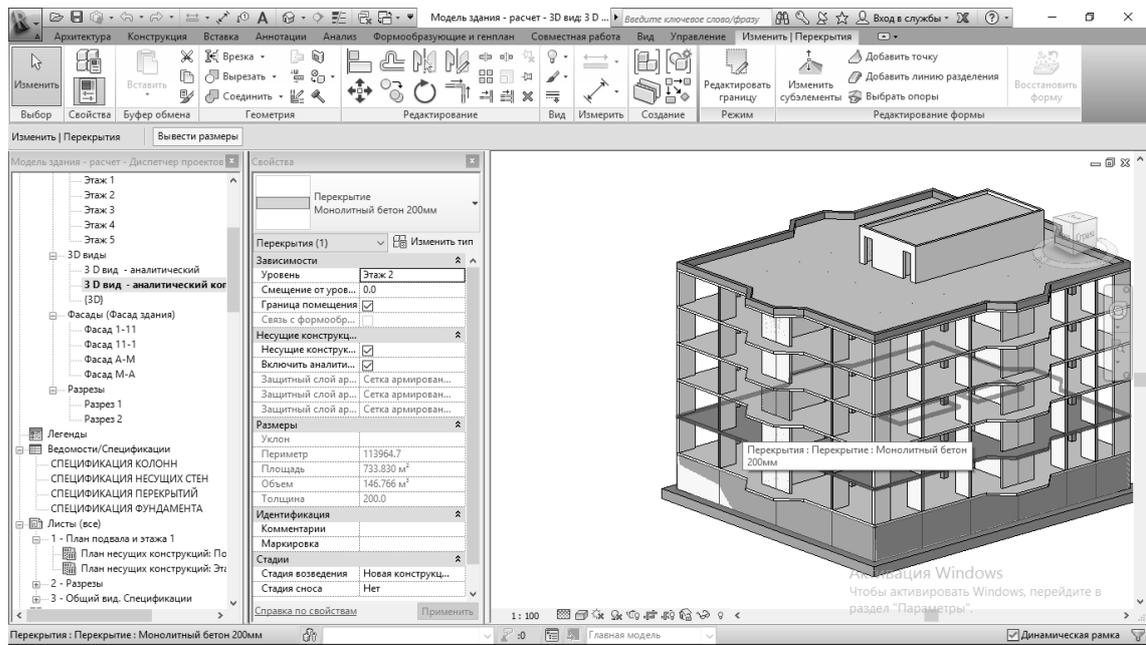
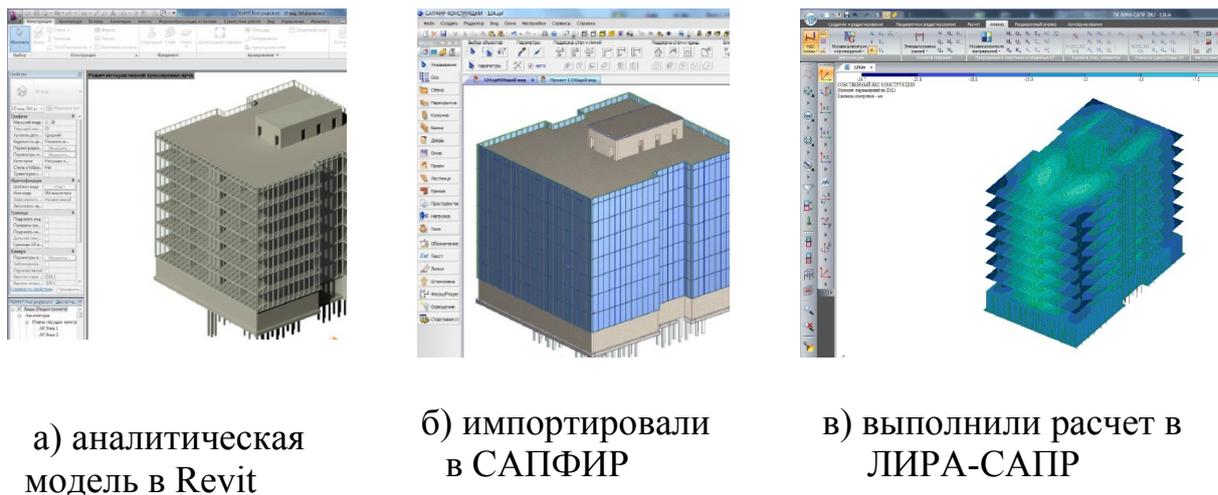


Рисунок 1 – Рабочее окно RevitArchitecture, аналитическая модель 3D-вид



а) аналитическая модель в Revit

б) импортировали в САПФИР

в) выполнили расчет в ЛИРА-САПР

Рисунок 2 – схема совместной работы современных ПК BIM

Эти данные передаются в специализированные приложения для инженерных расчетов (ROBOT, LiraSapг и др.).

Аналитическая модель создается на основании правил проектирования, обеспечивающих согласованность аналитического представления физической конструкции. Важно не просто представить геометрию объекта, но также и информация о его свойствах, которая может и должна содержаться в модели и при необходимости извлекаться из неё [1]. Архитектор и конструктор совместно создают единую модель строительного объекта, которая одновременно является и расчетной моделью. Стремление приблизить модель к реальному сооружению заставляет уделять огромное внимание деталям сооружения и как можно точнее учитывать все эффекты воздействий. Таким образом, и результат расчета дол-

жен быть тоже более полно приближенным к реальному результату, а в идеале, модель объекта должна представлять собой виртуальную копию реального здания.

Принято считать, что специфика строительной деятельности такова, что ее конечный продукт должен сочетать в себе три подчас противоречивых момента: функциональность, эстетичность и конструктивность [3]. С точки зрения инженера-проектировщика, наибольшее значение имеют конструктивные особенности объекта, с которыми связана оценка несущей способности, но, составляя расчетную модель, все учесть практически невозможно. Выделение из объекта несущей части является первым шагом идеализации. После этого начинается идеализация геометрического образа объекта, т.е. задаются параметры для несущих элементов (пластины, стержни). В процессе геометрического моделирования решается вопрос о возможности идеализации объекта в смысле придания ему свойств симметрии, что существенно сокращает объем анализа.

Также происходит идеализация материала конструкции, вернее, набора его физико-механических параметров, материал наделяется свойствами идеальной упругости или пластичности. Значения параметров, характеризующие свойства материала принимаются по справочным значениям и предполагаются одинаковыми по всему сооружению. Достаточно серьезной процедурой является идеализация воздействий, действующих на конструкцию в различных режимах работы. Воздействия являются одной из наименее изученных компонентов системы, они имеют большую изменчивость во времени и пространстве, и те расчетные модели воздействий, которыми оперирует проектная практика, достаточно условны. Идеализация связей распространяется и на описание законов взаимодействия отдельных элементов системы друг с другом. Идеализация расчетной модели и невозможность сделать её абсолютно адекватной реальной конструкции создают ситуацию некоторой неопределенности, но инженеру-конструктору в таких условиях нужно принять проектное решение.

Принципы создания расчетной модели [3]:

- методы расчета должны исходить из форм разрушений и деформаций, подтвержденных опытом строительной практики;
- расчетная гипотеза модели, которая может быть достаточно условной, должна ставить конструкцию в менее благоприятные условия, чем те, в которых находится действительная конструкция;
- набор расчетных гипотез должен обеспечивать не только прочность и устойчивость, но и экономичность конструкции;
- целесообразно иметь не одну модель, а систему аппроксимирующих моделей работы сооружения, каждая из которых имеет свои границы применения;
- аппроксимирующая модель работы сооружения должна не только правильно и полно отражать работу реального объекта, но и быть настолько простой, чтобы расчет не становился чрезмерно громоздким.

Принято считать, что «хорошая программа» и проверенные на безошибочность исходные данные дают гарантию точного результата, но при этом упускается, для какого варианта расчетной модели получен этот результат, и какова

степень его адекватности реальной конструкции. Многие расчетные комплексы основаны на использовании метода конечных элементов, и программная документация содержит описание библиотек конечных элементов, указания по подготовке входных документов и расшифровке полученных результатов. Однако, за пределами остается, как именно получен этот результат, алгоритм численного решения. В проектных организациях все расчеты принимаются по хорошо изученным конструкторским решениям, поэтому часто инженер-конструктор постепенно отвыкает самостоятельно обосновывать применение расчетной модели и полагается на чужое мнение, и таким образом может не учесть возможность совершить ошибку.

Основными этапами компьютерного расчета является [3]:

- создание физической модели;
- выбор программного обеспечения для реализации расчета;
- тщательная проверка аналитической модели (каковы истинные условия опирания, какие узлы соединений элементов, истинные нагрузки системы, каково влияние эффектов второго порядка);
- выполнение статического и прочностного расчетов;
- верификация результатов.

Проектную документацию, необходимую на стадии проектирования и строительства здания, используя BIM-технологии можно выполнить малым количеством высококвалифицированных специалистов и в сжатые сроки. Заказчикам и подрядчикам проектные организации должны представлять проектную документацию так, чтобы они имели возможность работать с интуитивно понятными 3D-моделями, что ускоряет процесс согласования и утверждения, а также позволяет выбрать в конкурсном отборе лучший проект. Трехмерное моделирование на сегодняшний день во многих организациях стало обязательной частью представления проекта.

Внедрение в практику проектирования информационного моделирования позволяет внедрять новые возможности исследования и экспериментирования в области разработки и построения зданий, когда становится принципиально легче прогнозировать эксплуатационные характеристики будущего строительного объекта, не выходя за рамки виртуального пространства [3].

СПИСОК ЦИТИРОВАННЫХ ИСТОЧНИКОВ

1. Ланцов, А.Л. Компьютерное проектирование зданий: REVIT 2015. – М.: Consistent Software Distribution; РИОР, 2014. – 664 с.
2. Талапов, В.В. Основы BIM: введение в информационное моделирование зданий. – М.: ДМК Пресс, 2011. – 392 с.
3. Расчетные модели сооружений и возможность их анализа / А.В. Перельмутер, В.И. Сливкер. – 4-е изд., перераб. – М.: Издательство СКАД СОФТ, 2011. – 736 с.

**НАДЕЖНОСТЬ, ДИАГНОСТИКА И
СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ КОНСТРУКЦИИ МАШИН.
ИННОВАЦИОННЫЕ ТЕХНОЛОГИИ
В МАШИНОСТРОЕНИИ**

ИЗМЕНЕНИЕ ИНТЕНСИВНОСТИ ПЛАСТИЧЕСКОЙ ДЕФОРМАЦИИ ПРИ ПОПЕРЕЧНО-ВИНТОВОМ РЕДУЦИРОВАНИИ ТРУБНЫХ ЗАГОТОВОК

Клубович В.В.¹, Томило В.А.², Левкович В.В.¹

1) Физико-технический институт НАН Беларуси, г. Минск, Беларусь

2) Белорусский национальный технический университет, г. Минск, Беларусь

Технологические процессы обработки металлов давлением используют для придания заготовке необходимой формы и размеров, а также для влияния на механические и другие свойства металлов. Значительное влияние на геометрию полученных заготовок оказывает неравномерность деформации, т.е. непостоянство коэффициентов деформации в различных направлениях обрабатываемого тела.

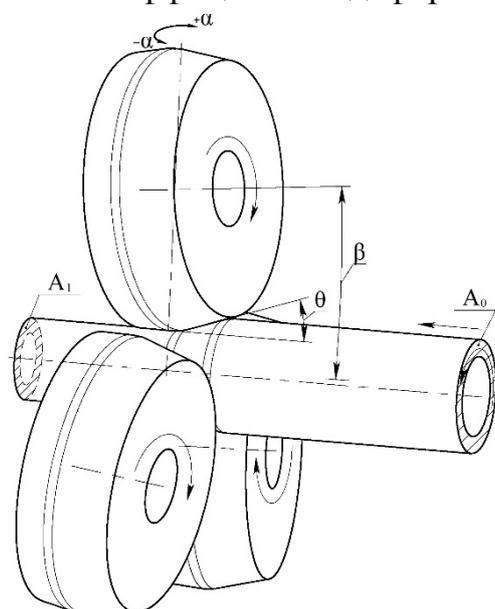


Рисунок 1 – Схема ПВР

Оценивать неравномерность деформации возможно по величине накопленной деформации [1]. В данной статье рассмотрена интенсивность пластической деформации при поперечно-винтовом редуцировании (ПВР) трубных заготовок. Схема ПВР приведена на рисунке 1.

Трубная заготовка подается к вращающимся валкам, где за счет отличного от нуля угла подачи α производится ее захват и осевое перемещение при редуцировании. Параметры ПВР: угол подачи $\alpha=5-10^\circ$, угол раскатки $\beta=6^\circ$, угол уклона входного конуса вала $\theta=18,78^\circ$, вытяжка (A_0/A_1) 1,24, диаметр валков в точке пережима 300 мм, температура нагрева заготовки 1180-1200 °С, скорость вращения валков 10-30 об/мин.

В числе факторов, оказывающих влияние на неравномерность деформации, стоит упомянуть наличие контактного трения на контактной поверхности и напряженно-деформированное состояние. Зависимость неравномерности деформации от данных факторов объясняется их влиянием на сопротивление деформации.

В области контакта валков с металлом образуются зоны повышенного сопротивления деформации, которые распространяются вглубь металла на некоторую величину. В этих зонах схема напряженного состояния со всесторонним сжатием выражена наиболее ярко [2], что и приводит к повышению сопротивления деформации. С увеличением контактных сил трения объем данных зон возрастает и, следовательно, возрастает неравномерность деформации. В проведенных исследованиях распределения интенсивности пластической деформации

ции в поперечном сечении редуцированной заготовки скорость редуцирования принимала значения 10, 20, 30 об/мин, соответственно подачи 5, 8, 10 град.

Значения интенсивности пластической деформации по толщине стенки редуцированной заготовки при различных режимах представлены на рисунке 2.

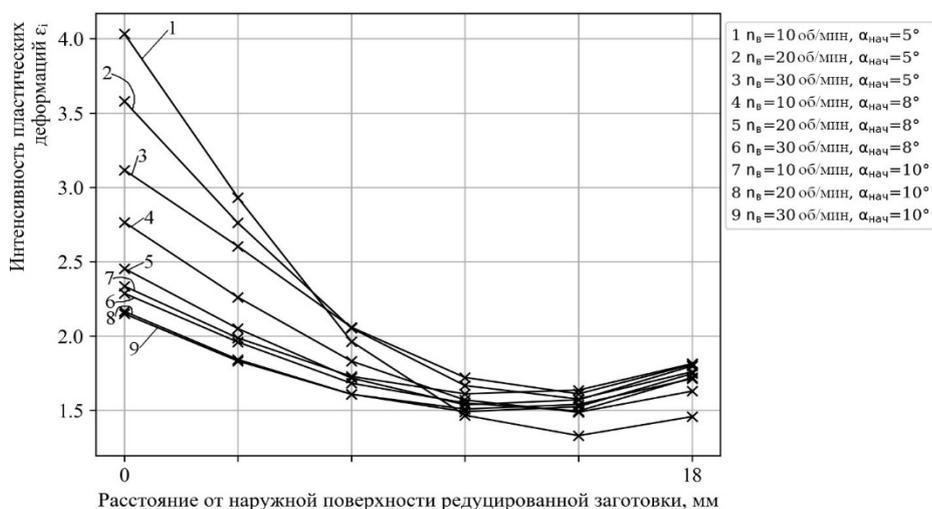


Рисунок 2 – Изменение интенсивности пластической деформации по сечению стенки трубной заготовки

Из рисунка 2 видно, что у внутренней поверхности трубной заготовки интенсивность пластической деформации незначительно зависит от скорости редуцирования и угла подачи. На наружной поверхности трубной заготовки интенсивность пластической деформации падает с 4,0 до 2,1 с ростом скорости редуцирования и углов подачи.

В технологических процессах необходимо не только обеспечивать высокий уровень интенсивности пластической деформации, необходимый для формирования мелкозернистой структуры, но и равномерное распределение этого параметра по сечению заготовки [1]. При выборе в качестве критерия равномерности распределения эффективной деформации по сечению редуцированной заготовки оптимальными параметрами являются угол подачи $\alpha=10^\circ$, скорость редуцирования $n_B=30$ об/мин.

Снижение интенсивности пластической деформации в наружных слоях трубной заготовки при увеличении угла подачи и скорости редуцирования объясняется возросшей осевой скоростью движения заготовки. При ПВР обрабатываемый металл движется по спиралевидной траектории, с увеличением осевой скорости шаг спирали возрастает, что приводит к тому, что металл покидает очаг деформации, подвергнувшись меньшему количеству элементарных обжатий, при которых происходит увеличение интенсивности пластической деформации.

Разница в значениях интенсивности пластической деформации в наружных и внутренних слоях редуцированной заготовки выражается в различии в размерах зерна по сечению заготовки. На рисунке 3 представлена микроструктура наружной поверхности редуцированной заготовки в поперечном и продольном сечениях, а на рисунке 4 – микроструктура внутренней поверхности редуциро-

ванной заготовки в поперечном и продольном сечениях. Исследование микроструктуры проводилось на образцах, вырезанных из цилиндрической части заготовки после ПВР при $n_b=20$ об/мин, $\alpha=5^\circ$.

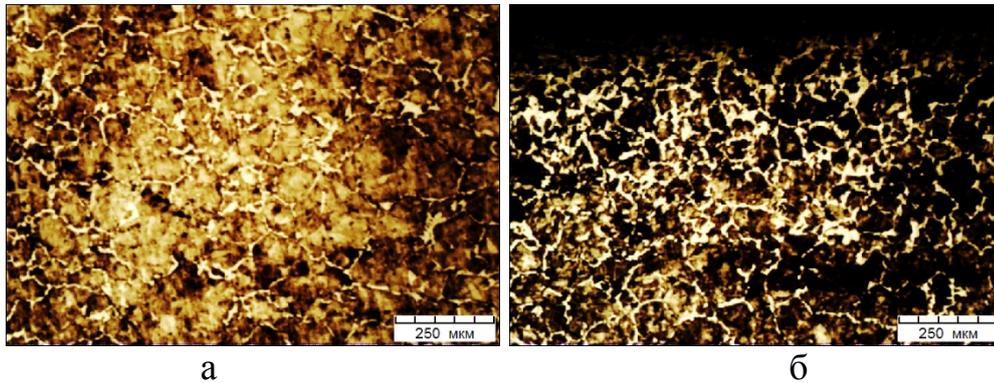


Рисунок 3 – Микроструктура наружной поверхности редуцированной заготовки из стали 40X в поперечном (а) и продольном (б) сечениях ($\times 100$)

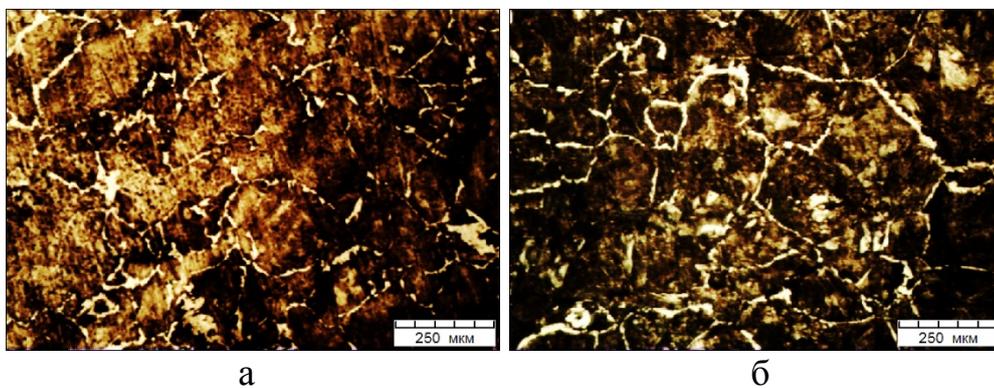


Рисунок 4 – Микроструктура внутренней поверхности редуцированной заготовки из стали 40X в поперечном (а) и продольном (б) сечениях ($\times 100$)

Размер зерна на рисунке 3 соответствует 4-5 баллу, на рисунке 4 – 1-2 баллу. Размер зерна исходной заготовки (бесшовной трубы) соответствует 2-3 баллу (ГОСТ 5639-82).

С увеличением осевой скорости возрастает объем металла, подвергающийся деформации в единицу времени, следовательно, увеличивается усилие F . Увеличение скорости редуцирования n_b с 10 до 30 об/мин и угла подачи α с 5° до 10° приводит к увеличению усилия F с 80 до 100 кН (увеличение на 25 %).

Результаты исследований были использованы при разработке технологии и оборудования для получения заготовок оси моста и цапфы балансира сельскохозяйственной техники.

СПИСОК ЦИТИРОВАННЫХ ИСТОЧНИКОВ

1. Бурко, В.А. Критерии оценки неравномерности деформации профилированных заготовок в ресурсосберегающих технологиях штамповки / В.А. Бурко // Вісник НТУ "ХПІ". Серія: Нові рішення в сучасних технологіях. – 2012. – № 47 (953). – С. 9–14.
2. Томило, В.А. Напряженно-деформированное состояние при валковом обжиме участков труб / В.А. Томило, В.В. Левкович // Весці НАН Беларусі. Сер. фіз-тэхн. навук. – 2014. – № 4. – С. 24–30.

УСТОЙЧИВОСТЬ РАБОТЫ НЕЙРОСЕТЕВОЙ МОДЕЛИ НА ОСНОВЕ НЕЙРОНОВ КОХОНЕНА ПРИ ВЫЯВЛЕНИИ ЛОКАЛЬНЫХ ПОВРЕЖДЕНИЙ ЗУБЬЕВ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС МНОГОВАЛЬНЫХ ПРИВОДОВ ПРИ ИЗМЕНЯЮЩИХСЯ УСЛОВИЯХ ЭКСПЛУАТАЦИИ

Драган А.В., Парфиевич А.Н., Сокол В.А.

Брестский государственный технический университет,
Брест, Республика Беларусь

Введение. Процесс работы зубчатых колес в составе многовального привода, независимо от их текущего состояния, всегда сопровождается акустическим шумом. Это связано с динамическими явлениями непосредственно в самом в зубчатом зацеплении и погрешностями изготовления и монтажа применяемых зубчатых колес [1,2,3 и т.д.]. Также на акустический шум влияют и другие факторы, например такие как, уровень масла в диагностируемом объекте и прилагаемая нагрузка на выходном валу.

Данные обстоятельства могут сыграть важную роль в процессе сбора информации при диагностике и дальнейшей ее обработке для постановки диагноза исследуемого зубчатого механизма.

Основная часть. В качестве объекта исследований использовался горизонтальный редуктор с цилиндрическими прямозубыми эвольвентными зубчатыми колесами. На одном из них моделировалось локальное повреждение рабочей поверхности зуба аналогично предыдущим исследованиям [4,5]. Для создания нагрузки на выходном валу использовался ленточный тормоз с комплектом грузов (рисунок 1).

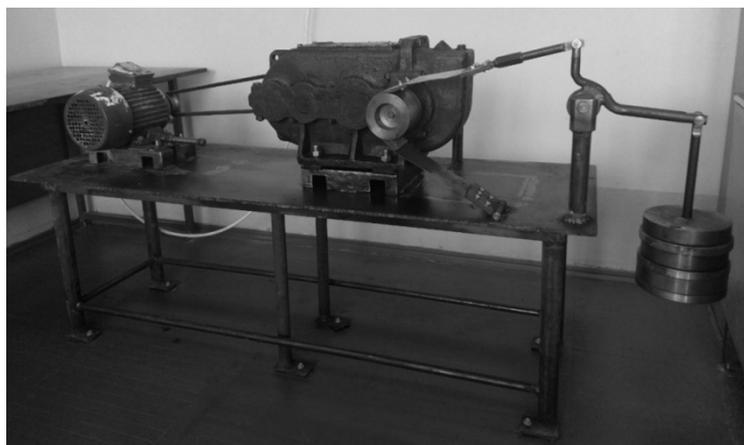


Рисунок 1 – Общий вид редуктора с применяемым ленточным тормозом

В рамках проведенных исследований осуществлён ряд экспериментов как для накопления базы данных акустического сигнала по каждому из состояний рабочей поверхности зуба, так и для выявления устойчивости работы используемой нейросетевой модели за счет введения дополнительных составляющих, влияющих на общий уровень акустической активности элементов диагностируемого объекта [1,2,3]:

- изменение уровня масла (нормальный, ниже уровня масла, без масла);
- изменение уровня нагрузки на выходном валу (без нагрузки, с нагрузкой в 9 Н×м, 18 Н×м и 27 Н×м).

На основе полученных экспериментальных данных проведено тестирование используемой нейросетевой модели на основе нейронов Кохонена [1,2,3], которая показала достаточно хорошие результаты при тестировании и обучении: 97,5% поданных для анализа образов были отнесены к соответствующим классам правильно.

Следующим шагом стало тестирование на данных, полученных при изменяющихся условиях эксплуатации диагностируемого объекта.

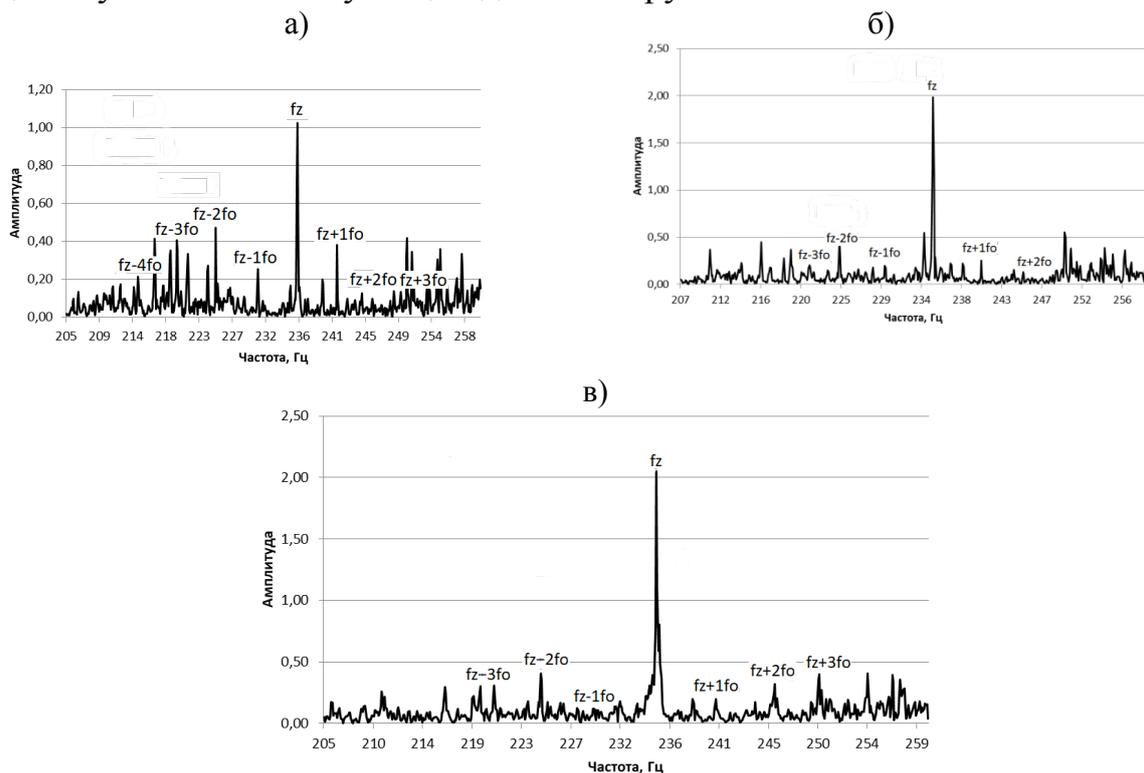


Рисунок 2 – Фрагменты спектров акустического сигнала в области частот $(f_z - 5f_0) - (f_z + 5f_0)$ исследуемой шестерни с дефектом в виде повреждения 25% длины зуба при нагрузке на выходном валу 9 Н×м: а) при нормальном уровне масла; б) при среднем уровне масла; в) при нижнем уровне масла

Проанализировав фрагменты спектров акустического сигнала, изображенных на рисунках 2 и 3, можно сказать, что при изменении уровня масла и уровня нагрузки на выходном валу происходит увеличение амплитуды одной из значимых частотных составляющих f_z без соответствующего роста комбинированных частот $f_z - 5f_0$ и $f_z + 5f_0$. Данное обстоятельство напрямую повлияло на корректную работу используемой нейросетевой модели, т.е. происходила неверная классификация состояний объекта. Но, несмотря на это, искусственная нейронная сеть на основе нейронов Кохонена всегда правильно определяет два класса диагностируемого параметра зубчатого колеса: целый зуб и без зуба. Во всех остальных случаях ошибочные результаты соответствовали соседним классам состояния зуба.

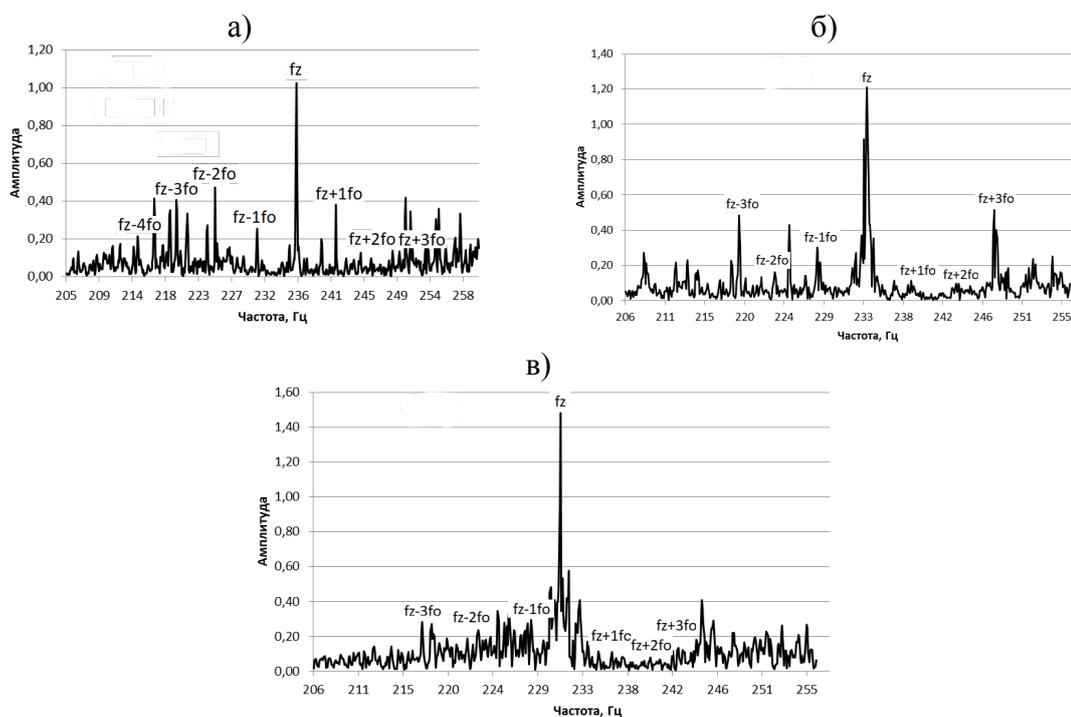


Рисунок 3 – Фрагменты спектров акустического сигнала в области частот $(f_z - 5f_0) - (f_z + 5f_0)$ исследуемой шестерни с дефектом в виде повреждения 25% длины зуба при нормальном уровне масла: а) при нагрузке на выходном валу 9 Н×м; б) при нагрузке на выходном валу 18 Н×м; в) при нагрузке на выходном валу 27 Н×м

Таким образом, можно сказать, что при работе искусственная нейросетевая модель ориентируется не только на абсолютные значения амплитуд информативных составляющих анализируемого акустического сигнала, но и их соотношение.

Заключение. Таким образом, в ходе экспериментальных исследований доказано, что для постановки диагноза используемый минимально необходимый набор данных (зубцовые частоты f_z , кратные им гармоники $m \cdot f_z$ и комбинированные частоты $m \cdot f_z \pm k \cdot f_0$ в окрестности частоты пересопряжения зубьев) является достаточным, а применяемая искусственная нейросетевая модель показывает достаточно хорошие результаты при аналогичных условиях условия работы объектов при диагностировании и обучении. При введении в ход эксперимента дополнительных составляющих (изменение уровня масла и нагрузки на выходном валу) корректность диагностики была нарушена. При более детальном анализе полученных результатов установлено, что используемая нейросетевая модель на основе нейронов Кохонена может распознавать только лишь 3 класса состояния зуба: целый, дефектный зуб и без зуба. Этого не достаточно для того, чтобы сделать возможный прогноз о дальнейшей работе диагностируемого механического привода на основе прямозубых эвольвентных колес. В ходе дальнейших экспериментальных исследований используемая нейросетевая модель будет адаптироваться к новым дополнительным критериям, сопровождающих работу многозубчатых механизмов, что позволит усовершен-

ствовать процедуру диагностики за счет комплексной оценки акустической активности.

СПИСОК ЦИТИРОВАННЫХ ИСТОЧНИКОВ

1. Генкин М.Д. Виброакустическая диагностика машин и механизмов / Генкин М.Д., Соколова А.Г. – М. : Машиностроение, 1987. – 288 с.
2. Герике Б.Л. Мониторинг и диагностика технического состояния машинных агрегатов : учеб. пособие. – В 2-х ч. Ч.1 : Мониторинг технического состояния по параметрам вибрационных процессов. – Кемерово : Кузбасский государственный технический университет, 1999. – 188 с.
3. Костюков В.Н. Основы виброакустической диагностики машинного оборудования : учеб. пособие / В.Н. Костюков, А.П. Науменко и др. – Омск : НПЦ «Динамика», 2007. – 286 с.
4. Драган А.В. Выявление локальных повреждений зубьев зубчатых колес многовальных приводов с использованием методов искусственного интеллекта / Драган А.В., Парфиевич А.Н. // Вестник Брестского государственного технического университета. – 2017. – №4. – С. 27 – 31.
5. Драган А.В. Использование нейросетевого детектора при акустической диагностике многовальных зубчатых приводов/ Драган А.В., Парфиевич А.Н., Безобразов С.В. // Неразрушающий контроль и диагностика. – 2017. – №2. – С. 58 – 70.

УДК 921.9.06

МОДЕЛИРОВАНИЕ СМЕЩЕНИЯ ОСИ ШПИНДЕЛЯ ОТ УПРУГИХ ДЕФОРМАЦИЙ СТОЙКИ ГОРИЗОНТАЛЬНОГО ФРЕЗЕРНО-РАСТОЧНОГО СТАНКА С ЧПУ

Горбунов В.П., Трофимчук А.С.

Брестский государственный технический университет,
Брест, Республика Беларусь

Достижение требуемых параметров точности обрабатываемых деталей зависит в первую очередь от качественных характеристик станка, которые формируются несущей системой, а именно ее компоновкой, качеством изготовления и сборки, используемыми материалами, конструкцией базовых деталей. Это все определяет пространственное положение оси шпинделя, смещение которого от начального приводит к ухудшению геометрической точности обрабатываемых деталей, таких как точность линейных размеров, отклонений формы и расположения поверхностей, позиционного отклонения. Причем в процессе эксплуатации станка необходимо обеспечивать сохранение начальной точности положения оси шпинделя, недопущение выхода его за пределы допустимого, то есть исключить возможность появления параметрического отказа [1].

В процессе работы станок воспринимает энергетические нагрузки различной интенсивности, особое место, где занимают силовые факторы (особенно у тяжелых станков), такие как масса базовых деталей, смещение во время работы центров тяжести масс подвижных элементов, остаточные внутренние напряжения. Их доля в балансе погрешности обработки может достигать 65 % [2].

Особое место в парке металлообрабатывающего оборудования занимают многоцелевые станки с ЧПУ, которые являются сложной и более энерговооруженной технологической системой по сравнению с обычными станками. Их уникальность и индивидуальность конструкций затрудняет проведение в полном объеме исследовательских испытаний. Чтобы выделить зависимость выходного параметра точности станка от влияния упругих деформаций несущих элементов и с достаточной степенью точности прогнозировать величину упругого смещения оси шпинделя, возникает необходимость в проведении виртуальных испытаний с помощью Метода Конечных Элементов (МКЭ). Результаты такого эксперимента применимы для прогнозирования технологического состояния исследуемого станка.

Целью настоящей работы является переход от длительных и трудоёмких экспериментов к компьютерному моделированию деформационных процессов для диагностирования упругих деформаций несущей системы станка и прогнозированию изменения его геометрической точности. Прогнозирование возможно при известном характере изменения смещения оси шпинделя во времени.

Для моделирования смещений от упругих деформаций применяется методика исследований, которая включает следующие этапы:

1) Разработка трёхмерной полноразмерной твёрдотельной модели базовых элементов несущей системы станка;

2) Определение изменяющихся геометрических параметров, путем приложения к модели граничные условия в виде упругих свойств реальных деталей;

3) Выявление величин упругих деформации рассматриваемых элементов станка;

4) Определение математической зависимости погрешности обработки от упругих деформаций рассматриваемой системы.

В качестве объекта исследования рассматривается горизонтальный фрезерно-расточной станок с ЧПУ модели MC200MФ4. Станок оснащен двумя столами и подвижной стойкой. Рассматривается основная часть станка стойка в сборе (рисунок 1). Массы подвижных элементов ползуна, бабки составляют соответственно 14480 кг, 15520 кг, 33910 кг. Наибольшие рабочие перемещения: стойки горизонтально по оси «X» -8000 мм; бабки вертикально по оси «У» -3000 мм; ползуна по оси «Z» -1500 мм.

Геометрическая модель стойки в сборе превращена в сетку конечных элементов (рисунок 2). Основным типом конечных элементов является 10-узельный тетраэдр. Он имеет соединительные узлы на своих вершинах и по серединам сторон. Каждому узлу приписано три степени свободы. Конечные элементы обеспечивают квадратичную интерполяцию перемещений и, соответственно, хорошую точность расчетов. В модели присутствуют контактные конечные элементы. Они размещены на границе всех сопряженных тел. Образуются так называемые контактные пары. Исходно все контактные элементы находятся в состоянии «bonded», то есть контактные пары заблокированы и от проскальзывания, и от размыкания.

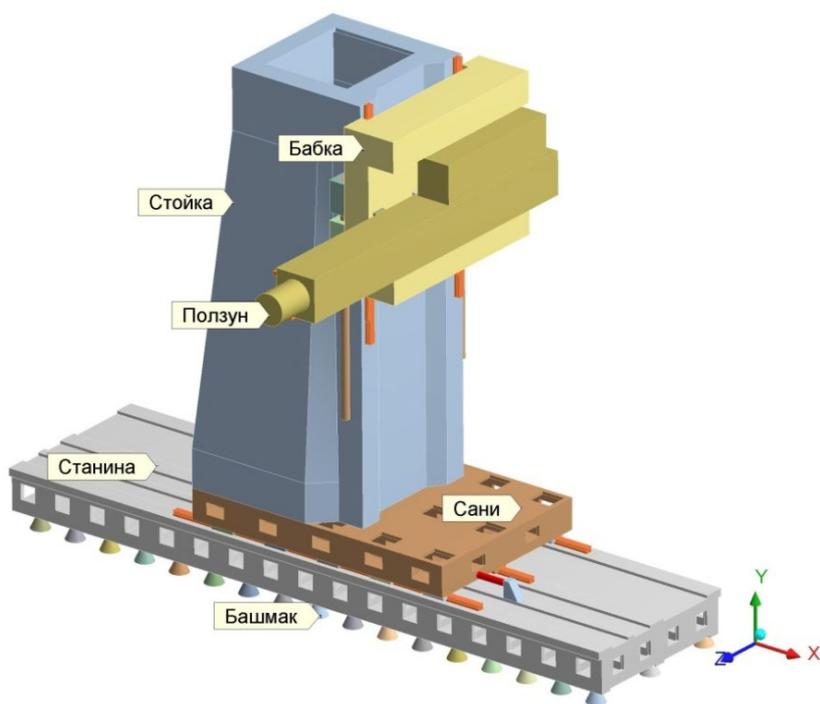


Рисунок 1 – Геометрическая модель стойки в сборе

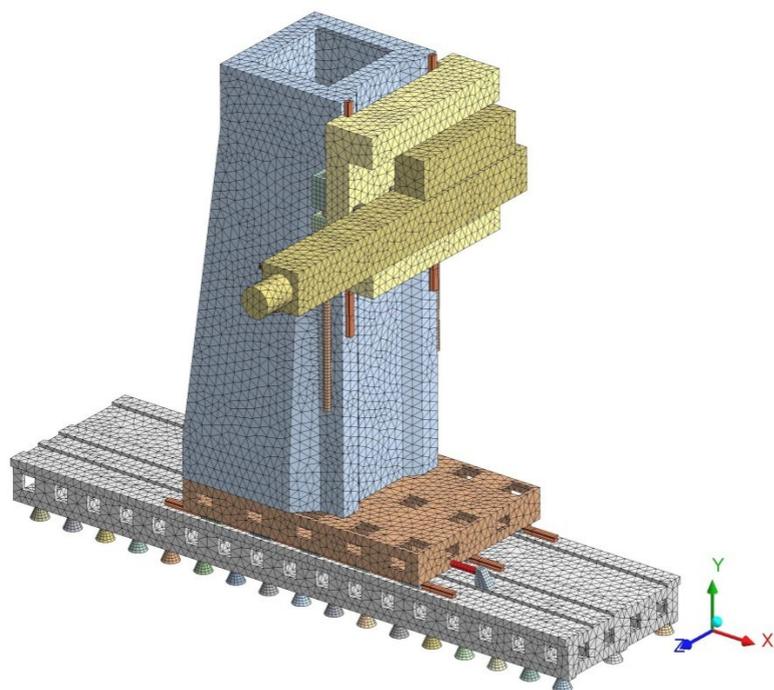


Рисунок 2 – Сетка конечных элементов для стойки в сборе

На рисунке 3 представлена картина суммарных деформационных перемещений USUM в стойке в сборе при базовом варианте нагружения (только сила тяжести). Видно, что система довольно податлива. Смещение конца ползуна превышает 1 мм. Стойка под весом эксцентрично расположенной бабки совершает «клевок» вперед по оси «X» (поворот вокруг оси «Z»), перемещаясь на 0,85 мм. Проседание вниз по направлению оси «Y» саней по максимуму сравнительно невелико (0,19 мм).

Самая нижняя корпусная деталь – станина – представляется довольно жестко лежащей на своих опорах.

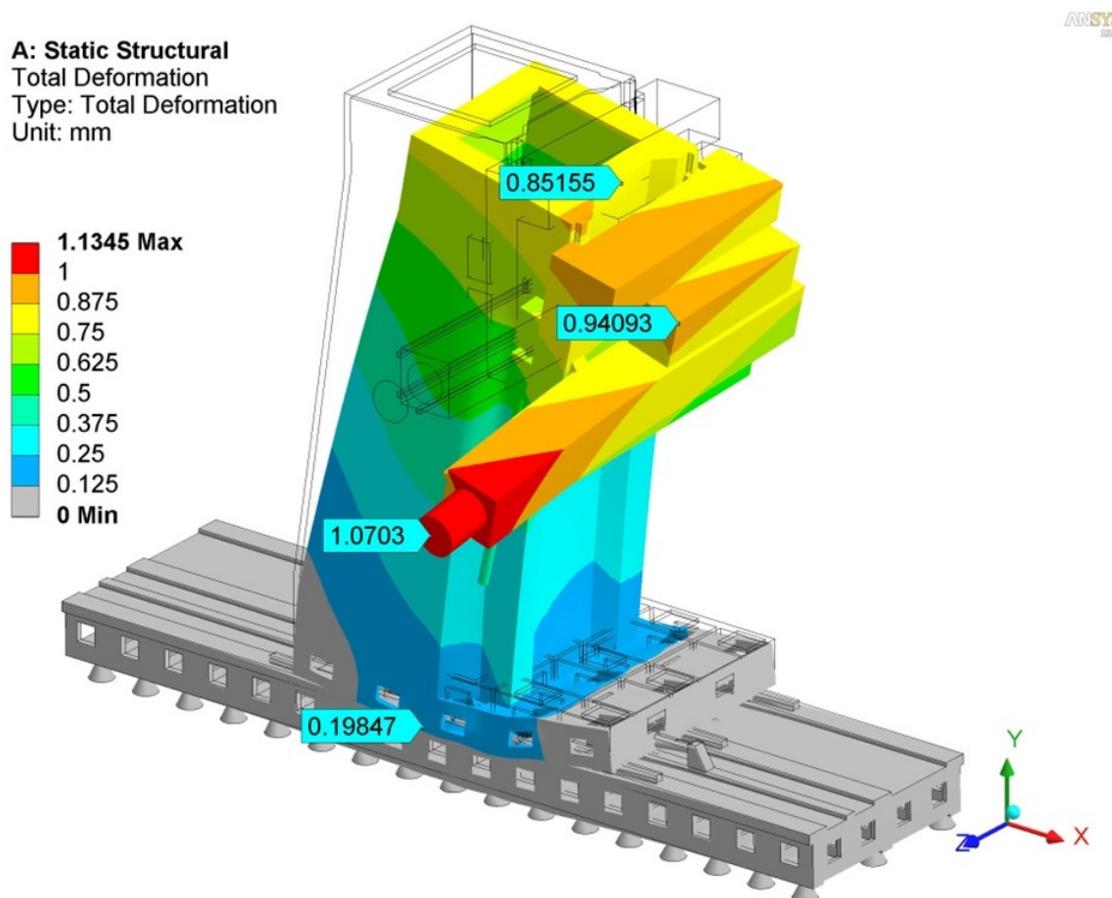


Рисунок 3 - Суммарные перемещения в стойке в сборе (мм) под действием веса подвижных элементов

Рассмотренные выше картины перемещений получены расчетом МКЭ-по методике [3] при заблокированных направляющих.

Как показал анализ, проявление деформации стойки, то есть поворот по часовой стрелке определяется, прежде всего, податливостью саней и их опор качения. Локальным проявлением, является консольный изгиб выдвинутого ползуна. Это нагружение может стать основным при рассмотрении влияния сил резания. Гораздо существеннее проявление деформаций бабки в направлении координаты «У» (отклонение вдоль «Х»). В верхнем положении бабки сила тяжести уводит торец шпинделя направо на 505 мкм, а в нижнем – только на 206 мкм. Причина в том, что чем ниже бабка, тем меньше плечо для поворота её по часовой стрелке («клевка»). Разность отклонений – 299 мкм – переходит на погрешность обработки.

При вертикальном подъеме бабки по «У» на каждый метр пути будет приходиться отклонение вправо по «Х», равное приблизительно 150 мкм на метр перемещения. Иными словами, «клевок» приводит к тому, что при попытке воспроизвести инструментом вертикальную линию вверх, она будет заваливаться вправо, в положительном направлении «Х», на 0,15 мм на каждом метре

подъема бабки. Эта погрешность оказывает существенное влияние на точность обработки и требует либо изменения конструкции базовых деталей, или компенсации ее техническими средствами управления станком.

Таким образом, с помощью средств компьютерного моделирования была создана трёхмерная модель несущей системы тяжелого многоцелевого станка с ЧПУ, с целью дальнейшего изучения поведения его элементов под действием веса подвижных базовых элементов, что позволило выявить слабые места в конструкции и наметить пути снижения погрешностей при работе на нем. В результате проведенного моделирования установлено следующее:

1. Ведущим видом деформации стойки от собственного веса является ее наклон вперед по оси «X» («клевок») под тяжестью эксцентрично подвешенной бабки.

2. Вертикальное перемещение бабки в верхней части стойки сопровождается отклонением шпинделя от вертикали примерно на 0,15 мм на каждый метр подъема. Это систематическая погрешность обработки. Ее следует блокировать монтажным наклоном стойки в противоположную сторону или коррекцией координаты «X» по текущему перемещению вдоль координаты «Y» коррекцией программы системой ЧПУ.

СПИСОК ЦИТИРОВАННЫХ ИСТОЧНИКОВ

1. Проников А.С. Параметрическая надежность машин. – М.: МГТУ им. Н. Э. Баумана, 2002. – 560 с.
2. Решетов Д.Н., Портман В.Т. Точность металлорежущих станков. – М.: Машиностроение, 1986. – 336с.
3. Руководство пользователя ANSYS. Теоретическое руководство. Режим доступа: www.twirpx.com

УДК 621.9.06

ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЕ ОБЕСПЕЧЕНИЕ АВТОМАТИЗИРОВАННОГО ПРОЕКТИРОВАНИЯ ОПЕРАЦИИ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ НА ДВУХСУППОРТНЫХ ТОКАРНЫХ СТАНКАХ С ЧПУ

Каишальян И.А., Орукари Б., Шнак А.В.

Белорусский национальный технический университет
Минск, Республика Беларусь

Современный этап развития машиностроительного производства характеризуется широким использованием станков и станочных комплексов с числовым программным управлением (ЧПУ). Являясь сложным и дорогостоящим оборудованием, станки с ЧПУ требуют эффективной технологической подготовки производства, обеспечивающей высокую их производительность при эксплуатации. Для двухсуппортных токарных станков, оснащенных микропроцессорными устройствами ЧПУ с функцией независимого управления координатными перемещениями, резервы повышения эффективности находятся в рациональном совмещении обработки поверхностей заготовки при общей частоте вращения шпинделя.

Анализ множества технологических операций, выполняемых на двухсуппортных токарных станках с ЧПУ, показал, что обработка двумя режущими инструментами, установленными на различных суппортах станка, выполняется главным образом в режиме последовательного выполнения переходов. Совместная обработка двумя режущими инструментами выполняется только при черновой обработке. Вместе с тем представляется, что повышения эффективности использования двухсуппортных токарных станков с ЧПУ можно добиться за счет расширения состава переходов, выполняемых совместно. В первую очередь это относится к обоснованному совмещению чистовой обработки с черновой.

Последовательность автоматизированного синтеза структуры операции, выполняемой на двухсуппортном токарном станке с ЧПУ, заключается в следующем (рисунок 1).

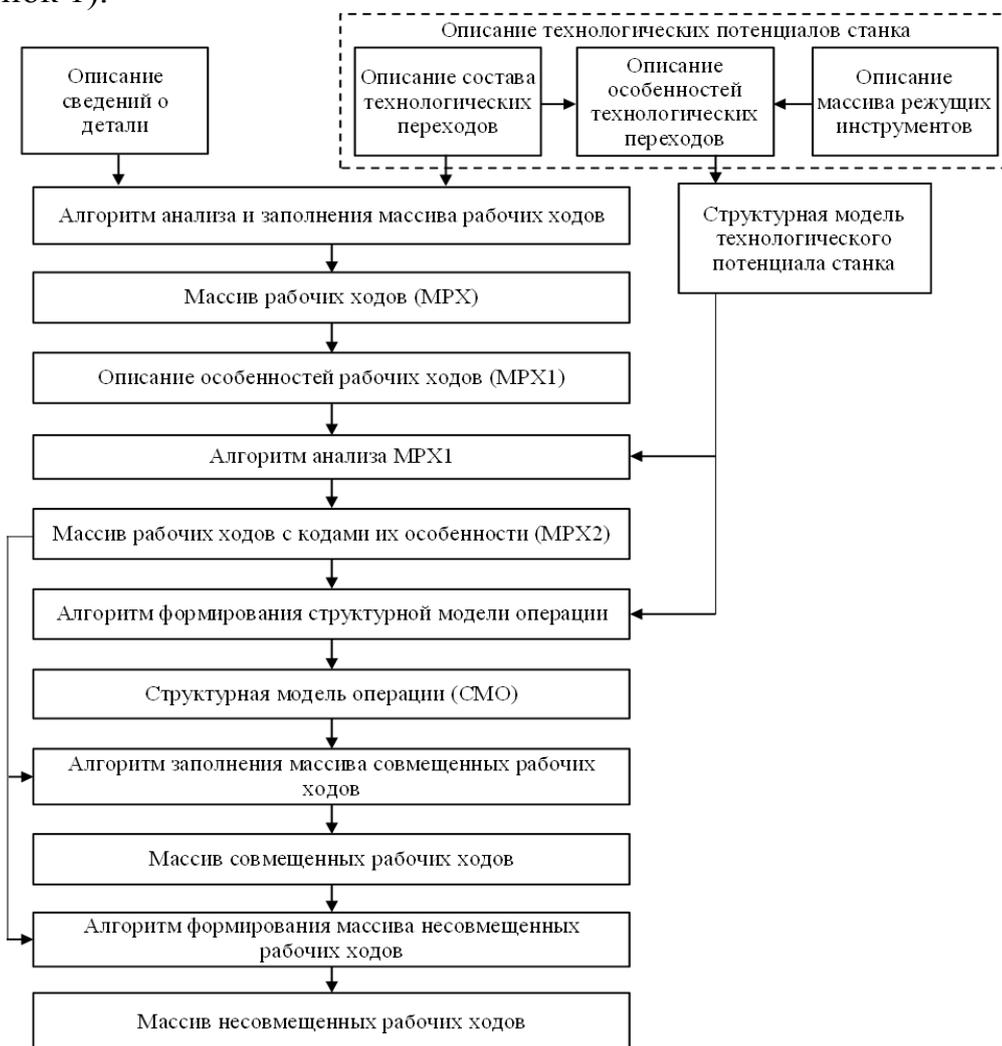


Рисунок 1 – Структурная схема автоматизированного синтеза операции

На первом этапе синтеза формируется описание информации о детали и информации о технологическом потенциале станка с ЧПУ, на котором данная деталь будет изготовлена [1]. Описание информации о детали представляется в виде массива, который включает следующие поля: код поверхности, вид поверхности, качество, шероховатость, наибольший и наименьший диаметры,

длина поверхности, припуск на обработку. Информация о технологическом потенциале (ТП) двухсуппортного токарного станка с ЧПУ представлена в виде массива, состоящего из трех подмассивов. В первом подмассиве содержатся сведения о составе технологических переходов, которые могут быть выполнены на определенном станке. Второй подмассив содержит данные о кинематических особенностях рабочих ходов, составляющих структуру перехода. В третьем подмассиве представлены данные о режущих инструментах, которые могут быть использованы при изготовлении деталей на станке данной модели.

Структурная модель технологического потенциала (СМТП) двухсуппортного токарного станка с ЧПУ представлена в виде треугольной матрицы смежности. Возможные сочетания технологических рабочих ходов в данной матрице отражаются коэффициентами значимости от 0 до 1.

После представления информации о детали и о составе технологических переходов (первый подмассив) выполняется ее анализ: для каждой поверхности определяется необходимость чистовой обработки; устанавливается число черновых и чистовых рабочих ходов; для каждого рабочего хода выполняется расчет основного времени обработки по приближенным формулам. Результатом анализа исходных данных является массив рабочих ходов (МРХ).

На следующем этапе синтеза структуры операции на основе МРХ создается массив МРХ1, в котором для каждого рабочего хода указан код его технологической особенности. Далее выполняется анализ рабочих ходов, представленных в МРХ1, на соответствие множеству переходов в СМТП станка. Результатом анализа является новый информационный массив МРХ2, в котором каждый рабочий ход имеет код соответствующего перехода в СМТП станка.

Очередной этап синтеза связан с созданием структурной модели операции (СМО), которая так же, как и СМТП станка, представляет собой треугольную матрицу смежности. Исходными данными для составления СМО является СМТП станка и МРХ2, который содержит полный перечень рабочих ходов, необходимых для обработки заготовки с указанием времени выполнения рабочего хода, кода поверхности, над которой он выполняется, и типа режущего инструмента.

На заключительном этапе синтеза создается структурная модель совмещения рабочих ходов. В основу модели совмещения рабочих ходов положена структурная модель представления информации о детали (описание детали) и СМО. Окончательный выбор структуры технологической операции производится по критериям, отражающим экономическую эффективность выполнения обработки.

Результаты экспериментальных исследований качества обработки поверхностей деталей при различных вариантах совмещения переходов заключаются в следующем [2, 3].

Установлено, что при точении двумя резцами совместно с делением глубины резания (таблица) точность диаметральных и продольных размеров выше для варианта выполнения чернового рабочего хода с модулированной подачей (соответствует 8-му качеству, что соответствует прогнозной оценке точности обработки, полученной по представленной в работе методике). Погрешности

формы поверхностей деталей, обработанных двумя резцами совместно, от схемы выполнения чернового рабочего хода практически не зависят. Установлено, что при точении двумя резцами совместно с делением глубины резания значения параметра шероховатости Ra на 10-15% меньше для варианта выполнения чернового рабочего хода с модулированной подачей. Данное явление можно объяснить тем, что при обработке двумя резцами одновременно взаимодействуют два нестационарных по своей природе процесса резания. При этом проявляются резонансные явления, что приводит к возникновению вибраций и как следствие к увеличению шероховатости обработанной поверхности. Это подтверждается результатами выполненных исследований: шероховатость поверхности, обработанной двумя резцами последовательно, значительно ниже шероховатости поверхности, обработанной двумя резцами совместно; в случае выполнения чернового рабочего хода с включением в процесс резания кинематической неустойчивости в результате наложения асинхронной силы, возникающей при изменении подачи, на систему, находящуюся в колебательном движении, колебания гасятся, шероховатость обработанной поверхности при этом уменьшается. Анализ ряда волнограмм показал, что при обработке с модулированной подачей высота продольной волнистости также на 20-25% меньше, чем при обработке с постоянной подачей, равной среднему значению модулированной.

СПИСОК ЦИТИРОВАННЫХ ИСТОЧНИКОВ

1. Каштальян, И.А. Автоматизированный синтез структуры операции, выполняемой на двухсуппортом токарном станке с ЧПУ /И.А. Каштальян, Б. Орукари, П.А. Августовский// Инновационные технологии, автоматизация и мехатроника в машино-и приборостроении: материалы научно-практической конференции, Минск, 1–2 марта 2018 г. / редкол.: А.М. Маляревич [и др.]. – Минск, 2018. – С. 51 – 53.

2. Каштальян, И.А. Точность размеров и формы деталей, изготовленных на двухсуппортных токарных станках с числовым программным управлением/ И.А. Каштальян, В.К. Шелег, Б. Орукари // Актуальные вопросы машиноведения: сб. науч. тр. – Минск: ОИМ. – 2017. – Вып. 6 – С. 150 – 155.

3. Каштальян, И.А. Шероховатость и волнистость поверхностей деталей. Обработанных на двухсуппортных токарных станках с ЧПУ/ И.А. Каштальян, Б. Орукари // Вестник ПГУ. – 2017. – № 3. - С. 9-15.

УДК 621.9.048.7

ПОВЕРХНОСТНАЯ МИКРОТВЕРДОСТЬ ИНСТРУМЕНТАЛЬНОЙ СТАЛИ ПОСЛЕ ЛАЗЕРНОЙ ТЕРМИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ

Крайко С.Э.¹, Шелег В.К.¹, Кравчук М.А.¹

Белорусский национальный технический университет
Минск, Республика Беларусь

Одним из условий рентабельности применения штамповки в производстве является высокая стойкость штампов [1]. Широкое внедрение новых процессов деформирования, освоением штамповки труднодеформируемых металлов и

сплавов, неметаллических материалов, характеризующихся, как правило, более тяжелыми условиями эксплуатации штампового инструмента, актуальность проблемы повышения стойкости штампов возрастает. Среди прогрессивных технологий увеличения длительности работы штампового инструмента широкое применение нашли процессы обработки с применением высококонцентрированных источников энергии [2,3]. Одним из таких процессов является лазерная поверхностная закалка рабочих поверхностей штампового инструмента [4].

В результате предварительных исследований по мощности, предпочтение было отдано импульсному излучению. Для проведения серии экспериментов была выбрана лазерная установка «Квант-18М», работающая в импульсном режиме.

Эффективность использования лазерной технологии в процессе закалки определяется коэффициентом поглощения инфракрасного излучения. Величина коэффициента поглощения чистыми поверхностями металлов составляет всего 5...10 %, поэтому процессы закалки таких поверхностей в производственных условиях не применяются. Наиболее перспективным видом поглощающих покрытий являются покрытия в виде краски, которую можно нанести кистью, краскораспылителем или другим способом. Сравнительный анализ процесса закалки при фосфатном покрытии красками с сажистыми пигментами и красками с наполнителями из окислов металлов, а также образцов без покрытия показал, что при малых мощностях глубина закалки при первом покрытии в 2 раза превышает глубину закалки без покрытия, краска с наполнителями из окислов металлов дает глубину приблизительно на 10 % меньше по сравнению с фосфатным покрытием, а покрытия, содержащие сажистые пигменты, не имеют преимущества перед образцами без покрытия.

Приведенные выше способы подготовки поверхности детально разработаны в основном для непрерывного диапазона излучения с длинной волны 10,6 мкм в инфракрасной области спектра. Значительно меньше внимания уделено области применения поглощающих покрытий для увеличения зоны лазерного воздействия (ЗЛВ) при импульсном излучении с длинной волны 1,06 мкм.

В данной работе исследовалась эффективность применения при лазерной закалке покрытий различного состава при воздействии импульсного излучения по следующей методике. Для проведения эксперимента были отобраны, три вида покрытий и нанесены на группы образцов: окисная пленка, образованная воздействием ортофосфорной кислоты; пленка из краски с наполнителем из окисла металла желтого цвета; комплексное покрытие, совмещающая в себе покрытия двух первых групп. В четвертой группе образцов, контрольной, для сравнения полученных результатов, покрытие отсутствовало. Толщина покрытия, по предварительным исследованиям, колебалась в пределах от 8 до 10 мкм. Образцы изготавливали из сталей У10, ХВГ, Х12М. Особое внимание уделялось термически обработанной стали Х12М, которая при стандартной объемной закалке может давать пятнистую твердость. Облучение производили при плотности мощности излучения $W_p = 8,4 \times 10^4 \text{ Вт/см}^2$ для всех четырех групп образцов. Поглощательную способность покрытий оценивали по глубине ЗЛВ, кото-

рую исследовали с помощью металлографического анализа. Из закаленных образцов делались шлифы и проводились исследования микротвердости на лабораторной установке ПМТ-3.

Сравнительная оценка металлографического исследования и промеров микротвердости показала, что при равных условиях облучения наибольшая поглощательная способность для термически обработанной стали X12M свойственна комплексному покрытию. Оно характеризуется относительно большей глубиной ЗЛВ $h = 0,40 \dots 0,45$ мм и поверхностной микротвердостью до 10000...11000 МПа. Это, вероятно, обусловлено незначительным увеличением шероховатости металла, предварительно обработанного ортофосфорной кислотой и лучшей адгезией пленки из краски с наполнителем из окисла металла желтого цвета с поверхностью (в другой группе образцов часто наблюдалось отслаивание покрытия в соседних площадках контакта). У других групп образцов значения глубины ЗЛВ и поверхностной микротвердости соответственно составили: для покрытия из краски с наполнителем из окисла металла желтого цвета - $h = 0,25 \dots 0,30$ мм и 8 000...8 500 МПа, для окисной пленки ортофосфорной кислоты - $h = 0,20 \dots 0,25$ мм и 8 000...8 200 МПа. На образцах без покрытия, в подтверждение литературных данных, значительных изменений поверхностной микротвердости не наблюдалось.

Таким образом, было установлено, что наибольшая эффективность в условиях лазерной термообработки импульсным излучением для стали X12M без оплавления поверхности достигнута применением комплексного покрытия из краски с наполнителем из окисла металла желтого цвета и окисной пленки ортофосфорной кислоты.

СПИСОК ЦИТИРОВАННЫХ ИСТОЧНИКОВ

1. Михайленко Ф.П. Стойкость разделительных штампов. М.: Машиностроение, 1976. – 208с.
2. Белый А.В. Поверхностная упрочняющая обработка с применением концентрированных потоков энергии. – Мн., 1990. – 78с.
3. Коган Я.Д. Перспективы развития технологий поверхностного упрочнения материалов деталей машин и инструмента // МиТОМ. 1993. №8. С.5-9.
4. Маликов Л.С. и др. Лазерное упрочнение штампового инструмента // Технология и организация производства. – Киев, 1986. №2. С. 46-48.

УДК 621.9

ИННОВАЦИИ ПРИ СОЗДАНИИ МЕТОДА АЭРОДИНАМИЧЕСКОГО ЗВУКОВОГО УПРОЧНЕНИЯ ТВЕРДОСПЛАВНОГО ИНСТРУМЕНТА

Шелег В.К.¹, Жигалов А.Н.²

1) Белорусский национальный технический университет

Минск, Республика Беларусь;

2) Барановичский государственный университет

Барановичи, Республика Беларусь.

В настоящее время твердосплавный инструмент широко применяется в современном машиностроении для обработки различных поверхностей. Но, к со-

жалению, такие недостатки твердых сплавов, как их повышенная хрупкость, относительно невысокие значения предела прочности при изгибе ($98 \dots 200$ кгс/мм²) и ударной вязкости ($25 \dots 75$ КДж/м²) значительно снижают эффективность использования твердосплавных пластин при прерывистом резании в связи с тем, что такие пластины работают в наиболее тяжелых условиях, связанных с наличием ударных нагрузок, при частых циклических изменениях температурного поля на режущем клине инструмента при рабочих и холостых ходах, неблагоприятном расположении режущего клина в процессе стружкообразования и других явлений. Стойкость пластин при этом является невысокой, приблизительно в два раза ниже, чем при непрерывистом резании.

Специфика обработки поверхностей деталей машин при прерывистом резании требует наличия более совершенного твердосплавного инструмента, обладающего одновременно высокими показателями как по твердости, так и по ударной вязкости. В настоящее время не существует эффективных методов упрочнения твердосплавного инструмента, предназначенного для работы с ударными нагрузками.

В связи с чем, весьма перспективным является создание новых методов упрочнения, основанных на высокоэнергетических, низкотемпературных воздействиях, к которым и относится метод аэродинамического звукового упрочнения (АДУ) твердосплавного инструмента [1], предназначенного для работы в условиях прерывистого резания со значительными ударными нагрузками, способный с небольшой добавленной стоимостью существенно улучшать стойкостные характеристики твердосплавного инструмента (до 3,7 раза), за счет повышения ударной вязкости до 90 КДж/м² и предела прочности при изгибе до 223 кг/мм² при сохранении высокой твердости до 92 HRA и плотности до $15 \cdot 10^3$ кг/см³, тем самым решить важную проблему связанную с обработкой прерывистых поверхностей и уменьшить импорт закупаемого твердосплавного инструмента.

Однако любой метод не в состоянии обеспечить высокую эффективность без наличия инноваций (внедренных новшеств) положенных в основу его создания.

Инновационной разработкой, на базе которой создан метод АДУ, является математическая модель образования энергии в твердых сплавах, отличающаяся учетом влияния акустических волн звуковой частоты, приведенных в резонансное состояние, и предварительного теплового нагрева от внешнего источника, на генерируемую энергию в атомах кристаллических решетках, позволяющую устанавливать значения амплитудно-частотных параметров и температуры, при которых возникающая энергия создает условия для смещения атомов кристаллических решеток элементов твердых сплавов и дислокационных образований, возникших от дефектов, связанных с нарушениями периодичности положения атомов в кристаллической решетке, в пределах всей структуры упрочняемого материала. Математическая модель образования внешней энергии, способной осуществить смещение атомов кристаллической

решетки элементов твердых сплавов, на языке математики может быть описана в виде

$$E_{вн} = 0,75R^{-1}\omega_{рез}^2(2,72^{(\ln A_{рез}L_K + \delta L_K)})^2 + 49,89(T_{дон} + 273,15) - \frac{1,585 \cdot 10^{-42}}{am\sqrt{m}},$$

где $\omega_{рез}$ – резонансная частота от источника внешних колебаний; $A_{рез}L_K$ – резонансная амплитуда звукового давления на расстоянии L_K ; δ – коэффициент затухания; L_K – расстояние от одной из вибрирующих стенок камеры до точки, расположенной между стенками камеры; $T_{дон}$ – максимальная величина допустимой температуры, при которой не происходит изменение свойств материала; a – межатомное расстояние кристаллической решетки элемента; m – масса атома.

Инновационностью обладает также и разработанный механизм аэродинамического звукового упрочнения твердосплавного инструмента, а также его физическая модель, отличающиеся от известных тем, что необходимый уровень энергии, способной произвести смещение атомов кристаллических решеток твердых сплавов из положения равновесия за счет увеличения колебаний атомов кристаллической решетки, обеспечивается нагревом упрочняемого твердого сплава до температуры, равной 10...30% температуры спекания, и воздействием на него акустических волн от резонансной амплитуды вынужденных колебаний на звуковых частотах, образованных от колебаний двух параллельно расположенных поверхностей резонатора под действием воздушного потока, а сохранение созданного за счет самоорганизационных процессов равновесного состояния кристаллических решеток и дислокационных структур достигается старением, который позволяет обеспечивать повышение стойкости твердосплавного инструмента работающего при прерывистом резании с ударными нагрузками.

Значения виброускорений, измеренные на корпусе установки, реализующей механизм упрочнения при АДУ, представлены на рисунке 1. Из видно из рис. 1, при реализации метода АДУ на определенных частотах в звуковом спектре волновых колебаний образуются резонансные амплитуды внешних колебаний, увеличение которых достигает в 10-200 раз и более (в зависимости от конструкции устройства для АДУ) относительно нерезонансного колебательного состояния. В связи с тем, что энергия внешнего волнового воздействия находится в квадратных зависимостях от $\omega_{рез}$ и $A_{рез}$, то увеличение $A_{рез}$, например в 5 раз, приведет к увеличению внешней энергии до 25 раз. В связи с чем разработанный механизм АДУ, являясь высокоэнергетическим и, причем, низкотемпературным процессом, позволяет оказывать воздействие по всему объему упрочняемого материала, как на зерновом, так и на кристаллическом уровне элементов его составляющих, входящих в твердые сплавы, осуществляя, тем самым, их структурные перестройки за счет изменения размеров кристаллитов, плотности дислокаций, снижения искаженности кристаллических решеток.

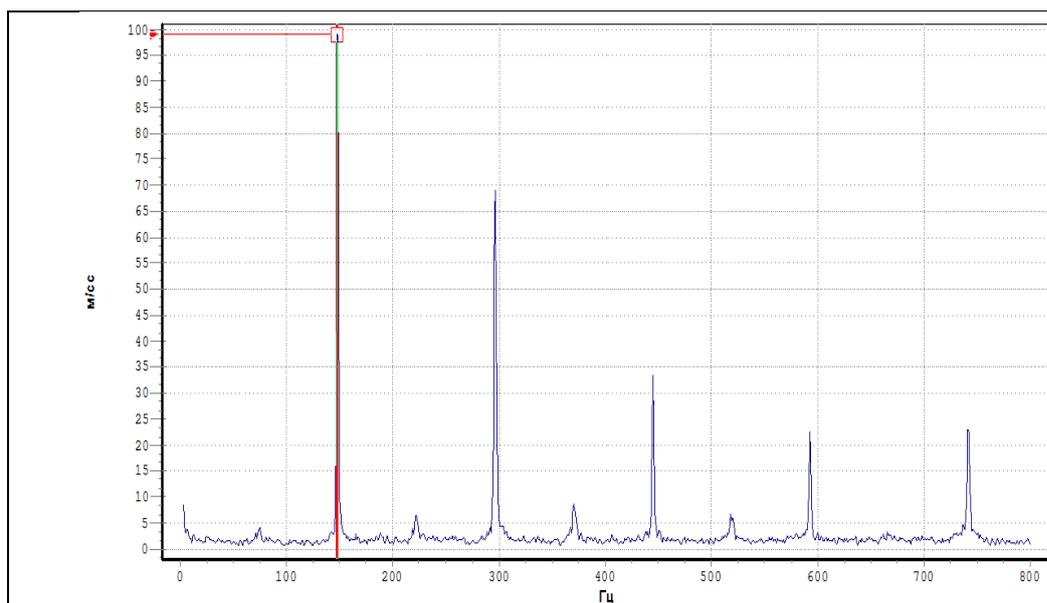


Рисунок 1 – Спектр амплитудных виброускорений на корпусе установки для АДУ в зависимости от частоты колебаний

Проведенные лабораторные исследования метода АДУ подтвердили теоретические разработки и показали, что после упрочнения методом АДУ происходит уменьшение количества крупных и возрастание количества мелких зерен, происходит уменьшение размеров кристаллов, происходит снижение плотности дислокаций (для твердых сплавов ВК8 и Т5К10 уменьшается на 12...16% по сравнению с неупрочненными твердыми сплавами), повышаются прочностные свойства твердых сплавов (для сплавов Т5К10, Т15К6, ВК6, ВК8 рост ударной вязкости и предела прочности при изгибе — 19-23%), при этом не происходит снижения твердости и плотности. Метод АДУ позволяет получать твердосплавные пластины с новыми, ранее не известными физико-механическими свойствами, причем с более высокими, чем стандартные.

Проведенные экспериментальные исследования в производственных условиях на базе восьми заводов показали высокую эффективность метода АДУ. После упрочнения методом АДУ твердосплавного инструмента происходит увеличение его стойкости при обработке в условиях прерывистого резания с ударными нагрузками в 1,8-3,4 раза.

СПИСОК ЦИТИРОВАННЫХ ИСТОЧНИКОВ

1. Способ аэродинамического упрочнения изделий : пат. ВУ 21049 / А. Н. Жигалов, Г. Ф. Шатуров, В. М. Головков. – Оpubл. 30.06.2017.
2. Шелег, В. К. Экспериментальное определение амплитудно-частотных характеристик при аэродинамическом звуковом упрочнении твердых сплавов В. К. Шелег, А. Н. Жигалов // Наука и техника. 2019. Т. 18, № 1. – с. 11-20.
3. Жигалов, А.Н. Исследование влияния аэродинамического упрочнения на стойкость твердосплавного инструмента при прерывистом резании / А. Н. Жигалов, В. К. Шелег // Машиностроение : Респ. Межведомств. Сб. науч. Тр. Вып.31 / Под ред. В. К. Шелега. – Минск : БНТУ, 2018. – с. 37-48.

ПОЛУЧЕНИЕ КОМПОЗИЦИОННЫХ ПОРОШКОВ ДЛЯ МАГНИТНО-АБРАЗИВНОЙ ОБРАБОТКИ МЕХАНИЧЕСКИМ СПЛАВЛЕНИЕМ

Жорник В.И.^{1,2}, Ковалева С.А.¹, Шелег В.К.², Хомич Н.С.³

1) Объединенный институт машиностроения НАН Беларуси,

Минск, Республика Беларусь

2) Белорусский национальный технический университет,

Минск, Республика Беларусь

3) УП «Полимаг», Минск, Республика Беларусь

При изготовлении изделий машиностроения важный вклад в обеспечение качества продукции вносят финишные операции формообразования рабочих поверхностей (шлифование, полирование и др.), способствуя обеспечению требуемого уровня геометрической точности деталей и параметров шероховатости поверхностей, повышению сопротивления изнашиванию, коррозии и механическому разрушению, снижению шума при функционировании изделий. Перспективным способом финишной обработки поверхностей деталей является магнитно-абразивная обработка (МАО), заключающаяся в перемещении рабочей магнитно-абразивной среды по обрабатываемой поверхности посредством приложенного магнитного поля. При этом производительность процесса полирования и качество обрабатываемой поверхности определяются как схемой МАО, так и составом и свойствами магнитно-абразивной рабочей среды. Обычно в качестве магнитно-абразивной рабочей среды используют смеси порошков железа и материалов с высокой твердостью и режущей способностью, таких как оксид алюминия, карбид бора, карбид кремния, диоксид кремния, оксид хрома, алмаз и т.п. Композиты такого состава преимущественно получают спеканием исходных магнитных и абразивных компонентов с последующим размолотом [1]. Однако такой способ получения характеризуется высокими энергетическими затратами, низким выходом готового продукта, невозможностью получения размолотых частиц в узком размерном диапазоне, слабой адгезией абразивных частиц к ферромагнитным компонентом получаемых композиционных порошков и неравномерным распределением абразивных частиц по объему, что приводит к неоднородности получаемого рельефа поверхности. Агломерация абразивных частиц ведет к образованию на поверхности грубых рисок и задиров. Представляется перспективным использовать для получения композиционных ферромагнитно-абразивных порошков метод механического сплавления [2]. Целью данной работы являлось получение композиционных частиц состава Fe/SiC и Fe/B₄C методом механического сплавления (механокомпозитов) и изучение их структуры и свойств.

В работе использовались порошки карбонильного железа ПЖК с размером частиц $d_i=140-180$ мкм и абразивные порошки карбида кремния SiC и карбида бора B₄C с размером частиц $d_i=40-180$ мкм. Состав порошковой смеси рассчитывался из соотношения компонентов железа и абразива в композите как 60:40 об.%, что соответствует составам Fe+20 масс.% SiC и Fe+16,7масс.% B₄C.

Механическое сплавление порошковых смесей проводилось в высокоэнергетической планетарной шаровой мельнице Активатор-2S с энергонапряженностью $I=3$ Вт/г. Изучение структурно-фазового состояния порошковых композитов осуществлялось методами рентгенографического и микрорентгеноспектрального анализов, а также сканирующей электронной и оптической микроскопии. Изучение абразивных свойств механокомпозитов проводилось на установке магнитно-абразивного полирования модели T10 при обработке образцов циркониевого сплава с последующим анализом массового и размерного съема материала.

В результате проведенных исследований установлено, что увеличение дозы введенной механической энергии от $D=0,9$ кДж/г до $D=10,8$ кДж/г приводит к существенному снижению интенсивности дифракционных отражений железа и значительному их уширению, что обусловлено уменьшением размеров кристаллитов и ростом внутренних микронапряжений. Интенсивность дифракционных отражений карбида кремния также существенно снижается и при значениях $D=10,8$ кДж/г едва превышает фон. Следует отметить, что при механообработке с дозой механической энергии $D=1,8$ кДж/г фрагментация частиц карбида кремния происходит менее существенно, чем железа, что обусловлено его более высокими прочностными свойствами, и размер кристаллитов достигает уровня $\langle L \rangle_{\text{Fe}}=40$ нм и $\langle L \rangle_{\text{SiC}}=120$ нм.

Дальнейшее измельчение кристаллитов происходит значительно медленнее. В фазе карбида кремния с увеличением дозы механической энергии до $D=10,8$ кДж/г и уменьшением размера кристаллита до $\langle L \rangle_{\text{SiC}}=16$ нм происходит резкое снижение уровня микронапряжений, что может свидетельствовать о снижении количества дефектов в кристаллитах. Изменения параметров решетки фазы железа происходит незначительно. Можно предположить, что тонкодисперсные частицы карбида кремния в результате механоактивации (МА) распределяются по границам железа без существенного взаимодействия с последним. Образование карбидов железа или присутствие чистого кремния рентгенографически не регистрируется, что, по нашему мнению, подтверждает предположение об отсутствии химического взаимодействия между компонентами в процессе МА смеси Fe-SiC.

В отличие от МА смеси Fe-SiC механическая активация смеси Fe-B₄C приводит к частичному разложению карбида бора и уменьшению размера частиц абразива, о чем свидетельствует снижение интенсивности рентгеновских рефлексов фазы карбида бора и, следовательно, его режущая способность при этом уменьшается. Увеличение дозы введенной механической энергии от $D=0,9$ кДж/г до $D=6,3$ кДж/г приводит к существенному снижению интенсивности дифракционных отражений железа и значительному их уширению, что обусловлено уменьшением размеров кристаллитов. Следует отметить, что профиль линий железа при МА состава Fe-B₄C с длительностью обработки до 10 мин ($D=1,8$ кДж/г) совпадает с профилем линий железа для случая МА состава Fe-SiC, что определяется закономерностями измельчения и формирования фрагментированной структуры самого железа. Различия проявляются лишь при

высоких дозах механической обработки (более $D=1,8$ кДж/г), что обусловлено, предположительно, межфазовым взаимодействием железа с элементами B_4C . На дифрактограммах регистрируется образование карбида бора нестехиометрического состава. Так, в процессе механоактивации системы Fe- B_4C при значениях введенной энергии выше $D=3,6$ кДж/г наблюдается появление фазы B_6Fe_{23} , и в этом случае можно говорить не только о механическом сплавлении частиц железа и абразива, но о механохимическом синтезе (МХС) композиционных частиц.

В условиях интенсивной механической активации стадийность формирования микроструктур порошковых композитов составов Fe-SiC и Fe- B_4C отличается незначительно. Так, при МА с дозой $D=0,9-1,8$ кДж/г в смесях присутствуют как композиционные частицы, так и отдельные частицы железа и абразива. При этом измельчение частиц карбидов происходит значительно быстрее, чем частиц железа, что обусловлено их более высокой хрупкостью. Однако измельчение карбида бора происходит в меньшей степени (от $d_{чB_4C} = 180$ мкм до $d_{чB_4C} = 5-25$ мкм), чем карбида кремния (от $d_{чSiC} = 180$ мкм до $d_{чSiC} = 1-15$ мкм).

Формируемые композиционные частицы железо/абразив, в которых измельченные абразивные частицы расположены в матрице пластичного компонента железа (рис. 1), имеют широкий размерный диапазон ($d_{к.ч} = 10-250$ мкм), при этом в системе с карбидом бора формируются композиционные частицы размером в 2 раза больше, чем в системе с карбидом кремния. На ранних стадиях МА композиционные частицы имеют ламинарную структуру. Увеличение длительности МА до достижения значений $D=3,6$ кДж/г приводит к полному расходованию железа на образование композиционных частиц и равномерному распределению абразивных частиц в матрице железа с образованием глобулярной микроструктуры.

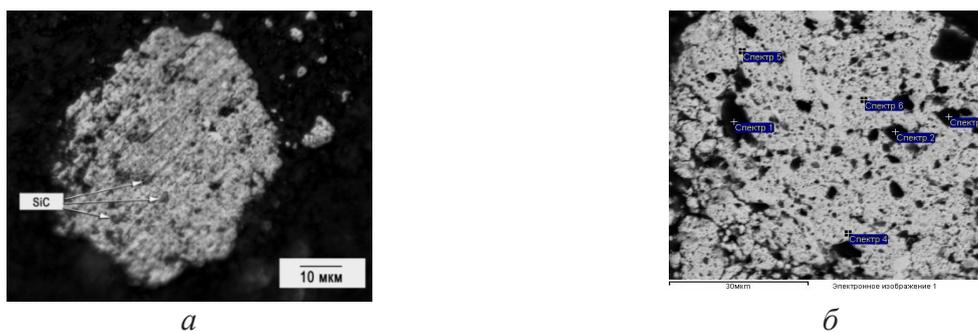


Рисунок 1 – Микроструктура композиционных частиц Fe/ SiC и Fe/ B_4C

Формирование структуры механокомпозитов Fe/SiC и Fe/ B_4C проходит через следующие стадии: а) измельчение исходных компонентов с частичным образованием композиционных частиц в широком размерном диапазоне; б) увеличение количества композиционных частиц с уменьшением их размерных характеристик и измельчением субструктурных элементов; в) формирование композиционных частиц в узком размерном диапазоне с гомогенным распределением компонентов по фазовому и размерному составу. При этом основными

механизмами формирования композитов является измельчение компонентов с их деформационным перемешиванием.

При МС железа и абразивных частиц значительное влияние на формирование микроструктуры оказывает морфология исходных частиц. Для проведения механического сплавления используют, как правило, порошковые смеси одинаковых фракций с максимальным размером не более 300 мкм, при этом порошки вначале проходят стадию измельчения, а только затем сплавления. Использование разноразмерных порошков, включая крупные, приводит к существенному размерному разбросу получаемых частиц. Однако в отдельных случаях, учитывая закономерности измельчения компонентов и регулирование соотношения тангенциальной нагрузки к нормальной, можно получать композиционные порошки различного строения (матричное или плакированное), которое будет оказывать влияние на их режущие свойства (рис. 2).

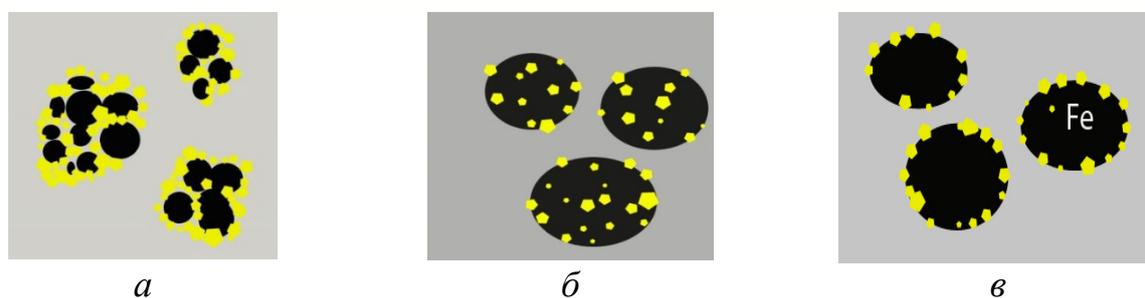


Рисунок 2 – Схематичное представление микроструктуры композиционных частиц после МС: *а* – механическая смесь, агломераты; *б* – металлматричная структура; *в* – плакированная структура

Результаты исследований абразивной способности полученных механокомпозитов Fe/SiC и Fe/V₄C на образцах из циркониевого сплава при длительности магнитно-абразивной обработки 5 мин показывают, что наибольший массовый съем механокомпозиты Fe/SiC обеспечивают после МС с дозой механической энергии $D=1,8$ кДж/г. Увеличение доли энергии до достижения значений $D=3,6-10,8$ кДж/г приводит к значительному уменьшению (в 4–10 раз) размера абразивных частиц и их внедрению в объем композиционной частицы, что приводит к снижению абразивной способности композиционных порошков. Полученные механокомпозиты состава Fe/V₄C обладают в 1,2–1,4 раза большей абразивной способностью, чем механокомпозиты состава Fe/SiC и обеспечивают большее усиление магнитной индукции. При этом с увеличением значений дозы механической энергии в исследованном диапазоне $D=0,9-10,8$ кДж/г наблюдается постепенный рост степени усиления магнитной индукции от 20% до 28%, а максимальное значение массового съема достигается при значении $D=3,6$ кДж/г.

СПИСОК ЦИТИРОВАННЫХ ИСТОЧНИКОВ

1. Хомич, Н.С. Магнитно-абразивная обработка изделий / Н.С. Хомич. – Минск: БНТУ, 2006. – 218 с.
2. Механокомпозиты – прекурсоры для создания материалов с новыми свойствами: монография / Отв. ред. О.И. Ломовский. – Новосибирск: Изд-во СО РАН (Интеграционные проекты СО РАН, вып. 26), 2010. – 432 с.

ПОЛУЧЕНИЕ КОМПОЗИТОВ НА ОСНОВЕ МОДИФИЦИРОВАННЫХ АЛМАЗНЫХ ПОРОШКОВ ДЛЯ ИЗГОТОВЛЕНИЯ ПРАВЯЩЕГО ИНСТРУМЕНТА

Жорник В.И.^{1,2}, Сенють В.Т.¹, Парницкий А.М.¹, Шелег В.К.²

- 1) Объединенный институт машиностроения НАН Беларуси, Минск, Республика Беларусь
- 2) Белорусский национальный технический университет, Минск, Республика Беларусь

Современные тенденции в технологии обработки, направленные на ее интенсификацию процесса и повышение точности получаемых изделий, требуют применения новых инструментальных материалов для изготовления формообразующего, лезвийного и правящего инструмента, в частности, поликристаллических сверхтвердых материалов (ПСТМ) на основе алмаза. При этом к инструментальному материалу предъявляются повышенные требования по широкому спектру свойств (твердость, теплопроводность, термостойкость, трещиностойкость). Получение беспористых поликристаллических материалов на основе микропорошка алмаза возможно при использовании высоких давлений (свыше 8 ГПа) и температур (свыше 2000 °С), что зачастую экономически неоправданно из-за высокой стоимости оснастки. Снижение технологических параметров термобарического спекания и формирование мелкодисперсной структуры спеченных композитов является важной научно-технической задачей. Управление процессами формирования структуры поликристаллов позволяет создавать материалы с заданным уровнем дисперсности структуры и требуемым сочетанием физико-механических свойств [1].

Целью данной работы являлась разработка метода получения PSTM на основе модифицированных карбидообразующими элементами микро- и нанопорошков алмаза, исследование их структурного состояния и свойств, а также апробация в правящем инструменте.

В качестве исходных материалов использовались микропорошок алмазов статического синтеза АСМ с размером частиц в диапазоне 10–14 мкм (ГОСТ 9206-80) и порошок наноалмазов детонационного синтеза (ультрадисперсный алмаз (УДА) с размером частиц 4–10 нм (ТУ РБ 28619110.001-95). Модифицирование поверхности алмазных порошков карбидообразующими элементами (кремний, бор) осуществлялось путем их высокотемпературного отжига в защитной атмосфере с осаждением активирующих добавок из газовой фазы в ходе газотранспортных реакций.

Поликристаллические сверхтвердые материалы на основе модифицированных микро- и нанопорошков алмаза получали методом термобарического спекания на гидравлическом прессе модели ДО-138Б в аппаратах высокого давления в следующем диапазоне технологических параметров: давление – 5–8 ГПа, температура – 1500–2200 °С, продолжительность спекания – 10–60 с.

Структурно-фазовое состояние ПКСТМ исследовалось методами рентгеноструктурного и дюрOMETрического анализов, а также методами атомно-силовой, сканирующей и оптической микроскопии. Оценка качества получаемых ПКСТМ осуществлялась на основе результатов определения по общепринятым методикам комплекса их свойств (плотность, микротвердость, трещиностойкость). Оценка работоспособности правящего алмазного инструмента (карандашей и игл) осуществлялась по стандартным методикам.

В процессе спекания под давлением осажденные на поверхности алмазных микро- и наночастиц кремний и бор взаимодействует с углеродом с образованием карбидов, которые являются высоко-твердыми тугоплавкими химическими соединениями и могут служить связующим для алмазного композита. Использование модифицированных порошков УДА позволяет добиться равномерного распределения образовавшихся тугоплавких карбидов в спеченном материале. Кроме того, вследствие своих каталитических свойств бор также, как и металлы-катализаторы, снижает P, T -условия фазового превращения графит-алмаз, но при этом термостойкость таких поликристаллов существенно выше.

Анализ данных по влиянию концентрации УДА(В) и режимов спекания (T, P, t) на свойства композита (твердость, трещиностойкость) показал, что наиболее высокий уровень оцениваемых характеристик отмечен у образцов, полученных при $T = 1900$ °С, $P = 6,5$ ГПа, $t = 15$ с, при концентрации порошка УДА(В) 20 масс.%. (твердость $HV = 62,0$ ГПа, коэффициент интенсивности напряжений $K_{Ic} = 9,2$ МПа·м^{1/2}).

На рисунке 1 представлена морфология поверхности ПКСТМ на основе микропорошка АСМ 14/10 и состава АСМ 14/10(Si)+УДА(В) после термобарической обработки по режиму $T = 1900$ °С, $P = 6,5$ ГПа, $t = 15$ с. Из анализа приведенных структур можно заключить, что добавление УДА(В) к модифицированному кремнием микропорошку алмаза значительно влияет на формирование межзеренных приграничных областей спеченного материала, в то время как для композита без добавления УДА(В) характерно наличие четких межзеренных границ. Морфология поверхности композита, модифицированного порошком УДА(В), имеет более однородную и беспористую структуру с наличием плотных межзеренных границ. Помимо этого спеченный композиционный материал на основе шихты АСМ 14/10(Si) + УДА(В) характеризуется более высокой трещиностойкостью и твердостью (табл. 1).

Таблица 1. Свойства поликристаллического сверхтвердого материала на основе алмазных микропорошков

Состав шихты	Плотность ρ , г/см ³	Коэффициент трещиностойкости K_{Ic} , МПа·м ^{1/2}	Твердость HV , ГПа
Алмазный ПКСТМ без модифицирования и добавки УДА(В)			
АСМ 14/10(Si)	3,23	6,5	37
Алмазный ПКСТМ с модифицированием и добавкой УДА(В)			
АСМ 14/10(Si) + УДА(В)	3,44	9,2	62

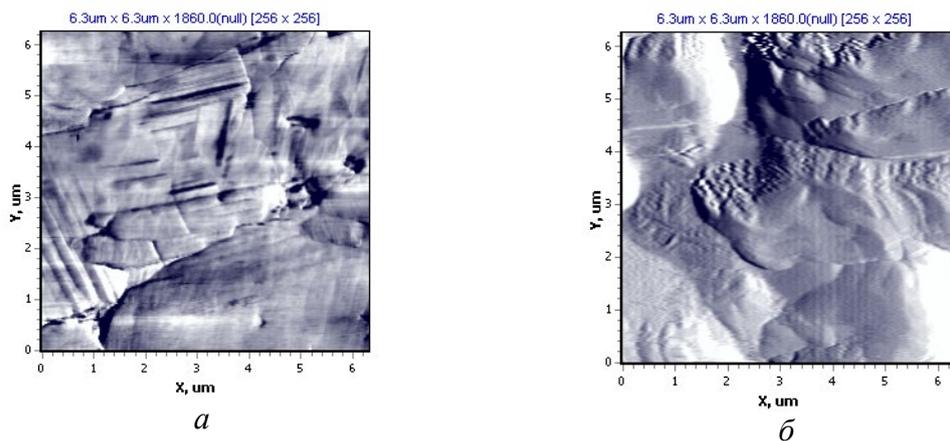


Рисунок 1 – Морфология поверхности ПСТМ различного состава:
 а) АСМ; б) АСМ(Si)+УДА(В) после термобарической обработки
 ($T = 1900\text{ }^{\circ}\text{C}$, $P = 6,5\text{ ГПа}$, $t = 15\text{ с}$)

Предложены модельные представления процесса получения ПСТМ с повышенными физико-механическими свойствами на основе термобарического спекания композиции, содержащей предварительно модифицированные карбидообразующими элементами микро- и нанопорошки алмаза, которые отражают формирование в процессе спекания бимодальной структуры композита, включающей пространственный каркас из микроразмерных частиц алмаза, обеспечивающих прочностные характеристики и функциональные свойства композиционного материала на макроуровне, и упрочненную наноалмазными частицами карбидную сетку с высокой прочностью соединения на границе «микроалмаз – карбид», обуславливающую когезионную прочность спеченного композита на микроуровне. При термобарическом спекании происходит образование межзеренных связей в алмазе за счет пластической деформации материала, что проявляется, в частности, в повышении механических характеристик поликристаллов. Оптимизация процесса получения ПСТМ состава АСМ(Si)+УДА(В) по критериям рационального сочетания твердости и трещиностойкости спеченного композита ($HV = 58\text{--}60\text{ ГПа}$, $K_{IC} = 8,5\text{--}9,0\text{ МПа}\cdot\text{м}^{1/2}$) показала, что технологические параметры процесса термобарического спекания должны соответствовать следующим диапазонам: температура спекания $T = 1900\pm 25\text{ }^{\circ}\text{C}$, давление $P = 6,5\pm 0,25\text{ ГПа}$ при продолжительности спекания $t = 10\text{--}20\text{ с}$ и концентрации добавки порошка УДА $C_{УДА} = 20\pm 2,5\text{ масс.}\%$.

На основе модифицированных алмазных микро- и нанопорошков путем спекания в условиях высоких давлений и температур были получены поликристаллические блоки (компакты) для изготовления правящего инструмента (карандаши, иглы), который предназначен для правки шлифовальных кругов. Результаты испытаний показали, что экспериментальные образцы каждого из видов правящего инструмента, изготовленного с использованием ПСТМ с бимодальной структурой, по эксплуатационным показателям превышают предельный уровень, обусловленный требованиями соответствующих стандартов. Так, для правящих карандашей усредненное значение удельной производительности составило $38,5\text{ см}^3/\text{мг}$ (по ГОСТ 607-80 должно быть не менее $34,0\text{ см}^3/\text{мг}$), а

для правящих алмазных игл усредненный расход алмаза на 1000 правок при длине правки 16 мм составил 41,0 мг (по ГОСТ 17564-85 – не более 43,6 мг).

Таким образом, показано, что введение в состав исходной шихты, содержащей частицы микропорошков алмаза, добавки в виде нанопорошков алмаза, а также модифицирование микро- и нанопорошков алмаза карбидообразующими элементами (кремний, бор), позволяют снизить технологические режимы спекания (температура, давление, продолжительность) и сформировать бимодальную структуру ПСТМ с повышенными физико-механическими характеристиками (твердость, трещиностойкость). Одной из рациональных областей применения разработанных ПСТМ с бимодальной структурой является инструмент для правки абразивных кругов (карандаши, иглы).

СПИСОК ЦИТИРОВАННЫХ ИСТОЧНИКОВ

1. Получение, свойства и применение порошков алмаза и кубического нитрида бора / Под ред. П.А. Витязя. – Минск, Беларуская навука, 2003.– 335 с.

УДК 621.893

УСТАНОВЛЕНИЕ ОПТИМАЛЬНОЙ КОНЦЕНТРАЦИИ НАНОАЛМАЗОВ В МАСЛЕ И РЕЖИМОВ РАБОТЫ ТРИБОПАРЫ

Дудан А.В., Гуца А.А.

Полоцкий государственный университет
Новополоцк, Республика Беларусь

Введение. Возможности традиционных способов повышения работоспособности и срока службы узлов трения, включающие использование минеральных, растительных, животных и синтетических смазок, их очистку фильтрующими системами и охлаждение уже исчерпаны [1].

В настоящее время одним из наиболее оптимальных и экономически целесообразных способов решения данной проблемы является применение смазочных материалов, содержащих наноразмерные добавки [2].

Цель работы: исследование влияния концентрации наноразмерных компонентов в масле и режимов работы трибопары на степень износа поверхностей трения.

Основная часть. В качестве основного масла использовалось базовое масло И20 (минеральное масло индустриального типа с кинематической вязкостью при 40°С - 29-35 мм²/с). Остальные виды масел получались добавлением нанокompозитов в состав масла И20 в количестве от 0,09% – 0,9%.

Исследования проводились по схеме трения «палец-диск». Индентор изготовлен из стали ШХ – 15 в форме стержня Ø 3 x 15 мм, материал находился в отожжённом состоянии (режим термообработки: закалка – отжиг при температуре 700 – 720 °С; твердость образцов 25 – 27 HRC). В качестве контртела выбран диск Ø 70 x 6 мм из закаленной стали ШХ – 15 (твердость 57 – 61 HRC).

Триботехнические испытания проводились на универсальной машине трения MODEL: MMW – 1А вертикального типа с компьютерным управлением. Данная модель позволяет поддерживать силу нагрузки постоянной с отклонением ± 2 Н. Относительная погрешность измерения силы трения не превышала $\pm 2\%$ при жидкостном режиме смазывания.

Перед проведением исследования для уменьшения шероховатости поверхности и, как следствие, повышения точности получаемых данных образцы подвергались шлифовке на наждачной бумаге с зернистостью Р600.

Основной режим испытаний: сила нагружения: 212 Н; удельная нагрузка: 10 МПа; скорость скольжения: 0,2 м/с; расстояние, пройденное образцами: 3000 м.

В процессе испытаний фиксировались значения величин силы трения и коэффициента трения с частотой один раз в 1с в режиме реального времени с возможностью сохранения в файл. Полученные данные аккумулировались в графическом и текстовом виде и после аппроксимации подвергались анализу.

Для измерения величины износа был использован метод отпечатков. Суть данного метода заключается в измерении размера отпечатка до проведения испытания и после. После этого разность размеров пересчитывается на величину абсолютного износа. Размер отпечатков снимался каждую 1000 м.

В качестве оборудывания для измерения использовали микротвердомер BUEHLER Model No 1105D для определения твёрдости по Викерсу при помощи индентора пирамидальной формы с противолежащим углом 136° .

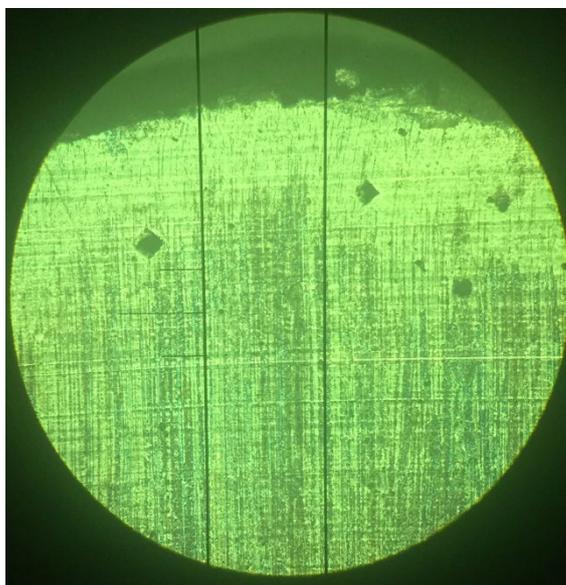


Рисунок 1 – Поверхность трения образцов стали ШХ-15 с нанесенными отпечатками

Анализ полученных данных показал, что наиболее высокие смазывающие свойства при данном режиме работы проявляются у масел с содержанием наноалмазов 0,36%-0,45%. При меньшей концентрации не достигается максимальный эффект, а увеличение процентного содержания не приводит к значительному снижению коэффициента трения.

В ходе испытаний также были рассмотрены следующие режимы работы:

1-ый: сила нагружения 636 Н; удельная нагрузка: 30 МПА; скорость скольжения: 0,5 м/с; расстояние, пройденное образцами: 3000 м.

2-ой: сила нагружения 636 Н; удельная нагрузка: 30 МПА; скорость скольжения: 0,1 м/с; расстояние, пройденное образцами: 3000 м.

При данных режимах работы невозможно было определить износ, т.к. после прохождения 2000 м отпечатки полностью стирались.

Кроме того, при основном режиме работы была выявлена зависимость характера трения от толщины масляного слоя. При недостаточной толщине на отпечатках образовывались тёмные полосы износа.

В зоне этих тёмных полос невозможно было определить размеры отпечатков, и как следствие узнать величину износа. Это связано с ухудшением подтекания смазочного состава в зону трибоконтакта и нарушением условий смазывания пары трения за счет вязкости смазочного материала, вследствие чего в центре контакта происходило сухое трение. Такое же явление наблюдалось при испытании масла с содержанием наноалмазов 0,09%. Причём, увеличение толщины масляного слоя не дало положительных результатов.

Заключение. Исследования трибопары при различных режимах работы и в присутствии масла с различным содержанием наноалмазов показало, что с повышением удельной нагрузки снижение коэффициента трения и интенсивности изнашивания при использовании смазки с наноалмазами наблюдается на более ранних стадиях приработки, а скорость скольжения в меньшей степени оказывает влияние на протекание процессов модифицирования поверхности. Наиболее высокие смазывающие свойства при исследуемых режимах работы трибопары проявляются у масел с содержанием наноалмазов 0,36%-0,45%.

СПИСОК ЦИТИРОВАННЫХ ИСТОЧНИКОВ

1. Гаркунов, Д. Н. Современные проблемы триботехники и ее общественная значимость / Д. Н. Гаркунов // Ремонт, восстановление, модернизация. – 2007. №6. – С. 2-4.
2. Перекрестов А.П., Непомнящий В.А. Механизм действия противоизносной присадки на магнитной основе. – Вестник АГТУ, 2008. №2 (43). – С. 46-50.

УДК 621.923

МАГНИТНО-АБРАЗИВНАЯ ОБРАБОТКА С УПРАВЛЯЕМОЙ ОРИЕНТАЦИЕЙ ФЕРРОАБРАЗИВНЫХ ЗЕРЕН

Акулович Л.М., Ворошуха О.Н.

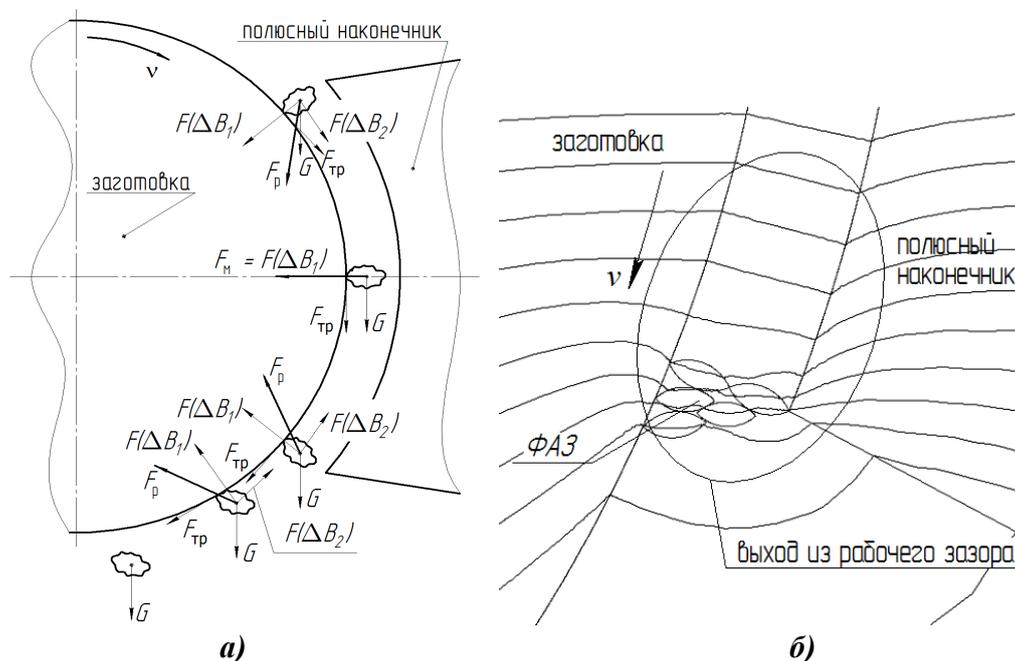
Белорусский государственный аграрный технический университет
Минск, Республика Беларусь.

Важную роль в обеспечении эксплуатационных характеристик поверхностей деталей играют процессы формирования ее топографии на операциях финишной обработки [1]. Так, величина и форма микронеровностей на рабочих поверхностях деталей оказывает существенное влияние на износостойкость трущихся поверхностей. Уменьшение микронеровностей обеспечивает более благоприятный микропрофиль, облегчающий трение и снижающий износ со-

прягаемых поверхностей. Среди существующих методов финишной обработки в производстве доминирует абразивная обработка, которая нередко является единственно возможным методом обеспечения требуемого качества поверхности. Наиболее технологичной является абразивная обработка, основанная на использовании эластичной связки. К одному из перспективных способов финишной обработки эластичным инструментом относится магнитно-абразивная обработка (МАО). МАО обеспечивает шероховатость поверхности по параметру $Ra = 0,01 \dots 0,4$ мкм, снижение температуры резания по сравнению с традиционными методами абразивной обработки, что способствует улучшению показателей качества поверхности.

Особенностью МАО является ориентированное абразивное резание. Под действием пандеромоторной силы ферроабразивные зерна (ФАЗ) уже на входе в рабочий зазор ориентируются наибольшей осью вдоль силовых линий магнитного поля и выстраиваются в цепочки, сохраняя начальную ориентацию.

При включении вращения заготовки, результирующая всех сил действующих на ФАЗ (рисунок 1, а) смещает их к выходу из рабочего зазора и удерживает там. По мере уплотнения ФАЗ на выходе из рабочего зазора, наблюдается изменение топографии магнитного поля. ФАЗ принимают положение, при котором передние углы являются отрицательными (рисунок 1, б). При отрицательных передних углах, по мере потери режущей способности ФАЗ, процесс микрорезания переходит в процесс выглаживания, что снижает производительность обработки.



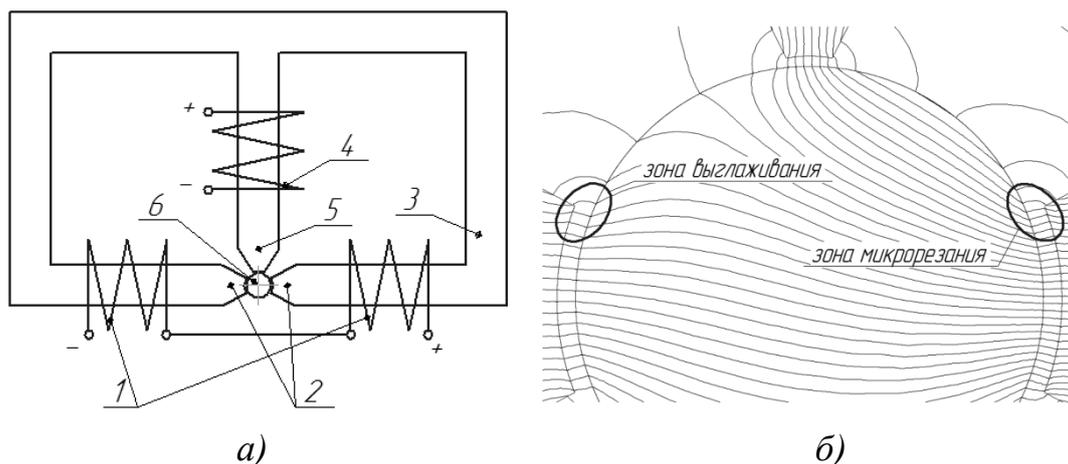
F_p – результирующая сила, действующая на зерно ФАП; $F_{тр}$ – сила трения;
 F_M – сила магнитного поля; $F_M(\Delta B_1)$, $F_M(\Delta B_2)$ – нормальная и тангенциальная
 составляющие силы магнитного поля; G – сила тяжести;
 v – скорость главного движения

Рисунок 1 – Схема сил, действующих на ферроабразивные зерна (а); топография магнитного поля в рабочем зазоре (б)

Для управления ориентацией зерен ФАП путем изменения направления магнитных силовых линий предложено техническое решение, заключающееся в расположении между полюсными наконечниками основного магнитного поля источника дополнительного магнитного поля (рисунок 2, а) [2].

Схема МАО с источником дополнительного магнитного поля изменяет топографию магнитного поля в рабочем зазоре, при которой происходит концентрация магнитных силовых линий в зоне входа в рабочий зазор, создавая условия изменения в ней градиента магнитной индукции и формирует зону резания у входа в рабочий зазор у одного полюсного наконечника и зону выхаживания у другого полюсного наконечника основной магнитной системы (рисунок 2, б).

Расположение дополнительного полюсного наконечника, под углом 90° к основному магнитопроводу, позволяет изменять величину и градиент магнитной индукции в рабочем зазоре, т. е. изменяет направление силовых линий магнитного поля основной магнитной системы. Исследование топографии магнитного поля в рабочем зазоре с использованием компьютерного моделирования позволило установить, что дополнительная магнитная система позволяет изменять угол наклона силовых линий магнитного поля в рабочем зазоре в диапазоне $43^\circ \dots 85^\circ$ и соответственно передний угол режущих кромок ФАП [2].



1, 4 – катушки электромагнитов; 2, 5 – полюсные наконечники;
3 – магнитопровод; 6 – заготовка

Рисунок 2 – Схема МАО с дополнительной магнитной системой (а); топография магнитного поля в рабочем зазоре (б)

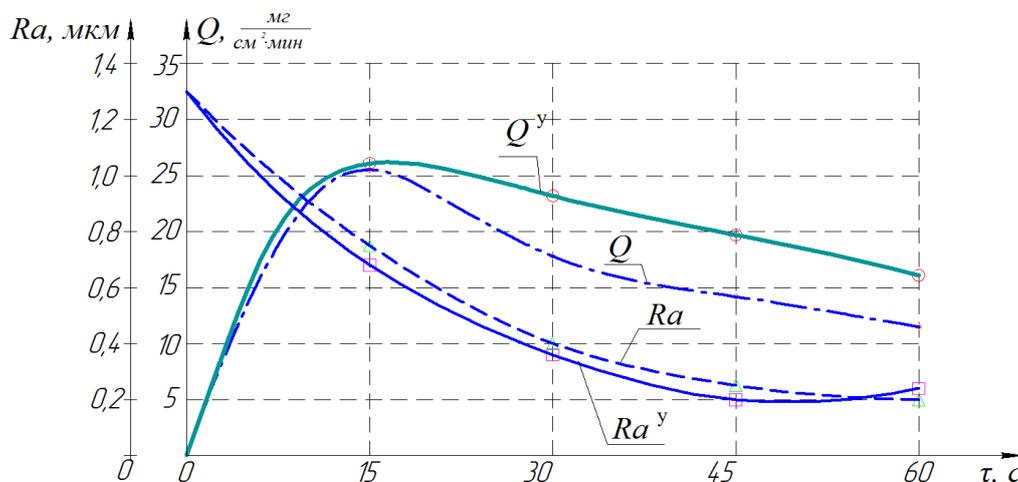
Экспериментальные исследования по установлению влияния на производительность МАО измененного переднего угла режущих кромок ФАП были проведены на модернизированной установке ЭУ-6, содержащей дополнительную магнитную систему.

Условия проведения эксперимента: магнитная индукция основной магнитной системы $B_0 = 0,9$ Тл; магнитная индукция дополнительной магнитной системы $B_d = 0,8$ Тл; рабочий зазор основной магнитной системы $\delta_0 = 1$ мм; рабочий зазор дополнительной магнитной системы $\delta_d = 1,5$ мм; зернистость ферроабразивного порошка FeTiC $\Delta = 100\text{--}160$ мкм; скорость главного движения $v = 0,9$ м/с. Образцами служили поршневые пальцы $\varnothing 25$ мм, материал сталь

12ХНЗА, твердость поверхностного слоя 58–62 HRC. Выходные показатели: достигаемая шероховатость поверхности деталей Ra , мкм; производительность Q , мг/(см²·мин). Измерение шероховатости поверхности производилось на профилографе-профилометре *Mitutoyo SJ-201P*. Масса деталей взвешивалась на весах *Massa-K BK-600* с точностью до 0,01г.

Были обработаны две партии образцов. Исходная шероховатость образцов Ra 1,14–0,97 мкм. Первую партию обрабатывали по классической схеме МАО без дополнительной магнитной системы, а вторую – с воздействием дополнительного магнитного поля. Все образцы обрабатывались новой порцией порошка.

Графическое представление зависимостей производительности МАО и шероховатости поверхности представлено на рисунке 3.



Q и Ra – производительность МАО и шероховатость поверхности соответственно при классической схеме; Q^y и Ra^y – производительность МАО и шероховатость поверхности соответственно при управлении углом ориентации ФАЗ
Рисунок 3 – График зависимости шероховатости Ra и производительности Q от времени обработки τ

Анализ экспериментальных данных (рисунок 3) показывает, что после 15 секунд обработки производительность МАО по классической схеме резко падает, а после 30 секунд производительность снижается на 30...40% по сравнению с производительностью в первые 15 секунд обработки. При МАО с управляемым углом наклона ФАЗ в рабочем зазоре, падение производительности более плавное и составляет 8...14% от производительности в первые 15 секунд обработки. Наименьшая шероховатость, при управлении углом наклона ферроабразивных зерен, достигается после 45 секунд обработки, а по классической схеме обработки – после 60 секунд.

СПИСОК ЦИТИРОВАННЫХ ИСТОЧНИКОВ

1. Финишная обработка поверхностей / С.А. Клименко [и др.]; под общ. ред. С.А. Чижика и М.Л. Хейфеца. – Минск : Беларус. навука, 2017. – 377 с.
2. Ворошуха О. Н. Технология магнитно-абразивной обработки наружных цилиндрических поверхностей с управляемой ориентацией ферроабразивных зерен и регенерацией абразивной щетки импульсным магнитным полем : автореф. дис. ... канд. техн. наук : 05.02.08 / О. Н. Ворошуха ; Белорусский национальный технический ун-т. – Минск, 2019. – 24 с.

ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЕ ОБЕСПЕЧЕНИЕ КАЧЕСТВА СЛОЖНОПРОФИЛЬНЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ ВРАЩЕНИЯ ФИНИШНОЙ МАГНИТНО-АБРАЗИВНОЙ ОБРАБОТКОЙ

Сергеев Л.Е.

Белорусский государственный аграрный технический университет
Минск, Республика Беларусь

В настоящее время формообразование поверхностей сложного профиля осуществляют на станках с ЧПУ, однако для финишной абразивной обработки требуется создание дорогостоящих специальных инструментов, у которых профиль режущей кромки должен геометрически или программно отражать топографию обрабатываемой поверхности. При обработке таким инструментом поверхностей с переменной кривизной изменяются значения фактических углов резания, поскольку вектор обрабатываемой поверхности и скорости резания на различных участках контура деталей имеют разное направление. В результате на отдельных участках обрабатываемых поверхностей возникают геометрические погрешности формы и разброс величин параметров шероховатости, что приводит к снижению показателей качества и требует дополнительных доводочных операций. Альтернативным вариантом финишной обработки сложнопрофильных поверхностей вращения могут быть технологии с использованием концентрированных потоков энергии, одной из которых является магнитно-абразивная обработка (МАО) [1]. Ранее проведенные исследования позволили создать технологии МАО и оборудование для ее реализации, в основном, деталей простой геометрической формы. Что касается сложнопрофильных поверхностей, то достигнутый уровень исследований позволил разработать технологии МАО, базирующиеся на использовании больших кольцевых зазоров. Однако такой подход является энергоемким и неэффективным из-за низкой производительности, использования крупногабаритных электромагнитных систем (ЭМС), большого расхода дорогостоящего ферроабразивного порошка (ФАП).

Исследования МАО сложнопрофильных поверхностей ограничиваются обработкой инструмента лезвийного (Барон Ю.М., Майборода В.С., Иконников А.М.) и медицинского (Кожуро Л.М., Сакулевич Ф.Ю.), лопаток газотурбинных двигателей (Майборода В.С., Хомич Н.С.). Остаются нерешенными вопросы интенсификации процесса МАО сложнопрофильных поверхностей, стойкости РТС, расчета конформности зоны обработки, оптимальности конструкции технологического оборудования, влияния технологических режимов на точность и производительность обработки и физико-механические и эксплуатационные свойства изделий. Одним из основных факторов, существенно влияющим на ход процесса МАО и в значительной мере определяющим производительность и качество является состав и свойства рабочей технологической среды (РТС), включающей электромагнитное поле (ЭМП), ФАП и смазочно-охлаждающие технологические средства (СОТС).

В результате проведенных теоретических и экспериментальных исследований получены аналитические зависимости величины давления ферроабразивной «щетки» от степени конформности геометрического профилирования полюсных наконечников для обеспечения высокоэффективной обработки методом МАО. Таким образом, определяется сила, с которой ферроабразивная «щетка» воздействует на каждый локальный участок обрабатываемой поверхности. Предложена методология научно обоснованного выбора рационального метода расчета топографии магнитного поля матричными формами представления системы уравнения Максвелла. Использование этих положений позволяет установить связь между магнитной индукцией B и напряженностью магнитного поля H через тензоры магнитной проницаемости и аналитическим путем определить градиент величины B или H для поля внутри разрыва магнитопровода с целью расчета параметров электромагнитной системы.

В этом случае поле на i -той границе внутри ограниченной ими области можно описать следующим образом

$$H_1^i = H_n^i(x_1) \sin(\alpha) + H_\tau^i(x_1) \cos(\alpha) = \rho_i(x_1) \frac{f_i'(x_1)}{\sqrt{1+f_i'(x_1)^2}} + q_i(x_1) \frac{1}{\sqrt{1+f_i'(x_1)^2}},$$

$$H_2^i = H_n^i(x_1) \cos(\alpha) + H_\tau^i(x_1) \sin(\alpha) = \rho_i(x_1) \frac{1}{\sqrt{1+f_i'(x_1)^2}} + q_i(x_1) \frac{f_i'(x_1)}{\sqrt{1+f_i'(x_1)^2}}.$$

Перспективным методом изготовления ФАП является способ литья, поскольку соответствующим подбором легирующих элементов, режимов распыления и затвердевания регулируется структура, морфология и размерность частиц. Проблемный характер получения композиций Fe-TiC и Fe-VC данным методом по причине их быстрой окисляемости и высокой вязкости решен контролем защитной атмосферой в промышленных условиях. Разработан способ получения ФАП на основе карбидов бора и железа, что обеспечивает при требуемых значениях концентрации C и Fe высокую прочность, требуемую морфологию и магнитные свойства. Проведенные испытания на латуни Л63, бронзе БрАЖ9, дуралюминии Д16, титановом сплаве ВТ1 показали увеличение производительности и качества обработанной поверхности в 1,5–1,7 раза по сравнению с Ж15КТ. Высокая износостойкость и необходимые магнитные характеристики достигнуты созданием ФАПР С-300 на основе появления трех видов эвтектики: двойных Y+VC и Y+M₇C₃ и тройной Y+VC+M₇C₃.

Результаты теоретических и экспериментальных исследований позволили разработать на базе имеющихся составов эффективные и менее дорогостоящие СОТС с использованием отечественных продуктов, основой которых служат сульфоксиды и их комплексы. Наличие разности электрических потенциалов между зернами порошка и обрабатываемой поверхностью объясняет более резкое, чем в других видах абразивной обработки увеличение производительности в присутствии химически активных СОТС поскольку активизируется протекание химических реакций на обрабатываемой поверхности с образованием легко удаляемых химических пленок.

Самоорганизация процессов микрорезания и трения в электромагнитном поле обеспечивает увеличение производительности и упрочнения поверхностного слоя. В результате проведенных исследований установлены обратные связи в технологической системе: положительная при формировании поверхности или отрицательная при упрочнении поверхностного слоя. С увеличением времени обработки остаточные напряжения сжатия возрастают и измельчаются блоки когерентного рассеяния, целесообразной является длительность обработки $60 \text{ с} < t < 70 \text{ с}$. Для формирования геометрических и физико-механических параметров качества благоприятной является магнитная индукция $0,9 \text{ Тл} < B < 1,1 \text{ Тл}$. Экспериментально установлено, что наиболее эффективен рабочий зазор $0,6 \text{ мм} < \delta < 1,0 \text{ мм}$.

В результате использования данного процесса обработки достигается повышение показателей микротвердости по сравнению с исходной в среднем на 20% при глубине ее распределения на 15–30 мкм. Установлено, что топография обработанной поверхности определяется качественными характеристиками обрабатываемого материала и минимальная высота микронеровностей обеспечивается при следующих режимах МАО: магнитная индукция – 0,9–1 Т; скорость резания – 1–1,5 м/с; скорость осцилляции – 0,2–0,25 м/с; амплитуда осцилляции – 0,5–1 мм. Определены величины размерного съема материала при МАО сложнопрофильных поверхностей вращения, которые составляют 20–30 мкм, что приводит к обеспечению требуемых физико-механических характеристик. Использование металлографического анализа поверхности деталей показало образование высококачественной структуры, что определяется равномерным распределением и требуемой дисперсностью аустенита в поверхностном слое. Блоки когерентного рассеяния обладают более высокими значениями, что с ростом напряжений I и II рода положительно влияет на характер и текстуру обрабатываемой поверхности. Содержание остаточного аустенита в данном слое, составляющим 50–100 мкм снижается в среднем в 1,4 раза по сравнению со шлифованием.

В результате испытаний на износостойкость штоков гидроцилиндров методами МАО и шлифования установлено, что применение МАО обеспечивает уменьшение момента трения в среднем на 0,7 Нм, температуры на 8°C и коэффициента трения на 15–20%. В ходе исследований установлено влияние защитных слоев, полученных токарной обработкой, шлифованием и магнитно-абразивной обработкой, на коррозионные свойства закаточных роликов. Образец после МАО, выдержавший 336 часов, имеет покрытие продуктами коррозии только на 12% в отличие от остальных образцов – после токарной обработки, после термообработки и после шлифования, процент покрытия продуктами коррозии которых составил 32, 22, 18.

Предложены наборы компонентов РТС (ФАП, СОТС, ЭМП) как традиционно применяемых, так и вновь разработанных при учете их химической инертности, пенообразующей способности. Например, для скругления острых кромок зубчатых колес из конструкционных и легированных сталей необходимо использовать РТС, включающиеся ФАП на основе боридов железа, СОТС на

основе эмпикиола и ЭМП 0,6–0,9 Т. Перспективы развития МАО находятся в области интенсификации процесса управлением режимами обработки и магнитной индукции ЭМП, а также использованием новых режущих материалов и СОТС в виде.

СПИСОК ЦИТИРОВАННЫХ ИСТОЧНИКОВ

1. Сакулевич, Ф. Ю. Основы магнитно-абразивной обработки / Ф. Ю. Сакулевич. – Мн. : Наука и техника, 1981. –326 с.

УДК 621.926

ТЕОРЕТИЧЕСКИЙ АНАЛИЗ ПОВЫШЕНИЯ ДОЛГОВЕЧНОСТИ РАБОТЫ ПОДШИПНИКОВ ВИБРОВАЛКОВОГО ИЗМЕЛЬЧИТЕЛЯ

Сотник Л.Л., Дремук В.А.

Барановичский государственный университет
Барановичи, Республика Беларусь

Вибрационные машины находят применение в различных сферах производства. Внедрение вибротехники в промышленности осуществляется достаточно высокими темпами, так как существующие средства механизации оказались неконкурентоспособными с новой вибрационной техникой [1].

Одним из самых важных элементов определяющих надежность вибрационной машины с эксцентриситетом является подшипниковый узел. Наиболее часто встречающиеся отказы в работе таких машин связаны с поломкой подшипников. Основным типом повреждений подшипников является износ рабочих поверхностей. Работоспособность подшипника будет зависеть от интенсивности и характера изнашивания рабочих поверхностей подшипников и изменения вибрационного состояния, т. к. изнашивание сопровождается появлением дополнительных переменных нагрузок на элементы конструкции агрегата. Как известно, надёжность напрямую зависит от вибрационного состояния [2].

Вибрационные машины относятся к агрегатам с наиболее неблагоприятными условиями и режимами работы подшипников. Специфика режима работы подшипника определяется следующими факторами [3]:

- значительные инерционные нагрузки, вызывающие колебательное движение подшипников вместе с машиной;
- высокие удельные радиальные нагрузки, создаваемые дебалансами, достигающие значения более 10% динамической грузоподъемности подшипника;
- высокие частоты вращения, составляющие 1000...6000 об/мин;
- запыленность и загрязненность окружающей среды. Отсутствие возможности подвода централизованной смазочной и охлаждающей жидкости, а также ремонта подшипникового узла на месте эксплуатации.

Таким образом, проблема надежности подшипниковых опор вибрационных механизмов измельчительных устройств, существует с момента их создания, и будет существовать, пока они используются. Причины этого лежат в сложности

самой конструкции, а также высоких нагрузках испытываемых деталями подшипников.

Вибровалковый измельчитель [4,5] относится к группе кинематических вибрационных машин, т.е. таких машин, у которых ведущее звено имеет вполне определенное абсолютное или относительное движение, зависящее только от геометрических размеров ведущего механизма.

В данной работе представлен анализ работы подшипниковых узлов вибровалкового измельчителя.

Агрегаты с эксцентриковым приводом наиболее эффективны в низкочастотных колебательных системах. Он создает большие возмущающие усилия при невысоких частотах колебаний. В результате возникают большие силы инерции, которые передаются на подшипники эксцентрикового вала привода. Помимо этого в подшипниках возникают большие силы трения, что приводит к их выходу из строя.

Для повышения долговечности работы подшипников в машинах такого типа используют дебалансы. Уравновешивание динамических давлений при помощи вращающихся дебалансов решает сразу две задачи: снижает динамическое давление в кинематических парах привода и нагрузки, передаваемые на опорные конструкции.

В приводе вибровалкового измельчителя валок присоединен к эксцентриковому валу при помощи подшипникового узла (рисунок 1, а). Вибрацию подшипников необходимо рассмотреть в двух различных направлениях:

- абсолютные вибрации, вовлекающие в колебательное движение всю машину;
- относительные вибрации, связывающие колебания отдельных элементов подшипника и соответственно относительное перемещение в них.

Рассмотрим лишь теоретический аспект первого направления — абсолютные вибрации, так как для изучения второго направления — относительные вибрации, недостаточно теоретических данных, необходимо исследовать работу подшипников в различных условиях и режимах.

При работе вибровалкового измельчителя создается сила инерции:

$$P_{ин} = Mr\omega^2$$

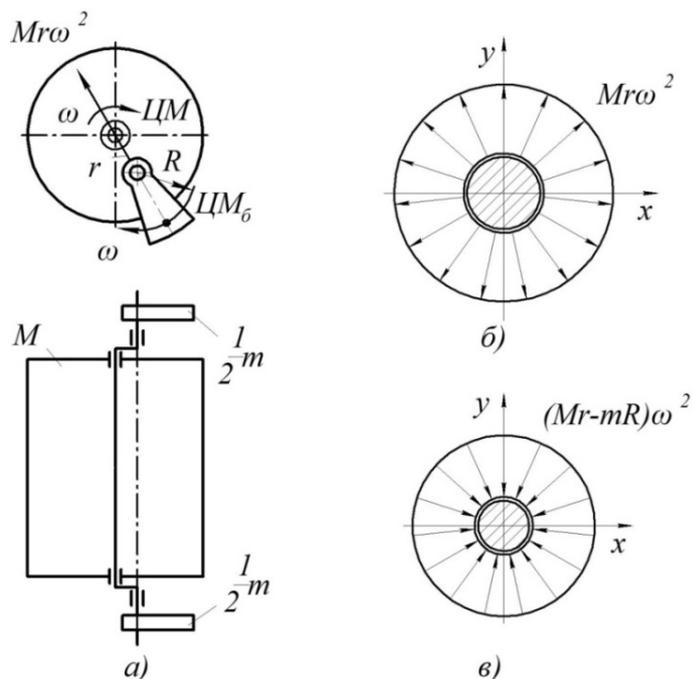
где M — масса рабочего органа машины (валка), кг;

r — эксцентриситет вала вибровалкового измельчителя, м;

ω — угловая скорость эксцентрикового вала, рад/с.

Данная сила направлена по прямой наружу, соединяя центр вращения вала и центр эксцентрика [1]. На внутреннем кольце подшипника эксцентрика всегда в одном направлении действует постоянная нагрузка $Mr\omega^2$, а на внешнее кольцо эксцентрика действует вращающаяся нагрузка, поэтому на этом участке подшипника нагрузка изменяется по гармоническому закону с амплитудой $Mr\omega^2$ (рисунок 2, б).

На внутренние кольца подшипников вала действуют в одном направлении постоянные нагрузки $Mr\omega^2$, а на отдельные участки подшипника — меняющиеся по гармоническому закону нагрузка с амплитудой $0,5Mr\omega^2$.



a – динамическое нагружение, *б* – эпюры нагружения подшипниковых узлов эксцентрика, *в* – эпюры нагружения подшипниковых узлов опор

Рисунок 2 – Схема уравнивания динамических нагрузок в вибровалковом измельчителе

Установим на валу в направлении, противоположном повороту эксцентрика, два дебалансных груза с кинематическим моментом дебалансов

$$0,5mR = Mr$$

где m – масса дебаланса, кг;

R – радиус центра масс дебаланса, м.

В результате динамические давления в опорных подшипниках вала будут полностью уравновешены. Динамические давления на подшипник при этом не изменятся (рисунок 2, в).

На основании теоретических исследований можно сделать следующие выводы:

Во-первых, совмещение вибрационного и вращательного движения валка вибравалкового измельчителя увеличивает усилие, приходящееся на подшипники, как самого валка, так и подшипники эксцентрикового вала, что необходимо учитывать при проектировании вибрационных механизмов.

Во-вторых, установив на эксцентриковом валу в направлении, противоположном повороту эксцентрика, два дебалансных груза динамические давления в опорных подшипниках вала будут полностью уравновешены, но в процессе работы происходит изменение давлений согласно приведенным выше закономерностям.

СПИСОК ЦИТИРОВАННЫХ ИСТОЧНИКОВ

1. Гончаревич, И.Ф. Вибротехника в горном производстве / И. Ф. Гончаревич. — М. : Недра, 1992. — 319 с.
2. Явленский, К.Н. Вибродиагностика и прогнозирование качества механических систем / К. Н. Явленский, А. К. Явленский.— 1983.
3. Комиссар, А. Г. Опоры качения в тяжелых режимах эксплуатации / А. Г. Комиссар. — М. : Машиностроение, 1987. — 384 с.
4. Сотник, Л. Л. Анализ работы подшипниковых узлов эксцентрикового вала вибровалкового измельчителя / Л. Л. Сотник, Л. А. Сиваченко. // Вестник БарГУ. Серия физ.-мат. наук. Технические науки. — 2017. — Выпуск 5. — С. 87—92.
5. Сотник, Л. Л. Исследование влияния отдельных факторов на степень измельченности в вибровалковом измельчителе методом математического планирования эксперимента / Л. Л. Сотник, Л. А. Сиваченко / Горная механика и машиностроение. 2018.— С. 4—12.

УДК 621.793: 620.1

ОЦЕНКА УСТОЙЧИВОСТИ ПЛАКИРОВАННЫХ ПОКРЫТИЙ К ПРИВАРУ МАТЕРИАЛА РАСПЛАВА АЛЮМИНИЕВО-ЦИНКОВЫХ СПЛАВОВ

Леванцевич М.А., Юруть Е.Л.

Белорусский национальный технический университет, Минск, Республика Беларусь

Введение. Литье под давлением (ЛПД) цветных и черных металлов и сплавов достаточно давно и широко используется в современном машиностроении [1-4]. Данный способ литья позволяет получать отливки, в высокой степени приближенные по форме и размерам к готовому изделию, что способствует значительному снижению материалоемкости и трудоемкости механической обработки, а, следовательно, себестоимости готового изделия. Однако, одной из главных проблем способа ЛПД является сравнительно невысокая эксплуатационная стойкость используемых пресс-форм.

Основными причинами выхода из строя деталей пресс-форм, например, при литье алюминиевых сплавов являются термическая усталость материала пресс-формы, которая приводит к образованию сетки разгара, гидродинамический износ и пригар (приваривание материала расплава к рабочей поверхности формы с последующим отрывом вместе с частью основного металла при извлечении отливки) и др. [1, 5, 6].

В настоящей работе изучалось влияние состава покрытий, сформированных методом электродеформационного плакирования гибким инструментом (ЭДПИ) [8], на устойчивость к пригару материала расплава.

Цель исследований заключалась в экспериментальной оценке антипригарных свойств покрытий при взаимодействии с жидким расплавом алюминиево-цинкового сплава ЦАМ4М.

Методика исследований. Для испытания применяли образцы цилиндрической формы (ролики), изготовленные из стали 4Х5ВФСГ (ГОСТ 5950-2000), объемной закалки (HRC 38–42), без азотирования поверхности и с азотированием на глубину 0,15–0,2 мм (HRC 56–60) с нанесенными на боковую цилиндрическую поверхность покрытиями. В качестве материалов доноров для формирования покрытий использовали композиционные материалы на основе титана (FT1, производство Республики Корея), твердого сплава ВК8 и спеченного порошкового композита на основе меди с легирующей добавкой гексагонального нитрида бора (Cu+NB).

Формирование покрытий на поверхности образцов осуществляли методом ЭДПГИ. Для нанесения покрытий использовалась сплошная цилиндрическая щетка диаметром 200 мм и шириной 15 мм. Диаметр и вылет ворса щетки составляли 0,25 мм и 40 мм соответственно. Линейная скорость вращения составляла 30 м/с, величина подаваемого от источника постоянного тока напряжения и сила тока составляли соответственно 40 В и 140А.

Испытания на устойчивость к пригару материала расплава проводили с использованием лабораторной печи SNOL 7.2/1300. При этом контейнер с экспериментальными образцами погружали в расплав алюминиево-цинкового сплава ЦАМ4М и выдерживали при температуре 480 С° в течение 6 часов. После чего контейнер с образцами извлекался из расплава, охлаждался на воздухе и образцы первоначально подвергались визуальному осмотру, а затем исследованиям с применением методов электронной микроскопии.

Результаты и обсуждение. В результате визуального осмотра образцов (рисунок 1) существенных отличий по внешнему виду их поверхности обнаружено не было.



Рисунок 1 – Экспериментальные образцы с покрытием до погружения в расплав (а) и извлеченные из контейнера (б): 1.1, 1.2, 1.3 – образцы с неазотированной основой; 2.1, 2.2, 2.3 – образцы с азотированной основой

Все образцы были покрыты слоем застывшего расплава алюминиево-цинкового сплава ЦАМ4М. Однако исследования микрошлифов образцов методами электронной микроскопии показали, что у образцов с покрытиями из твердого сплава ВК8 (рисунок 2 – 1.2, 2.2) между слоем налипшего материала расплава и основой наблюдается четкая граница раздела, свидетельствующая об отсутствии диффузии между этими материалами, а, следовательно, и привара материала расплава. При этом граница раздела присутствует как на образце с неазотированной, так и с азотированной основой.

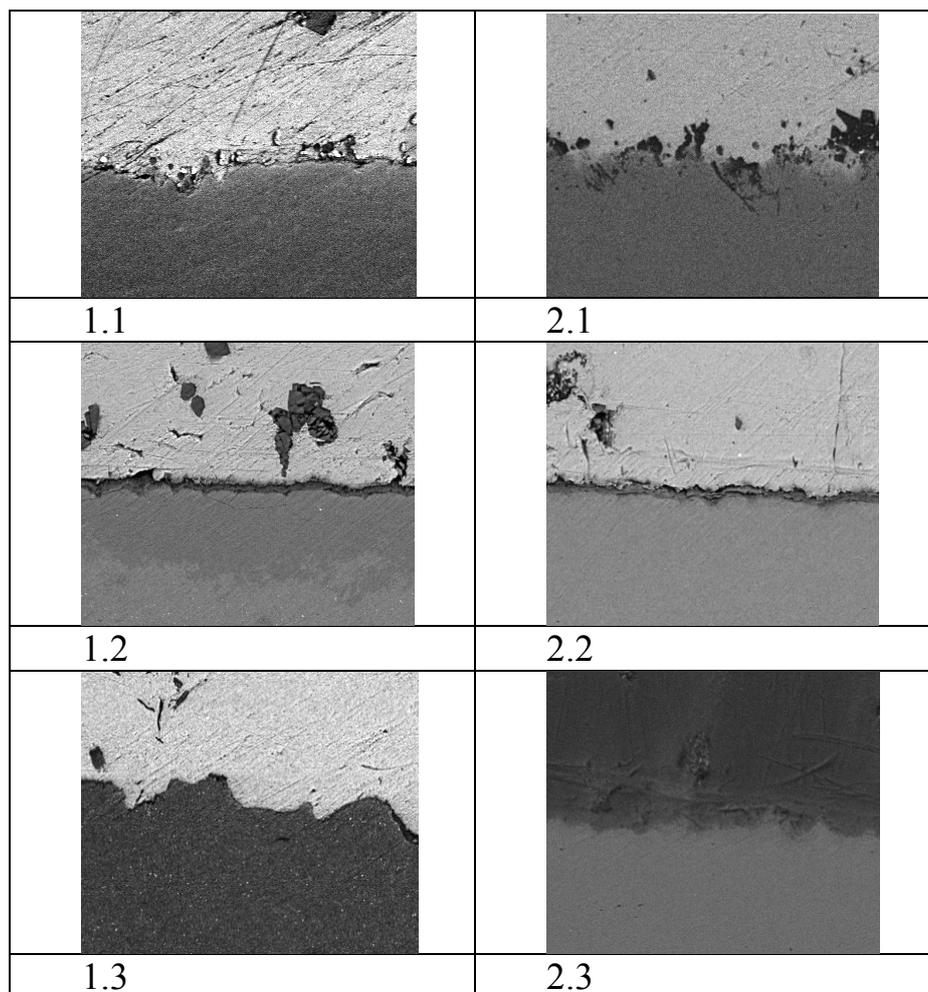


Рисунок 2 – Фото поверхности микрошлифов образцов после выдержки в расплаве алюминиево-цинкового сплава ЦАМ4М

Таким образом, результаты проведенных исследований дают основание полагать, что при формировании покрытий методом ЭДПГИ, используя в качестве материала покрытия твердый сплав ВК8, можно обеспечить защиту деталей пресс-форм, в частности, стержней, от привара материала расплава алюминиево-цинкового сплава ЦАМ4М, а, следовательно, увеличить их ресурс и качества получаемых отливок.

СПИСОК ЦИТИРОВАННЫХ ИСТОЧНИКОВ

1. Горюнов, И.И. Пресс-формы для литья под давлением. Справочное пособие / И.И. Горюнов. – Л.: Машиностроение, 1973. – 256 с.

2. Литьё под давлением/ [М.Б. Беккер, М.Л. Заславский, Ю.Ф. Игнатенко и др.]. – 3-е изд., перераб. и доп.-М.: Машиностроение, 1990.- 399 с.
3. Цветное литье: Справочник / Н.М. Галдин [и др.]; Под общ. ред. Н.М. Галдина. – М.: Машиностроение, 1989. – 528 с..
4. Денисов, П.Ю. Взаимодействие сплавов алюминия с материалом пресс-форм и функциональными покрытиями / П.Ю. Денисов: Автореф. канд. техн. наук: 05.02.01. – Тюмень, 2005. – 16 с.
5. Жуков А.А., Постнова А.Д., Рябов Ю.В. Особенности термоусталостного разрушения штамповых сталей 3Х2В8Ф и 4Х5МФС в условиях эксплуатации пресс-форм литья под давлением // *Металловедение и термическая обработка металлов*. 1994. - №4. - с. 34 - 37.
6. Мичев В., Соколянский Б., Каменова Ц. Стойкость сталей в расплавленном алюминиевом сплаве // *Металловедение и термическая обработка металлов*. 1986. - №2. - с. 44 - 48.
7. Илларионов И.Е., Федоров В.Е. Методы повышения стойкости деталей машин и форм литья под давлением // *Литейное производство*. 1995. -№4-5,- с. 49-50.
8. Леванцевич, М.А. Формирование покрытий деформационным плакированием с подачей электрического напряжения / Леванцевич М.А., Максимченко Н.Н., Шелег В.К., Пилипчук Е.В., Юреть Е.Л., Дема Р.Р. // *Перспективные материалы и технологии: сб. статей Междунар. симпозиума, Витебск, 22–26 мая 2017 г. в 2-х ч. / УО «ВГТУ»*; под ред. В.В. Рубаника. – Витебск: УО «ВГТУ», 2017.– Ч. 1. – С. 183–186.

UDC 621.926

MODEL OF A V-BELT CENTRIFUGAL VARIATOR WITH MECHANICAL ADAPTATION

Litovchenko V. V.¹, Pidhornyi M. V.¹

1) Cherkasy state technology university
Cherkasy, Ukraine.

Introduction. Modern automatic V-belt CVTs (Continuously Variable Transmission) have in-built regulators as a part of their construction. These are centrifugal regulators which change the gear ratio [1, 2]. But the kinematic scheme of a motor vehicle CVT is based, in most cases, on an irrational converting of the centrifugal force. Therefore, one of the tasks of solving this problem is to create a variator with new properties.

Problem statement. Improving the performance of motor vehicles involves its automation, which ensures motion safety, ease of control and the ability to operate the engine in the optimal mode. In recent years, the tendency of the use of automated V-belt variators in motor vehicle CVTs has become stronger. The design of such a variator requires exact calculations, taking into account all the determining factors and design parameters of the CVT. The problem of selecting the most appropriate configuration of regulating devices and automatic clutch, providing enhanced dynamics of the acceleration of motor vehicles [2].

The article presents a model of a V-belt centrifugal variator for Honda Tact AF-24 scooter with the V-belt variator input link substituted for a new centrifugal link, designed by the authors. The output unit, together with the centrifugal clutch, remained unaltered.

Object of study. The constructional basis for building a prototype is the physical model, described in publications [3, 4]. Prototype tests were conducted in the modes of starting off and that of linear motion [5]. The tests have proven the performance of the new mechanical transmission of the CVT, based on the centrifugal variator (physical model) (fig. 1). Following the scheme of distribution of forces (fig. 2), we are going to determine a new gear ratio of the altered V-belt CVT.

The new V-belt CVT model. Under the scheme of distribution of working forces and control forces, they are divided into the centrifugal force of the sliding pulley, the centrifugal force of the flexible element (belt), belt tension, the jamming force between the guide rail and the sliding pulley, the load on the output shaft and the weight of the driven pulley. Control forces include: the centrifugal force of epy flexible element (belt), the load on the output shaft.

We will give here the equations describing each force:

The centrifugal force of one sliding pulley will constitute:

$$F_{CFS} = m \cdot \omega^2 \cdot R, \quad (1)$$

where m is the pulley weight, g; ω will be angular velocity of the input shaft in Hz; R is the radius of the sliding pulley's position in mm.

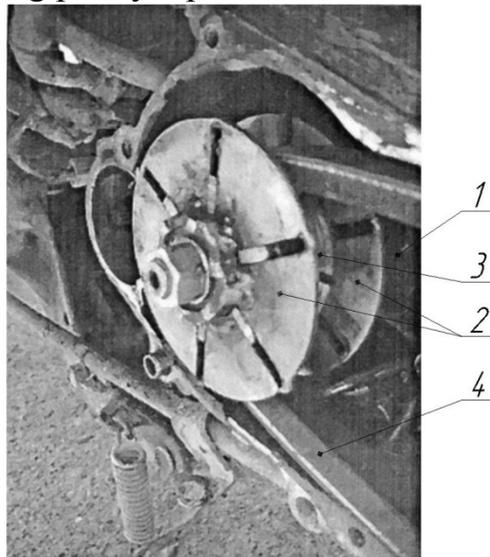


Figure 1. General view of the centrifugal element of the CVT scooter Honda Tact AF-24.

1 – the engine; 2 – guide disks of the sliding parts of the pulley; 3 – segments of the sliding pulley; 4 – the belt.

Centrifugal belt force:

$$F_{CFB} = m_l \cdot \omega^2 R_l \sin \beta, \quad (2)$$

where m_l is the mass of the part of the belt limited by angle β , g; ω is angular velocity of the input shaft, Hz; R_l is belt radius, mm; β is the belt's looping angle of the pulley, deg.

Centripetal force of one sliding pulley:

$$F_{CPF} = \frac{m \cdot v^2}{R}, \quad (3)$$

where m is the pulley weight, g; ν is the sliding pulley's linear speed, mm/min.; R is the position radius of the sliding pulley, mm.

Belt tension force:

$$F_{BTF} = 500 \cdot \frac{(2,5 - C_{ad}) P_{DP} \cdot C}{C_a \cdot \nu} + m_a \cdot \nu_1^2, \quad (4)$$

where m_a is the belt's length weight, g; C_a is the looping angle coefficient; C_p is the dynamic load and single-shift operating mode coefficient; P_{DP} is the rated drive power, N; ν_1 is the belt's linear speed, mm/min.

The wedging force of the single pulley's centrifugal link will be:

$$F_{WF} = n \cdot F_N \cdot \frac{1}{3} \cdot \kappa, \quad (5)$$

where n is summary points of contact between the guide rail and the sliding pulley; F_N is the normal force acting on the pulley, N; κ is the gearing coefficient.

Output shaft load. This parameter is determined as the moment of resistance on the output shaft:

$$P = F_F \cdot R_{OS}, \quad (6)$$

where R_{OS} is the output pulley's radius, mm; F_F is the friction force between the shaft and the load element:

$$F_F = F_N \cdot f, \quad (7)$$

where F_N is the normal force acting on the pulley, N; f is the coefficient of friction (here accepted as $f = 0,6$). By substituting the values in Formula 6, we will get the following equation:

$$P = F_N \cdot f \cdot R_{OS}, \quad (8)$$

Taking into consideration the direction of the force vectors (fig. 2) and having transformed the indicated equations (1-8), we obtain the equation of the centrifugal force of one sliding pulley:

$$F_{CFS} = \frac{\omega_{out} \cdot m \cdot \omega \cdot R_{OS}}{R}, \quad (9)$$

The total gear ratio of the variator is defined as the difference between the input power and the output power. The input power is constituted by the motor shaft torque multiplied by the shaft rotation frequency. The power output is constituted by the drive wheel torque of a motor vehicle multiplied by its rotational speed. Considering that the rotating moments are circular forces multiplied by the frequencies, we obtain the equation for determining the total gear ratio:

$$i_T = \frac{Z \cdot m \cdot \omega}{P}, \quad (10)$$

in which Z is the number of the sliding parts of the centrifugal variator link, in pieces.

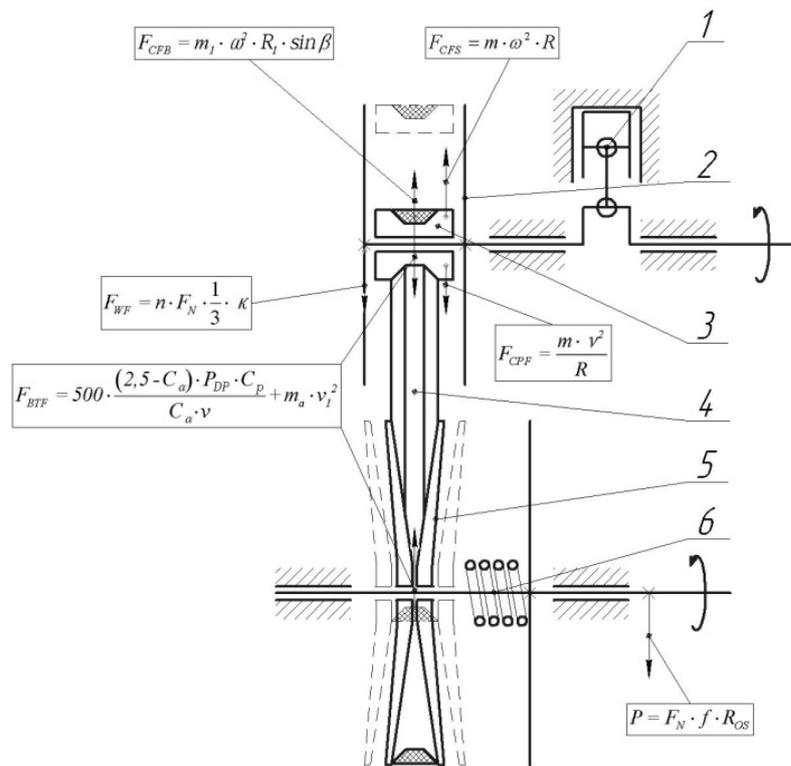


Figure 2. Scheme of the distribution of working and guiding forces proposed by the authors of the CVT with the centrifugal link of the Honda Tact AF-24 scooter:

1 – the engine; 2 – guide disks of the sliding parts of the pulley; 3 – segments of the sliding pulley; 4 – belt; 5 – sliding disks of the variator’s output link; 6 – centrifugal clutch variator.

Conclusion. The authors offer a mathematical model of the V-belt variator, in which, due to the kinematics of the new variator, the input link serves as a centrifugal regulator of the rotation frequency of the engine shaft. The proposed equation of the gear ratio (10) is based on the total weight of the sliding parts of the centrifugal element, the frequency of rotation of the input shaft and the load of the output shaft. These properties characterize the mechanical adaptation of variators of this class.

References

1. Spiridonov O. V. Methods of increasing the efficiency of the operation of automatic V-belt variators in the transmission of motorized vehicles. / Abstract. dis kand. tech. Sciences - Specialty 05.02.02-05 - Kovrov, 2008. 26 pp.
2. Mikheev S. S. Design and optimization of parameters of an automatic V-belt variator of motor vehicles. / Abstract. dis kand. tech. Sciences - Specialty 05.02.02 - Vladimir, 1998. 24 pp.
3. Rational distribution of controlling forces of variators with flexible joints / Pilipenko, O. M., Litovchenko, V. V., Udodenko, V. S., Virevka D. I. - Newsletter of SevNTU, 2011 (№122), 118-120.
4. Investigation of step-by-step mechanical transmission on adaptation / Litovchenko, V. V., Pidhornyi M. V.// Materials of the VIIth International Scientific and Practical Internet Conference "Problems and Prospects for the Development of Automobile Transport" - Vinnytsia, 2019, 96-100.
5. Directive 2006/42/EC of the European Parliament and of the Council of 17 May 2006 on machinery.

ОСОБЕННОСТИ ПРИМЕНЕНИЯ МЕТОДА ГРАФОВ ДЛЯ АНАЛИЗА ТОЧНОСТИ УГЛОВЫХ РАЗМЕРОВ ДЕТАЛЕЙ ПРИ МЕХОБРАБОТКЕ

Аскерко Е.И., Медведев О. А.

Брестский государственный технический университет,
Брест, Республика Беларусь.

Методика анализа точности мехобработки путем выявления графов взаимосвязи линейных размеров детали и заготовки подобно рассмотрена в ряде источников [1, 2 и др.]. При этом не рассматриваются особенности угловых размеров, хотя, обычно, уровень их точности более высок. Поэтому, усовершенствование методики анализа техпроцессов мехобработки методом графов, с учетом специфики угловых размеров, является актуальной задачей.

В ходе теоретических исследований формирования угловых размеров деталей выявлен ряд особенностей построения графов и уравнений угловых размерных связей техпроцессов, а также особенности решения таких уравнений: 1) графы и уравнения угловых размеров следует составлять и решать раньше, чем графы и уравнения линейных размеров. Это позволит учесть угловые смещения элементов полуфабрикатов в составе линейных промежуточных припусков; 2) в общем случае достаточно составить исходный и технологический граф для трех координатных плоскостей детали. Одну из них следует совмещать с наиболее часто применяемой в анализируемом техпроцессе установочной, либо направляющей, либо двойной направляющей технологической базой; 3) при выявлении технологических угловых размеров следует учитывать только установочные и направляющие технологические базы, ориентирующие заготовку в угловых направлениях; 4) если все элементы детали номинально перпендикулярны или параллельны друг другу, достаточно составить только выражения взаимосвязи допусков параллельности и перпендикулярности. При этом не требуется строгая последовательность нумерации объектов и разделение ребер технологического графа на увеличивающие и уменьшающие. Их отклонения следует считать однонаправленными для оценки наибольшего отклонения чертежного размера детали; 5) перед решением уравнений допусков углов, их значения в мкм/мм приводятся к единой базовой длине.

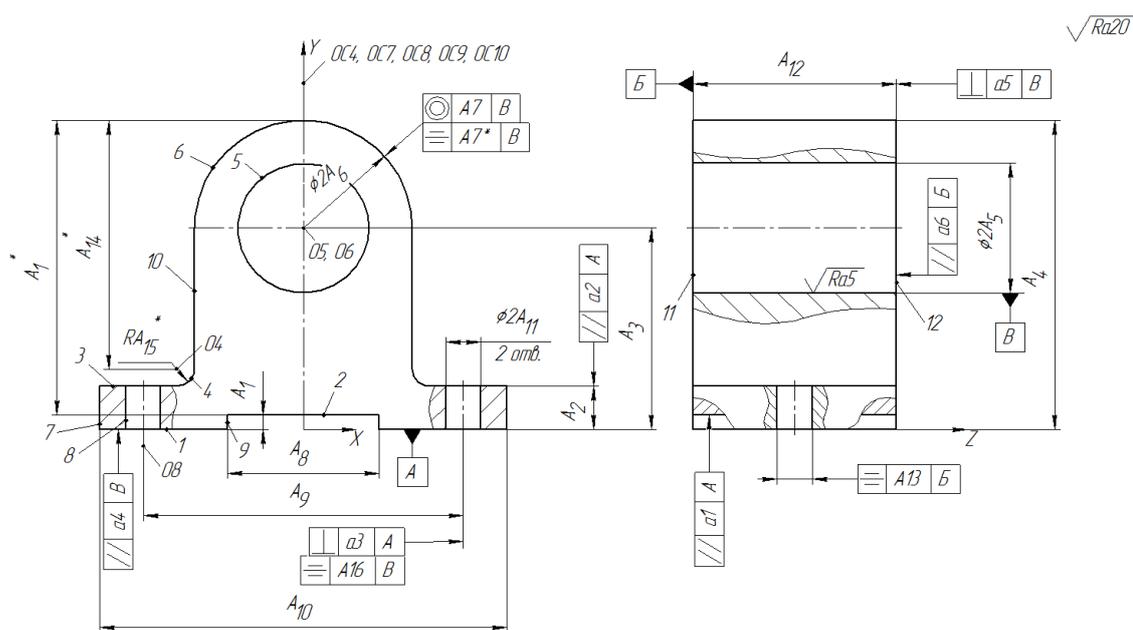
Поясним эти особенности на примере анализа угловых размеров в плоскости YZ , формируемых техпроцессом мехобработки корпуса (рисунок 1). Заготовка - отливка в песчано-глинистой форме. Техпроцесс включает следующие операции: 05 вертикально-фрезерная (фрезерование плоскости 1); 10 горизонтально-фрезерная с ЧПУ (черновое зенкерование отверстия 5, чистовое зенкерование отверстия 5, фрезерование плоскостей 2 с поворотом детали на 180° вокруг вертикальной оси, фрезерование поверхностей 11 и 12 с поворотом детали на 180°); 15 вертикально-сверлильная (сверление 2-х отверстий 8). Операционные эскизы с технологическими размерами γ_j представлены на рисунке 1. Совмещённый эскиз детали и заготовки в проекции на плоскость YZ , представ-

лен на рисунке 2. На нем номера соответствуют объектам: 1 - нижняя плоскость заготовки (В); 2 - нижняя плоскость детали (Б); 3 - плоскость дна канавки детали и заготовки (Д); 4 - верхняя плоскость основания детали; 5 - верхняя плоскость основания заготовки; 6 - ось крепежного отверстия в основании детали; 7 - ось главного отверстия детали (Е); 8 - ось главного отверстия после чернового зенкерования; 9 - ось отверстия заготовки; 10 - ось наружной цилиндрической поверхности заготовки (Г); 11 - поверхность отверстия заготовки; 12 - поверхность отверстия после чернового зенкерования; 13 - поверхность главного отверстия детали; 14 - наружная цилиндрическая поверхность заготовки; 15 - левая боковая поверхность детали; 16 - левая боковая поверхность заготовки; 17 - правая боковая поверхность детали; 18 - правая боковая поверхность заготовки; 19 - поверхность крепежного отверстия в основании детали. Угловые допуски, заданные на чертеже детали, на совмещенном эскизе имеют обозначение α_j , угловые допуски расположения элементов заготовки имеют обозначение β_j .

На основе совмещенного и операционных эскизов построены исходный и технологический графы размерных связей техпроцесса (рисунок 3). На исходном графе, кроме угловых размеров и допусков детали, представлены угловые смещения ρ_i , являющиеся составляющими минимальных промежуточных линейных припусков.

Так как номиналы всех рассматриваемых углов равны 0° или 90° , достаточно составить выражения взаимосвязи допусков этих углов. Поочередно, мысленно перенося ребра исходного графа на технологический граф, получаем замкнутые кратчайшие контуры и составляем для них уравнения взаимосвязи допусков размеров α_j , ρ_i , β_j , γ_j :

- 1) $T\alpha_1 \geq T\gamma_4 + T\gamma_1 + T\beta_2 + T\beta_1$ 2) $T\alpha_2 \geq T\gamma_4$ 3) $T\alpha_3 \geq T\gamma_5$ 4) $T\alpha_4 \geq T\gamma_3$
- 5) $T\alpha_5 \geq T\gamma_3 + T\gamma_6$ 6) $T\alpha_6 \geq T\gamma_6 + T\gamma_7$ 7) $T\alpha_7 \geq T\beta_1 + T\beta_3$ 8) $T\alpha_9 \geq T\beta_8$
- 9) $T\alpha_{10} \geq T\gamma_9$ 10) $T\alpha_{11} \geq T\gamma_{10}$ 11) $T\rho_{n1} = T\beta_2 + T\gamma_1$ 12) $T\rho_{n2} = T\gamma_1$



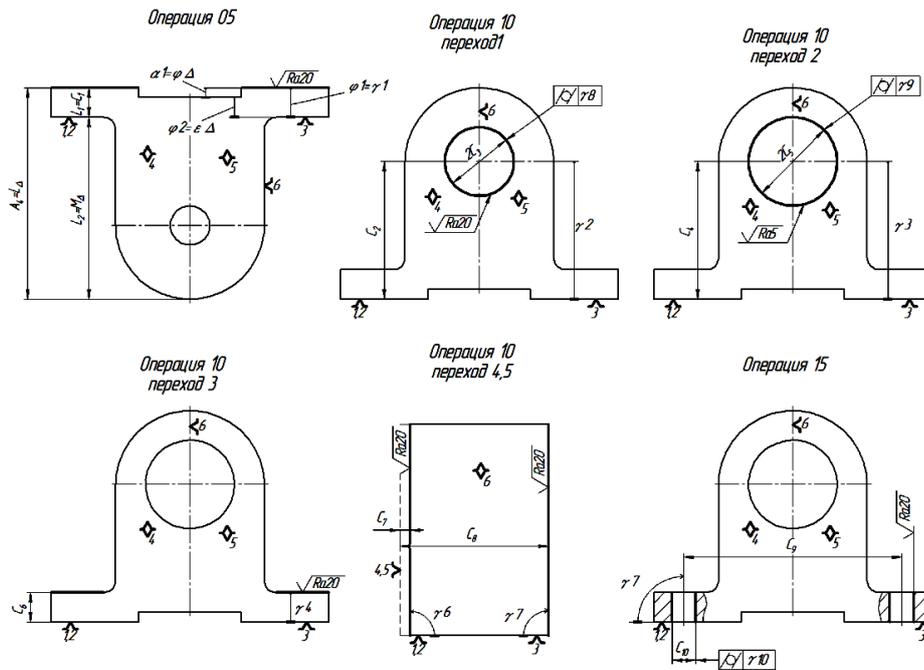


Рисунок 1 - Чертеж детали «корпус» и операционные эскизы

$$13) T\rho_{n3} = T\gamma_3 + T\gamma_2 \quad 14) T\rho_{n4} = T\gamma_2 + T\gamma_4 + T\gamma_1 + T\beta_2 + T\beta_3 + T\beta_4$$

$$15) T\rho_{n5} = T\gamma_6 + T\gamma_4 + T\gamma_1 + T\beta_2 + T\beta_5$$

$$16) T\rho_{n6} = T\gamma_7 + T\gamma_4 + T\gamma_1 + T\beta_2 + T\beta_6$$

$$17) T\rho_{n7} = T\beta_7 \quad 18) T\rho_{n8} = T\gamma_8$$

Для оценки приемлемости техпроцесса по точности размеров α_j следует проверить соблюдение уравнений 1...10. Для этого выбранные по таблицам средней экономической точности допуски $T\gamma_j$, и выбранные по ГОСТ 26645-85 допуски отливки $T\beta_j$ нужно привести к единой базовой длине (например, 100 мм). По остальным уравнения вычисляются погрешности перекосов $T\rho_i$, входящие в состав промежуточных припусков.

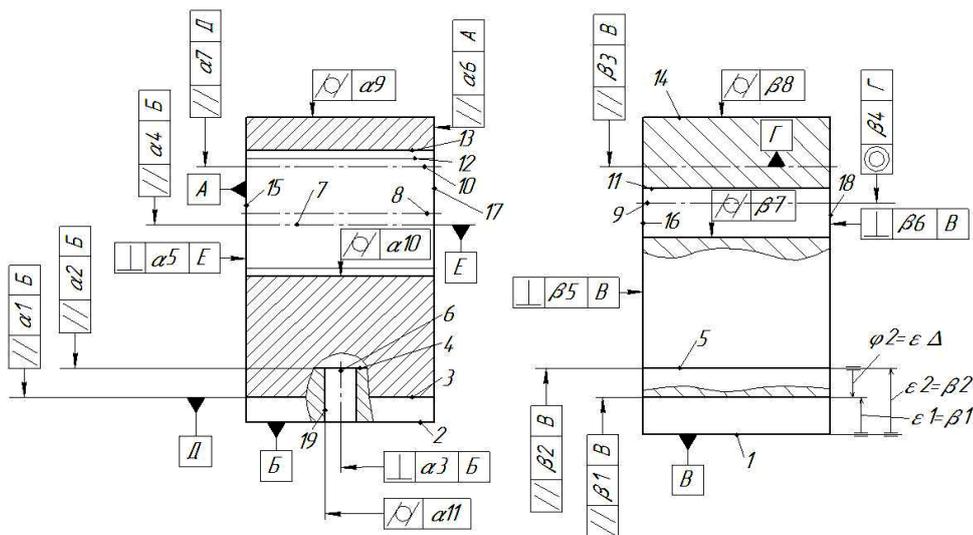


Рисунок 2 – Совмещенный эскиз детали и заготовки (плоскость YZ)

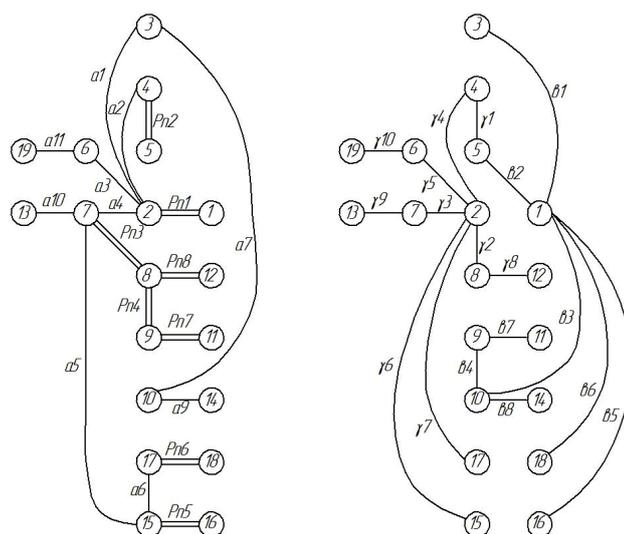


Рисунок 3 – Исходный (слева) и технологический (справа) графы

Использование предлагаемой методики в инженерной практике позволит повысить качество проектирования техпроцессов, сократить затраты на их корректировку при внедрении в производство.

СПИСОК ЦИТИРОВАННЫХ ИСТОЧНИКОВ

1. Основы технологии машиностроения и формализованный синтез технологических процессов: учебник: в 2-х частях / Беляков Н.В., Горохов В.А, Махаринский Е.И. и др.; Под ред. В.Н. Горохова, часть I. - Ст. Оскол: ТНТ, 2011. – 495с.

2. Проектирование технологии: Учебник для студентов машиностроительных специальностей вузов/ И.М. Баранчукова, А.А. Гусев, Ю.Б. Крамаренко и др.; Под общ. ред. Ю.М. Соломенцева.- М.: Машиностроение, 1990. - 416с.

УДК 621.9:621.31

ИННОВАЦИОННЫЕ РЕШЕНИЯ В ОБЛАСТИ ИЗГОТОВЛЕНИЯ ЭЛАСТИЧНЫХ ШЛИФОВАЛЬНЫХ ИНСТРУМЕНТОВ

Кириенко А.С., Завистовский С.Э.

Учреждение образования Полоцкий государственный университет

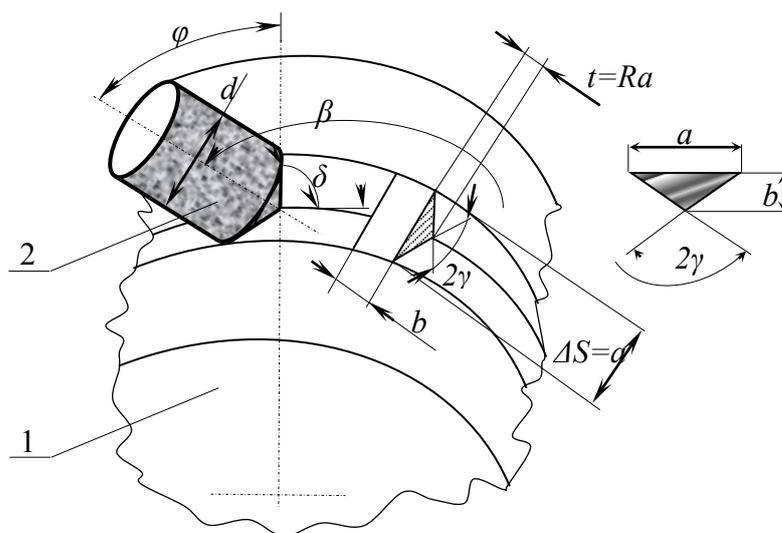
В сравнении с многими инструментами, форма и геометрия режущей части, которых известна, геометрия и форма вершин зерен традиционного абразивного инструмента неопределенна. При шлифовании инструментом с хаотически направленными зёрнами абразива на их режущую способность влияет форма микровыступов абразивного зерна, а именно радиус округления ρ и угол при вершине 2γ . Изменение угла при вершине существенно изменяет силы резания. Установлено, что при изменении угла при вершине элемента зерна, контактирующего с поверхностью обработки, с 60° до 120° сила резания увеличивается в 1,5–2 раза. Однако, попытки связать те или иные преимущества абразивного материала с различной формой и геометрией зерен методически имеют ряд недостатков, так как не учитывают множество факторов. Поэтому для анализа работы ориентированных зерен требуется заменить «неопределенные» зерна зёрнами эквивалентной формы, поддающимися математическому описанию. При врезании абразивного

зерна в металл в нем возникают зоны текучести [1]. Удельная мощность взаимодействия абразивного зерна и обрабатываемого металла при шлифовании определили из зависимости

$$N_{y\partial} = K_{\rho V} \sigma_B \sin \Delta\beta \cdot V \quad (1)$$

где $K_{\rho V}$ – коэффициент, учитывающий рост давления в контакте «зерно – металл»; σ_B – временное сопротивление разрушению обрабатываемого металла; $\Delta\beta$ – угол наклона контакта абразивного зерна к поверхности заготовки; V – скорость резания.

При ударном взаимодействии абразивного зерна и заготовки, в поверхностном слое которой образуются зоны текучести, возникает неустойчивость и локализация пластической деформации. Из [1] известно, что засаливание абразивного зерна снижается по мере роста глубины внедрения абразивного зерна, что приводит к росту объема застойной зоны у передней поверхности, формированию ударной волны, приводящей к переводу металла в пластическое состояние. Соответственно, для повышения удельной мощности взаимодействия абразивных зерен и обрабатываемого металла при прочих равных условиях необходимо соориентировать абразивные зерна в рабочем слое инструмента. В связи с этим представим геометрию резания ориентированным абразивным зерном в соответствии с рисунком 1.



1 – обрабатываемая заготовка, 2 – абразивное зерно

Рисунок 1 – Схема резания ориентированным абразивным зерном

При исследовании процесса шлифования поверхности заготовки одиночным зерном абразива учтено, что величина глубины резания t и ширина срезаемого слоя b находятся в прямой зависимости от размеров и геометрии абразивного зерна [2]. Работоспособность ленточного шлифовального инструмента характеризуется его режущей способностью, зависящей от количества снимаемого материала в единицу времени. В соответствии с представленной на рисунке 1 схемой объем сошлифованного материала i – количеством абразивных зерен на длину дуги L

$$V_i = \frac{\sum_{i=1}^n Ra \cdot \Delta S}{2} \cdot n_i \cdot L \quad (2)$$

где n_i – количество абразивных зерен, участвующих в шлифовании.

Общий объем сошлифованного с цилиндрической заготовки материала на участке длиной l , равный ширине шлифовальной ленты определили, как

$$V_{\text{общ}} = \frac{\sum_{i=1}^n a \cdot \sin \beta}{4} \cdot n_i \cdot \pi D \cdot l \cdot n_{\text{об}} \quad (3)$$

Режущую способность ленточного шлифовального инструмента с направленной ориентацией абразивных зерен в рабочем слое определили соотношением объема сошлифованного материала $V_{\text{общ}}$ с заготовки за единицу времени τ по формуле

$$Q = \frac{\sum_{i=1}^n a \cdot \sin \beta}{4\tau} \cdot n_i \cdot \pi D \cdot l \cdot n_{\text{об}} \quad (4)$$

Оптимальный угол ориентированности абразивных зерен в рабочем слое ленточного шлифовального инструмента равен

$$\beta = \delta + \varphi = 90^\circ + \varphi \quad (5)$$

Представив все иные факторы, влияющие на режущую способность ленточного шлифовального инструмента Q в виде коэффициента k в соответствии с (9) определили режущую способность по формуле

$$Q = k \cdot \sin \beta \quad (6)$$

Тогда максимальная режущая способность

$$Q_{\text{max}} = k \cdot \sin 90^\circ = k \quad (7)$$

Минимальную режущую способность при $\beta = 30^\circ$ вычислили по формуле

$$Q_{\text{min}} = k \cdot \sin 30^\circ = 0,5k \quad (8)$$

Зависимость расчетных значений режущей способности Q ленточного шлифовального инструмента от углов ориентированности β зерен абразива зернистостью a равной 0,10 мм, 0,16 мм и 0,20 мм показаны на рисунке 2.

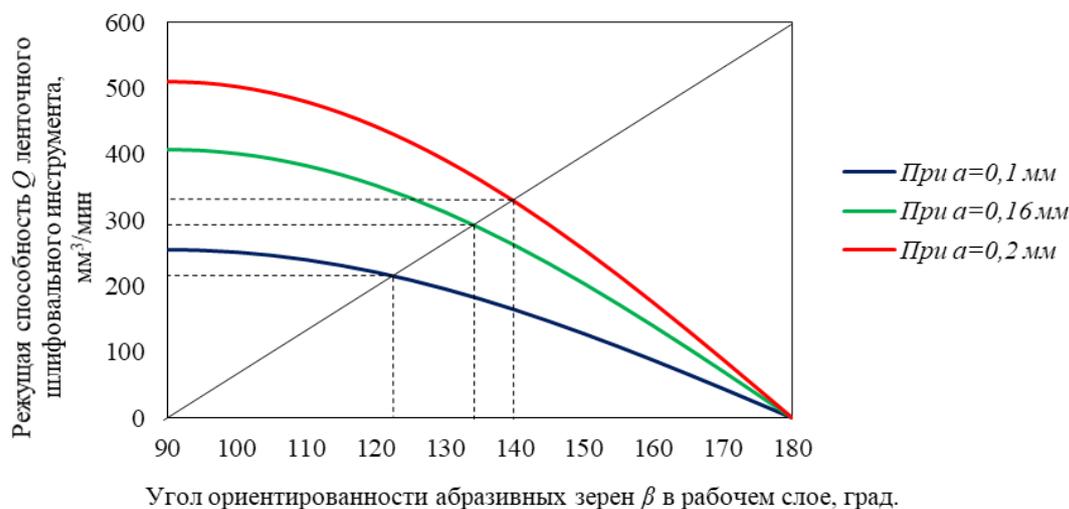


Рисунок 2. – Зависимость режущей способности Q ленточного шлифовального инструмента от угла ориентированности абразивных зерен β

В соответствии с данными расчетов, показанными на рисунке 2 для всех зернистостей абразивных зерен максимальное значение режущей способности Q_{max} достигается при угле ориентированности абразива относительно основы $\beta = 90^\circ$. Например, для абразивных зерен зернистости $a = 0,1$ мм режущая способность Q_{max} равна $255 \text{ мм}^3/\text{мин}$.

Оптимальные значения углов установили статистическим методом графического определения оптимальных границ, проведя биссектрису на рисунке 2. В результате ориентирования зерен абразива размером $a = 0,16$ мм под углом $\beta = 135^\circ$ режущая способность инструмента увеличится в $q = 288,98/200 = 1,4$ раза, а при ориентировании зерен абразива размером $a = 0,2$ мм под углом $\beta = 140^\circ$ режущая способность инструмента увеличится в $q = 328,46214/216 = 1,5$ раза, что соответствует прогнозируемому [5].

СПИСОК ЦИТИРОВАННЫХ ИСТОЧНИКОВ

1. Бржозовский, Б. М. Влияние смазочно-охлаждающей жидкости на процесс стружкообразования при шлифовании металла / Б.М. Бржозовский, А.В. Славин // Машиностроение и машиноведение. – Саратов : Вестник СГТУ. – 2011. – № 4 (60). – Вып. 2. – С. 138–142.
2. Кириенко, А. С. Ленточный шлифовальный инструмент с ориентированным рельефом абразивосодержащего поверхностного слоя / А.С. Кириенко // Вестник Полоц. гос. ун-та. Сер. В. Прикладные науки. Промышленность. – 2018. – № 6. – С. 90–95.
3. Кириенко А. С. Получение ориентированного рельефа покрытий из абразивосодержащих дисперсных порошков / А.С. Кириенко // Новые материалы и технологии: порошковая металлургия, композиционные материалы, защитные покрытия, сварка : материалы 13-й Междунар. научно-техн. конф. (Минск, 16-18 мая 2018 г.) ; редкол.: А.Ф. Ильющенко (гл. ред) [и др.]. – Минск : Беларуская навука, 2018. – С. 293–296.
4. Кириенко, А. С. Аспекты формирования рельефа абразивосодержащих поверхностных слоев эластичных инструментов / А.С. Кириенко // Инновационные технологии в машиностроении [Электронный ресурс] : электронный сборник материалов международной научно-технической конференции, посвященной 50-летию Полоцкого гос. ун-та, Новополоцк, 19-20 апреля 2018 г. / Полоцкий государственный университет ; под. ред. чл.-корр., д-ра техн. наук, проф. В.К. Шелега; д-ра техн. наук, проф. Н. Н. Попок. – Новополоцк, 2018. – С. 81–85.
5. Кириенко, А. С. Влияние технологических параметров формирования рабочего слоя инструмента с ориентированными зёрнами на его эксплуатационные характеристики / А.С. Кириенко // Порошковая металлургия: Респ. межвед. сб. науч. тр./ редкол.: А. Ф. Ильющенко [и др.]. - Минск: Беларус. навука, 2018. Вып. 41. – С.257-262.

УДК 621.891.67-762

ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ МЕТОДЫ ПОВЫШЕНИЯ ИЗНОСОСТОЙКОСТИ И ДОЛГОВЕЧНОСТИ УЗЛОВ ТРЕНИЯ МАШИН

В.М. Голуб

Брестский государственный технический университет

Введение. В отраслях промышленности большую группу составляют транспортные, строительные грузоподъемные и другие машины и оборудование, у которых узлы трения работают в тяжелых условиях эксплуатации, когда смазкой трущихся деталей являются рабочие среды, многие из которых содержат механические примеси или являются химически активными.

В условиях модернизации и совершенствования конструкций узлов трения особый интерес представляют композиционные материалы, что объясняется возможностью широкого регулирования их свойств, путем создания композиций, в которых собраны в одно целое лучшие качества составляющих их компонентов. Пара трения из таких материалов сочетает в себе одновременного антифрикционные свойства, высокую прочность и износостойкость.

Наилучшие результаты в этом отношении показывают антифрикционные материалы, структура которых имеет каркас из твердых зерен, распределенных в пластичной основе (рисунок 1).

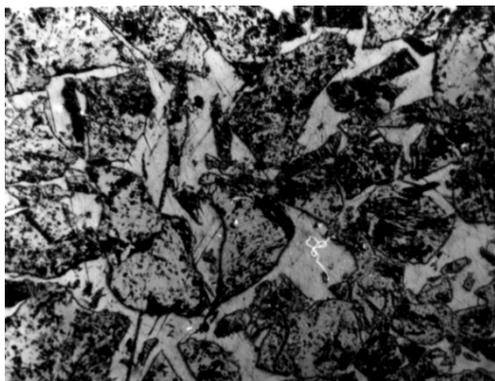


Рисунок 1 – Микрофотография поверхности композиционного материала

Такие спеченные композиционные материалы получены методами порошковой металлургии. Нами разработан способ нанесения их на контактные поверхности пар трения. Определен оптимальный состав материалов.

Наличие абразивных частиц в перекачиваемых жидкостях приводит к износу деталей и узлов. При этом наиболее интенсивно изнашиваются детали и узлы, работающие по закрытой схеме, то есть когда абразивные частицы попадают между контактирующими поверхностями. В насосах таким узлом является узел уплотнения вала – торцовое уплотнение (рисунок 2). Самым ответственным и в то же время наиболее подверженным износу элементом торцового уплотнения является контактная пара трения.

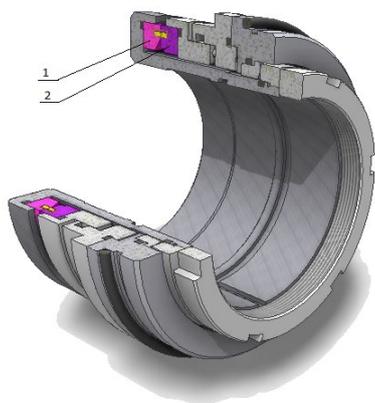


Рисунок 2 – 3D модель торцового уплотнения типа УТН-120С

1 и 2 – кольцо неподвижное и вращающееся

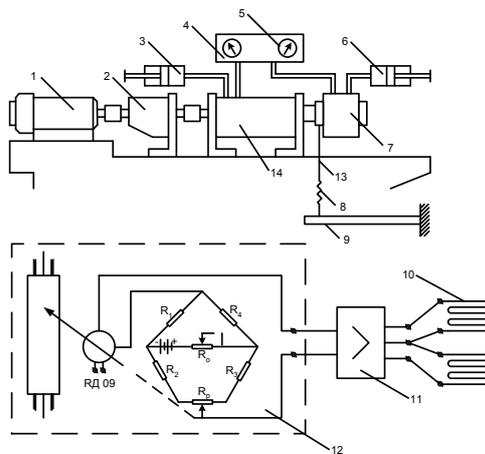


Рисунок 3 – Общий вид стенда и схема измерительной аппаратуры

Это обстоятельство выдвигает определенные требования к выбору материалов пар трения торцовых уплотнений в отношении износостойкости, твердости, долговечности, антифрикционности и т.д. Исследование этих характеристик невозможно без создания экспериментального лабораторного стенда, позволяющего воспроизводить схему трения и износа контактных поверхностей пары трения торцового уплотнения в условиях работы с абразивной жидкостью. С этой целью был разработан стенд (рисунок 3) для испытания материалов пар трения торцовых.

Проведенные на стенде испытания торцовых уплотнений в абразивсодержащих жидкостях позволили вскрыть механизм процесса изнашивания материалов пар трения. При этом оказалось, что механизм изнашивания имеет общий характер, практически независимый от соотношения твердости абразивных частиц и материалов пары трения.

На рисунке 4 показаны профили уплотнительных колец торцового уплотнения, испытанного на лабораторном стенде в абразивной жидкости.

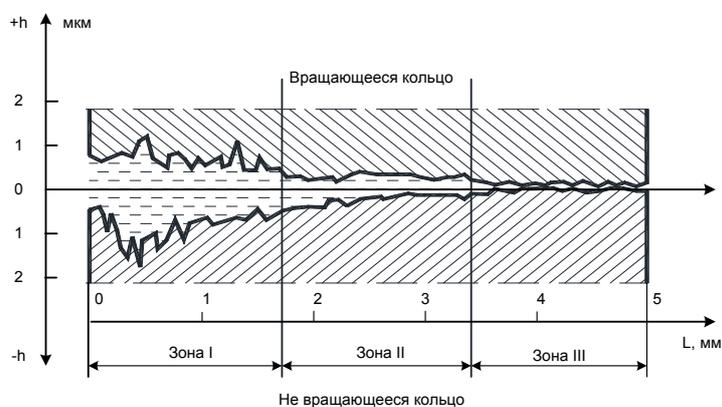


Рисунок 4 – Характер износа пары трения в абразивсодержащих средах

Поверхности трения в радиальном направлении можно разбить на три зоны. Наибольший износ имеет место в зоне I, расположенной со стороны гидро-смеси. Суммарная глубина износа превышает крупность изнашивающих абразивных частиц. В этой зоне контактных поверхностей имеет место гидроабразивный износ материалов пары трения.

В зоне II абразивные частицы, попадающие в щель между поверхностями, не имеют возможности выйти из зоны трения и разламываются до мельчайших частиц, изнашивая поверхности трения и придавая им характерную клиновидность. В этой зоне определяющим видом износа, очевидно, является износ полужакрепленным абразивом. В зоне III износ происходит в результате взаимодействия поверхностей трения без учета абразивных частиц. В некоторых случаях на профиле изношенных поверхностей зоны I и II сливаются, при этом износ по всей поверхности трения носит характер изнашивания полужакрепленными абразивными частицами.

При проведении исследований в качестве абразивного материала использовался кварцевый песок. Испытанию подвергали следующие материалы пар трения: силицированный графит (СГ-П), композиционный материал ТМ-1 (карбид вольфрама, медь, никель), СНГН, нанесенный плазменным напылением.

Трение осуществлялось по одноименным материалам. Переменными факторами при испытании были: процентное содержание абразива в жидкости, крупность абразивных частиц, время испытания и т.д. Исследование влияния крупности абразивных частиц на износ материала пары трения было проведено на паре трения СГ-П – СГ-П, для чего были приготовлены четыре фракции кварцевого песка крупность: менее 0,050; 0,050 – 0,063; 0,063 – 0,100; 0,100 – 0,315 мм в количестве, составляющем 3,8% от объема гидросмеси. На рисунке 5 видно, что наибольший износ имеет место при крупности абразивных части менее 100 мкм, так как при большей крупности суммарная скорость изнашивания пары трения изменяется очень медленно и, очевидно, уже мало зависит от наличия абразивных частиц в жидкости.

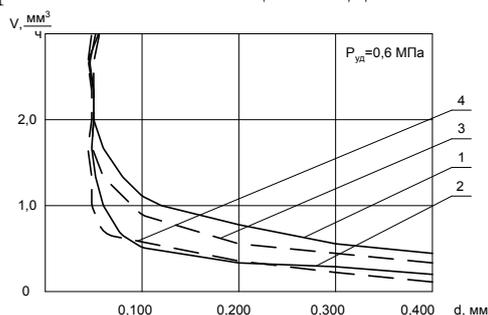


Рисунок 5 – Зависимость скорости изнашивания пары трения СГ-П – СГ-П от крупности абразивных включений в гидросмеси:

1 и 3 – вращающегося кольца;
2 и 4 – не вращающегося кольца; после одного часа работы (кривые 1,2) и после двух часов работы (кривые 3,4)

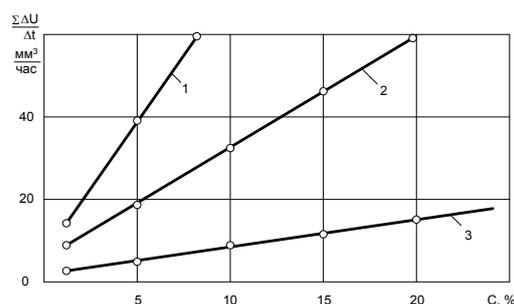


Рисунок 6 – Зависимость суммарной скорости объемного износа от процентного содержания абразивных частиц в гидросмеси для пар трения:
1 – СНГП – СНГП; 2 – СГ-П – СГ-П;
3 – ТМ-1 – ТМ-1;
 $v = 15$ м/с, $p_{уд} = 0,6$ МПа

Таким образом, на износ пары трения оказывают влияние абразивные частицы размером менее 0,100 мм, при этом, чем меньше будет размер частиц, тем больше износ. Очевидно, что наибольший износ будет наблюдаться при крупности абразивных частиц, сопоставимой с величиной зазора в паре трения, то есть 3 – 5 мкм.

Содержание абразивных частиц в жидкости, в зависимости от условий, колеблется в широких пределах (от 0,02 до 60% и более) и различно по фракционному составу. Наиболее опасная для пары трения фракция (с размером частиц менее 100 мкм) может составлять до 20% от общего содержания абразивных частиц в жидкости.

На рисунке 6 представлена зависимость суммарной скорости износа, вращающегося и не вращающегося колец от процентного содержания абразивных частиц в жидкости. Характерно, что для материала ТМ-1 скорость износа значительно меньше чем у СГ-П и, тем более, чем у СНГП. Это говорит о том, что использование в качестве материалов пары трения в торцовом уплотнении композиционных материалов типа ТМ-1 предопределяет повышение надежности работы уплотнения.

ИССЛЕДОВАНИЕ ИНТЕНСИВНОСТИ ИЗНАШИВАНИЯ ПАР ТРЕНИЯ В ПРОЦЕССЕ ПРИРАБОТКИ

Акулич Я.А.

Брестский государственный технический университет
Брест, Республика Беларусь

Приработка взаимодействующих поверхностей пар трения, протекающая на заключительном этапе изготовления и в большинстве случаев завершающаяся в начальный период эксплуатации готового изделия, во многом определяет общую долговечность и безотказную работу узла трения в целом. При успешном завершении процесса приработки основные параметры качества взаимодействующих поверхностей должны иметь характеристики, соответствующие заданным эксплуатационным. Очевидно, что интенсивность изнашивания в процессе приработки будет во многом зависеть как от нагрузочных факторов, таких как нагрузка и скорость, так и от обеспечения оптимальных параметров качества взаимодействующих поверхностей пар трения на стадии их изготовления.

В рамках данного исследования были использованы образцы пар трения типа “вал-втулка”. Учитывая необходимость определить трибологические характеристики пар трения имеющих отличную исходную шероховатость, полученную разными методами механической обработки, сопрягаемые поверхности группы образцов имели усредненный параметр шероховатости поверхностей, полученных шлифованием $R_a = 0,27$ и точением $R_a = 1,31$. Оптимальные значения шероховатости для исследования пар трения данного типа были подобраны в соответствии с рекомендациями в источнике [1].

Размеры образцов, подвергнутых испытаниям на трение, соответствовали руководству по эксплуатации машины трения 2070 СМТ-1 [2]. Радиус рабочей поверхности образцов составлял $R_{\text{раб.}} = 17,5$ мм.

Образец, выступающий в качестве “вала” пары трения был изготовлен из легированной конструкционной стали 40Х с последующей термообработкой до HRC 40...45, ГОСТ 4543-71, а “втулки” – из оловянистой бронзы БрОЦС 5-5-5 ГОСТ 613-79. Такое сочетание материалов антифрикционных пар трения можно отнести к благоприятным, исходя из невысоких значений коэффициентов трения.

Трибологические испытания проводились на машине трения, снабжённой камерой для испытаний в жидкой среде, в качестве которой было использовано масло И-40А, ГОСТ 20799-88 с кинематической вязкостью при 40°С 51-75 мм²/с. Испытания проводились при величине нагрузки $P=1000$ Н, скорости скольжения $V=1,0$ м/с. При испытании был реализован режим граничного трения.

При проведении трибологических испытаний реализовывалась прямая пара трения, т.е. вращался образец с большей номинальной площадью и большей твердостью исходной структуры материала поверхности, нагрузка прикладывалась через неподвижный образец.

Контроль температуры среды осуществлялся с помощью погружной термопары “хромель-алюмель”. Несмотря на то, что измерение температуры смазочного материала в процессе испытания не позволяет количественно оценить температуру в зоне трения, однако, отслеживая динамику ее изменения, можно установить момент стабилизации температуры, что является одним из критериев завершения приработки.

Определение линейного износа внешнего образца (втулки) пары трения проводили методом весового износа образцов на основе данных определения массы до и после испытаний. Взвешивание образцов производили на аналитических весах ВЛР-200, 2 класс, ГОСТ 19491–74 с точностью измерения до 0,0001 г. Таким образом, был определен путь трения и линейная интенсивность изнашивания по изменению массы Δm изношенного слоя.

Результаты испытаний пар трения на износ и расчета интенсивности изнашивания приведены в таблице 1.

Таблица 1 - Результаты расчета значений интенсивности изнашивания пары трения

Время испытания t , мин.	Путь трения L , м	Величина суммарного износа, для поверхностей		Интенсивность изнашивания	
		точение $\Sigma \Delta m$, г	шлифование $\Sigma \Delta m$, г	точение, I_h	шлифование, I_h
15	900	0,0049	0,0032	$28,020 \cdot 10^{-11}$	$20,686 \cdot 10^{-11}$
30	1800	0,0067	0,0038	$19,157 \cdot 10^{-11}$	$12,282 \cdot 10^{-11}$
180	10800	0,0069	0,0039	$3,288 \cdot 10^{-11}$	$2,101 \cdot 10^{-11}$
360	21600	0,0073	0,0041	$1,739 \cdot 10^{-11}$	$1,104 \cdot 10^{-11}$
540	32400	0,0077	0,0042	$1,223 \cdot 10^{-11}$	$0,754 \cdot 10^{-11}$
720	43200	0,0080	0,0043	$0,9531 \cdot 10^{-11}$	$0,579 \cdot 10^{-11}$

Диаграмма на рисунке 1, свидетельствуют о том, что интенсивность изнашивания в первые минуты приработки (путь трения от 0 до 0,9 км) значительно превышает последующие значения изнашивания.

Однако, при значении пути трения $L=10,8$ км уже можно наблюдать стабилизацию величины интенсивности изнашивания как для поверхностей, полученных точением так и шлифованием.

Интенсивность изнашивания в процессе приработки показана на гистограмме, рисунок 2.

Таким образом, интенсивность изнашивания пар трения в процессе приработки имеет значительно более высокие показатели, чем в процессе их стабильной работы. При этом, на диаграмме видно, что интенсивность изнашивания пары трения, с поверхностями трения полученными шлифованием ($R_a=0,65$) имеет несколько меньший показатель в процессе приработки. Вместе с тем, по достижении оптимальной шероховатости поверхности, показатели интенсивности изнашивания поверхностей, полученных разными способами обработки менее отличны друг от друга.

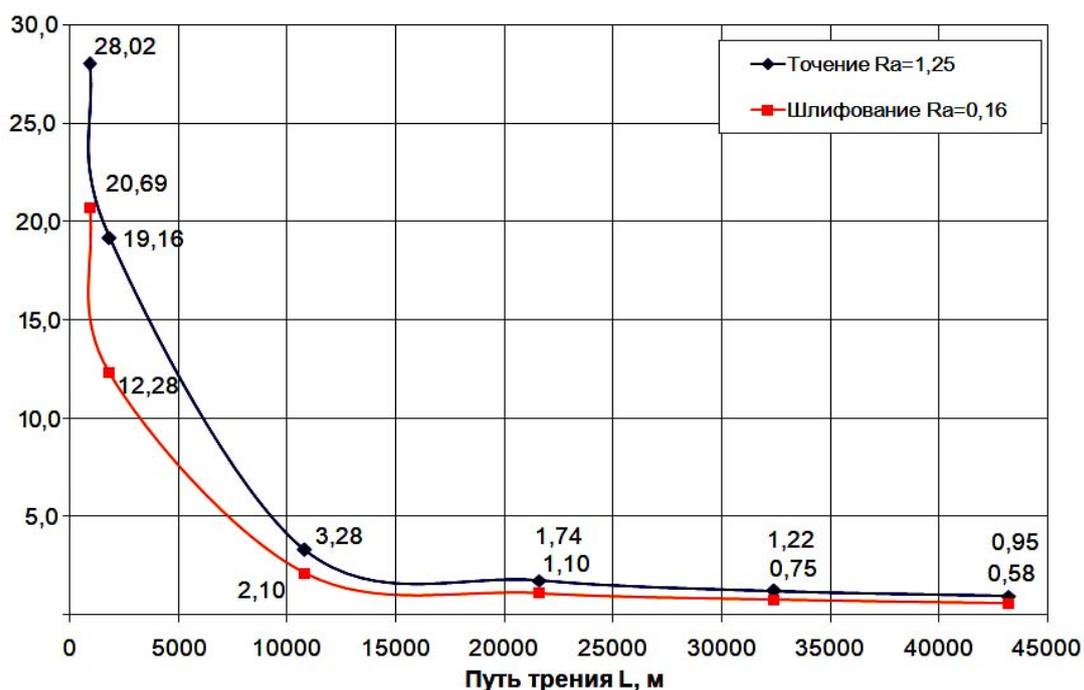


Рисунок 1 - Зависимость интенсивности износа от пути трения исследуемых пар трения в процессе приработки (нагрузка $P=1000$ Н, скорости скольжения $V = 1,0$ м/с).

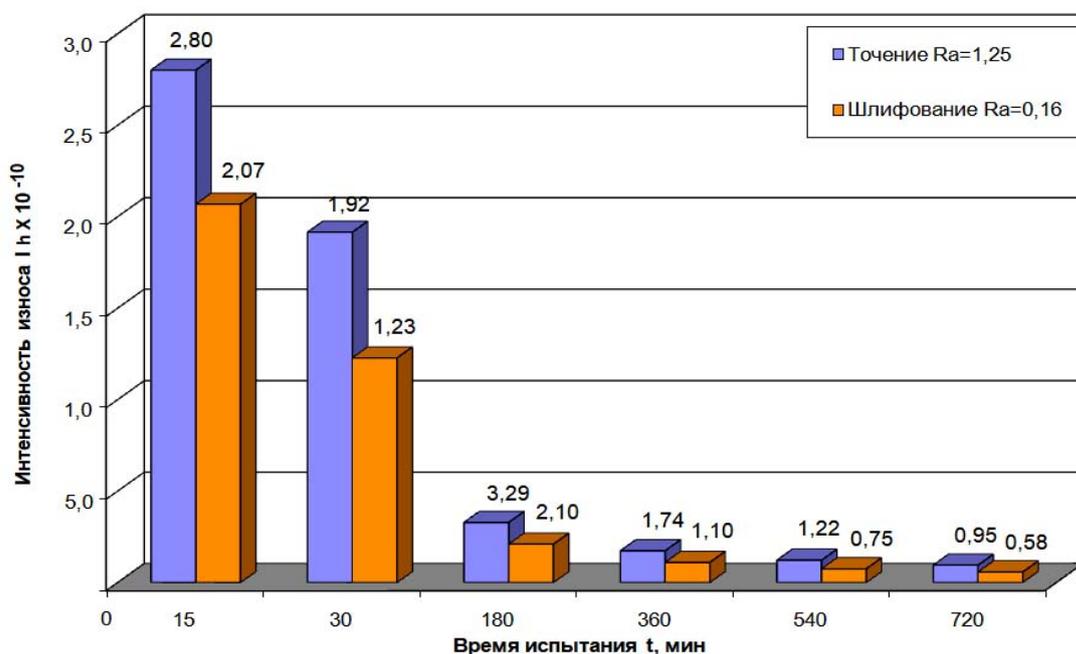


Рисунок 2 - Изменение интенсивности износа образцов в процессе приработки (нагрузка $P=1000$ Н, скорости скольжения $V = 1,0$ м/с).

Таким образом, длительность процесса приработки поверхностей пары трения будет зависеть от того, насколько исходная шероховатость и другие параметры качества поверхности будут близки к эксплуатационным параметрам,

сложившимся после завершения приработки поверхностей, а долговечность последующей эксплуатации пары трения связана с интенсивностью изнашивания в процессе приработки и тем самым со временем самой приработки, что говорит о целесообразности уже на стадии изготовления технологически обеспечивать оптимальные параметры качества поверхностного слоя.

СПИСОК ЦИТИРОВАННЫХ ИСТОЧНИКОВ

1. Суслов, А.Г. Качество поверхностного слоя деталей машин / А.Г. Суслов – М. : Машиностроение, 2000. – 320 с.
2. Машина для испытания материалов на трение и износ 2070 СМТ-1 / Техническое описание и инструкция по эксплуатации 2.779.013-01 ТО -М.: МЗИО, 1981. - 69 с.

УДК 621.9-05

МОБИЛЬНАЯ ПРОВЕРКА ШУМОВЫХ ХАРАКТЕРИСТИК ТЕХНОЛОГИЧЕСКОГО ОБОРУДОВАНИЯ

Григорьев В.Ф., Дакало Ю.А.

Брестский государственный технический университет
Брест, Республика Беларусь

Шумовые характеристики оборудования являются объективным диагностическим сигналом его состояния, качества изготовления и сборки. С другой стороны, они определяют экологическую обстановку производственного помещения. Распространение высокоскоростной обработки, сопровождаемой шумами в неблагоприятном для слуха диапазоне, делает задачу контроля шумовых характеристик оборудования и металлообрабатывающих станков актуальной.

Современные мобильные устройства связи имеют полноценный шумоизмерительный тракт, а также вычислительные возможности для экспресс-определения стандартных шумовых характеристик станков.

В настоящей работе исследуются возможности мобильных устройств и приложений для проведения периодических шумовых испытаний технологического оборудования в цеховых условиях.

В качестве стандартных шумовых характеристик станков по ГОСТ 33972.5-2016 установлены октавные и скорректированный уровни звуковой мощности, октавные уровни звукового давления и уровни звука на рабочем месте оператора.

Помимо этих характеристик могут устанавливаться дополнительные, например, уровень звука в наиболее шумной точке на расстоянии 1 м от поверхности станка, или октавные уровни звукового давления и уровни звука в контрольных точках, располагаемых в местах наиболее частого присутствия персонала [1].

При измерении шумовых характеристик обычно ограничиваются использованием скорректированной частотной характеристики А шумомера, моделирующей особенности восприятия шума человеческим ухом. В качестве аппаратуры для измерения уровней звука и октавных уровней звукового давления используют шумомеры 2-го класса в соответствии с ГОСТ 17187-81.

При выборе условий проведения измерений шумовых характеристик большее значение имеет режим работы контролируемого станка. В отечественных стандартах предусматривается контроль на холостом ходу при наибольших рабочих скоростях всех приводов, одновременно работающих в процессе рабочего цикла, и контроль под нагрузкой при типовых условиях эксплуатации [1].

Во время приемочных и периодических испытаний станков на рабочем и холостом ходу нормируемыми шумовыми характеристиками являются октавные уровни звуковой мощности L_p и скорректированный уровень звуковой мощности L_{pA} . При измерении уровней звуковой мощности процедура разбивается на два этапа: измерение уровней звукового давления в точках, располагающихся вокруг станка, по стандартным схемам и пересчет этих данных.

Использование специализированных приборов для стандартизованного контроля уровня шума требует определенных финансовых затрат. Для контроля и сравнительного анализа шумовых характеристик станков на рабочих местах предлагается использовать мобильные устройства связи (смартфоны). На сегодняшний день существуют приложения для мобильных устройств, которые позволяют производить измерения уровня шума с последующим спектральным анализом. В таблице 1 приведены результаты сравнительного анализа характеристик шумомера Октава 110-А 1-го класса точности [2] и мобильных приложений.

Таблица 1 - Характеристики шумомера и мобильных приложений

Технические характеристики	Шумомер Октава-110А	Spectroid	Spectrum Analyzer	SPL Анализатор спектра звука
Диапазон измерения, дБА	22-139	30-140	22-139	22-139
Уровень собственных шумов при калибровочной поправке 0 дБА	10	18	24	12
Частотные фильтры	Октавный фильтр 31,5-16000 Гц	Октавный фильтр 31,5-16000 Гц	Октавный фильтр 31,5-12000 Гц	Октавный фильтр 30-14000 Гц
Динамический диапазон	≥ 100 дБ	≥ 100 дБ	≥ 100 дБ	≥ 100 дБ
Частотная коррекция	A,C,Z	A,C	A	A,C
Количество каналов измерения	1	1	1	3
Интерфейсы	Телеметрия, USB передача данных	Телеметрия, фотография экрана	Фотография экрана, передача данных по Bluetooth	Телеметрия, передача данных AUX, Bluetooth, фотография экрана

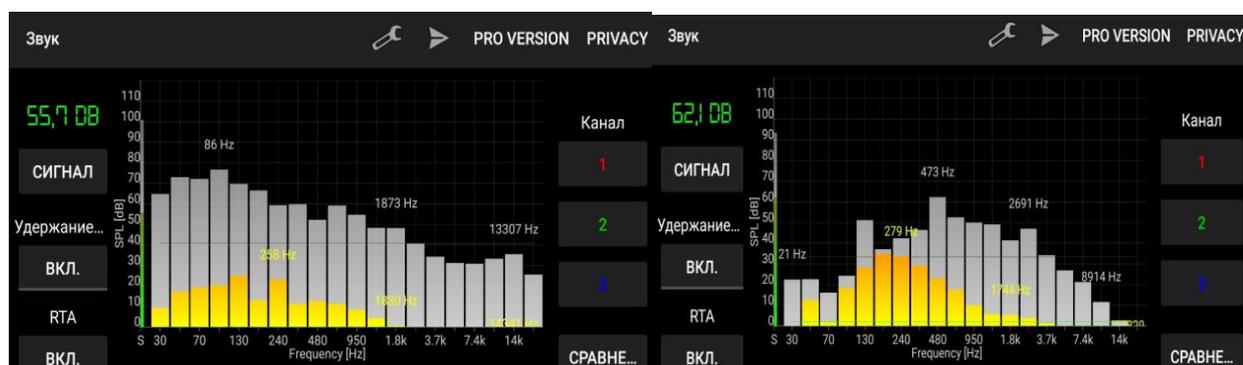
Анализ характеристик бесплатных версий мобильных приложений, имеющих в свободном доступе, показал, что выбранные приложения не уступают по возможностям шумомерам 1-го класса точности и могут использоваться для анализа и мониторинга шумовых характеристик эксплуатируемого оборудования.

Для проведения цеховых испытаний было принято приложение SPL Анализатор спектра звука. Данное приложение измеряет и анализирует уровень звукового давления (амплитуда в децибелах) и звуковой спектр частот в реальном времени (RTA) с использованием быстрого преобразования Фурье (БПФ). Результаты измерений могут быть записаны на 3 отдельных канала, пользователь может сравнить диаграммы частотных характеристик между каналами. Численные значения уровня звукового давления и спектрограмма выводятся непосредственно на дисплей мобильного устройства. Имеется возможность фиксации и сохранения данных в произвольный момент времени, а также сравнения результатов.

С целью подтверждения возможности применения мобильных приложений для анализа шума станков в условиях производства были произведены цеховые замеры уровня шума на холостом ходу токарно-винторезных станков КУСОН-3 (номинальная мощность электродвигателя $P=7,5$ кВт) и D460 x 1000 DPA (номинальная мощность электродвигателя $P=5,5$ кВт). Измерение уровня шума станка КУСОН-3 проводилось при частоте вращения шпинделя $n=1000$ мин⁻¹, станка D460 x 1000 DPA - при $n=2000$ мин⁻¹. Следует отметить, что испытания станка КУСОН-3 проводились не на максимальной частоте $n=1600$ мин⁻¹ ввиду его изношенности.

Другое оборудование, кроме проверяемого, в момент проведения измерений не работало. Измерения производились мобильным устройством с операционной системой Android на расстоянии 1 м от поверхности станка.

Спектрограммы уровней звуковой мощности испытываемых станков для указанных условий представлены на рисунке 1.



а)

б)

Рисунок 1 – Спектрограммы уровней звуковой мощности станков КУСОН-3 (а) и D460 x 1000 DPA (б)

Полученные в результате измерений значения сравнивались с допустимыми уровнями звуковой мощности L_p (таблица 2).

Как видно из таблицы 2, уровень звуковой мощности не превышает допустимых значений.

Таким образом, результаты проведённых испытаний показывают возможность мониторинга технического состояния оборудования мобильными устройствами связи среднего уровня.

Таблица 2 – результаты измерений и допустимые значения шумовых характеристик станков

Модель станка	Уровни звуковой мощности L_p , дБА, в октавных полосах со среднегеометрическими частотами, Гц							
	63	125	250	500	1000	2000	4000	8000
КУСОН-3	73	79	60	63	65	60	64	71
D460 x 1000 DPA	24	51	45	63	51	45	35	25
Допустимые значения по ГОСТ 12.2.107-85	95	95	95	95	92	90	88	86

СПИСОК ЦИТИРОВАННЫХ ИСТОЧНИКОВ

1. Определение эквивалентных уровней звуковой мощности металлорежущих станков в процессе их эксплуатации. Методические рекомендации / Сост. М.П. Козочкин, В.Д. Кузнецов. М.: ЭНИМС. 1983. 27 с.

2. Приборостроительное объединение Октава-ЭлектронДизайн [Электронный ресурс]. - Режим доступа: <http://www.octava.info/octava-110A> - Дата доступа: 07.04.2019.

УДК 621.833

ВЛИЯНИЕ ТЕХНИЧЕСКОГО ОБСЛУЖИВАНИЯ НА ОСТАТОЧНЫЙ РЕСУРС ЗУБЧАТЫХ ПРИВОДНЫХ МЕХАНИЗМОВ

Дакало Ю.А.¹, Ишин Н.Н.², Гоман А.М.², Скороходов А.С.²

¹⁾ Брестский государственный технический университет,
Брест, Республика Беларусь

²⁾ Объединенный институт машиностроения НАН Беларуси
Минск, Республика Беларусь

Аннотация. Показано, что существующие на современном этапе методики прогнозирования остаточного ресурса зубчатых передач основаны на использовании расчётных зависимостей, не учитывающих изменение фактических условий эксплуатации в процессе жизненного цикла узла. Обоснована необходимость создания и внедрения методики прогнозирования остаточного ресурса зубчатых приводов по вибрационным характеристикам, учитывающей влияние установленных при ремонтах деталей на изменение параметров вибраций и остаточный ресурс привода.

Введение. Сохранение функциональных свойств и безотказности работы машины в течение всего периода эксплуатации обеспечивается системой технического обслуживания и ремонта (ТОиР). Рациональная система ТОиР должна обеспечивать предупреждение всех видов отказов при наиболее полном использовании потенциальных сроков службы деталей и узлов оборудования. При этом на техническое состояние машины в той или иной мере оказывают влияние такие факторы, как тип и уровень системы технического обслуживания и ремонта, длительность и полнота ремонта, квалификация персонала, занимающегося обслуживанием, качество запасных частей и др.

Действующая на большинстве промышленных предприятий система планово-предупредительных ремонтов (ППР) (preventive maintenance) при регуляр-

ном и полноценном выполнении предусмотренных мероприятий, в основном, обеспечивает необходимый уровень эксплуатационной надежности. Наибольший экономический эффект достигается в том случае, когда имеет место достаточно близкое соответствие планируемых сроков выполнения ремонтных работ и времени возникновения действительной необходимости в них, а также соответствие плановых объемов ремонтов фактически требующимся. В противном случае неизбежны производственные издержки, вызванные необоснованными простоями оборудования и большими расходами на ремонт. В настоящее время применяются рекомендуемые усредненные нормативы межремонтных периодов для разных видов машин. Проблема системы планово-предупредительных ремонтов не только в том, что она требует большой трудоемкости профилактических работ и значительной численности ремонтного персонала, но и в том, что обслуживание через усредненные периоды не дает гарантии, что в межремонтный период в работе оборудования не произойдет отказов и поломок.

Кроме того, ряд исследователей указывают на то, что разборка приработавшихся деталей в оборудовании приводит к снижению ресурса механизмов и увеличению количества отказов и аварий [1, 2].

Основная часть. Надежность работы машин и оборудования после технического обслуживания, если обслуживание предусматривает разборку механизма или замену деталей, зависит от их приработки. Так, в ряде работ, [3], установлено, что в результате приработки происходит интенсивное сглаживание наиболее выступающих неровностей сопрягаемых поверхностей деталей, частичное или полное уничтожение первоначальных неровностей и установление новых, отличных от первоначальных по форме и размерам. При заданных условиях работы любая шероховатость рабочей поверхности приходит к равновесной $Ra_{пр}$ (рисунок 1).

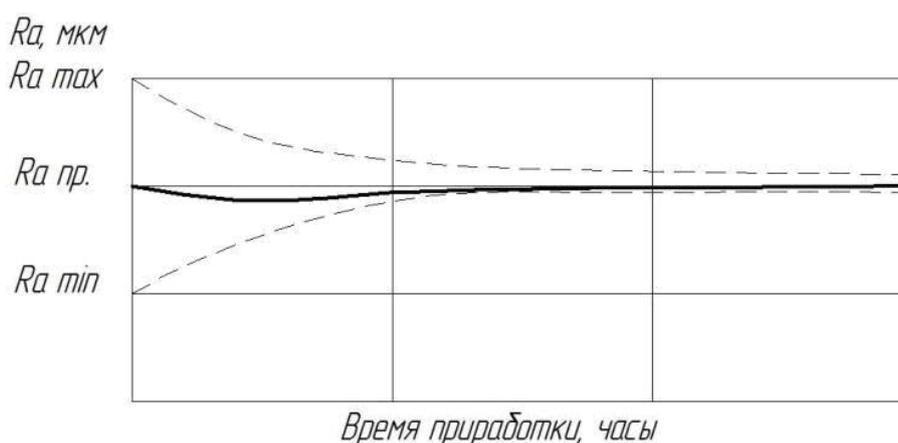


Рисунок 1 – График изменения параметра шероховатости Ra во времени при приработке [3]

Снижение надежности и ресурса обусловлено также появлением отсутствовавших до технического обслуживания дефектов монтажа, связанных с качеством ремонтных работ.

Описанные выше общие принципы и проблемы ППР характерны и для механизмов, содержащих зубчатые передачи. Даже в случае, если при техническом обслуживании не производилась замена зубчатых колес, при демонтаже и последующем монтаже неизбежны погрешности сборки, связанные с перекосом валов и других ответственных деталей привода, изменением величины зазоров в подшипниковых узлах и т.д., что также приводит к изменению условий работы привода, а, значит, и ресурса зубчатой передачи.

Следует также отметить, что изменение условий работы передачи может быть следствием замены оригинальных деталей запасными частями низкого качества, обусловленной экономическими факторами (покупка более дешевых запасных частей) или технологическими возможностями ремонтно-механических подразделений предприятия (квалификация рабочих, отсутствие необходимого оборудования, оснастки и инструментов). Но даже в случае замены оригинальных деталей качественными запчастями от производителя, кроме описанных выше проблем технологического характера, при оценке остаточного ресурса отремонтированного узла будут также иметь место и проблемы, вызванные отсутствием методик определения ресурса сборочной единицы, имеющей в своем составе как новые, так и частично утратившие свой ресурс детали.

Широкое использование средств диагностики состояния машин и оборудования позволяет эффективно переходить на прогрессивные системы технического обслуживания и ремонта – по фактическому состоянию (ОФС) (condition based maintenance). Переход от системы ППР к ОФС позволяет значительно снизить объем ремонтных работ и увеличить межремонтный ресурс, что в свою очередь приведет к значительному снижению стоимости обслуживания оборудования.

Для контроля состояния зубчатых приводов и оценки их ресурса хорошо зарекомендовал себя метод вибрационной диагностики [4], который позволяет находить скрытые дефекты и неисправности на этапе их зарождения, не требует сборки-разборки изделия, обеспечивает малое время диагностирования и возможность прогнозирования остаточного ресурса.

Однако проблемой перехода на ремонт по состоянию является отсутствие достоверных данных об остаточном ресурсе, так как существующие на современном этапе методики прогнозирования остаточного ресурса ответственных элементов зубчатых приводных механизмов, описанные в стандартах [5, 6], базируются на расчетных зависимостях, не учитывающих изменений условий работы элементов привода (а, следовательно, и параметров вибраций) при их частичной замене при ремонте. При применении указанных методик прогнозный ресурс может оказаться существенно заниженным или завышенным.

В настоящее время в теории управления процессами ТОиР развивается методика обслуживания, ориентированная на надежность работы оборудования – известная как RCM (Reliability-centered Maintenance). Согласно этой методике, поддержание всех единиц оборудования в безупречном состоянии не является самоцелью, главное – это работоспособность производственной системы в це-

лом, а не работоспособность каждой единицы оборудования, так как различные единицы или группы оборудования на предприятии имеют разную значимость для выполнения производственной системой своих функций.

Заключение. Таким образом, актуальной задачей является создание и внедрение методики прогнозирования остаточного ресурса зубчатых приводов по вибрационным характеристикам, учитывающей влияние новых деталей (их ресурса), установленных при ремонтах, на изменение параметров вибраций и остаточный ресурс привода в целом.

Однако следует отметить, что полный отказ от системы ППР невозможен по экономическим (высокая стоимость датчиков и программно-аппаратных средств диагностики) или юридическим причинам. Вопрос выбора стратегии эксплуатации для определенной единицы оборудования зависит от многих факторов, ключевым из которых является соотношение плановых затрат на выполнение работ и затрат на устранение последствий отказов оборудования.

СПИСОК ЦИТИРОВАННЫХ ИСТОЧНИКОВ

1. Хорешок, А.А. Характеристика методов технического обслуживания горно-транспортного оборудования / А.А. Хорешок, А.В. Кудреватых, В.В. Кузнецов // Труды международного научного симпозиума «Неделя горняка–2014»: Сборник статей. – М.: Издательство «Горная книга», 2014 –№ ОВ1. – С. 48 – 61.

2. Крутихин, Д.Л. Методика оценки эффективности функционирования служб технического обслуживания и ремонта оборудования на промышленном предприятии / Д.Л. Крутихин. Экономические науки. – 2011. – № 10 (83). – С. 129 – 132.

3. Комбалов, В.С. Влияние шероховатости твердых тел на трение и износ. М., «Наука», 1974. – 112 с.

4. Ишин, Н.Н. Динамика и вибромониторинг зубчатых передач / Н.Н. Ишин. – Минск : Беларус. навука, 2013. – 432 с.

5. ГОСТ 21354-87. Передачи зубчатые цилиндрические эвольвентные внешнего зацепления. Расчет на прочность.

6. ISO 6336-5-2003. Calculation of load capacity of spur and helical gears- Part 5: Strength and quality of materials.

УДК621.833

МЕТОДЫ СНИЖЕНИЯ ВИБРОАКТИВНОСТИ И ПОВЫШЕНИЯ ДОЛГОВЕЧНОСТИ ЗУБЧАТЫХ ПЕРЕДАЧ

Мирошниченко И. А.

Брестский государственный технический университет
Брест, Республика Беларусь

Одна из главных составляющих научно-технического прогресса – постоянное совершенствование конструкций и технологий с целью создания более надежных, экономичных машин и прежде всего их наиболее ответственных систем. К таким системам относят зубчатые передачи, входящие в конструкции почти всех видов современных машин. При этом степень совершенства их конструкций и технологий изготовления влияет на уровень состояния техники во всех отраслях машиностроения.

Создание зубчатых передач, соответствующих высокому научно-техническому и производственному уровню – сложная задача, требующая комплексной сравнительной оценки всех качественных показателей проектируемой передачи. Для ее решения конструктору современной машины необходимо знать пути совершенствования элементов проектируемой передачи, чтобы оценить экономическую целесообразность каждого из рассматриваемых вариантов и выбрать из них оптимальный.

Начиная со времени изобретения, изучению свойств зубчатых передач постоянно уделяется пристальное внимание. Разработано большое число способов и рекомендаций по изысканию путей снижения виброактивности и повышения долговечности зубчатых колес. Однако актуальность проводимых в этой области работ не только не уменьшилась, но и возросла.

При поиске способов снижения виброакустической активности зубчатых передач необходимо базироваться на общих законах теории колебаний и четко представлять основные причины, определяющие характер и интенсивность вибраций, возникающих в зацеплении.

Перспективным направлением снижения уровня вибраций является создание составных зубчатых колес с упругим соединением венца и ступицы. Наличие упругих элементов между ободом и ступицей колес позволяет в некоторых случаях достичь значительной изоляции других звеньев кинематической цепи от высокочастотных вибраций, генерируемых в зубчатом зацеплении. В настоящее время ведется поиск приемлемых решений конструкции таких зубчатых колес, но имеются лишь отдельные примеры реализации этого направления в условиях производства. Главные трудности практического использования составных зубчатых колес в машиностроении – усложнение и повышение стоимости технологического процесса их изготовления и сборки.

Модификация исходного контура – перспективный путь улучшения качественных характеристик зубчатых передач. В последнее время большое внимание уделяется совершенствованию геометрических форм зубьев и впадин между ними. Обычно для решения проблемы повышения долговечности зубчатых колес и снижения их виброакустических характеристик применяют одновременно оба способа.

Поиск рациональных геометрических форм зубьев осуществляют в основном двумя путями - использованием модифицированных исходных контуров и применением соответствующих видов корригирования. Нередко эти способы используют в сочетании.

Большие возможности для решения поставленных задач предоставляют разработка новых видов зацеплений, поиск рациональных конструктивных форм и соотношений параметров зубчатых профилей. Так, для некоторых областей использования передач эффективным является переход от эвольвентного зацепления к зацеплению Новикова, циклоидному зацеплениям, к арочной форме зубьев и т. д.

Следует отметить, что широко распространенные эвольвентные зубчатые передачи имеют еще резервы увеличения их нагрузочной способности и улуч-

шения динамических характеристик с помощью оптимизации геометрических параметров. Повышения нагрузочной способности эвольвентных передач можно достичь, например, путем рационального подбора коэффициентов смещения для сопрягаемых профилей, а также с помощью применения зубчатых колес, нарезанных инструментом с модифицированным или нестандартным исходным контуром.

Подбирая с помощью блокирующих контуров коэффициенты смещений, у нарезаемых колес можно увеличить нагрузочную способность передачи посредством выравнивания изгибной прочности зубьев шестерни и колеса. Следует, однако, учитывать, что увеличение коэффициентов смещения уменьшает коэффициент перекрытия, что в свою очередь отрицательно влияет на виброакустические характеристики зубчатых передач.

Напряженное состояние зубьев при изгибе определяется также формой переходной кривой – галтели зуба. Выбор оптимальной формы открывает дополнительные пути повышения их несущей способности.

Снизить отрицательное воздействие погрешностей зубчатых колес на динамику передачи можно путем повышения деформации зубьев в момент входа их в зацепление. Этого можно достичь с помощью увеличения общей податливости зубьев и податливости в требуемой зоне линии зацепления. Повышения общей податливости зацепления достигают посредством выполнения зубьев пустотелыми, увеличения их общей высоты, а местной – путем уменьшения толщины зуба в момент прохождения нужного участка контактной линии.

Практическое исчерпание возможностей повышения прочностных и улучшения качественных показателей в рамках стандартных исходных контуров вынуждает конструкторов все чаще обращаться к поиску новых форм, соотношений параметров зубчатых профилей, способов образования зубчатых передач.

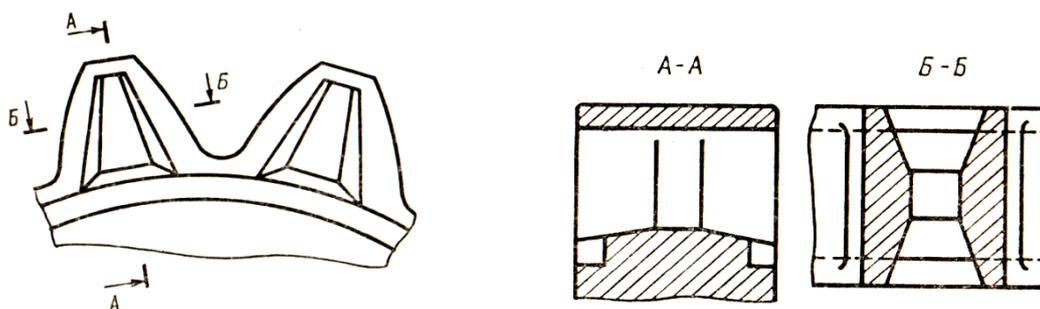


Рисунок 1 – Колесо с пустотелыми зубьями

Зубчатое колесо, показанное на рисунке 1, имеет пустотелые зубья. Внутренние полости выходят за пределы окружности впадин и расширяются от середины зубьев к их торцам. На торцах колеса выполнены кольцевые канавки, связанные с полостями в зубьях. При работе колеса его зубья, благодаря увеличенной податливости, обеспечивают снижение динамической нагрузки и концентрации нагрузки вдоль контактных линий, что является предпосылкой для большей долговечности данной конструкции по сравнению с аналогичными серийными зубчатыми колесами. Кроме того, зубьям такого колеса свойственна переменная жесткость по длине контактной линии. Торцовые участки имеют

большую податливость, чем срединная часть, что обеспечивает в процессе работы компенсацию погрешностей изготовления зубчатого колеса, монтажных перекосов, снижение динамических нагрузок в передаче вследствие повышения равномерности распределения передаваемой нагрузки по длине контактных линий.

Большие возможности с точки зрения увеличения податливости зубьев под нагрузкой предоставляют конструкции зубчатых колес с искусственными концентраторами.

На рисунке 2 изображен зубчатый венец и геометрические параметры концентратора одной из таких конструкций.

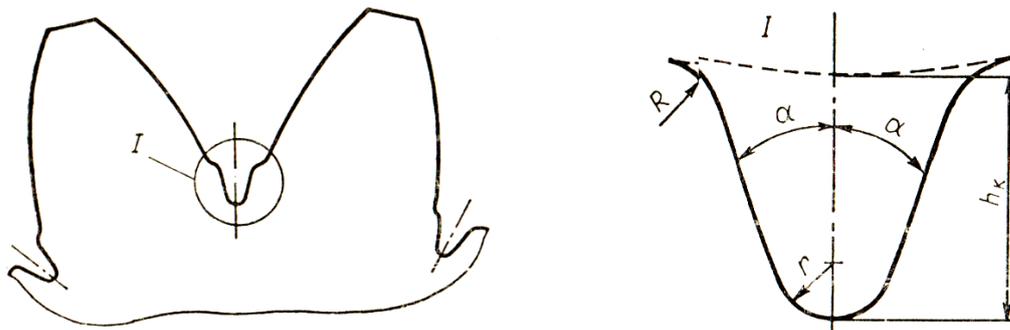


Рисунок 2 – Зубчатое колесо с искусственными концентраторами во впадинах

По осям впадин между зубьями по всей их длине выполнены канавки – искусственные концентраторы. Боковые поверхности канавок образуют с плоскостью, проходящей через ее ось симметрии и ось колеса, угол, равный углу профиля исходного контура зубчатого колеса.

Известны конструкции зубчатых колес с пониженной жесткостью зубьев в момент их пересопряжения. У прямозубых колес пазы фрезеруют по всей длине зубьев на некоторой глубине, у косозубых – с торцов. Выбор параметров пазов у предлагаемых зубчатых колес проводят с учетом необходимой изгибной прочности зубьев шестерни и колеса с последующей проверкой расчетов на испытательных стендах.

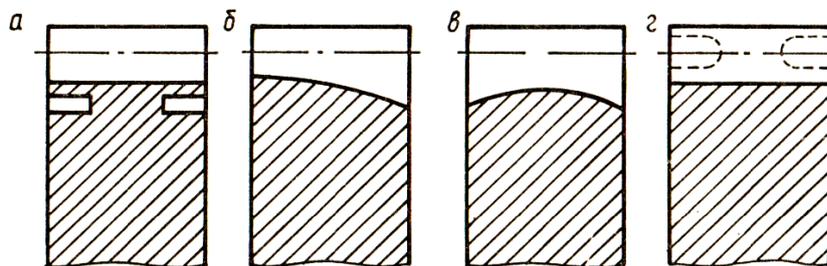


Рисунок 4 – Формы зубьев, рекомендуемые для снижения динамических нагрузок и концентрации нагрузки по длине контактных линий

Снизить динамические нагрузки и концентрацию нагрузки по длине контактных линий можно также посредством выполнения круговых канавок на торцах колес (рисунок 4,а), увеличения высоты зубьев у торцов (рисунок 4б,в),

сверления зубьев (рисунок 4,з) и поверхностям бочкообразности (рисунок 4,д) и модификации торцов зубьев (рисунок 4,е).

СПИСОК ЦИТИРОВАННЫХ ИСТОЧНИКОВ

1. Берестнев О.В., Жук И.В., Неделькин А.Н. Зубчатые передачи с повышенной податливостью зубьев. Мн.: Наука и техника, 1993.

УДК 621.9

ВОЗМОЖНОСТЬ ПРИМЕНЕНИЯ ДИНАМИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ РЕЗАНИЯ ДЛЯ КОНТРОЛЯ СОСТОЯНИЯ РЕЖУЩЕГО ИНСТРУМЕНТА

Саливончик Ю.Н.

Брестский государственный технический университет,
Брест, Республика Беларусь

На долю режущих инструментов приходится более 40 % общего количества отказов гибких производственных систем. Это свидетельствует о необходимости контроля их состояния (текущей работоспособности) с целью быстрого принятия решений.

Наиболее эластичным направлением в контроле режущих инструментов является мониторинг (непрерывный контроль). Все методы диагностики текущей работоспособности режущих инструментов можно условно разделить на четыре группы, а их, в свою очередь, – на методы прямого контроля, основанные на регистрации износа инструмента, и косвенного контроля, использующие физические явления, которые сопровождают процессы резания и изнашивания инструмента.

Косвенные методы более приемлемы для использования. При этих методах контролируются различные характеристики процесса резания, которые имеют определенные корреляционные связи с величиной износа и интенсивностью изнашивания режущих кромок инструмента. Принципы и техника измерения при косвенных методах сравнительно просты. Они позволяют непрерывно получать в процессе обработки информацию об износе режущей кромки. Пригодны они также для регистрации резких или скачкообразных изменений износа или разрушения режущих кромок инструмента в течение коротких интервалов времени.

Основной недостаток косвенных методов состоит в том, что корреляционная связь между измеренным фактором и износом инструмента должна быть определена экспериментальным путем для каждого конкретного случая обработки с тем, чтобы на ее основе можно было контролировать с помощью соответствующего датчика износ инструмента в процессе обработки.

Резание материалов является сложным динамическим процессом, на протекание которого влияют такие факторы как: скорость резания, свойства обрабатываемого материала, свойства материала режущей части инструмента, геомет-

рические параметры режущего инструмента, наличие СОЖ, износ режущего лезвия.

При определенных условиях процесс резания теряет устойчивость. Потеря устойчивости характеризуется возникновением вибраций – вредных периодических колебательных движений. Колебания инструмента относительно заготовки (или, наоборот, заготовки относительно инструмента) вызывают периодическое изменение толщины срезаемого слоя и сил резания, величины и характера нагрузок на станок (нагрузки возрастают в 10 и более раз). При вибрациях ухудшается качество обработанной поверхности, значительно снижается стойкость инструмента, возникает шум. При возникновении вибраций приходится уменьшать режимы резания, вследствие чего снижается производительность и не полностью используется мощность станка.

Таким образом, можно сделать вывод о том, что на изменение вибрационного сигнала в процессе обработки материалов резанием влияет износ режущего инструмента, т.к. остальные факторы в это время, как правило, остаются неизменными.

Конечной целью диагностирования является коррекция или устранение дефекта или его последствий. Применительно к ГПС коррекция означает либо исключение из технологического процесса неисправного элемента, либо в случае его параметрического отказа, когда элемент ГПС работоспособен, но его характеристики изменились. Например, в случае зафиксированного размерного износа режущего инструмента должна быть изменена управляющая программа обработки детали с учетом изменения размеров. С целью повышения работоспособности автоматизированного оборудования, обеспечение заданной точности изготавливаемых изделий предусматривается введение устройства диагностирования процесса резания.

При создании высокоавтоматизированных гибких производительных систем необходимо использовать специальные диагностические устройства, осуществляющие надежный автоматический контроль за состоянием основных узлов и процессов в станке при металлообработке. При этом особое внимание уделяется режущему инструменту и его работоспособности, так как несвоевременное обнаружение отказов инструмента может иметь самые различные последствия – от появления брака до аварии станка.

В связи с этим необходимо предусматривать контроль текущего состояния режущего инструмента с заменой отказавшего инструмента резервным, а при необходимости и с заменой забракованной заготовки, что предусматривается нормативно – технической документацией.

Одним из наиболее легко реализуемых косвенных методов диагностики является виброакустический метод, который разделяют на две группы:

- использующие в качестве сигнала волны акустической эмиссии, колебания, генерируемые в зоне резания, в диапазоне частот, больших 100 КГц;

– использующие в качестве сигнала параметры колебаний технологической системы и колебаний, генерируемых в зоне резания в диапазоне от 20 Гц до 60 КГц, включающем звуковой диапазон.

При исследовании сигналов акустической эмиссии используют спектральный анализ, интегральные характеристики, а также амплитудный анализ сигналов.

Вибрационный метод, основан на регистрации характеристик вибрации инструмента в процессе обработки. Предлагается разлагать виброакустический сигнал на низкочастотные и высокочастотные составляющие, по соотношению которых судят об износе инструмента. Это и было положено в основу исследований вышеизложенного вопроса технологии машиностроения.

Изучение динамических процессов, протекающих в технологической системе станок-приспособление-инструмент-заготовка, позволило выявить возможность использования полученных количественных данных для своевременного реагирования на случай катастрофического изменения состояния режущих свойств инструмента, применяемого в процессе обработки резанием конструкционных материалов.

Для проведения эксперимента был выбран, часто востребованный в машиностроении, метод обработки материалов резанием – сверление конструкционной стали в сплошном материале спиральным сверлом изготовленного из быстрорежущей стали Р6М5. В качестве измерительного средства при проведении эксперимента был выбран аппаратно-программный комплекс, имеющийся в наличии на кафедре Технологии машиностроения Брестского государственного технического университета (рис. 1). По своим технико-метрологическим характеристикам комплекс соответствует новейшим разработкам в области вибрационного анализа, а ряд его оригинальных функций по обработке измерительных сигналов позволяют осуществлять комплексную диагностику оборудования и детальное изучение процессов, происходящих в инструментальных и станочных системах при обработке резанием.



Рисунок 1 – Контрольно-диагностический комплекс, используемый в эксперименте и пьезо-электрический акселерометр модели AP-98

В ходе проведения эксперимента производилось накопление множества данных, необходимых для анализа процесса резания материала в процессе

сверления. Показания датчиков записывались в файлы txt расширения при помощи специальной программы, прилагающейся к аппаратно-измерительному комплексу. Данная программа позволяет производить одновременную фиксацию сигналов с различных источников. Перед записью данных есть возможность наблюдать за показаниями с датчиков в режиме реального времени, что позволяет своевременно определить, например отсутствие сигнала с одного или нескольких источников, а также оценить настройку программы для удобного восприятия картины, изучаемого процесса. Для этого в рассматриваемой программе есть возможность изменения многих параметров фиксации и представления данных: общие параметры; выбор каналов; единицы измерения; настройки измерения; кинематика и интерфейс. При помощи программы «Анализатор вер. 1.0.7», в процессе записи вышеупомянутых файлов, можно было наблюдать следующую картину (рис. 2).

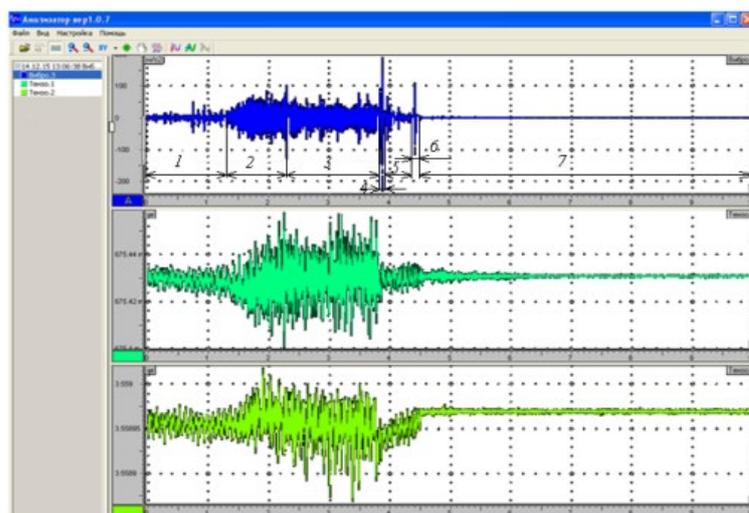


Рисунок 2 – Вид зафиксированных в опыте сигналов

В ходе проведения экспериментов получены результаты, которые свидетельствуют о том, что процесс сверления сплошного материала сопровождается выразительными динамическими явлениями, проявляющиеся в виде виброакустических процессов и сил резания. Одновременно установлено, что изменение состояния режущих свойств инструмента, незначительного или крупного, приводит к изменению как среднего значения и амплитуды виброускорения, так и величины силовых показателей процесса резания. Это позволяет констатировать достаточно высокую чувствительность вышеприведенных параметров к изменению режущих свойств, а также состоянию, режущего инструмента и пригодность их для решения диагностических задач в процессе снятия припуска с поверхностей заготовки при производстве деталей в машиностроении.

СПИСОК ЦИТИРОВАННЫХ ИСТОЧНИКОВ

1. Ящерицын П.И. и др. Теория резания – Мн.: Новое знание, 2006.
2. Либерман Я.Л. Диагностика состояния режущего инструмента – Екатеринбург, 2007 г.

ЦАНГОВЫЕ ПАТРОНЫ С ПРОМЕЖУТОЧНОЙ ЦАНГОЙ

Левданский А.М., Ялковский Н.С.

Брестский государственный технический университет
Брест, Республика Беларусь.

Цанговые самоцентрирующие патроны широко применяются в машиностроении для установки и закрепления заготовок, обрабатываемых на металло-режущих станках. В частности они используются на многошпиндельных токарных автоматах и токарно-револьверных автоматах при обработке заготовок из прутковых материалов и труб.

Подобные приспособления обладают рядом существенных преимуществ, в частности: высокой точностью центрирования, составляющей 0,02...0,05 мм; возможностью развивать высокие усилия зажима и выдерживать значительные колебания нагрузок; возможностью легко автоматизировать процесс установки и закрепления заготовок из прутка.

Вместе с тем цанговые патроны имеют и определенные недостатки: относительно высокие требования к точности базовых поверхностей устанавливаемых заготовок (точность должна быть не грубее 10...11 квалитета); нестабильное осевое положение заготовок в результате их смещения вместе с губками цанги в процессе закрепления; возможность заклинивания, при использовании цанг с малыми углами.

При установке заготовок в цанговые патроны практически невозможно обеспечить полное прилегание губок цанги к заготовке, что отрицательно отражается на надежности ее закрепления. Еще в большей степени данная особенность проявляется по мере износа цанги, а также при широком допуске на диаметр прутка. В результате возможно “закусывание” заготовки, когда она закрепляется только уголками губок цанги.

Усовершенствованные конструкции цанговых патронов характеризуются расчленением зажимного элемента (цанги) на основной и промежуточный. При этом промежуточный элемент должен быть выполнен неподвижным в осевом направлении, для чего в конструкцию патрона необходимо введение вспомогательного элемента, соединяющего промежуточный элемент с корпусом патрона (шпинделем).

На рисунке 1 приведена конструкция такого патрона, в которой основной элемент – зажимная цанга 1 связана с приводом зажима заготовки 5 и взаимодействует по конусу со шпинделем 2 станка. При перемещении влево зажимная цанга передает усилие неподвижной цанге 4, лепестки которой, деформируясь в радиальном направлении, закрепляют заготовку. Для того чтобы цанга 4 не перемещалась в осевом направлении, она зафиксирована с помощью кольцевой канавки, взаимодействующей со шлицами фланца 3, выполненного в виде диска со шлицевым отверстием, при этом фланец жестко связан со шпинделем 2.

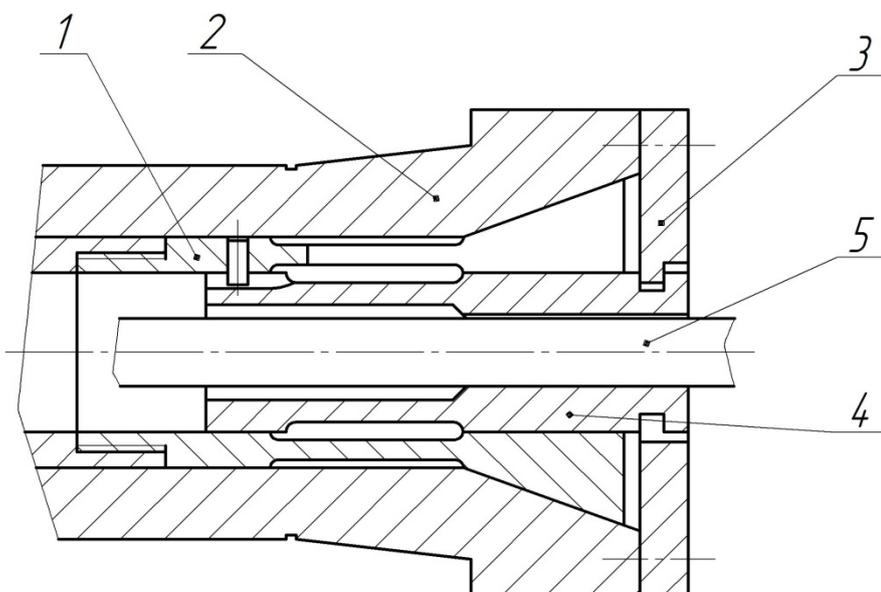


Рисунок 1 - Цанговый патрон с промежуточной цангой.

Использование цанговых патронов с промежуточным элементом имеет ряд существенных преимуществ по сравнению с традиционными конструкциями патронов:

1. Обеспечивается более надежное закрепление заготовки, поскольку контакт между лепестками неподвижной цанги и заготовкой осуществляется по более протяженной поверхности. При этом исключается явление “закусывания” заготовки.

2. Так как лепестки цанги, непосредственно закрепляющей заготовку, имеют только радиальное перемещение, исключается смещение заготовки при зажиме вдоль оси, что обеспечивает стабильное ее положение и положительно влияет на точность механической обработки. В частности обеспечивается значительное сокращение припуска на подрезку торца заготовки.

СПИСОК ЦИТИРОВАННЫХ ИСТОЧНИКОВ

1. Кузнецов Ю.И., Маслов А.Р., Байков А.Н. Оснастка для станков с ЧПУ: Справочник. – М.: Машиностроение, 1990. – 512 с.

УДК 621.6

РЫЧАЖНЫЕ МЕХАНИЗМЫ С КВАЗИОСТАНОВКАМИ

Добриник Ю.А.¹

1) Брестский государственный технический университет,
Брест, Республика Беларусь.

В машинах легкой промышленности существуют технологические процессы, которые требуют остановок выходного звена (исполнительного органа) определенной продолжительности. Для получения остановки используются различные способы ее обеспечения.

Наиболее широко применяются рычажные механизмы в сочетании с зубчатыми. Такой вид механизмов представляет собой зубчатые и рычажные механизмы, причем их соединения могут быть последовательными и параллельными.

В различных станках, машинах и автоматических системах управления, в основном, применяют параллельно соединенные зубчато-рычажные механизмы, которые позволяют получать различные законы движения звеньев, улучшать силовые характеристики всего механизма. В большинстве случаев их используют в качестве направляющих и передаточных механизмов.

В некоторых случаях, когда необходимо передавать большие нагрузки с высокой надежностью и с плавным законом изменения ускорений ведомого звена, в качестве механизмов прерывистого движения также широко применяют рычажные механизмы с низшими кинематическими парами, используя некоторые особенности кривых, описываемых точками звеньев, совершающих плавное движение.

На рисунке 1 приведена схема планетарно-рычажного механизма с длительной квазиостановкой (кажущейся остановкой) выходного звена ползуна 5 в крайнем правом положении.

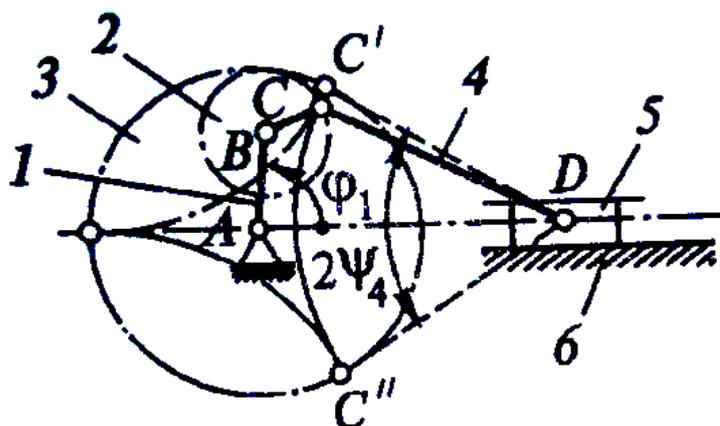


Рисунок 1 – Рычажно-планетарный механизм

Этот эффект достигается тем, что палец С шатуна 4 установлен не на оси В кривошипа 1, как это имеет место в обычном кривошипно-ползунном механизме, а на некотором расстоянии ВС вдоль радиуса планетарного колеса 2, обкатывающегося по неподвижному колесу 3 с внутренними зубьями, закрепленного жестко на оси А. Числа зубьев колес z_2 и z_3 в планетарном зубчатом механизме подбирают такими, чтобы точка С описывала требуемую траекторию гипоциклоиды. Каждая из ветвей этой гипоциклоиды (например $C'C''$) на некотором расстоянии имеет кривизну, близкую к постоянной. И если длину шатуна CD выбирать равной радиусу кривизны этого участка траектории точки С, то точка D будет почти неподвижной, т.е. ползун 5 будет иметь некоторую квазиостановку.

Аналогичное свойство шатунной кривой используется и в механизме прерывистого действия, схема которого приведена на рисунке 2.

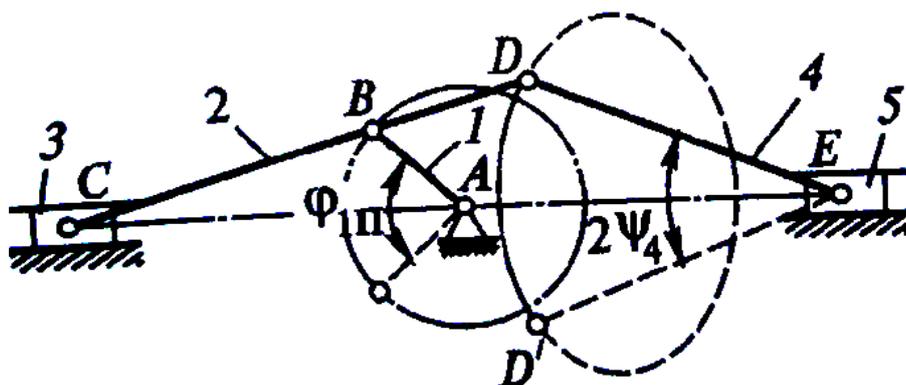


Рисунок 2 – Рычажный механизм

Спаренные кривошипно-ползунный механизмы из звеньев 1, 2, 3, 4, 5 имеют ту особенность, что один из ползунков (звено 5) – имеет длительную квазиостановку в крайнем правом положении. В данном случае это достигается тем, что палец D шатуна 4 соединен не с кривошипом 1, а с шатуном 2. Точка D описывает сложную шатунную кривую, но ее можно на некотором участке, например DD' , упростить дугой постоянной кривизны. Выбирая длину шатуна DE равной радиусу кривизны этой дуги в пределах угла $2\psi_4$ тоже получается механизм с квазипрерывистым движением ползуна.

На основе кинематической схемы механизма, состоящего из планетарного механизма и кривошипно-ползунного механизма последовательно разработана 3D-модель исследуемого механизма (рисунок 3) и для него построены кинематические характеристики (рисунки 4,5).

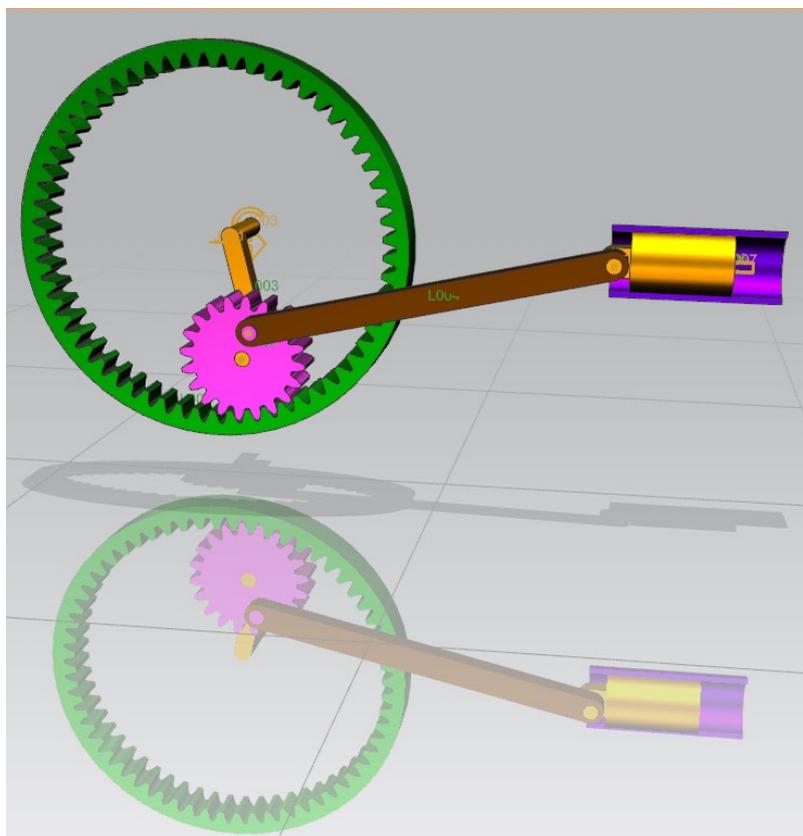


Рисунок 3 – 3D-модель планетарно-рычажного механизма

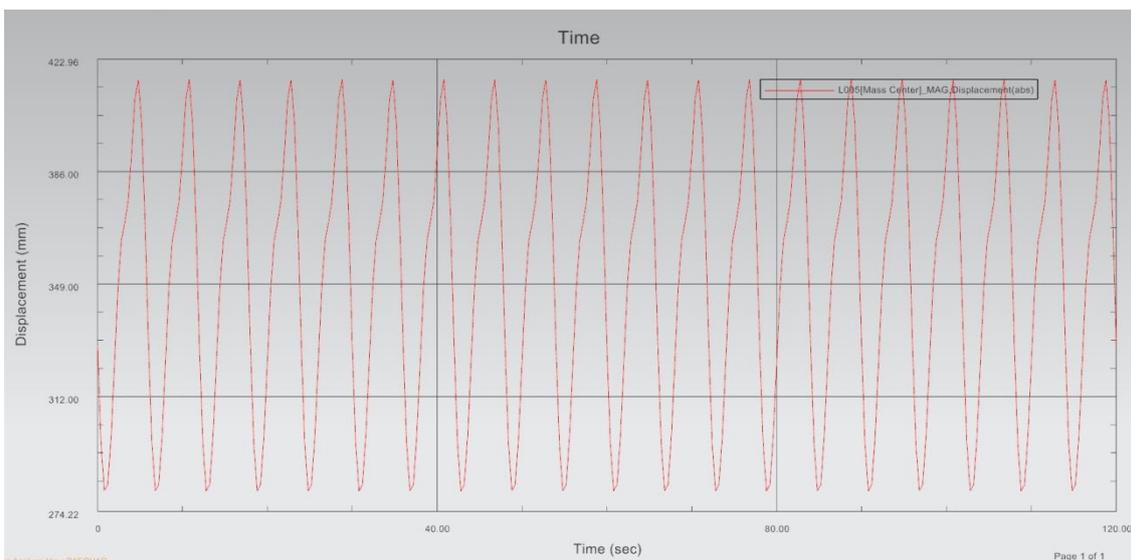


Рисунок 4 – График зависимости перемещения от времени для выходного звена

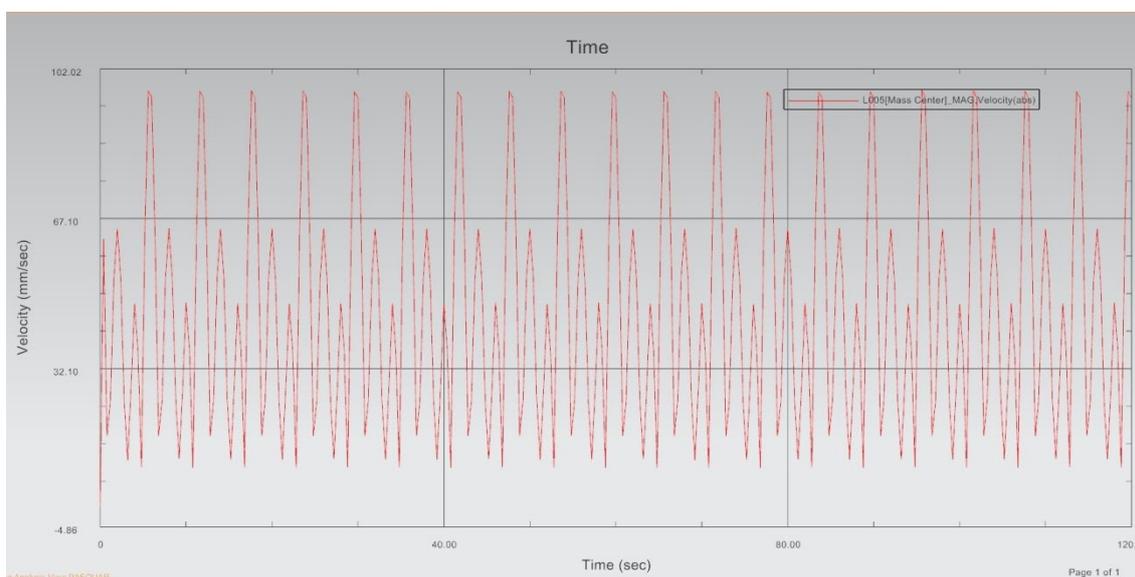


Рисунок 5 – График зависимости скорости от времени для выходного звена

Конструктивным недостатком подобных механизмов с квазиостановками является значительная длина звеньев, и как следствие, увеличение габаритных размеров, а основным достоинством – возможность применения при высоких скоростях и больших нагрузках. Из рисунка 5 особенно хорошо видно изменение скорости выходного звена (ползуна).

Из всего вышесказанного можно сделать вывод, что данные механизмы благодаря квазиостановке (приближенной остановке), при отсутствии строгих требований к точности остановки, возможно и целесообразно применять в машинах текстильной и легкой промышленности, заменяя более дорогостоящие электронные программноносители, включающие в себя шаговый привод с микропроцессорным управлением.

СПИСОК ЦИТИРОВАННЫХ ИСТОЧНИКОВ

1. Теория механизмов и механика машин: учебник для вузов. Фролов К.В., Попов С.А., Мусатов А.К. и др.; под ред Фролова К.В. – 5-е изд.– М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2004. – 664 с.
2. Гончаров П.С. и др. NX для конструктора-машиностроителя. – М.: ДМК Пресс, 2010. – 504 с.

УДК 669.872:548.735

МИКРОСТРУКТУРА И ТЕКСТУРА БЫСТРОЗАТВЕРДЕВШИХ ФОЛЬГ СПЛАВА In-21,5 ат.% Вi

Шепелевич В.Г.¹, Щербаченко Л.П.²

- 1) Белорусский государственный технический университет
Минск, Республика Беларусь
- 2) Брестский государственный технический университет
Брест, Республика Беларусь

В настоящее время европейским парламентом приняты три директивы в области электроники, которые ограничивают использование свинецсодержащих материалов при изготовлении электронных устройств [1]. По этой причине интенсивно ведутся поиски новых сплавов, которые могли бы заменить легкоплавкий эвтектический припой Pb-Sn. Перспективными альтернативными сплавами являются сплавы на основе висмута, олова, индия [2]. Одним из таких сплавов является легкоплавкий эвтектический сплав In-21,5 ат.% Вi с низкой температурой плавления.

Высокая стоимость висмута, индия, олова приводит к необходимости использования ресурсосберегающих технологий при изготовлении сплавов на их основе. К такой технологии относится высокоскоростная кристаллизация, в процессе которой происходит сильное переохлаждение жидкой фазы. Это влечет за собой измельчение микроструктуры получаемых сплавов, формирование текстуры, более однородное распределение компонентов сплава. В связи с вышеизложенным целью данной работы является установление закономерностей формирования микроструктуры околоэвтектического сплава In-21 ат.% Вi при охлаждении расплава со скоростью свыше 10^5 К/с.

Сплав In-21 ат.% Вi получен сплавлением компонентов чистотой не хуже 99,9999% в кварцевой ампуле. Быстрозатвердевшие фольги сплава были получены кристаллизацией капли расплава (~0,2 г) на внутренней полированной поверхности вращающегося медного цилиндра диаметром 20 см, линейная скорость поверхности которого составляла 15 м/с. Скорость охлаждения расплава, согласно расчетам [3], достигает $\sim 10^5$ К/с.

Методом высокоскоростной кристаллизации были получены фольги длиной до 10 см, шириной до 1 см и толщиной 30-70 мкм. Микроструктура фольг исследовалась с помощью растрового электронного микроскопа LEO 1455 VP, оснащенного приставкой фазового анализа HKL Channel 5. Объемная доля фаз, удельная поверхность межфазных границ определялась методом секущих с относительной погрешностью 10%. Рентгеноспектральный микроанализ прово-

дился с использованием энергодисперсионного SiLi полупроводникового детектора фирмы Rontec. Рентгенографические исследования выполнялись на дифрактометре ДРОН-3 в геометрии Брегга-Брентано с использованием монокроматического медного излучения. Текстура изучалась методом обратных полюсных фигур. Полюсные плотности p дифракционных линий индия и соединения In_2Bi рассчитывались по методу Харриса.

При рентгенографических исследованиях было установлено, что фольги эвтектического сплава сплава $\text{In-21 ат.}\% \text{Bi}$, полученные в процессе сверхбыстрой кристаллизации, являются двух фазными. Об этом свидетельствует появлению на на дифрактограмме данного сплава дифракционных линий индия (002, 110, 112, 200, 103, 211, 202, 213) и соединения In_2Bi (0002, $11\bar{2}0$, $10\bar{1}2$, $11\bar{2}2$, $20\bar{2}2$, $22\bar{4}2$).

Изображение микроструктуры поперечного сечения быстрозатвердевшей фольги сплава $\text{In-21 ат.}\% \text{Bi}$ представлено на рисунке 1. На фотографиях наблюдаются светлые и темные области, что свидетельствует о выделениях различных фаз. В результате рентгеноспектральных исследований установлено, что белая область соответствует соединению In_2Bi , темная область – фазе In .

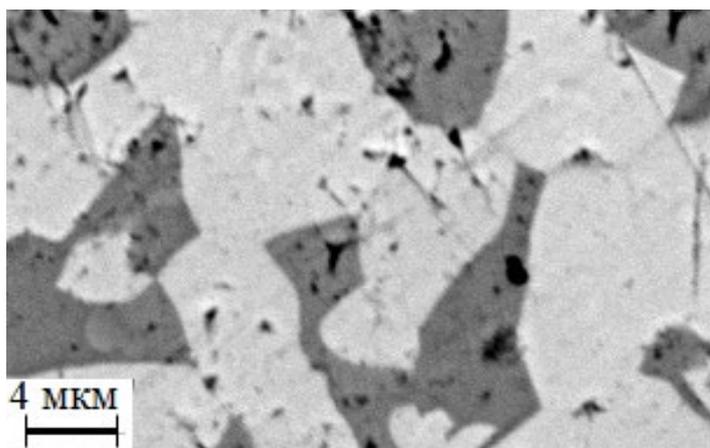


Рисунок 1 – Микроструктура поперечного сечения быстрозатвердевшей фольги сплава $\text{In-21,5 ат.}\% \text{Bi}$

Зависимость объемной доли V промежуточной фазы In_2Bi и удельной поверхности S межфазной границы от расстояния до поверхности A фольги, прилегающей к кристаллизатору, представлена на рисунке 2. Зависимость среднего размера d хорды на выделениях фазы In_2Bi от расстояния до поверхности быстрозатвердевшей фольги сплава $\text{In-21 ат.}\% \text{Bi}$ представлена на рисунке 3.

Обнаружено, что параметры микроструктуры не зависят от расстояния до поверхности фольги, либо изменяются в пределах погрешности. Объемная доля индия и соединения In_2Bi составляет соответственно $V_{\text{In}}=0,36$ и $V_{\text{In}_2\text{Bi}}=0,64$. Удельная поверхность S межфазной границы равна $0,71 \text{ мкм}^{-1}$. Средние размеры хорд случайных секущих на выделениях фазы индия и соединения In_2Bi достигают значения соответственно $d_{\text{In}_2\text{Bi}}=3,2 \text{ мкм}$ и $d_{\text{In}}= 1,9 \text{ мкм}$.

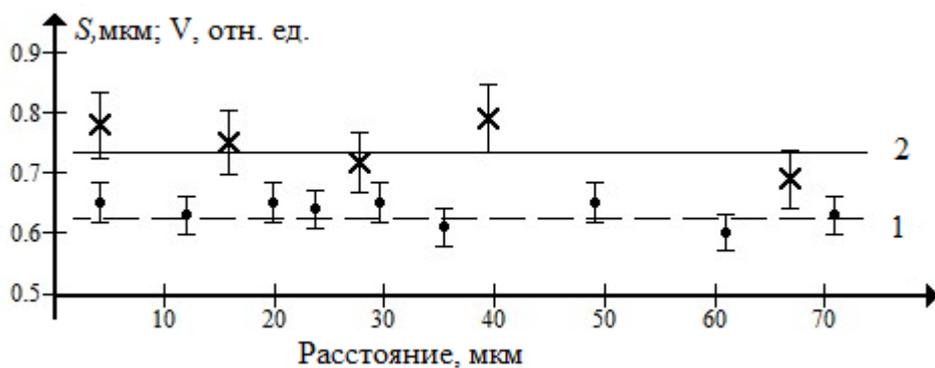


Рисунок 2 – Зависимость объемной доли V (1) промежуточной фазы In_2Bi и удельной поверхности S (2) от расстояния до поверхности быстрозатвердевшей фольги сплава $\text{In-21 ат.}\% \text{Bi}$

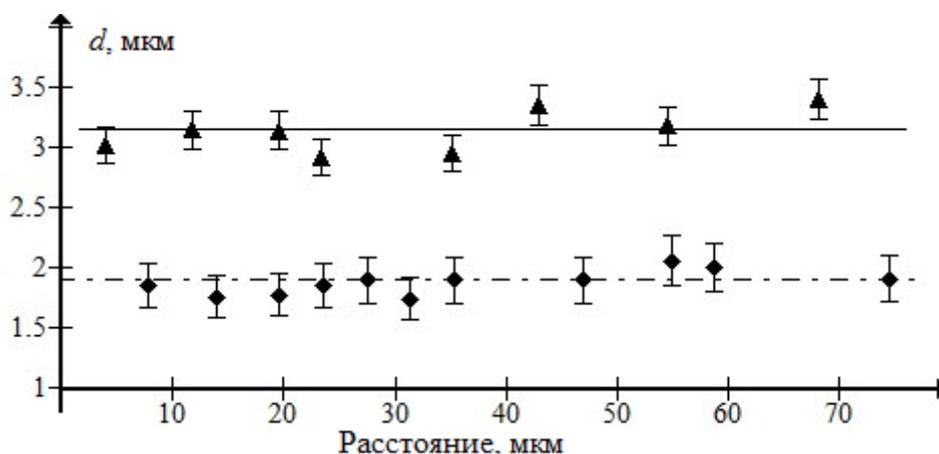


Рисунок 3 – Зависимость среднего размера d хорды на выделениях фазы In (1) и соединения In_2Bi (2) от расстояния до поверхности быстрозатвердевшей фольги сплава $\text{In-21 ат.}\% \text{Bi}$

Быстрозатвердевшие фольги сплава $\text{In-21 ат.}\% \text{Bi}$ исследовались с помощью дифракции отраженных электронов, благодаря чему было обнаружено формирование в них преимущественной текстуры. Значения полюсных плотностей для фаз In и промежуточного соединения In_2Bi в быстрозатвердевших фольгах для поверхности A , прилегающей к кристаллизатору, приведены в таблице 1. Как видно из таблицы, максимальные значения полюсных плотностей приходятся на дифракционные линии 002 и 110 индия и дифракционные линии $10\bar{1}2$ и $20\bar{2}2$ фазы In_2Bi . Такая же текстура но менее выраженная наблюдается на противоположной поверхности фольги.

Таким образом, установлено, что в быстрозатвердевшей фольге сплава $\text{In-21 ат.}\% \text{Bi}$ формируется однородная микроструктура, что проявляется в независимости объемной доли фаз, средней длины хорд случайных секущих на сечениях фаз и удельной поверхности межфазной границы от расстояния до поверхности фольги. Это можно объяснить возникновением при высокоскоростной кристаллизации большого числа незначительных энергетических и концентрационных флуктуаций, которые обуславливают образование дисперсных областей, обогащенных разными компонентами и гомогенно распределенные в

объеме расплава. Эти области затем становятся зародышами кристаллических фаз.

Таблица 1 – Значения полюсных плотностей дифракционных линий для индия и промежуточной фазы In_2Bi сплава In-21 ат. % Bi

Фаза In								
Диффракционные линии	002	110	112	200	103	211	202	213
Полюсная плотность	2,7	3,6	0,4	0,3	0,1	0,2	0,4	0,3
Фаза In_2Bi								
Диффракционные линии	0002	$11\bar{2}0$	$10\bar{1}2$	$11\bar{2}2$	$20\bar{2}2$	$22\bar{4}2$		
Полюсная плотность	1,1	0,9	1,7	0,4	1,4	0,5		

Так же установлено, что выделения фазы индия преимущественно ориентируются плоскостями (001) и (110) параллельно поверхности фольги. Выделения соединения In_2Bi преимущественно ориентируются плоскостями ($10\bar{1}2$) и ($10\bar{1}1$) параллельно поверхности фольги. Образование наблюдаемых текстур в индии связано с тем, что соответствующие кристаллографические плоскости наиболее плотно упакованы, что способствует преимущественному росту зерен с соответствующей ориентацией.

СПИСОК ЦИТИРОВАННЫХ ИСТОЧНИКОВ

1. Otsuka T., Takehara M. Proposal for a Directive of the European Parliament and of the Council amending Directive 2002/96/EC on Waste Electrical and Electronic Equipment //ENVIRONMENTAL RESEARCH QUARTERLY, 2007. – Т. 144. – С. 33.
2. Андриюшенко М. Бессвинцовая пайка. Альтернативные сплавы. Электроника: Наука, техника, бизнес. 2004. –№ 5. – с.47-49.
3. Мирошниченко И.С. Закалка из жидкого состояния. Монография. – М.: Металлургия. –1982. – 168 с.

УДК 621.9.025.7

ВЛИЯНИЕ ГЕОМЕТРИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ АЛМАЗНОГО РЕЗЦА С МЕХАНИЧЕСКИМ КРЕПЛЕНИЕМ НА ШЕРОХОВАТОСТЬ ПОВЕРХНОСТИ АЛЮМИНИЕВО-МАГНИЕВО-КРЕМНИЕВЫХ СПЛАВОВ

Левданский А. М., Ялковский Н. С.

Брестский государственный технический университет
Брест, Республика Беларусь

Введение. Одним из направлений использования алмазных резцов является обработка деталей внешнего оформления, изготавливаемых из цветных металлов и их сплавов, где предъявляются высокие требования к качеству поверхности. При этом получаемая поверхность должна быть зеркальной, без видимых рисок и следов инструмента. Или, к деталям, подвергающимся износу в процессе

эксплуатации (трущиеся пары), предъявляются следующие требования: поверхности должны быть уплотненными (нагартованными), не должны иметь твердых включений и высота микронеровностей не должна превышать 0,0004 мм. Причем наличие следа от перемещения режущего инструмента, раковин или пор величиной 0,001—0,01 мм и других дефектов существенного влияния на работоспособность не оказывает. При этом поверхность может быть не блестящей, а матовой.

Рассмотрим некоторые факторы, влияющие на качество при обработке алюминиево-магниево-кремниевых сплавов резцом с механическим креплением вставок из поликристаллов алмаза [1].

На качество обработанной поверхности влияют следующие основные факторы: состояние режущей кромки и геометрии алмазного резца; физико-механические свойства и состояние обрабатываемого материала; состояние оборудования; методы и режимы обработки.

В данной статье рассмотрены только некоторые из перечисленных факторов, а именно влияние геометрии алмазного резца: влияние заднего и переднего углов при постоянном большом угле заострения (90°), так как исследования влияния скорости резания на качество обработанной поверхности было подробно рассмотрено в предыдущей статье [2].

Результаты исследования влияния геометрии резца на шероховатость поверхности

У алмазных резцов, работающих методом врезания, угол заострения ε не меньше 90° . Поэтому геометрия резца, а именно переднего γ и заднего α углов, изменяется в небольших пределах за счет изменения соотношения этих углов без изменения угла заострения.

Исследования влияния геометрии алмазных резцов производились на образце диаметром 100 мм из алюминиево-магниево-кремниевых сплавов системы Al - Mg - Si марки АК9ч алмазным резцом с механическим креплением вставки из искусственного поликристалла алмаза. Особенностью этого резца является возможность сменности режущего элемента, как за счет механического способа его закрепления, так и за счет возможности регулировки положения режущей кромки. Обработка производилась на одношпиндельном румынском токарно-винторезном станке нормальной точности SN 501 без применения смазывающе-охлаждающей жидкости.

Для выявления влияния величины переднего и заднего углов на качество поверхности использовались следующие установки режущего элемента на алмазном резце со следующей геометрией: положение № 1 $\alpha = 0^\circ$, $\gamma = -10^\circ 20'$ и положение № 2 $\alpha = 3^\circ$, $\gamma = -10^\circ 30'$. С одинаковой шириной фаски по передней грани 0,5 мм и задней грани 0,2 мм и с одинаковой длиной режущей кромки, равной 5,0 мм. Обработка производилась со скоростью резания 314 м/мин и подачей 0,05 мм/об.

Режущая кромка алмазного резца устанавливалась через 0,1 мм, как выше (до—0,3 мм), так и ниже (до 1,1 мм) оси обрабатываемой детали. В зависимости

от величины смещения режущей кромки относительно оси детали изменялись и значения действительного заднего и переднего углов резца.

Величина действительного значения заднего угла определялась по следующей зависимости:

$$\sin \tau = \frac{2h}{D}, \quad (1.1)$$

где τ — действительный задний угол;

h — величина смещения режущей кромки резца в мм;

D — диаметр обрабатываемой детали в мм.

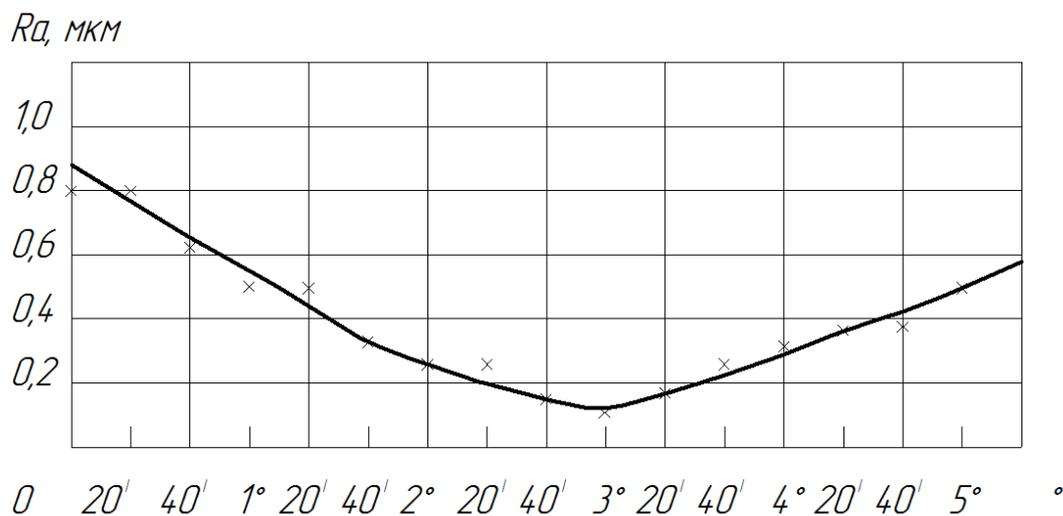


Рисунок 1.1 – Зависимость шероховатости поверхности от величины действительного заднего угла резца ($v=314$ м/мин, $s=0,05$ об/мин)

При действительном заднем угле, равном 0° и меньше, наблюдается сильная деформация обработанной поверхности вследствие трения ее о заднюю грань алмазного резца.

По мере увеличения заднего угла шероховатость обработанной поверхности улучшается, пропадают следы деформации (вследствие трения задней грани), но при этом на обработанной поверхности появляются вдавленные мельчайшие частицы стружки и поверхность приобретает рябой характер. Это явление может возникать при заднем угле $20'$, достигает максимального значения при заднем угле, равном 1° , и почти полностью пропадет при заднем угле 2° .

Оптимальное значение заднего угла находится в пределах $2^\circ 30' - 3^\circ$ для алюминиевых сплавов системы Al - Mg - Si марки АК9ч. В этом случае обработанная поверхность практически не имеет никаких дефектов, за исключением вскрытых пор и других дефектов материала, следовательно, шероховатость получается высокого качества.

При заднем угле более 4° на обработанной поверхности начинают появляться следы микровибраций, что ухудшает качество поверхности.

Утверждение, что алмазные резцы необходимо устанавливать только по оси обрабатываемой детали или несколько выше её не совсем верно, так как на качество обработанной поверхности влияет не величина смещения резца, а дей-

ствительный задний угол, который должен находиться в пределах от 2° до 4° при обработке сплавов системы Al - Mg - Si методом врезания. Таким образом, для всех изготавливаемых резцов, следует придерживаться правила: действительный задний угол должен быть равен $2^\circ 30' - 3^\circ$, что соответствует установке режущей кромки резца относительно оси обрабатываемой детали на расстоянии $-0,1$ мм.

При выполнении расточных работ, особенно при обработке отверстий малого диаметра ($1,0 - 3,0$ мм) резцы необходимо установить несколько выше (но не более $+0,1$ мм) оси обрабатываемой детали, чтобы избежать трения обрабатываемой поверхности о заднюю грань.

Большое влияние на качество обрабатываемой поверхности оказывает угол наклона режущей кромки λ . Угол наклона режущей кромки влияет на условия схода стружки, что является существенным для получения зеркально чистых поверхностей. Кроме того, величина этого угла уменьшает действительный угол заострения самого резца, что очень важно для алмазных резцов, работающих методом врезания, так как угол заострения у них больше 90° .

Рядом исследователей выведены формулы для подсчета действительных углов резания в зависимости от геометрических параметров резцов и величины угла наклона режущей кромки. Эти формулы очень громоздки и требуют значительного времени для определения действительных углов.

При угле наклона режущей кромки, равном 3° , поверхность соответствует высокому качеству шероховатости, но поры в металле имеют вытянутый характер, что можно объяснить деформацией поверхностного слоя за счет большого угла заострения. При увеличении угла λ до 6° обрабатываемая поверхность соответствует высокому качеству шероховатости, поры приобретают более округлую форму, а при $\lambda = 9^\circ$ — почти круглую. Дальнейшее увеличение угла наклона режущей кромки несколько ухудшает шероховатость обрабатываемой поверхности со стороны края резца, расположенного выше оси детали.

При угле $\lambda = 14^\circ$ всю обрабатываемую поверхность по ширине обработки условно можно разбить на три участка:

Первый участок — режущая кромка ниже оси обрабатываемой поверхности. Характерной особенностью является наличие следов микровибраций, полученных за счет увеличения заднего угла. По мере уменьшения действительного заднего угла (приближение к середине обрабатываемой поверхности) следы постепенно уменьшаются.

Второй участок — режущая кромка по оси обрабатываемой поверхности. На поверхности расположены поры почти округлой формы с постепенным вытягиванием их по мере приближения к следующему участку; при этом уменьшение заднего угла меньше оптимального значения.

Третий участок — режущая кромка выше оси обрабатываемой детали. Действительные задние углы значительно меньше допустимого значения. На поверхности появляются следы рисок; по мере приближения к краю обрабатываемой поверхности шероховатость ухудшается за счет уменьшения заднего угла. Поверхность теряет блеск и становится матовой, со следами трения детали о

заднюю грань резца и вдавливанием мельчайших частиц стружки в обрабатываемую поверхность.

Выводы. Таким образом, для получения качественной поверхности при точении необходимо:

1) устанавливать алмазные резцы относительно оси обрабатываемой поверхности таким образом, чтобы обеспечить действительные задние углы в пределах $2—4^\circ$; при этом чем выше твердость материала, тем больше должен быть угол в указанных пределах;

2) где это позволяет конструкция обрабатываемых деталей и алмазных резцов, придавать резцам угол наклона режущей кромки λ такой величины, чтобы задние углы не выходили за указанные пределы ($2—4^\circ$).

СПИСОК ЦИТИРОВАННЫХ ИСТОЧНИКОВ

1. Левданский А. М., Левданский И. А. Модернизация резца с механическим креплением вставок из сверхтвердых материалов // Вестник БрГТУ. Машиностроение. – 2010. №4 (144) – С. 40.

2. Левданский А. М., Левданский С. А. Обработка резцом с механическим креплением вставки из искусственного алмаза алюминиево-магниево-кремниевых сплавов// Вестник БрГТУ. Машиностроение. – 2013. №4 (82) – С. 24.

УДК 621.9

МЕТОДИКА ИССЛЕДОВАНИЯ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ ЧЕРЕЗ ПОЛИНОМ ВТОРОЙ СТЕПЕНИ

Шатуров Д.Г.¹, Жигалов А.Н.² Шатуров Г.Ф.¹

3) ГУВПО «Белорусско-Российский университет»
Могилев, Республика Беларусь;

4) Барановичский государственный университет
Барановичи, Республика Беларусь.

Современный инженер-технолог машиностроительного предприятия в своей практической деятельности для принятия правильного решения по оценке технологического процесса вынужден проводить различные эксперименты. Эти эксперименты позволяют определить для каждого конкретного условия оптимальное решение по назначению режимов обработки. Существуют различные методики оценки и проведения статистического и регрессионного анализа экспериментальных данных технологического процесса, для условий функционирования которых применяется тот или иной метод исследований.

Планирование второго порядка используют на практике в тех случаях, когда линейного приближения недостаточно для математического описания результатов исследований с нужной точностью. В итоге возникает необходимость в построении модели в виде полинома второй степени.

Планирование эксперимента связано с изучением зависимости критериев оптимизации (функции отклика) от величины управляющих (входных) параметров и выражается формулой

$$y = \varphi(x_1; x_2 \dots x_n), \quad (1)$$

где x_1, x_2, \dots, x_n – независимые переменные факторы.

При планировании эксперимента учитывают, что неизвестная исследователю функция отклика (4.1) аппроксимируется полиномом той или иной степени.

Известно [1], что зависимость – функция отклика – аппроксимируется полиномом второго порядка без влияния смешанных факторов. Тогда:

– для двух факторов имеем уравнение

$$y = b_0 + bx_1 + b_1x_2 + ax_1^2 + a_1x_2^2; \quad (2)$$

– для трех факторов

$$y = b_0 + b_1x_1 + b_2x_2 + b_3x_3 + b_{11}x_1^2 + b_{22}x_2^2 + b_{33}x_3^2. \quad (3)$$

Установление статистических зависимостей (2), (3) осуществляется с использованием разработанных планов экспериментальных исследований. Применение известных планов удобно тем, что: отпадает необходимость в тщательном обдумывании техники проведения каждого опыта; фактически автоматически проводится статистический анализ как каждого опыта, так и всего эксперимента в целом; сразу получается аналитическое выражение для описания исследуемого объекта; облегчен графический анализ влияющих факторов. Последовательность построения математических зависимостей следующая: выявление необходимых оптимизирующих параметров; выбор основных факторов, определяющих значения оптимизирующих параметров; выбор разумных интервалов и уровней варьирования факторов. Следует учитывать, что увеличение интервала варьирования затрудняет возможность линейной аппроксимации функции отклика и увеличивает количество экспериментов.

Последовательность построения математической модели и особенности планирования второго порядка рассмотрим на конкретном примере.

Например, необходимо определить величину тангенциальной составляющей силы резания P_z призматического резца от глубины резания t и скорости резания V .

Из анализа литературных данных [1–2] убеждаемся, что отсутствует влияние произведения факторов на функцию отклика или их влияние незначительно, что им можно пренебречь. После анализа литературных данных выбираем интервалы и уровни варьирования факторов (таблица 1).

Таблица 1 – Уровни и интервалы варьирования факторов ($S = 0,5$ мм/об)

Фактор	Код	Интервал варьирования	Уровень варьирования		
			– 1	0	+1
Глубина резания t , мм	x_1	0,5	0,5	1,0	1,5
Скорость резания V , м/мин	x_2	40	120	160	200

Составляем матрицу экспериментов и результаты экспериментальных данных заносим в таблицу 2, на основании которой составляем уравнения второго порядка (2) для двух факторов.

$$446 = a \cdot 0,5^2 + b \cdot 0,5 + c_1; \quad (4)$$

$$833 = a \cdot 1^2 + b \cdot 1 + c_1; \quad 1200 = a \cdot 1,5^2 + b \cdot 1,5 + c_1. \quad (5)$$

Таблица 2 – Результаты экспериментальных данных

Но- мер опыта	x_1 (t , мм)	x_2 (V , м/мин)	$Y_1(P_z, H)$, МКМ	Подача, S , мм/об
1	0,5	160	446	0,5
2	1,0		833	
3	1,5		1200	
4	1,0	120	1374	
5		160	833	
6		200	583	

Решая совместно два верхних (4), а затем два нижних (5) путём вычитания нижнего из верхнего, получим следующие уравнения:

$$-387 = -0,75a - 0,5b; \quad -367 = -1,25a - 0,5b. \quad (6)$$

Решая которые, имеем $a = -40$; $b = 834$. Таким образом,

$$P_z = -40t^2 + 834t + C_1.$$

Основываясь на результатах опытов 4, 5 и 6 (см. таблицу 2), можно составить следующие уравнения:

$$1374 = a_1 \cdot 120^2 + b_1 \cdot 120 + c_2, \quad (7)$$

$$833 = a_1 \cdot 160^2 + b_1 \cdot 160 + c_2, \quad 583 = a_1 \cdot 200^2 + b_1 \cdot 200 + c_2. \quad (8)$$

Решая совместно вначале два первых (7), а затем два вторых (8), как и в предыдущем случае, получим два следующих равенства:

$$541 = -11200a_1 - 40b_1; \quad 250 = -14400a_1 - 40b_1. \quad (9)$$

Решая которые, имеем: $a_1 = 0,091$; $b = -39,0$. Тогда можно записать

$$P_z = 0,091V^2 - 39V + C_2. \quad (10)$$

Поскольку в центре плана для двух вариантов имеем одинаковые условия эксперимента, то составим уравнение для центра плана:

$$P_z = -40t^2 + 834t + 0,091V^2 - 39V + b_0 = 833.$$

После подстановки величин $t = 1,0$ мм, $V = 160$ м/мм получим значение $b_0 = 3950$ (есть и другие способы получения значения b_0).

Теперь можно написать уравнение отклика при изменении t и V в пределах проведения экспериментов.

$$P_z = -40t^2 + 834t + 0,091V^2 - 39V + 3950. \quad (11)$$

Определим величину тангенциальной силы резания P_z призматического резца от подачи S и скорости резания V . Значения величин подачи S , скорости V и результаты экспериментов представлены в таблице 3.

Таблица 3 – Результаты экспериментальных данных

Номер опыта	x_1 (S , мм/об)	x_2 (V , м/мин)	$Y_1(P_z, H)$	t , мм
1	0,1	160	250	1,0
2	0,5		833	
3	0,9		1200	
4	0,5	120	1100	
5		160	833	
6		200	600	

Согласно уравнения (11) при подаче $S=0,5$ мм/об и скорости резания $V=160$ м/мин величина тангенциальной силы резания P_z призматического резца будет равна $P_z= 447$ Н.

Рассмотренная методика, через использование полинома второй степени довольно проста и обладает хорошей точностью, особенно при исследовании технологических параметров процесса резания, и может быть рекомендована технологам для практической деятельности.

СПИСОК ЦИТИРОВАННЫХ ИСТОЧНИКОВ

1. Шатуров, Г. Ф. Прогрессивные процессы механической обработки поверхностей / Г. Ф. Шатуров, Ж.А. Мрочек. – Мн. : УП «Технопринт», 2001. – 460 с.
2. Ящерицын П.И. Теория резания. Физические и тепловые процессы в технологических системах / П.И. Ящерицын, М.Л. Еременко, Е.Э. Фельдштейн. – Мн.: Выш. Школа, 1990. – 512 с.

**ИНЖЕНЕРИЯ ПОВЕРХНОСТИ.
СОВРЕМЕННЫЕ МЕТОДЫ РАСЧЕТА ТЕМПЕРАТУРНЫХ ПОЛЕЙ И
НАПРЯЖЕНИЙ**

AXI-SYMMETRICAL THERMOELASTICITY PROBLEM FOR GRADIENT COATING

Bajkowski A.

Bialystok University of Technology, Faculty of Mechanical Engineering, Department of Mechanics and Applied Computer Science,
45C Wiejska St., 15-351 Białystok, Poland

In the present paper the axi-symmetrical thermoelastic problem for a functionally graded coated half-space which surface is heated in circular area is considered. Two approaches to the solution of the problem are investigated: 1°) the analytic method solution of partial differential equations; 2°) inhomogeneous layer modelled by a package of homogeneous isotropic layers. The difference between the obtained solutions were analysed.

Considered nonhomogeneous half-space is composed of homogeneous half-space ($-\infty < z \leq 0$) and the gradient coating ($0 \leq z \leq h$), $h = H/a$, H is the thickness of coating, a – radius of the heat area (Fig. 1). Material properties of the base and the coating are describe by the shear modulus μ , Poisson ratio ν , coefficient of thermal expansion α and thermal conductivity coefficient K (Fig. 1). The surface of the half-space is free from the mechanical loading. Displacements and stresses was arise from heat the surface in the circular area by the heat flux (Fig. 1). Outside the heat area the surface is thermally insulated. We assume the perfect mechanical and thermal contact conditions between coating and substrate.

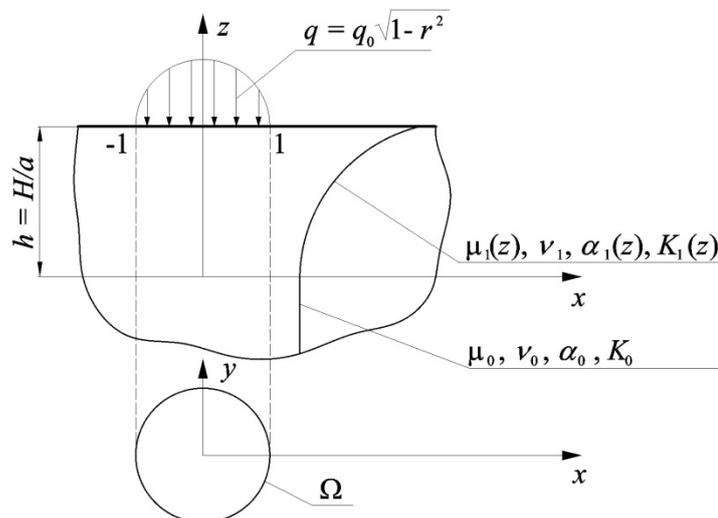


Fig. 1. Scheme of the thermoelasticity problem for a heated half-space with gradient coating

We assume that

$$\begin{bmatrix} \mu_1(z) \\ \alpha_1(z) \\ K_1(z) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mu_{\text{int}} \exp(\beta z) \\ \alpha_{\text{int}} \exp(\delta z) \\ K_{\text{int}} \exp(\gamma z) \end{bmatrix}, \quad \begin{bmatrix} \beta h \\ \delta h \\ \gamma h \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \ln(\mu_{\text{sur}} / \mu_{\text{int}}) \\ \ln(\alpha_{\text{sur}} / \alpha_{\text{int}}) \\ \ln(K_{\text{sur}} / K_{\text{int}}) \end{bmatrix}$$

$\mu_{\text{sur}}, \alpha_{\text{sur}}, K_{\text{sur}}$ are shear modulus, thermal expansion coefficient and thermal conductivity coefficient, respectively on the surface of the inhomogeneous half space, $\mu_{\text{int}}, \alpha_{\text{int}}, K_{\text{int}}$ are shear modulus, thermal expansion coefficient and thermal conductivity coefficient, respectively on the coating at interface between coating and base. The parameters $\mu_0, \alpha_0, K_0, \nu_0$ and ν_1 are constant.

We obtain the following boundary value problem:

- the equations of the thermoelasticity and the heat conduction in the coating (differential equations with variable coefficient) and the base;
- two mechanical and one thermal boundary conditions on the surface of the inhomogeneous half space;
- boundary conditions of perfect mechanical (four conditions) and thermal (two conditions) contact between the coating and the base;
- imposed of the stresses at infinity.

In analytic-numerical method we split the coating into n layers [1]. It is assumed that all layers are homogeneous. Thermoelastic properties of each layer was obtain by average the properties relative to thickness of layer.

The equations of the thermoelasticity and the heat conduction may be solved by use of the Hankel transform technique [2]. We obtain ordinary differential equations, which we solve analytically. Obtained solution contain nine (approach 1°) or $6n+3$ (approach 2°) unknown functions of the integral transform parameter s . These functions are obtained satisfying boundary conditions which may be written in Hankel transform domain. We obtain two systems of linear equations. The first contain 3 (approach 1°) or $2n+1$ (approach 2°) equations and is used to calculate transform of the temperature, second contain 6 (approach 1°) or $4n+2$ (approach 2°) equations. Base on it we can obtain transform of the displacement vector and stress tensor.

The integrals inside the inhomogeneous half space are found with the help of the Gaussian quadratures. The accuracy of calculation of integrals is supported by the continuity of stresses for $z \rightarrow h$. Calculating the integrals for $z = h$, we use the asymptotic behavior of the integrands as $s \rightarrow \infty$. The integrals for calculating the stresses in which the integrands are replaced by its asymptotes describe the stresses distributions in homogeneous half-space.

The inhomogeneous layer is modelling by a package of homogeneous layers. After analysis of basic relations which describe the considered problem it can be seen that solution depend on on ten dimensionless parameters: $\mu_{\text{sur}}/\mu_0, \mu_{\text{int}}/\mu_0, \alpha_{\text{sur}}/\alpha_0, \alpha_{\text{int}}/\alpha_0, K_{\text{sur}}/K_0, K_{\text{int}}/K_0, \nu_0, \nu_1, h$ and n . The analytical solution depends on the first nine indicated parameters. To simplify of the calculations we decrease the number of input parameters. The following assumption was taken: the thermoelastic properties on the coating at interface between coating and base is related to the mechanical and thermal properties of the substrate ($\mu_{\text{int}}/\mu_0 = \alpha_{\text{int}}/\alpha_0 = K_{\text{int}}/K_0 = 1$); $\nu_0 = \nu_1 = 0.3$; $\mu_{\text{sur}}/\mu_0 = 4$. Also it was assumed that: $\alpha_{\text{sur}}/\alpha_0 = 0.25$ or 4 ; $K_{\text{sur}}/K_0 = 0.25$ or 4 ; $h = 0.2, 0.4$ or 0.8 ; $n = 10, 20, 40$ or 80 .

In Figs. 2 and 3, the rhombus mark the numerical results obtained for the multi-layered coating, whereas the solid lines correspond to the coating with continuous variation of mechanical and thermal properties.

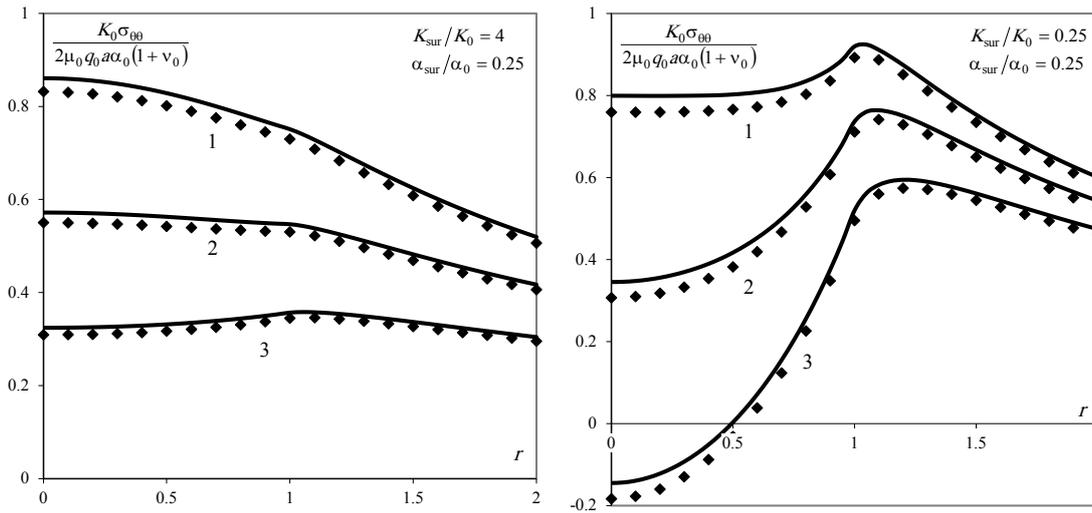


Fig. 2. The hoop stresses over the surface of the non-homogeneous half space: 1 – $h = 0.2$; 2 – $h = 0.4$; 3 – $h = 0.8$; $n = 40$

For the purpose of modelling non-homogeneous coating by package of homogeneous layer the comparative analysis was made.

We can observe that maximum difference between obtained solutions of the considered two approaches was observed on the surface of the nonhomogeneous half-space in the centre of the heat area (Fig. 2.). This difference depend on character of the function which describe the change of the properties in the coating (Fig. 2.).

In Fig. 3. the distribution of the stress depending on the depth in considered body was presented. Stresses obtained for package of homogeneous layers have step changes on the interface between layers. The results in the middle of the layer is accurate (Fig. 3.).

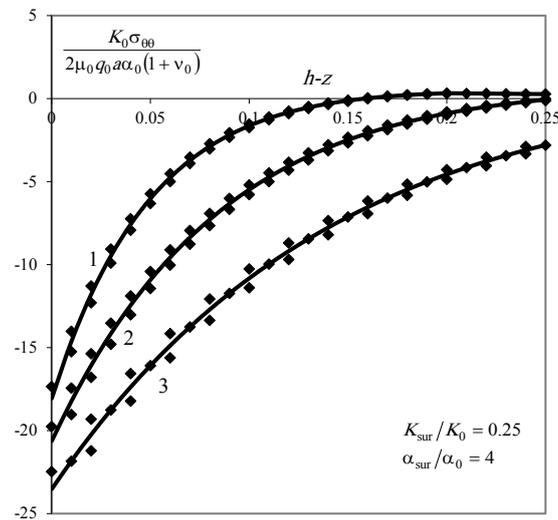


Fig. 3. Distributions of the radial (or hoop) stresses along the z-axis: 1 – $h = 0.2$; 2 – $h = 0.4$; 3 – $h = 0.8$; $n = 40$.

The results of the calculations obtained by modelling the gradient coating by package of homogeneous layers is characterized a good agreement with results obtained by analytical calculations. This compliance confirm the thesis that the gradient coating may be modelled by package of the homogeneous layers.

References

1. R. Kulchytsky-Zhyhailo, A. Bajkowski (2012) Analytical and numerical methods of solution of three-dimensional problem of elasticity for functionally graded coated half-space, *International Journal of Mechanical Sciences*, 54: 105-112
2. R. Kulchytsky-Zhyhailo, A. Bajkowski (2016) Axisymmetrical problem of thermoelasticity for half-space with gradient coating, *International Journal of Mechanical Sciences*, 106, 62-71

UDC 621.923.7

STRESSES IN COATING WITH INTERLAYER

Bajkowski A.

Bialystok University of Technology, Faculty of Mechanical Engineering, Department of Mechanics and Applied Computer Science, 45C Wiejska St., 15-351 Białystok, Poland

Coatings are used for improvement the tribological properties of surface, particularly in cases of frictionally cooperative elements. Appropriate selection of the coatings may cause decrease of the friction and reduction of thermal or chemical adverse influence of environment.

The subject matter of the considered problem is homogeneous half-space with inhomogeneous coating which contain gradient interlayer. Proper evaluation of the strength characteristics of coating is impossible without the calculation of the stress field caused by the contact pressure [1,2].

Considered half-space (Fig. 1.) is composed of homogeneous isotropic linear-elastic half-space and double-layer coatings which contains homogeneous top coat and gradient interlayer. The mechanical properties of the base and top coat were described respectively by Young's moduli E_0 and E_2 , and constant Poisson's ratios ν_0 and ν_2 . Interlayer's mechanical properties are described by Poisson's ratio $\nu_1(z)$ and Young's modulus $E_1(z)$, which are changing with distance to surface according to determined dependence.

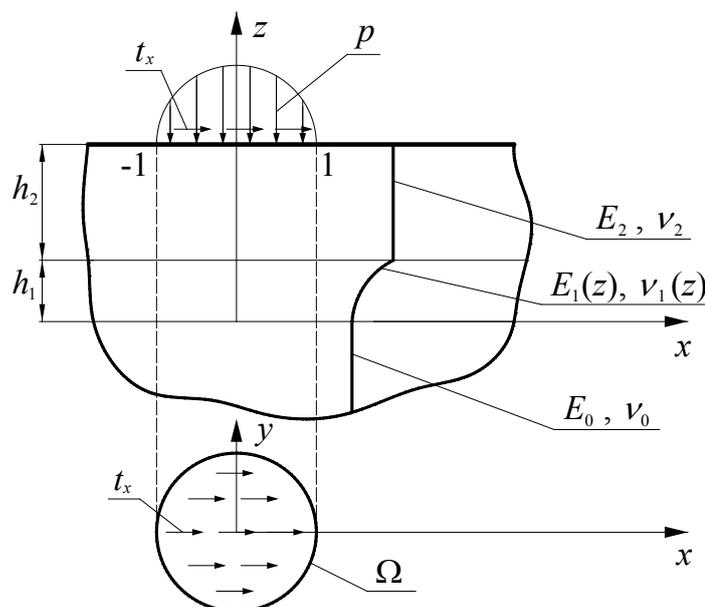


Fig. 1. Scheme of the problem

The surface is under normal p and tangential ($\tau = fp, f$ – coefficient of friction) loading applied in circular area Ω . We assume that the distribution of the loading is elliptical.

Solving the problem analytically we should solve the elasticity equations which in case inhomogeneous interlayer is linear partial differential equations with variable coefficients. Only in a few cases the analytical solutions of these equations can be construct.

The problem is described by equations of the theory of elasticity [3], in terms of displacements for top layer, interlayer and base. In gradient interlayer linear partial differential equation with variable coefficients

$$(1 - 2\nu_i)\Delta \mathbf{u}^{(i)} + \text{grad div } \mathbf{u}^{(i)} = 0, \quad i = 0, 1, 2; \quad (1)$$

which can be solved fulfil the boundary conditions:

- loading the surface of non-homogeneous body

$$\sigma_{xz}^{(n)}(x, y, z = h) = t_x(x, y)H(x, y), \quad (2)$$

$$\sigma_{yz}^{(n)}(x, y, z = h) = 0, \quad (3)$$

$$\sigma_{zz}^{(n)}(x, y, z = h) = -p(x, y)H(x, y); \quad (4)$$

- perfect contact between components of considered half-space

$$\mathbf{u}^{(i+1)}(x, y, z = z_i) = \mathbf{u}^{(i)}(x, y, z = z_i), \quad i = 0, 1; \quad (5)$$

$$\boldsymbol{\sigma}^{(i+1)}(x, y, z = z_i) \cdot \mathbf{n} = \boldsymbol{\sigma}^{(i)}(x, y, z = z_i) \cdot \mathbf{n}, \quad i = 0, 1; \quad (6)$$

- conditions in infinity

$$\mathbf{u}^{(i)}(x, y, z) \rightarrow 0, \quad x^2 + y^2 + z^2 \rightarrow \infty, \quad i = 0, 1, 2. \quad (7)$$

where $\Delta = \partial^2/\partial x^2 + \partial^2/\partial y^2$, $\mathbf{u}^{(i)}$ – dimensionless vector of displacement related to a parameter; $\boldsymbol{\sigma}^{(i)}$ – stress tensor; indexes $i = 0, 1, 2$, characterize parameters and functions respectively in base, in the interlayer and in the top layer; $\mathbf{n} = (0, 0, 1)$; $H(x, y)$ – Heaviside step function ($H(x, y) = 1$, when $(x, y) \in \Omega$ and $H(x, y) = 0$, when $(x, y) \notin \Omega$).

Solving the problem analytically we should solve the elasticity equations which in case inhomogeneous interlayer is linear partial differential equations with variable coefficients [4]. Only in a few cases the analytical solutions of these equations can be construct.

The solution of the boundary problem was constructed using the two-dimensional integral Fourier transform, which is defined by the following equation:

$$\tilde{f}(\xi, \eta, z) = \mathcal{F}(f(x, y, z), x \rightarrow \xi, y \rightarrow \eta) = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} \int_{-\infty}^{\infty} f(x, y, z) \exp(-ix\xi - iy\eta) dx dy. \quad (8)$$

Using the integral Fourier transform partial differential equations was written as ordinary differential equations. We can write the general solution which contain 15 unknown functions of integral Fourier transform parameters. These functions were

obtained computing the results of the system of the linear equations formed through fulfilment of the boundary conditions in a transform space. Using the inverse integral Fourier transform the relationships between components of stress tensor were obtained in two-dimensional integrals form.

We consider coatings (Fig. 2.) with homogeneous outer layer and:

- a) without interlayer
- b) interlayer Young's modulus is constant
- c) interlayer Young's modulus is changing by the power function

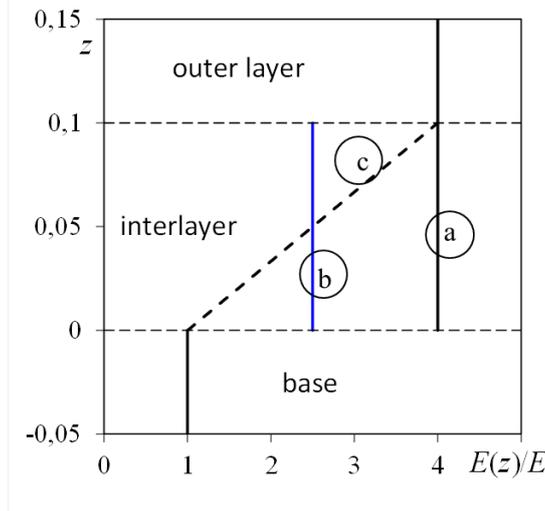


Fig. 2. Change of the properties (Young modulus)

For analysis the following values were taken

- $\nu_0 = \nu_1(z) = \nu_2 = 1/3$,
- $E_2/E_0 = 4$.
- $f = 0$ and $f = 0,25$;
- $h_1/h = 1/4$,
- $h = h_1 + h_2 = 0,4$ or $h = 0,8$.

The stress distribution for various parameter was presented in Fig. 3.

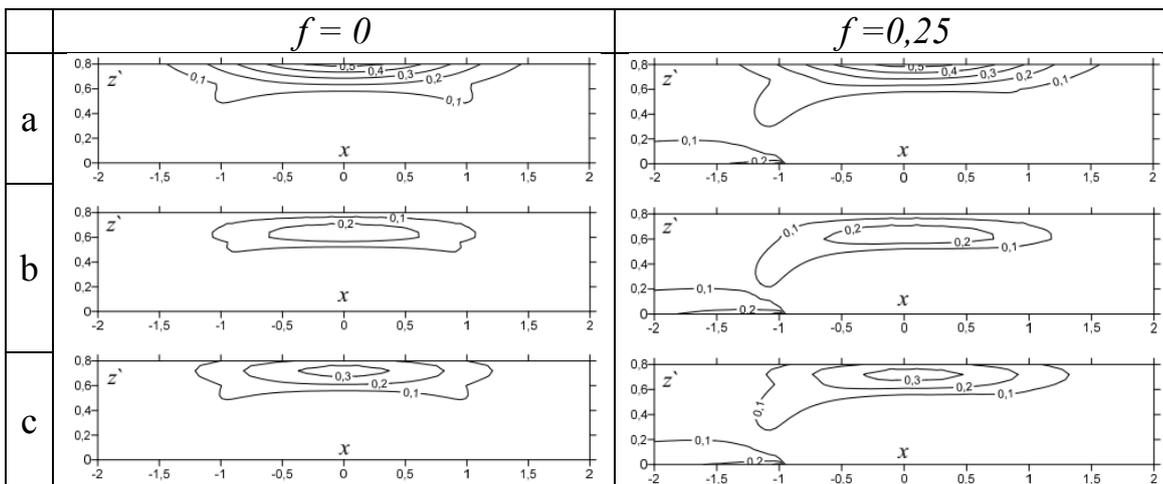


Fig. 3. Distribution of first principal stress σ_1/p_{\max} in the xz plane $h = 0,8$;
a) without interlayer, b) interlayer Young's modulus is constant,
c) interlayer Young's modulus is changing by the power function

In considered coatings, like in homogeneous coatings, tensile stresses may mostly occur in two areas: in the unbiased surface of considered inhomogeneous half-space and in the surroundings of boundary between coatings and base. At some mechanical properties the area of the tensile stresses was displaced from interface to internal zone of the coating. The tangential loading causes appreciable increase of level of the tensile stresses in the surface $z = h$. In surroundings of boundary between coatings and base the influence of friction is small. Occurrence of the interlayer and its properties have significant influence on tensile stress distribution in considered medium. The highest tensile stress at the interface between a coating and a base occurs in cases without the interlayer.

For all of analysing coatings the tensile stress distribution in the external surface was similar. For coatings of greater thickness stresses in the external surface have smaller values. Occurrence of the gradient interlayer causes insignificant increase of tensile stress in this surface.

References

1. N. Schwarzer (2000). Coating due to analytical modelling of mechanical contact problems on multilayer systems, *Surf. Coat. Technol.*, **133-134**, 397-402.
2. G.M. Bragallini, M.P. Cavatorta and P. Sainsot (2003). Coated contact: a strain approach, *Tribology Int.*, **36**, 935-941.
3. R. Kulchytsky-Zhyhailo and A. Bajkowski (2011). Elastic half space with inhomogeneous coating under the action of tangential forces, *Materials Science*, **46(6)**, 735-746.
4. R. Kulchytsky-Zhyhailo and A. Bajkowski (2012). Analytical and numerical methods of solution of three-dimensional problem of elasticity for functionally graded coated half-space, *Int. J. Mech. Sci.*, **54**, 105-112.

УДК 621.923.7

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ОСТАТОЧНЫХ НАПРЯЖЕНИЙ В ПОКРЫТИЯХ ПРИ ДВУХСТОРОННЕМ УПРОЧНЕНИИ ПРЯМОУГОЛЬНОГО СТЕРЖНЯ

Акулович Л.М., Миранович А.В.

Учреждение образования «Белорусский государственный аграрный технический университет», Минск, Республика Беларусь

В процессе магнитно-электрического упрочнения (МЭУ) композиционными ферромагнитными порошками (ФМП) плоских поверхностей рабочих органов почвообрабатывающих машин (например, дисков сошников) в системе покрытие-основа имеют место все три вида напряжений (I, II и III рода) [1, 2]. Однако причиной нарушения прочности покрытий, появления микротрещин в них являются напряжения I рода [3]. В связи с этим рассмотрим напряжения I рода σ_H , возникающие в покрытиях после МЭУ.

Так как в процессе МЭУ длительность воздействия электрических разрядов составляет около 10^{-3} с [1], то температурное поле по ширине стержня (оси X) и в направлении оси Z (рисунок 1) можно считать постоянным. Изменение температуры будем рассматривать только по высоте стержня в направлении оси Y .

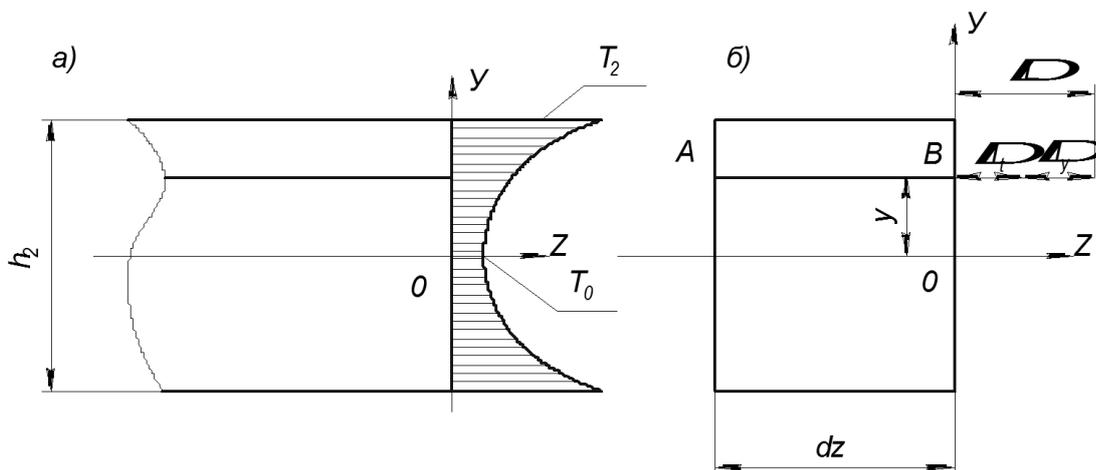


Рисунок 1. – Схема распределения температуры по высоте стержня и его деформации

Согласно [1, 2] распределение температуры по высоте можно представить зависимостью

$$T(y) = T_0 + T_2^* \left(\frac{2|y|}{h_2} \right)^n,$$

где T_0 – температура в центре стержня (при $y = 0$); $T_2^* = T_2 - T_0$, T_2 – температура при $|y| = h_2/2$; n – положительное число.

Напряжения, возникающие при нанесении покрытий при МЭУ, согласно закону Гука, определяются соотношением [1, 2]

$$\sigma_H = \varepsilon_y E_1 = E_1 (\varepsilon - \alpha_1 T(y)), \quad (1)$$

где $\varepsilon = \alpha_1 T(y) + \varepsilon_y$ – полная деформация стержня, состоящая из температурной $\alpha_1 T(y)$ и упругой ε_y деформаций; α_1 – коэффициент линейного расширения материала стержня; E_1 – модуль упругости материала стержня.

Тогда для стержня прямоугольного поперечного сечения напряжения σ_H определяются:

$$\sigma_H = E_1 \alpha_1 \left(\frac{T_2^*}{n+1} - T_2^* \left(\frac{2|y|}{h_2} \right)^n \right). \quad (2)$$

Кроме напряжений σ_H в стержне возникают остаточные напряжения, связанные с остыванием стержня. При температуре T_2 остывание влечет за собой появление напряжений, вызванных линейным расширением материалов стержня 1, упрочненных слоев 3 и переходных слоев 2 (рисунок 2). Если коэффициент линейного расширения и модуль упругости в слоях 1 и 3 будут постоянными и равными соответственно α_1, E_1 и α_3, E_3 , то в слое 2 эти характеристики будут изменяться вдоль оси Y . Ввиду малой толщины второго слоя эти характеристики изменяются линейно, т. е.

$$\left. \begin{aligned} \alpha(y) &= \alpha_1 + (2|y| - h_1) \frac{\alpha_2 - \alpha_1}{h_2 - h_1}, \\ E(y) &= E_1 + (2|y| - h_1) \frac{E_2 - E_1}{h_2 - h_1}. \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

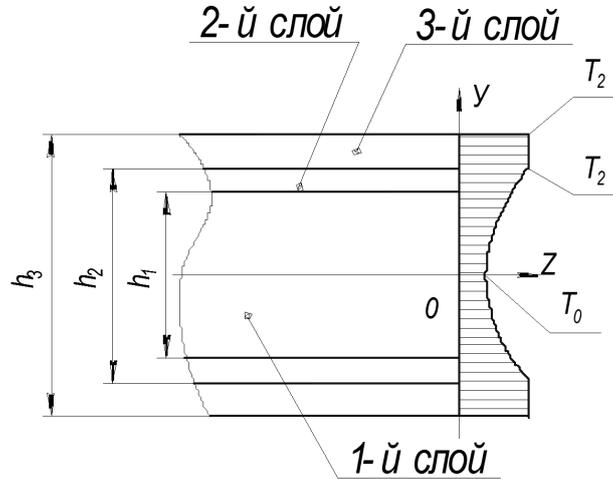


Рисунок 2 – Схема распределения температуры по сечению стержня

При остывании длина элементарного участка dz стержня (рисунок 1) уменьшается. Ввиду симметричности полная деформация ε в любом слое стержня будет одинаковой по высоте сечения. Тогда напряжения, возникающие при остывании, будут равны:

$$\sigma_{1(0)} = \varepsilon_1 E_1; \quad \sigma_{2(0)} = \varepsilon_2 E(y); \quad \sigma_{3(0)} = \varepsilon_3 E_3.$$

После подстановки значений $\varepsilon_1, \varepsilon_2, \varepsilon_3$ в полученные соотношения найдем:

$$\left. \begin{aligned} \sigma_{1(0)} &= E_1(\varepsilon + \alpha_1 T(y)), \\ \sigma_{2(0)} &= E(y)(\varepsilon + \alpha(y) T(y)), \\ \sigma_{3(0)} &= E_3(\varepsilon + \alpha_3 T_2). \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

Из условия равновесия $\sum Z=0$ для элементарного участка стержня

$$\int_{A_1} \sigma_{1(0)} dA + \int_{A_2} \sigma_{2(0)} dA + \int_{A_3} \sigma_{3(0)} dA = 0, \quad (5)$$

где $A_1 = bh_1$, $A_2 = b(h_2 - h_1)$, $A_3 = b(h_3 - h_2)$ – площади поперечного сечения слоев 1, 2, 3.

Подставив (4) в (5), получим

$$\varepsilon = -\frac{E_1\alpha_1 \int_{A_1} T(y) dA_1 + \int_{A_2} E(y)\alpha(y)T(y) dA_2 + E_3\alpha_3 T_2 A_3}{E_1 A_1 + \int_{A_2} E(y) dA_2 + E_3 A_3}. \quad (6)$$

Интегралы, входящие в (6), вычисляются при конкретных значениях коэффициентов линейного расширения и температуры. Напряжения МЭУ в слоях 1 и 2 будут определяться по формуле (2), а в слое 3 они будут равны нулю.

Таким образом, остаточные напряжения складываются из напряжений МЭУ и напряжений остывания

$$\sigma_1 = \sigma_H + \sigma_{1(0)}; \quad \sigma_2 = \sigma_H + \sigma_{2(0)}; \quad \sigma_3 = \sigma_{3(0)}.$$

Учитывая, что функции $\alpha(y)$, $E(y)$ и $T(y)$ записаны через абсолютное значение $|y|$, при вычислении интегралов (6):

$$\int_{A_1} T(y) dA_1 = 2b \int_0^{h_1/2} \left(T_0 + T_2^* \left(\frac{2 \cdot y}{h_2} \right)^n \right) dy; \quad (7)$$

$$\int_{A_2} E(y) dA_2 = 2b \int_{h_1/2}^{h_2/2} \left(E_1 + (2y - h_1) \frac{E_2 - E_1}{h_2 - h_1} \right) dy; \quad (8)$$

$$\int_{A_2} E(y)\alpha(y)T(y) dA_2 = 2b \int_{h_1/2}^{h_2/2} \left(E_1 + (2y - h_1) \frac{E_2 - E_1}{h_2 - h_1} \right) \cdot \left(\alpha_1 + 2(2y - h_1) \frac{E_2 - E_1}{h_2 - h_1} \right) \cdot \left(T_0 + T_2^* \left(\frac{2y}{h_2} \right)^n \right) dy. \quad (9)$$

Разработанная физико-математическая модель расчета остаточных напряжений в системе покрытие-основа позволила с помощью пакета прикладных программ MATLAB 7.0 MATHEMATICA 11.0, произвести численные исследования остаточных напряжений в покрытиях после МЭУ.

Для каждого исследуемого образца задавались теплофизические и упругие характеристики материалов покрытия и основы, диапазон температур, который обеспечивался режимом МЭУ. Покрытия наносились на поверхность стержня из стали 45 (ГОСТ 1050 – 88) композиционными порошками ФБХ 6-2, Fe-5%V, X18ФН2М, Fe-Ti на установке мод. УНП-1. Установлено, что в зависимости от условий МЭУ величина остаточных напряжений в покрытии изменяется в пределах от 189 до 563 МПа, в основе от – 11 до – 21 МПа. Характер их распределения не изменяется: в покрытии формируются растягивающие тангенциальные и сжимающие радиальные напряжения, в основе – сжимающие тангенциальные и радиальные. Численные исследования остаточных напряжений показали, что

при температуре основы 150 °С, которую обеспечивает оптимальная сила разрядного тока, равная 105А, в покрытиях формируются растягивающие остаточные напряжения, которые для покрытий из рассматриваемых порошков в порядке убывания их величины можно расположить в следующей последовательности:

159(ФБХ 6-2)→151(Fe-5%V)→134(Fe-Ti)→126(X18ФН2М).

По условию минимальных остаточных напряжений на границе раздела покрытие-основа наиболее благоприятным для эксплуатационных условий будет покрытие из порошка X18ФН2М, которое имеет наименьшие растягивающие остаточные напряжения в покрытии.

СПИСОК ЦИТИРОВАННЫХ ИСТОЧНИКОВ

1. Акулович, Л.М. Термомеханическое упрочнение деталей в электромагнитном поле. – Полоцк: ПГУ, 1999. – 240 с.
2. Остаточные напряжения / Ж. А Мрочек [и др.]. – Минск : УП «Технопринт», 2003. – 352 с.
3. Теория и практика нанесения защитных покрытий / П. А. Витязь [и др.]. – Минск: Беларуская навука, 1998. – 583 с.

УДК 621.791

ЭЛЕКТРОННО-ЛУЧЕВАЯ СВАРКА ЗАГОТОВОК ЭНДОПРОТЕЗОВ ТИПА ОСТИНА МУРА ИЗ СПЛАВА СИСТЕМЫ Co-Cr-Mo

Бакиновский А.А., Губко А.Д., Олешук И.Г.,

Поболь И.Л., Предко А.А.

Физико-технически институт НАН Беларуси, Минск

Введение. Однополюсной эндопротез головки бедра типа Остина Мура предназначен для восстановления двигательной функции сустава. Его достоинства - простота и малоинвазивность операции. Невысокая стоимость такого импланта дает возможность выполнять эндопротезирование малообеспеченным пациентам. Эндопротез представляет собой цельнометаллическую конструкцию из ножки и большой шарообразной головки. В ножке имеются отверстия, предназначенные для лучшей фиксации импланта костным цементом, изделиями для остеосинтеза, либо благодаря естественному процессу остеоинтеграции [1].

Эндопротез состоит из двух деталей, получаемых литьем: ножка с полусферой головки и ответная полусфера головки. Самым эффективным методом получения соединения этих деталей является электронно-лучевая сварка (ЭЛС). Ширина стенок полусфер составляет 5,0 мм. При ЭЛС необходимо обеспечить глубину проплавления не менее 3,5 мм и минимальную усадку вершины шва, так как после сварки с поверхности головки механически удаляется слой в 1,0 мм и полируется до зеркального блеска с целью снижения скорости износа импланта при эксплуатации.

Цель исследования - оптимизация технологического режима ЭЛС образцов из сплава Co-Cr-Mo, обеспечивающего получение бездефектного сварного соединения глубиной 3,5-5,0 мм с усадкой шва не более 1,0 мм.

Оборудование, материалы и методы исследования.

Состав сплава Co-Cr-Mo, из которого изготавливали экспериментальные образцы и реальные эндопротезы, соответствует стандарту ISO 5832/4 [2].

Эксперименты по ЭЛС образцов цилиндрической формы диаметром 35 мм проводили на установке ЭЛА-15 при остаточном давлении $5 \cdot 10^{-3}$ Па по режимам, представленным в табл. 1. Ускоряющее напряжение во всех экспериментах постоянное - 60 кВ.

Таблица 1 - Режимы сварки образцов

№ образца	Ток сварки I, мА	Ток фокусировки I _ф , мА	Скорость сварки v, мм/с
1	50	645	15
2	40	645	10
3	40	635	10
4	45	635	10

Для проведения металлографических исследований сварных соединений вырезали образцы с двумя плоскопараллельными плоскостями с помощью прецизионного отрезного станка с водяным охлаждением Micracut 151. Шлифовку и полировку осуществляли на пробоприготовительном оборудовании Metcon. Металлографическое травление образцов проводили электролитическим методом в 10%-ном водном растворе азотной кислоты (20 с сварной шов и 5 мин основной металл). Фотографии микроструктур получены на оптическом микроскопе Planar МИ-1 с CCD камерой. МикродюрOMETрические свойства образцов определяли на микротвердомере ПМТ-3 (нагрузка на индентор 100 г). Дефектоскопию полученных сварных соединений проводили на рентгеновском оборудовании фирмы GE Sensing & Inspection Technologies модели X-cube Compact.

Результаты. Макроснимки сварных соединений, полученных при различных режимах ЭЛС, показаны на рисунке 1.

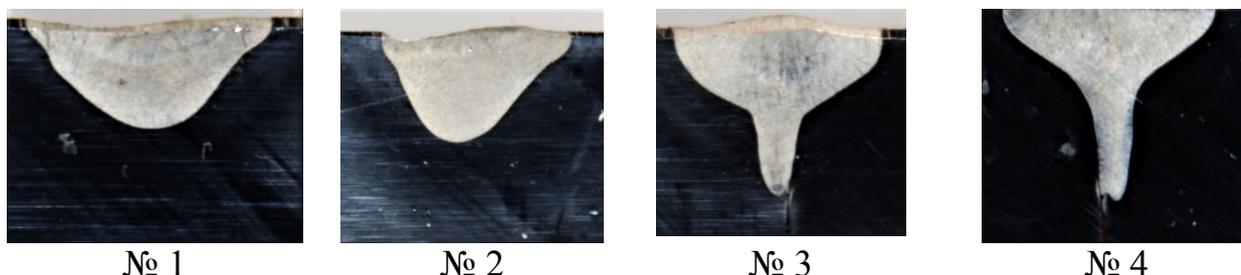


Рисунок 1 – Макроснимки швов, полученных при разных режимах сварки, $\times 4$

На образцах № 1 и № 2 шов имеет близкую к сферической форму, в то время как на образцах № 3 и № 4 наблюдаются кинжальные швы, характерные для ЭЛС с эффектом глубокого проплавления. Анализ макроснимков и результатов

рентгеновской дефектоскопии показал отсутствие пор, трещин или других дефектов сварных соединений.

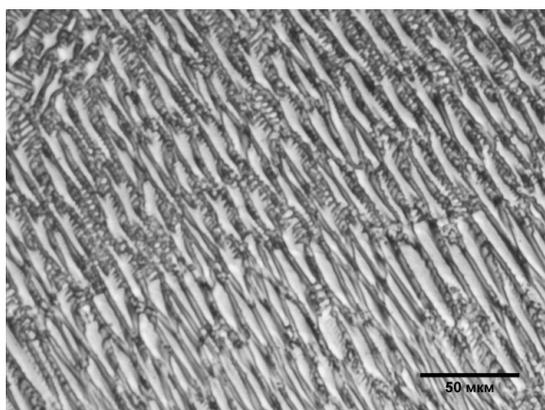
На рисунке 2 представлены геометрические параметры сварных соединений, полученных на образцах.



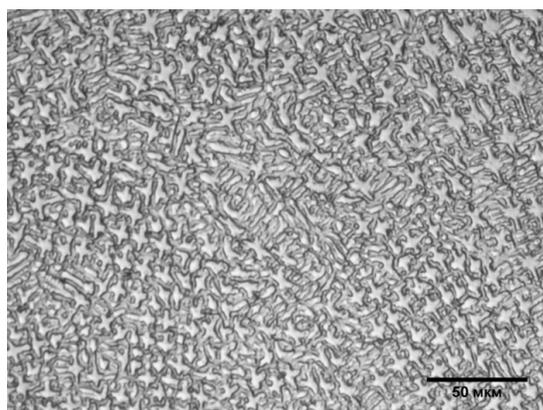
Рисунок 2 – Геометрические параметры сварных швов образцов

Сварные швы на всех образцах имеют незначительную усадку, глубина сварного соединения в образце № 1 недостаточная. Глубина шва на образце № 2 равна требуемой, однако при ЭЛС с неполным проплавлением возможны небольшие изменения глубины проплавления вдоль шва, поэтому режим № 2 также является нежелательным. Глубина проплавления образца № 4 превышает толщину стенки полусферы, что может привести к образованию нежелательных дефектов при сварке изделия. Режим сварки образца № 3 является предпочтительным ввиду максимального соответствия требованиям к геометрическим параметрам сварного соединения.

Микроструктурный анализ также не выявил микротрещин или зарождающихся трещин. Структура материала в верхней части шва, а также в периферийной зоне представляет собой дендриты, вытянутые в направлении отвода тепла при кристаллизации (рисунок 3, а). В центре шва наблюдается более равноосная и мелкодисперсная структура (рисунок 3, б).



а



б

а – верхняя часть сварного шва; б – центральная часть шва
Рисунок 3 – Микроструктура сварного шва в образце № 3 из сплава Co-Cr-Mo после ЭЛС

МикродюрOMETрический анализ показал, что твёрдость металла в сварном шве (4,4-4,8 ГПа) незначительно превышает твёрдость основного металла (4,4-4,5 ГПа), но в верхней части шва может достигать до 4,8-5,4 ГПа из-за более высокой скорости охлаждения металла благодаря дополнительной потере тепла излучением. Незначительное снижение микротвердости в основном металле до 3,7-4,0 ГПа, обнаруженное на расстоянии 50-100 мкм от линии сплавления, вероятно, обусловлено наличием зоны термического влияния.

Выводы. Опробованные режимы ЭЛС сплава системы Co-Cr-Mo позволяют получить сварные соединения, не содержащие трещин, пор или других дефектов, с минимальным градиентом микротвердости в зоне шва и зоне термического влияния. Сварной шов, наиболее удовлетворяющий требованиям к геометрическим характеристикам при сварке полусфер эндопротеза типа Остина Мура, образуется при ЭЛС по режиму $I = 40$ мА, $I_{\phi} = 635$ мА, $v = 10$ мм/с. Микротвердость материала сварных швов составила 4,4-5,4 ГПа, что незначительно превышает микротвердость основного металла (4,4-4,5 ГПа).

Работа выполнена в рамках отдельного проекта ФТИ НАН Беларуси «Исследование и разработка методов послойного аддитивного изготовления деталей и получения соединений материалов с использованием электронно-лучевого воздействия» (2017-2019 гг.).

СПИСОК ЦИТИРОВАННЫХ ИСТОЧНИКОВ

1. Однополюсной эндопротез Остин-Мура [Электронный ресурс] - Режим доступа: http://www.altimed.by/products/hips/stems/austin_moore/ – Дата доступа: 03.05.2019.
2. ISO 5832-4:2014 Implants for surgery – Metallic materials – Part 4: Cobalt-chromium-molybdenum casting alloy, 2014.

УДК 621.7

РАЗРАБОТКА МЕТОДИКИ ПОВЕРХНОСТНОГО ПЛАЗМЕННОГО УПРОЧНЕНИЯ КРУПНОГАБАРИТНЫХ ЧУГУННЫХ МАТРИЦ

Батрак В.В., Веремейчик А.И., Сазонов М.И., Хвисевич В.М., Дорофеев П.Е.

Брестский государственный технический университет
Брест, Республика Беларусь

Поверхностная плазменная термообработка деталей (ПУ) наиболее полно обеспечивает оптимальное сочетание величины вязкости сердцевинной детали с высокой поверхностной твердостью. Такое упрочнение реализуется путем локальной закалки с помощью быстро перемещающегося высокоинтенсивного высококонцентрированного источника тепла, а именно – плазменной дуги, генерируемой плазмотроном постоянного тока мощностью до 1,0 кВт с высоким тепловым КПД.

Плазменное упрочнение деталей характеризуется рядом преимуществ:

- соответствующей расчетной глубиной закалки детали лишь в зоне износа;
- при ПУ твердость поверхностного слоя заметно выше, чем при объемной закалке;

– отсутствие термических деформаций изготавливаемой детали благодаря локальности и кратковременности взаимодействия плазмы с поверхностью металла;

– закалка производится в одну стадию без необходимости последующей механической обработки.

Создана установка, которая состоит из плазмотрона постоянного тока, силового источника питания дуги, устройства ВЧ-поджига дуги, систем газоснабжения плазмотрона аргоном и азотом, а также его водоохлаждения. Для разработки процесса поверхностного плазменного упрочнения были изготовлены образцы из высокопрочного чугуна марки ВЧ 100 (рис. 1).

Химический состав образца представлен в таблице 1.

Таблица 1 – Химический состав чугуна ВЧ 100, %

Fe	C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Mo	V	Cu	Mg	Ti	Al
93.56	3.296	3.410	0.438	0.081	0.001	0.176	0.100	0.009	0.014	0.162	0.026	0.001	0.024

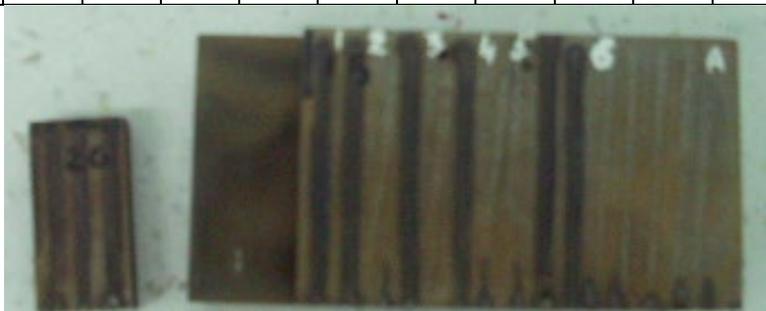


Рисунок 1 – Закаливаемый чугунный образец

Установлено, что чугун высокопрочный марки ВЧ 100 по форме включения содержит графит шаровидный в сочетании с пластинчатым в виде мелких и средних включений (рис. 2, а).

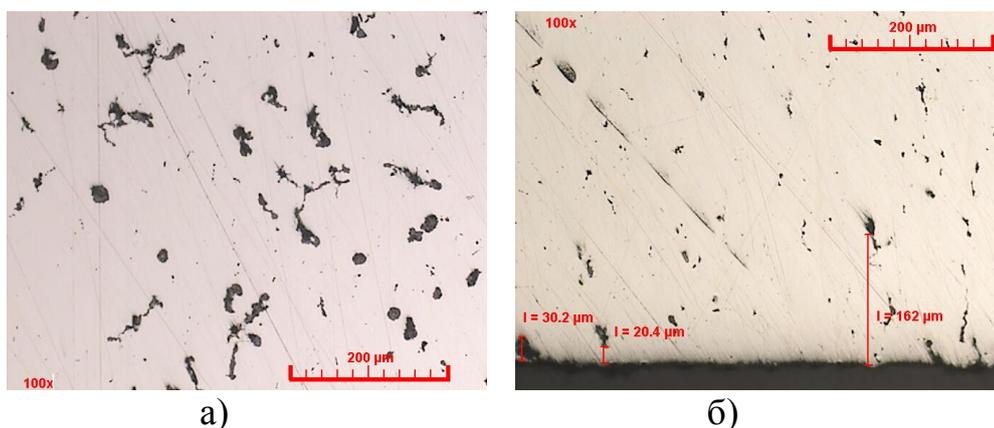


Рис. 2. Микроструктура высокопрочного чугуна (ВЧ 100)

При металлографическом исследовании шлифов чугунных образцов (рис. 2) было установлено, что при воздействии высококонцентрированного источника тепла в процессе поверхностной плазменной заправки происходит растворение шаровидного графита, а пластинчатый принимает вид мелких включений. С

помощью данной обработки были увеличены отбеленные слои «белый излом», характеризующийся низкой вязкостью. На основании изучения фотографий микроструктур можно предположительно, что это обуславливается выделением карбидов и других включений. Твердость чугуна в исходном состоянии составила 296 НВ.

Плазменная закалка производилась при токах дуги $I = 6 - 32$ А. В качестве плазмообразующего газа использовали аргон, причем в плазмотроне было применено обжимающее сопло с диаметром отверстия, равном 1,2 мм. Скорость перемещения плазмотрона варьировалась от 4 до 27 мм/с. В результате проведенных экспериментов и статической обработки их результатов были определены оптимальные параметры процесса поверхностного упрочнения: скорость перемещения плазмотрона $v = 11-13$ мм/с, ток дуги $I = 22$ А, расход защитного газа $Q_{N_2} = 3,1$ л/мин.

Типичное распределение микротвердости поверхностного слоя по ширине «дорожки» приведено на рис. 3.

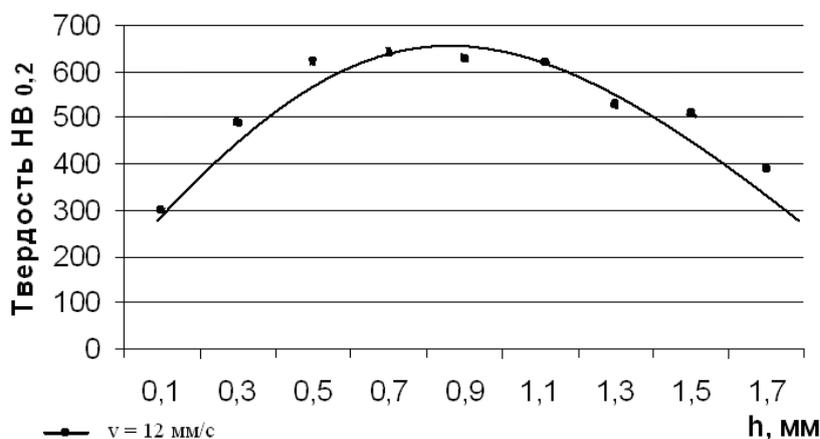


Рис. 3. Распределение микротвердости закаленного слоя по ширине «дорожки»

Исследована микротвердость поверхностного слоя в зависимости от расхода аргона, тока дуги, скорости перемещения плазмотрона. На рис. 4 представлено распределение микротвердости по глубине «дорожки».

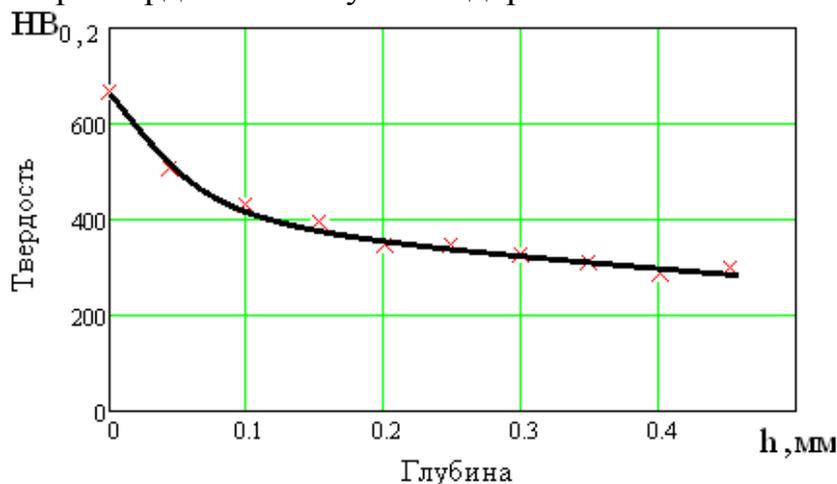


Рис. 4. Распределение микротвердости упрочненного слоя по глубине «дорожки» при скорости движения $v = 12$ мм/с

Анализируя полученные результаты, следует отметить, что микротвердость материала изменяется по глубине слоя. Максимальное значение достигается на поверхности образца и составляет 650 НВ. По глубине слоя микротвердость убывает.

При металлографическом исследовании шлифов чугунных образцов после поверхностной плазменной закалки (рис. 2, б) было установлено, что при воздействии высококонцентрированного источника тепла происходит растворение шаровидного графита, а пластинчатый принимает вид мелких включений. С помощью данной обработки были увеличены отбеленные слои «белый излом», характеризующийся низкой вязкостью. На основании изучения фотографий микроструктур можно предположить, что это обуславливается выделением карбидов и других включений.

На дифрактограмме, помимо искажения пиков от аустенитной фазы, наблюдается ряд новых пиков от вновь образованных структур. Значительное уширение пиков свидетельствует о значительных внутренних напряжениях в результате воздействия струи плазмы и быстрого охлаждения детали. Сдвиг пиков влево вдоль оси 2θ может являться диффузией азота в твердом растворе γ , которая приводит к увеличению постоянной решетки аустенита.

Раздвоение пиков аустенита и появление ряда новых можно объяснить мартенситными превращениями в структуре поверхностного слоя обусловленных локальностью нагрева и скоростном охлаждении металла. Идентификация новых пиков указывает на присутствие нитрида железа Fe_3N . Ширина их, а также их сдвиг может являться образованием сложных фаз ϵ на основе азота с участием твердого раствора углерода. Предположительно в поверхностном слое образовался азотистый мартенсит.

Результаты измерения микротвердости при поверхностной плазменной закалке показали существенный рост микротвердости по глубине поверхностного слоя, в отличие от варианта упрочнения без подачи азота. В поверхностном слое микроструктура состоит из ледебурита, цементита, карбидов мартенсита и троостита переходящего в перлит, и далее переходит в исходное состояние.

СПИСОК ЦИТИРОВАННЫХ ИСТОЧНИКОВ

1. Райцес, В.Б. Термическая обработка / В.Б. Райцес. – М.: Машиностроение, 1980. – 247 с.
2. Спиридонов, Н.В. Плазменные и лазерные методы упрочнения деталей машин / Н.В. Спиридонов, О.С. Кобяков, И.Л. Куприянов. – Мн.: Высшая школа, 1988. – 155 с.
3. Рыкалин, Н.Н. Лазерная и электронно-лучевая обработка материалов. Справочник / Н.Н. Рыкалин, А.Л. Углов, И.В. Зуев, А.Н. Кокора. – М.: Машиностроение, 1985. – 496 с.
4. Гиршович, Н.Г. Справочник по чугунному литью / Н.Г. Гиршович. – М.: Машиностроение, 1961. – 800 с.
5. Лещинский, Л.К. Плазменное поверхностное упрочнение / Л.К. Лещинский, С.С. Самотугин, И.И. Пирч, В.И. Комаров. – Киев: «Тэхника», 1990. – 109 с.

ВЛИЯНИЕ ХИМИЧЕСКОЙ УСАДКИ В ТЕХНОЛОГИЧЕСКОМ ПРОЦЕССЕ ИЗГОТОВЛЕНИЯ ИЗДЕЛИЙ ИЗ КОМПОЗИЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ

Василевич Ю.В., Неумержицкая Е.Ю., Василевич А.В.

Белорусский национальный технический университет

Минск, Республика Беларусь

Одним из важнейших направлений современных исследований является моделирование отверждения изделий при заданных технологических высоких температурах, изготавливаемых из композитов. Широко наблюдаемым на практике остаточным эффектом является искажение формы конструкции, обусловленным процессами, сопровождающими отверждение связующего: его химической усадкой во время полимеризации и температурной усадкой при охлаждении до комнатной температуры.

Отверждение связующего начинается с момента его приготовления и заканчивается в готовом изделии. Именно на этой стадии фиксируется форма изделия и создается конечная структура композиционного материала. Процесс отверждения связующего с образованием сетчатого полимера сопровождается переходом связующего из вязкой жидкости в твердое тело. В процессе отверждения при постоянной температуре вязкость связующего на начальной стадии или жесткость его на конечной стадии могут резко возрастать не только в результате гелеобразования, но и при застекловывании связующего вследствие увеличения молекулярного веса, образования новых химических и физических связей или увеличения плотности сетки. Физическое состояние полимера на любой стадии его образования и, следовательно, гибкость его цепей определяются соотношением между температурой стеклования полимера и температурой отверждения. Если температура отверждения становится ниже температуры стеклования связующего, достигшего определенной стадии отверждения, то дальнейший процесс отверждения при этой температуре практически прекращается.

К числу важнейших характеристик процесса отверждения относятся также объемная усадка и количество выделяющихся низкомолекулярных веществ (летучих). Объемная усадка при отверждении обусловлена увеличением плотности связующего в процессе отверждения в результате возникновения большого числа новых химических связей, и ее следует отличать от температурной усадки, связанной с охлаждением. Объемная усадка снижается с увеличением молекулярного веса олигомеров и уменьшением числа функциональных групп в них.

В то время как армирующие волокна сохраняют свои свойства в процессе отверждения, изначально жидкое связующее в результате проходящей полимеризации последовательно сменяет несколько состояний. Его первая значительная трансформация — это гелирование: полимер превращается из жидкого в высокоэластичный твердый материал, проявляющий вязкоупругие свойства и

способный нести малые нагрузки. Второе изменение свойств полимера, связанное с переходом в стеклообразное состояние.

Усадка связующего является следствием образования трехмерной структуры полимера в процессе его отверждения, когда при химическом взаимодействии изменяются расстояния между молекулами мономера и других компонентов связующего. Усадка оценивается относительным изменением размеров изделия после намотки и после его отверждения на технологической оправке. Наличие армирующего наполнителя в композиции препятствует свободной усадке связующего, приводит к образованию внутренних напряжений, наиболее существенных на границе раздела фаз. Введение в состав связующего пластификаторов и мелкодисперсных наполнителей снижает отрицательное воздействие усадки, но не устраняет её полностью. Следует отметить, что ориентация волокнистого наполнителя может оказать существенное влияние на характер усадки в готовых изделиях.

Максимальные внутренние напряжения возникают в стеклопластиках в направлении, перпендикулярном направлению волокон; вдоль волокон они весьма малы или даже не обнаруживаются вовсе. Однако, усадка в свободном виде будет одинакова во всех направлениях. Наличие препятствий позволяет уменьшить усадку в одних направлениях и увеличить её размер в других. Такое обстоятельство позволяет управлять остаточными напряжениями, уменьшая или увеличивая их. Кроме того, снижение уровня остаточных напряжений в намотанных стеклопластиках можно достигнуть путем рационального выбора связующего (с хорошими деформационными и адгезионно-когезионными свойствами), а также уменьшения интенсивности теплового воздействия и повышения однородности, температурных полей при нагреве и (особенно) при охлаждении в процессе термообработки.

Существенно различен характер внутренних напряжений в полимерной матрице и волокнистом наполнителе. В связующем внутренние напряжения обычно растягивающие. В стекловолокне они на порядок больше по величине, а по знаку зависят от расположения слоя стенки и жесткости оправки. При этом существенную роль играет соотношение коэффициентов термического расширения материала технологической оправки и стеклопластика. Выбор оптимального режима отверждения является основным способом снижения остаточных напряжений в композиционном материале.

Наряду с технологической различают эксплуатационную усадку, характеризующуюся относительным изменением размеров изделия в процессе эксплуатации по сравнению с первоначальным. Эксплуатационная усадка может быть связана с процессами водопоглощения, старения и т. д.

Внутренние напряжения в наполненных армированных полимерных материалах, возникающие вследствие химической усадки связующего в ходе отверждения и разности коэффициентов термического расширения компонентов композита, являются важной характеристикой материалов, определяющей их технологические и эксплуатационные свойства. Однако прямые экспериментальные исследования внутренних напряжений в композитах, обусловленных

усадкой полимерной матрицы при отверждении, практически отсутствуют. Это связано как с трудностями определения вклада этих напряжений в общий уровень регистрируемых в эксперименте технологических напряжений, так и с ограничениями, присущими используемым в настоящее время методам их оценки. Отсюда многие важные закономерности формирования усадочных напряжений в композитах и, в частности, влияние концентрации наполнителя, формы и размеров наполнителя, характера адгезионного взаимодействия наполнителя с матрицей до сих пор остаются мало изученными.

Расчет остаточных напряжений требует знания всего процесса изменения плотности связующего во времени, так как напряжения, возникшие на ранних стадиях отверждения, успевают отрелаксировать. Между тем, опубликованные данные относятся лишь к конечным значениям усадки и зачастую противоречивы. Наряду со значениями 1,5-2,5% имеются указания, что усадка эпоксидных связующих может достигать 10% и даже более. Поскольку эти данные обычно приводятся без сведений о режиме отверждения и о состоянии, относительно которого вычисляется изменение объема, то их использование в расчетах не представляется возможным. Структурные напряжения от термической усадки определяются в основном различием коэффициентов теплового расширения наполнителя и связующего и обычно рассчитываются для постоянных значений тепловых и упругих характеристик компонентов в интервале изменения температуры.

Поскольку коэффициент теплового расширения связующего меняется в процессе отверждения, а измерение этого коэффициента неизбежно сопровождается отверждением, то разделение на химическую и термическую составляющие носит условный характер. Если под коэффициентом химической усадки понимать относительное уменьшение объема в конце процесса отверждения, то этот коэффициент составляет около 3. Так как минимальная плотность для эпоксидных связующих достигается при $T \approx 80^\circ\text{C}$, то этот коэффициент включает в себя также чисто термическое расширение при переходе от одного режима к другому. Чтобы исключить влияние термического расширения, необходимо сравнивать плотность до отверждения и после отверждения при одинаковой температуре.

Изучение кинетики полимеризации проводится при разработке каждого нового полимерного материала. При этом используются как физико-химические методы (инфракрасная спектроскопия, химический анализ, анализ растворимости), так и механические методы (вискозиметрия и пластометрия). Цель этих исследований – выбрать оптимальный режим полимеризации и оценить время, необходимое для окончания процесса. Как на стадии изготовления композита, так и на стадии его эксплуатации, в силу термоупругой несовместимости исходных компонентов, а также особенностей технологии возникают трещины, раковины, расслоения и другие дефекты, инициирующие процессы зарождения и распространения трещин, что приводит к разрушению материала. Поэтому при создании композита требования к упругопрочностным свойствам его исходных компонентов должны быть сформулированы с учетом трещиностойко-

сти материала в зависимости от технологии его производства и действия эксплуатационных факторов.

В большинстве случаев при создании и расчете армированных композиционных материалов преобладают или полуэмпирические методы, или классические методы теории упругости, абстрагирующиеся от неизбежного наличия в композите различных дефектов типа трещин, расслоений, пузырей, что, естественно, не позволяет в полной мере реализовать упруго-прочностные свойства исходных компонентов. Таким образом, проблема расчета и создания, монолитных трещиностойких армированных композитов, безусловно, актуальна и далека до полного завершения.

УДК 539.3

ИССЛЕДОВАНИЕ НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ ТЕЛ ЦИЛИНДРИЧЕСКОЙ ФОРМЫ В УСЛОВИЯХ РАДИАЦИОННОГО РАСПУХАНИЯ И ПОЛЗУЧЕСТИ

Веремейчик А.И., Хвисевич В.М.

Брестский государственный технический университет
Брест, Республика Беларусь

Рассмотрим бесконечно длинный однородный круговой цилиндр с равномерным тепловыделением по сечению, который подвергается воздействию равномерного давления P со стороны внешней поверхности и находится в условиях радиационного набухания суммарным флюенсом быстрых нейтронов $\Phi = \varphi t$ ($\bar{E} > 0,1 \text{ МэВ}$) с учетом тепловой и радиационной ползучести. Температура T_s на внешней поверхности считается известной на основании решения задачи теплообмена с окружающей средой. Исследуем напряженно-деформированное состояние (НДС) цилиндра при комплексном нагружении. Дифференциальное уравнение равновесия имеет вид [1]:

$$\sigma_r - \sigma_\theta + r \frac{d\sigma_r}{dr} = 0, \quad (1)$$

где σ_r, σ_θ – радиальные и тангенциальные напряжения; r – текущий радиус.

Граничные условия принимаются в виде:

при $r=0$: $u_r = 0$; при $r=R$: $\sigma_r = -P$; где R – наружный радиус.

В соответствии с принципом Сен-Венана, на торцах длинного цилиндра граничные условия не рассматриваются, т.к. производится анализ сечений, достаточно удаленных от торцов. Считаем, что поток быстрых нейтронов происходит по нормали к поверхности цилиндра.

Эмпирическая функция радиационного набухания принимается согласно [1]:

$$S(T(r), \varphi t) = 4,9 \cdot 10^{-51} \cdot (\varphi t)^{1,71} \cdot 10^{\frac{15490}{T} - \frac{5,98 \cdot 10^6}{T^2}}, \quad (2)$$

где t – время, T – стационарное неоднородное температурное поле, являю-

щесая функцией координаты [1, 2]:

$$T = T_s + \frac{q_v}{4\lambda}(R^2 - r^2), \quad (3)$$

где q_v – интенсивность объемного тепловыделения равномерно распределенных внутренних источников тепла; λ – коэффициент теплопроводности.

Формулы обобщенного закона Гука при силовом и температурном нагружении с учетом радиационного распухания и ползучести имеют вид:

$$\begin{aligned} \varepsilon_r &= \frac{1}{E}(\sigma_r - \nu(\sigma_\theta + \sigma_z)) + \varepsilon_r^t + \varepsilon_r^{sw} + \varepsilon_r^{cr}, \\ \varepsilon_\theta &= \frac{1}{E}(\sigma_\theta - \nu(\sigma_r + \sigma_z)) + \varepsilon_\theta^t + \varepsilon_\theta^s + \varepsilon_\theta^{cr}, \\ \varepsilon_z &= \frac{1}{E}(\sigma_z - \nu(\sigma_\theta + \sigma_r)) + \varepsilon_z^t + \varepsilon_z^{sw} + \varepsilon_z^{cr}, \end{aligned} \quad (4)$$

где ε_r , ε_θ , ε_z – радиальные, тангенциальные и осевые деформации, α – коэффициент линейного расширения материала, ν – коэффициент Пуассона, E – модуль Юнга, ε^t , ε^{sw} – деформации, вызванные температурным воздействием и радиационным распуханием материала соответственно ($\varepsilon^t = \alpha \cdot T$, $\varepsilon^{sw} = \frac{1}{3}S(T(r), \varphi t)$), ε^{cr} – деформации, обусловленные ползучестью материала. При расчетах необходимо учитывать, что деформация ползучести происходит при постоянном объеме материала, поэтому должно выполняться условие:

$$\varepsilon_r^{cr} + \varepsilon_\theta^{cr} + \varepsilon_z^{cr} = 0. \quad (5)$$

Геометрические соотношения Коши, связывающие перемещения и деформации, имеют вид [1]:

$$\varepsilon_r = \frac{du_r}{dr}, \quad \varepsilon_\theta = \frac{u_r}{r}, \quad \varepsilon_z = 0. \quad (6)$$

Принимая $S = S(r)$ для фиксированного момента времени и решая совместно (4) и (5), выразим компоненты напряжений через перемещения:

$$\begin{aligned} \sigma_r &= \frac{\lambda}{\nu} \cdot \left((1-\nu) \cdot \varepsilon_r + \nu \cdot \varepsilon_\theta - (1+\nu) \cdot (\varepsilon_r^t + \varepsilon_r^{sw}) - \right. \\ &\quad \left. - (1-\nu) \varepsilon_r^{cr} - \nu(1-\nu) \varepsilon_\theta^{cr} - \nu \varepsilon_z^{cr} \right), \\ \sigma_\theta &= \frac{\lambda}{\nu} \cdot \left((1-\nu) \cdot \varepsilon_\theta + \nu \cdot \varepsilon_r - (1+\nu) \cdot (\varepsilon_r^t + \varepsilon_r^{sw}) - \right. \\ &\quad \left. - (1-\nu) \varepsilon_\theta^{cr} - \nu(1-\nu) \varepsilon_r^{cr} - \nu \varepsilon_z^{cr} \right), \\ \sigma_z &= \frac{\lambda}{\nu} \cdot \left(\nu \cdot (\varepsilon_r + \varepsilon_\theta) - (1+\nu) (\varepsilon_r^t + \varepsilon_r^{sw}) - \varepsilon_\theta^{cr} - \varepsilon_r^{cr} - \frac{(1-\nu)}{\nu} \varepsilon_z^{cr} \right), \end{aligned} \quad (7)$$

где $\lambda = \frac{E\nu}{(1-2\nu)(1+\nu)}$ – параметр Ламе.

В результате совместного решения (7) и (1) получено неоднородное дифференциальное уравнение равновесия второго порядка:

$$\frac{d^2 u_r}{dr^2} + \frac{1}{r} \frac{du_r}{dr} - \frac{u_r}{r^2} = \left(\alpha \frac{dT}{dr} + \frac{1}{3} \frac{dS}{dr} \right) \frac{1+\nu}{1-\nu} + \frac{1}{r} (\varepsilon_r^p - \varepsilon_\theta^p)(1-\nu) + \frac{d\varepsilon_r^p}{dr} + \nu \frac{d\varepsilon_\theta^p}{dr}. \quad (8)$$

с граничными условиями:

$$\begin{aligned} \text{при } r=0: u_r = 0; \quad \text{при } r=R: \sigma_r = -P = \frac{\lambda}{\nu} \cdot \left((1-\nu) \cdot \frac{du}{dr} + \nu \cdot \frac{u}{r} - \right. \\ \left. - (1+\nu) \cdot \left(\alpha T + \frac{1}{3} S \right) - \nu(1-\nu) (\varepsilon_r^{cr} + \nu \varepsilon_\theta^{cr}) - \nu \varepsilon_z^{cr} \right). \end{aligned} \quad (9)$$

Сначала весь интервал времени нагружения t_Σ разбивается на множество n шагов Δt : $n = \frac{t_\Sigma}{\Delta t}$. Затем в соответствии с методикой [1] решается дифференциальное уравнение (8) с граничными условиями (9) на нулевом шаге для момента времени $t=0$, при котором деформации ползучести отсутствуют. По выражениям (7) и (6) определяются компоненты тензора напряжения и деформаций соответственно.

Компоненты скорости деформации ползучести определяются на каждом временном шаге по формулам:

$$\begin{aligned} \dot{\varepsilon}_r^{cr} &= \frac{3}{2} \frac{\dot{\varepsilon}_u^{cr}}{\sigma_u} \cdot (2\sigma_r - \sigma_\theta - \sigma_z), \\ \dot{\varepsilon}_\theta^{cr} &= \frac{3}{2} \frac{\dot{\varepsilon}_u^{cr}}{\sigma_u} \cdot (2\sigma_\theta - \sigma_r - \sigma_z), \\ \dot{\varepsilon}_z^{cr} &= \frac{3}{2} \frac{\dot{\varepsilon}_u^{cr}}{\sigma_u} \cdot (2\sigma_z - \sigma_\theta - \sigma_r), \end{aligned} \quad (10)$$

где $\sigma_u = \frac{\sqrt{2}}{2} \cdot \sqrt{(\sigma_r - \sigma_\theta)^2 + (\sigma_\theta - \sigma_z)^2 + (\sigma_r - \sigma_z)^2}$ – интенсивность напряжений, $\dot{\varepsilon}_u^{cr}$ – закон терморadiационной ползучести, принимается согласно рекомендаций [2] в виде:

$$\dot{\varepsilon}_u^{cr} = 1,49 \cdot 10^{10} \cdot \sigma_u^{2,44} \cdot \exp(-63200/T). \quad (11)$$

Тогда деформации ползучести на n -м шаге определяются из выражений:

$$\begin{aligned} \varepsilon_{r(n)}^{cr} &= \varepsilon_{r(n-1)}^{cr} + \dot{\varepsilon}_{r(n-1)}^{cr} \cdot \Delta t, \\ \varepsilon_{\theta(n)}^{cr} &= \varepsilon_{\theta(n-1)}^{cr} + \dot{\varepsilon}_{\theta(n-1)}^{cr} \cdot \Delta t, \\ \varepsilon_{z(n)}^{cr} &= \varepsilon_{z(n-1)}^{cr} + \dot{\varepsilon}_{z(n-1)}^{cr} \cdot \Delta t, \end{aligned} \quad (12)$$

где $\varepsilon_{(n-1)}^{cr}$, $\dot{\varepsilon}_{(n-1)}^{cr}$ – составляющие деформации ползучести и скорости деформации ползучести на предыдущем временном шаге.

Найденные на рассматриваемом временном шаге компоненты деформации ползучести подставляются в дифференциальное уравнение (8) и граничные условия (9), затем на следующем шаге решается новое дифференциальное уравнение (8), определяются перемещения, компоненты напряжений и деформаций, и расчет повторяется.

Численный эксперимент проводился для аустенитной нержавеющей стали ОХ16Н15МЗБ [3], для которой $\varphi = 2,81 \cdot 10^{19} \frac{\text{нейтр}}{\text{см}^2 \cdot \text{ч}}$; $\alpha = 16 \cdot 10^{-6} \frac{1}{\text{К}}$; $\nu = 0,3$;

$E = 1,5 \cdot 10^{11} \text{ Па}$; $T_s = 973 \text{ К}$; $\lambda = 12 \frac{\text{Вт}}{\text{м}^2 \cdot \text{°С}}$. При расчетах принималось:

$R = 0,0027 \text{ м}$, $P = -10 \text{ МПа}$, $t_\Sigma = 7000 \text{ ч}$, $q_v = 2,234 \cdot 10^8 \frac{\text{Вт}}{\text{м}^3}$.

По результатам расчетов определены компоненты тензора напряжений и деформаций и исследована их зависимость от радиуса цилиндра и времени нагружения. Проведено сравнение результатов исследования НДС с учетом и без учета терморadiационной ползучести.

СПИСОК ЦИТИРОВАННЫХ ИСТОЧНИКОВ

1. Хвисевич, В.М. Исследование напряженно-деформированного состояния сплошного цилиндра при температурном, механическом и радиационном нагружении / В.М. Хвисевич, А.И. Веремейчик // Вестник Брестского гос. техн. ун-та. – 2012. – № 4. – С. 25–28.

2. Ширвель, П.И. Прочность неравномерно нагретых цилиндрических тел в условиях ползучести и радиационного облучения / П.И. Ширвель, А.В. Чигарев, И.С. Куликов. – Минск: БНТУ, 2014. – 252 с.

3. Куликов, И.С. Прочность тепловыделяющих элементов быстрых газоохлаждаемых реакторов / И.С. Куликов, Б.Е. Тверковкин. – Минск: Наука и техника, 1984. – 103 с.

УДК 621.7/9.048.7

МОДЕЛИРОВАНИЕ НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ ОПОРЫ ИЗМЕЛЬЧАЮЩЕГО БАРАБАНА КОРМОУБОРОЧНОГО КОМБАЙНА

М. И. Михайлов, К. М. Михайлов

Учреждение образования «Гомельский государственный технический университет имени П.О. Сухого»

Исследовано напряженно-деформированное состояние опор измельчающего барабана кормоуборочного комбайна. Выполнен анализ влияния нагрузки на напряжения, деформации и перемещения опор качения и модельной конструкции. Установлена эквивалентная конструкция, позволяющая сократить объем расчетов на ЭВМ.

Введение

Одной из главных проблем отечественных предприятий обрабатывающей промышленности является обеспечение качества выпускаемых изделий. Особенно остро во всех отраслях машиностроения стоит вопрос обеспечения надежности технологического оборудования и продукции. Как показывает практика, большинство отказов механизмов и машин приходится на узлы трения [1], [2]

Так, основной причиной потери работоспособности подшипника качения при нормальных условиях эксплуатации является усталостное выкрашивание поверхностей качения. Указанный вид износа является следствием циклически изменяющихся контактных нагрузок, передаваемых через относительно небольшие площадки контакта. Причиной такого нагружения является возникновение контактных напряжений, которые могут превышать пределы прочности материалов взаимодействующих деталей.

В настоящее время используется множество методов повышения долговечности узлов качения, наибольшее распространение среди которых нашло применение смазочных материалов и новых подшипниковых материалов [3]-[5]. Как показывают последние научные исследования, большой перспективностью, высокой экономической эффективностью, а также широкой универсальностью обладает инновационный метод упрочнения тел качения подшипников вакуумно-плазменными покрытиями [6]-[9].

Однако для выявления механизмов и определения эффективности рассматриваемого метода повышения надежности подшипника необходимо выяснить суть физических процессов, протекающих в процессе эксплуатации механической системы. В настоящее время вопрос взаимодействия деталей подшипника под нагрузкой освещен явно недостаточно. Изучение указанных вопросов, остающихся без должного внимания, могло бы послужить толчком для дальнейшего развития подшипниковой промышленности и, как следствие, повысить надежность технологического оборудования и выпускаемой продукции.

Для изучения особенностей распределения нагрузки в узлах трения качения требуется решение следующих задач:

- определить режимы и особенности нагружения;
- разработать математическую модель процесса нагружения механической системы;

Целью работы является создание компьютерной модели шарикового однорядного подшипника 6305 с целью установления величины напряжений, возникающих в материалах его деталей при эксплуатации.

Методика исследования

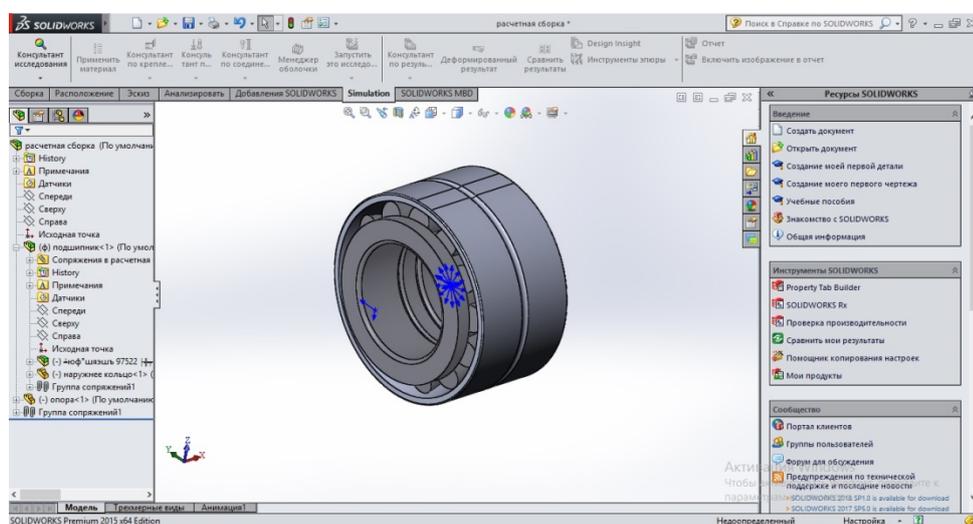
Анализ научных данных [11]—[13] показал, что решение задачи моделирования работы подшипника качения сводится к рассмотрению работы подшипника с соединением его деталей без зазора, с зазором и с натягом. Условия нагружения: радиальная вертикальная сила, действующая на наружное кольцо. Так, следует выделить три частных расчетных случая, учитывающих особенности приложения действующей нагрузки:

-действующая нагрузка прикладывается через наружное кольцо подшипника вследствие наличия зазора к одному телу качения. Невыбранный зазор характерен для работы узлов качения в начальный момент эксплуатации, при невысоких нагрузках и смонтированных с малой величиной натяга колец;

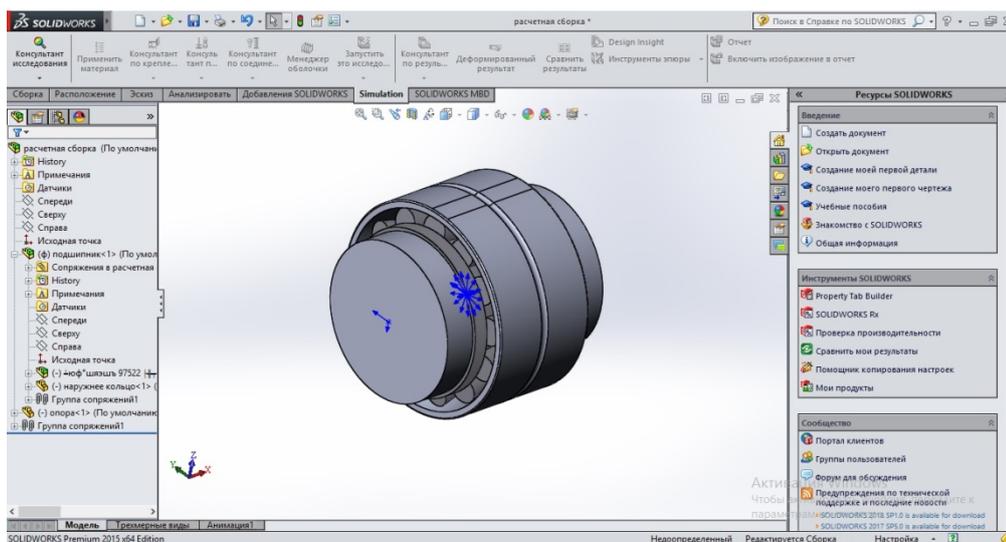
- действующая нагрузка прикладывается к трем телам качения, при этом центр среднего тела качения находится на линии действия радиальной силы, зазор в подшипнике отсутствует;

- действующая нагрузка прикладывается к двум телам качения, причем оба равноудалены от линии действия нагрузки, зазор в подшипнике отсутствует.

Задача математического моделирования решалась численным методом в программном комплексе конечно-элементного анализа ANSYS. Компьютерная трехмерная геометрическая модель объекта исследования, построенная на основе конструктивных параметров подшипника МП36305, приведена на рис. 1.



а)



б)

Рисунок 1- Расчетная схема для определения перемещений в «SolidWorks»
а- двухрядный радиальный подшипник; б- сборка подшипниковой опоры

В результате проведения численных расчетов были получены картины, отображающие напряжение, перемещение и деформации. При создании математической модели контакта деталей подшипника были сделаны следующие основные допущения:

- зазор в зоне контакта исключен;
- учитывая наличие двух плоскостей симметрии (как формы рассматриваемых тел, так и накладываемых граничных условий и прикладываемых нагрузок), задача исследования показателей контактного взаимодействия была сведена к рассмотрению четверти модели. При этом рассматривалась только часть подшипника, прилегающая к зоне действия наибольших нагрузок (сектор 11°).

Показанная геометрия разделена на отдельные части для облечения задания параметров дискретизации расчетной модели (рис. 2).

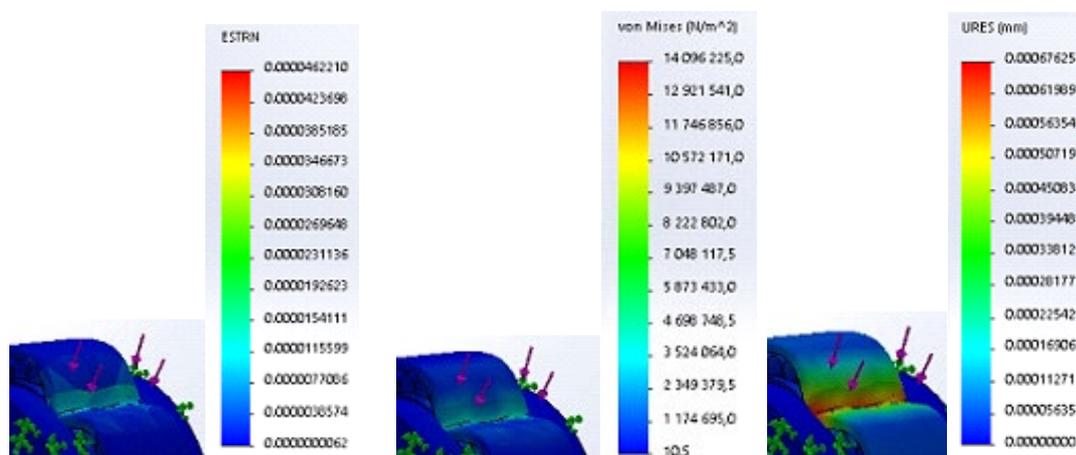


Рисунок 2- Картины распределения: деформаций (а), напряжений (б) и перемещений (в) при нагрузке подшипниковой опоры 1000Н

- с целью моделирования сепаратора, обеспечивающего ограничение взаимного перемещения тел качения, была создана жесткая связь, соединяющая тела качения и имеющая в месте соединения с каждым телом три вращательные степени свободы относительно оси, параллельной оси симметрии подшипника (рис. 3).

В качестве материала взаимодействующих тел принималась сталь ШХ15 ГОСТ801-78: модуль Юнга $2 \cdot 10^{11}$ Па, коэффициент Пуассона 0,3. При создании на основе геометрической модели конечно-элементной модели для выделенных околосконтактных объемов исследуемых тел назначался размер элементов величиной 100 мкм (на основании ранее проведенного численного моделирования и сопоставления с результатами аналитического решения). Для остальных областей - 1 мм. При создании конечно-элементной модели применялся алгоритм с преобладающим использованием элементов гексогональной формы. Применялись элементы второго порядка. Созданные конечно-элементные модели приведены на рис. 3.

Условия контактного взаимодействия задавались между поверхностями контактирующих тел и дорожками качения. Для расчета условий контактного взаимодействия использовался уточненный алгоритм Лагранжа

(augmentedLagrange). Задавалось несимметричное поведение контактирующих поверхностей. В качестве целевой использовались поверхности дорожек качения, а контактной - тела качения.

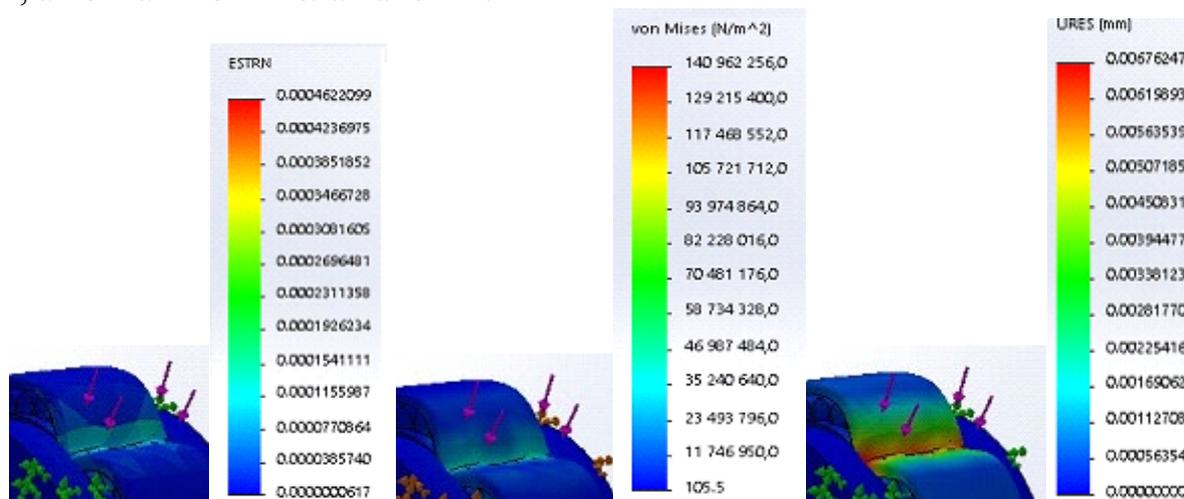


Рисунок 3- Картины распределения: деформаций (а), напряжений (б) и перемещений (в) при нагрузке подшипниковой опоры 10000Н

С целью улучшения исключения погрешностей компьютерного решения задавалось автоматическое соприкосновение поверхностей деталей. Оптимальное значение дискретизации около контактных объемов было установлено ранее [14]. В качестве граничных условий назначалось ограничение перемещений по всем степеням свободы внешней поверхности внешней обоймы. С целью упрощения расчетов и анализа полученных результатов действие осевой нагрузки исключали. Действующая радиальная статическая нагрузка прикладывалась к внутренней поверхности внутреннего кольца. Расчеты производились для трех величин действующей на подшипник радиальной нагрузки - 1000; 5000 и 10000 Н. С учетом двух плоскостей симметрии, к разработанной модели прикладывались радиальные нагрузки 250; 1250 и 2500 Н, соответственно.

Анализ результатов моделирования. Анализ перемещений в подшипнике производился в программе «SolidWorks», для этого создавалась 3-D модель радиального двухрядного подшипника со сферическими роликами, который устанавливался в опору, необходимую для жесткого закрепления. Затем прикладывалась силовая нагрузка к заранее выделенной площадке, численное значение которой составляло 1000 и 10000 Н.

После проведения серии экспериментов с условно принятой втулкой вместо подшипника было определено, что геометрические параметры исследуемой модели не изменяться, оптимальным материалом при этом является серое литое железо, обладающее характеристиками, приведенными на рис. 4.

При расчете перемещений было определено, что перемещения втулки под действием силы 1000Н составляет 0.00066213мм, при той же нагрузке перемещение в подшипнике составило 0.00067625 мм. При нагрузке в 10000Н перемещения в опоре составили 0.00662125 мм, в подшипнике 0.00676247 мм, в ре-

зультате чего делаем вывод, что данный материал принят верно и можно приступать к окончательному расчету методом конечных элементов.

Свойство	Значение	Единицы измерения
Модуль упругости	66178.1	Н/мм ²
Коэффициент Пуассона	0.27	Не применимо
Модуль сдвига	50000	Н/мм ²
Массовая плотность	7200	кг/м ³
Предел прочности при растяжении	151.658	Н/мм ²
Предел прочности при сжатии	572.165	Н/мм ²
Предел текучести		Н/мм ²
Коэффициент теплового расширения	1.2e-005	/К
Теплопроводность	45	W/(м·К)
Удельная теплоемкость	510	J/(кг·К)
Коэффициент демпфирования материала		Не применимо

Рисунок 4- Физико-механические свойства серого литого железа

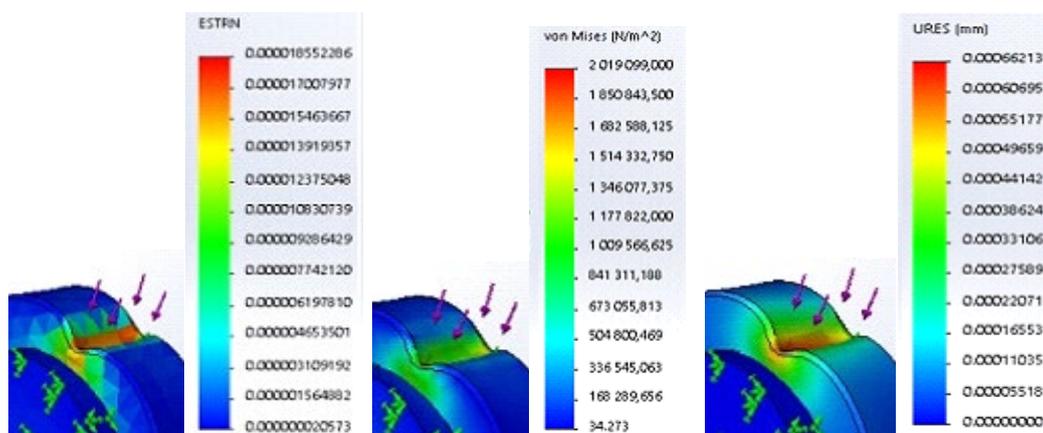


Рисунок 5- Картины распределения: деформаций (а), напряжений (б) и перемещений (в) при нагрузке модельной опоры 1000Н

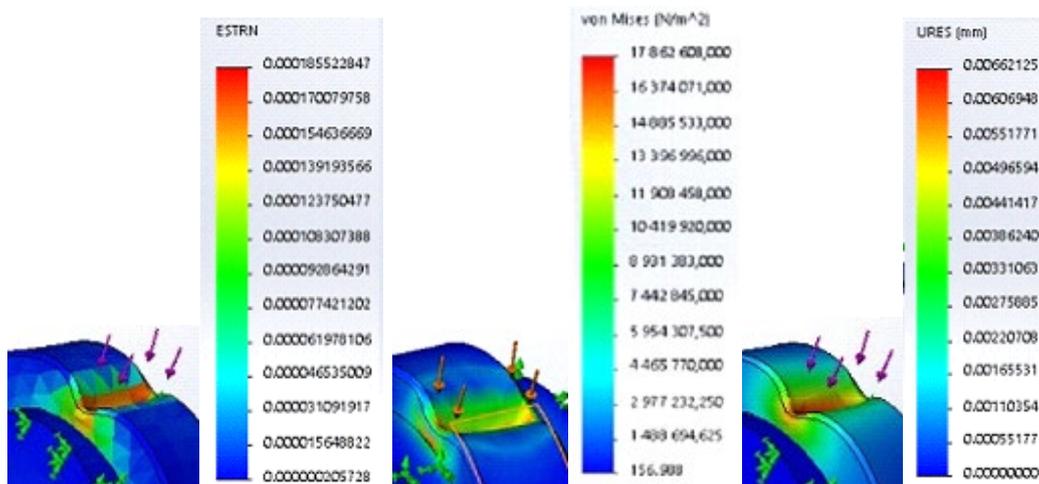


Рисунок 6- Картины распределения: деформаций (а), напряжений (б) и перемещений (в) при нагрузке модельной опоры 10000Н

Коэффициенты соответствия

$$K_{ij} = \frac{\sigma_p}{\sigma_m}; K_{ij} = \frac{\delta_p}{\delta_m}; K_{ij} = \frac{\varepsilon_p}{\varepsilon_m}$$

$$K_{11} = 6,9517; K_{12} = 1,0213; K_{13} = 2,38; K_{21} = 7,891; K_{22} = 1,0213; K_{23} = 2,4914.$$

Заключение. Анализ данных, полученных путем математического моделирования, позволяет сделать заключение:

а) в процессе радиального нагружения подшипника качения его детали испытывают существенные напряжения различного рода и деформации с одновременным протеканием;

б) в связи с возникновением значительных касательных напряжений на поверхностях деталей подшипника качения при наличии зазора между ними следует минимизировать его величину либо полностью исключить;

в) наименьшие касательные напряжения в поверхностном слое деталей подшипника возникают при нахождении в зоне нагружения двух симметрично расположенных тел качения;

г) в ходе эксплуатации подшипника с беззазорным сопряжением деталей на поверхности колец и тел качения наблюдается циклическое изменение различного рода напряжений.

СПИСОК ЦИТИРОВАННЫХ ИСТОЧНИКОВ

1. Bayer, G. Mechanical Wear Fundamentals and Testing / G. Bayer, G. Raimond. - USA, New York : Marcel Dekker, 2004. - 396 p.
2. Stachowiak, W. G. Engineering Tribology / W. G. Stachowiak, A. W. Bachelor. — Munchen : Butterworth-Heinemann, 2001. - 765 p.
3. Трение, изнашивание и смазка / И. В. Крагельский [и др.] ; под общ. ред. В. В. Алисиной. - М. : Машиностроение, 1978. - 400 с.
4. Горелов, А. А. Современные материалы и технологии в машиностроении / А. А. Горелов. -М. : МИСиС, 2011.-312 с.
5. Попилов, Л. Я. Новые материалы в машиностроении / Л. Я. Попилов. - М. : Машиностроение, 1967. -427 с.
6. Котов, С. Ю. Влияние сквозной пористости PVD покрытия ZrN на коррозионную стойкость сферических подложек из стали ШХ15 / С. Ю. Котов, Г. Я. Беляев // Вести. Белорус.-Рос. ун-та. -2013.-№ 2 (39).-С. 63-70.
7. Котов, С. Ю. Влияние вакуумно-плазменного упрочнения тел качения покрытием ZrN на долговечность подшипника / С. Ю. Котов, Г. Я. Беляев // Вести. ЛГУ. Сер. В. Промышленность. Приклад, науки. - 2013. - № 11. - С. 38—43.
8. Котов, С. Ю. Влияние вакуумно-плазменного упрочнения элементов качения на долговечность подшипника / С. Ю. Котов, Г. Я. Беляев // Наука и техника : меж- дунар. науч.- техн. журн. - 2014. -№ 2. - С. 57-61.
9. Котов, С. Ю. Влияние вакуумно-плазменного упрочнения элементов качения PVD покрытием ZrN на температуру подшипникового узла / С. Ю. Котов, Г. Я. Беляев // Вести. ГрГУ. - 2013. - № 4. - С. 102-105.
10. Минский подшипниковый завод. Каталог подшипников / Офиц. сайт ОАО «Минский подшипниковый завод». - Минск, 2014. - Режим доступа: <http://mpz.com.by/catalog/bearings/bearing-catalogue/425/8506>. - Дата доступа: 30.01.2016.
11. Подшипники качения : справ, пособие / Н. А. Спицын [и др.] ; под общ. ред. Н. Ю. Благодсконова. - М. : Машгиз, 1961. - 828 с.
12. Нарышкин, В. Н. Подшипники качения : справ.-каталог / В. Н. Нарышкин, Р. В. Коросташевский. - М. : Машиностроение, 1984.-280 с.
13. Перель, Л. Я. Подшипники качения. Расчет, проектирование и обслуживание опор / Л. Я. Перель. - М. : Машиностроение, 1983. - 543 с.
14. Шмелев, А. В. Разработка математической модели взаимодействия элементов качения и кольца шарикового подшипника / А. В. Шмелев, С. Ю. Котов, Г. Я. Беляев // Вести. Белорус.-Рос. ун-та. - 2015. - № 4 (49). - С. 94-102.

РАЗРАБОТКА ОПТИМАЛЬНЫХ РЕЖИМОВ ПРОЦЕССА ПОВЕРХНОСТНОГО ПЛАЗМЕННОГО АЗОТИРОВАНИЯ НОЖЕЙ КУТТЕРА

Сазонов М.И., Хвисевич В.М., Веремейчик А.И., Дорофеев П.Е.

Брестский государственный технический университет
Брест, Республика Беларусь

Серповидные ножи-измельчители установки для измельчения продуктов (куттера) (рис. 1, а), изготовленные из хромистой жаропрочной нержавеющей стали 14X17Н2 (ГОСТ 5632–2014), упрочнялись объемной закалкой, в результате твердость детали достигала 42–48 HRC.

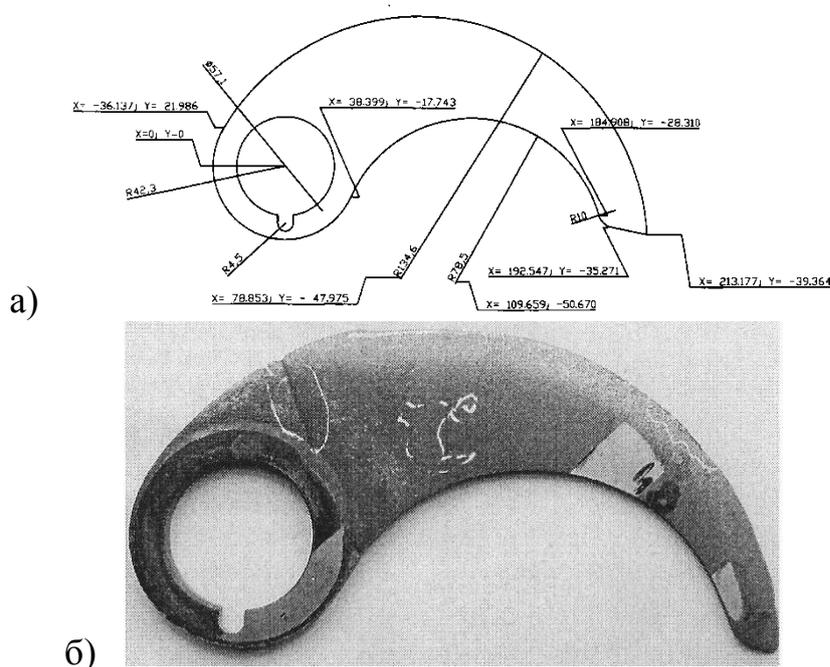


Рисунок 1 – Нож-измельчитель: а) схема с координатами характерных точек, б) вид упрочненного после эксплуатации объемной закалкой

Нож толщиной 8 мм имеет плоскую серпообразную форму. В установке одновременно используются два ножа, установленные в горизонтальном положении на вращающемся валу емкости, в которую загружается сырье для измельчения общей массой до 70 кг. Режущая кромка детали, заточенная под углом 21° , обращена вниз. В емкость подается пар с температурой $T=150^\circ\text{C}$, после размельчения и расплавления сырья часть его остается под поверхностью детали. Ведущий вал вращается с высокой скоростью, совершая $n=740\text{--}1480$ об/мин. Один цикл нагружения при стационарном режиме составляет 7 мин; а с учетом времени перезагрузки установки за сутки нож нагружается до 40 раз.

В процессе эксплуатации ножи подвергались кавитационному и коррозионно-механическому изнашиванию и имели короткий срок использования. Визуальные обследования показали ряд типичных дефектов – поверхностная корро-

зия металла, нарушение формы режущей кромки путём её смятия, растрескивание и выламывание режущей кромки, разрушение полотна детали, отламывание кусков в периферийной зоне (рис. 1, б). Для повышения надежности и долговечности ножей предложено использование поверхностного плазменного азотирования (ППА) при помощи движущегося высокоинтенсивного источника нагрева для создания упрочненного поверхностного слоя ножей с высокой твердостью и износостойкостью [1].

Для определения оптимальных режимов процесса поверхностного плазменного азотирования проведены теоретические исследования температурных полей, напряжений и деформаций в ноже, выполненные с применением программного комплекса ANSYS. В ходе численного эксперимента разработана 3D модель ножа [1]. При решении температурной задачи использовался термический конечный элемент SOLID70 (Brick 8node), при исследовании НДС – восьмиузловой конечный элемент SOLID185 (Brick 8node). Модель разбивалась на 53572 конечных элемента. В соответствии со скоростью движения плазменной струи к узлам дискретной модели последовательно прикладывалась температурная нагрузка в виде конвекции. Во избежание оплавления максимальная температура на поверхности ножа должна быть на 3...5 % меньше температуры плавления стали. Конвекция задавалась на всех поверхностях модели, т.к. температура плазменной струи в центре составляет около $T_0=6000$ °С. Так как тепловой поток плазменной струи распределяется по ширине пятна нагрева по закону, близкому к кривой вероятности Гаусса, то на нагреваемой поверхности коэффициент конвекции задавался различным по ширине пятна нагрева в соответствии с законом нормального распределения [2]. Зависимости температуры и коэффициента конвекции от координат и времени задавались в виде:

$$T(x, y, t) = \frac{T_0}{10^{-3} \left[\left(R \cdot \cos\left(\frac{v}{R}t - 0,122\right) + x \right)^2 + \left(R \cdot \sin\left(\frac{v}{R}t - 0,122\right) - y \right)^2 \right] + 1} + T_H, \quad (1)$$

$$k(x, y, t) = \frac{k_0}{10^{-3} \left[\left(R \cdot \cos\left(\frac{v}{R}t - 0,122\right) + x \right)^2 + \left(R \cdot \sin\left(\frac{v}{R}t - 0,122\right) - y \right)^2 \right] + 1},$$

где $R=0,13$ м – радиус кривизны траектории движения плазменной струи, определяемый из геометрии режущей кромки ножа, v – скорость движения источника нагрева, $T_H=20$ °С – температура окружающей среды, $k_0=7000 \frac{Вт}{м^2 \cdot К}$ –

коэффициент конвекции в центре плазменной струи. Удельная теплоемкость стали 14X17H2 принималась зависящей от температуры и находилась в интервале $c=400...600 \frac{Дж}{кг \cdot К}$ [3]. Время движения дуги определялось в зависимости от

длины режущей кромки при скорости движения плазматрона $v=10$ мм/с. Коэффициент теплопроводности стали 14X17H2 принимался равным $\lambda=50 \frac{Вт}{К \cdot м}$, модуль Юнга $E=2 \cdot 10^{11}$ Па, коэффициент Пуассона $\nu=0,28$.

На рис. 2 приведено распределение температурного поля на поверхности ножа при скорости движения пятна нагрева $v=10$ мм/с.

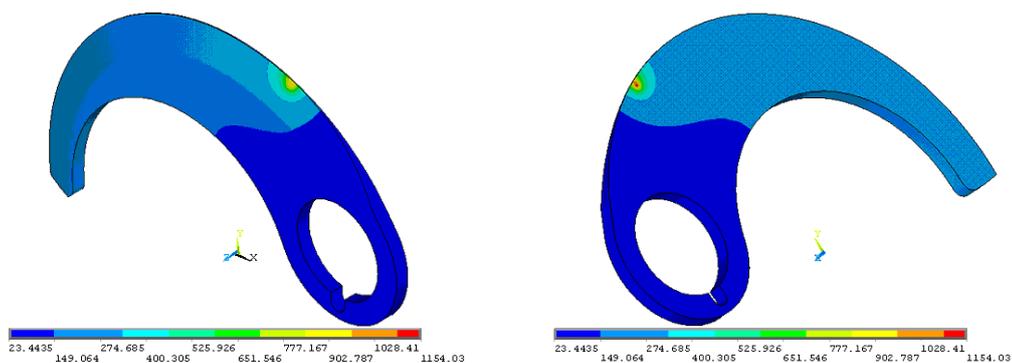


Рисунок 2 – Температурное поле на нижней и верхней поверхности ножа при $t=26$ с

При исследовании НДС нож закреплялся по нижней торцевой поверхности и по поверхности шпоночного паза. На рис. 3 представлено типичное распределение интенсивности напряжений и суммарных перемещений на рабочей зоне ножа.

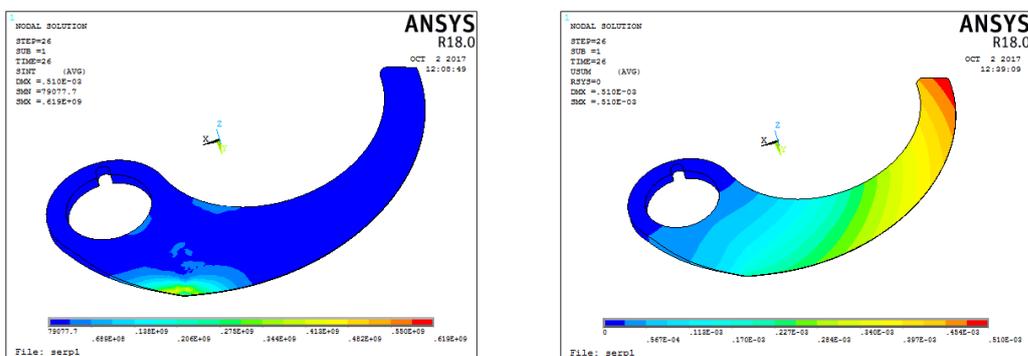


Рисунок 3 – Распределение эквивалентных напряжений и суммарных перемещений для момента времени $t=26$ с при $v=10$ мм/с

Для осуществления процесса поверхностного плазменного азотирования в комплексе с плазменной установкой был разработан специальный манипулятор, при помощи которого осуществляется перемещение детали с заданной скоростью относительно плазменной дуги. Упрочняемая деталь располагалась на столике манипулятора горизонтально. Осуществлен процесс поверхностного плазменного азотирования ножей.

По результатам экспериментов определены оптимальные параметры процесса поверхностного плазменного азотирования: скорость движения точки нагрева $v=10$ мм/с, расход аргона $Q_{Ar}=1,2$ л/мин, расход азота $Q_{N_2}=3,6$ л/мин, ток дуги $I=28$ А.

В результате экспериментальных исследований микротвердость поверхности детали увеличена до 466–600 $HV_{0,1}$. Экспериментально подтверждена возможность закалки при наложении соседних дорожек друг на друга с расстояниями 0,4 мм между их осями; при этом микротвердость составила 532–566 $HV_{0,1}$. Наибольшая глубина упрочненного слоя достигается при $v = 10$ мм/с. Уменьшение скорости движения плазменной дуги приводит к увеличению глубины упрочненного слоя.

СПИСОК ЦИТИРОВАННЫХ ИСТОЧНИКОВ

1. Спиридонов, Н.В., Кобяков О.С., Куприянов И.Л. Плазменные и лазерные методы упрочнения деталей машин / Н.В. Спиридонов, О.С. Кобяков, И.Л. Куприянов. – Мн.: Вышэйшая школа, 1988. – 155 с.
2. Веремейчик, А.И. Моделирование напряженно-деформированного состояния ножей установки для измельчения пищевых продуктов при воздействии плазменной дуги / А.И. Веремейчик, М.И. Сазонов, В.М. Хвисевич // Вестник ПНИПУ. Механика. – 2018. – № 3. – С. 5–16.
3. Таблицы физических величин. Справочник. / Под ред. И.К. Кикоина. – М.: Атомиздат, 1976. – 1008 с.

УДК 621.923.7

ПОВЫШЕНИЕ КАЧЕСТВА ПОКРЫТИЙ, ФОРМИРУЕМЫХ В ПРОЦЕССЕ ЭЛЕКТРОМАГНИТНОЙ НАПЛАВКИ ЗА СЧЕТ ДОПОЛНИТЕЛЬНОГО ТЕХНОЛОГИЧЕСКОГО ВОЗДЕЙСТВИЯ

Миранович А.В.,¹ Мрочек Ж.А.²

- 1) Учреждение образования «Белорусский государственный аграрный технический университет», Минск, Республика Беларусь
- 2) Учреждение образования «Белорусский национальный технический университет», Минск, Республика Беларусь

Для упрочнения (восстановления) рабочих поверхностей деталей машин, износ которых превышает 0,1 мм, используется электромагнитная наплавка (ЭМН) специальными пастами, обеспечивающая многослойное нанесение износостойких покрытий [1] из ферромагнитных порошков (ФМП). Наряду с известными преимуществами этого способа [1, 2], существенными дефектами, снижающими износостойкость формируемых поверхностных слоев, является их шероховатость и разнотолщинность [2, 3].

С целью стабилизации толщины наносимого покрытия и уменьшения его шероховатости предложена технологическая схема и разработан модуль для ЭМН с дополнительным технологическим воздействием – поверхностным пластическим деформированием (ППД) [4].

Модуль содержит все необходимые составляющие (рисунок) мехатронной технологической системы: объекты управления (заготовка 9, инструменты 3, 7 и 8, источники энергии 2, 13 и 14), приводы (механизмы перемещения заготовки, инструмента, источника энергии), датчики и управляющие устройства, сопряженные между собой (персональный компьютер, блоки управления инструментом и источником энергии) и систему программного обеспечения.

Для управления стабильностью технологической системы процесса ЭМН с ППД используются критерии, характеризующие электромагнитные потоки: энергетический Si , магнитного взаимодействия Sm , напряженности электрического поля Se и их соотношения:

при ЭМН пастами и изменяющие структуры упрочненных слоев, их параметры качества (шероховатость и разнотолщинность, микротвердость) ликвидируются посредством дополнительного воздействия деформирующего элемента при ППД, регулированием и стабилизацией силы технологического тока I и давления P .

Современным направлением повышения устойчивости технологических систем является оснащение их средствами адаптации [2, 3]. Для электромагнитной наплавки с ППД такое решение позволяет стабилизировать температурные и силовые параметры, то есть осуществлять управление термическими и механическими воздействиями. В качестве управляемых технологических параметров приняты величина тока I и усилие пластического деформирования P .

Так, использование для контроля силы тока электромагнитных датчиков затруднено из-за наличия мощных электромагнитных помех, паров металла, теплового и светового излучения. Поэтому для адаптивного управления тепловым воздействием используются датчики параметров электрической дуги, сигнал от которых поступает в блок сравнения, сравнивается с сигналом от блока расчета. Резкость этих значений обеспечивается усилителями напряжений, тока и обрабатывается оконченным каскадом. При этом интегральное значение тока выдается на преобразователь напряжения в обмотках электромагнитной системы устройства наплавки. Оконченный каскад обеспечивает заданный уровень отдаваемой мощности, анализирует текущее состояние с предыдущими, и не реагирует на импульсный характер тока электрического разряда. Устройство оснащено системой защиты от токов короткого замыкания, включающей адаптер и термоэлемент.

Система автоматического управления усилием деформирования P состоит из датчика положения, контроллера с аналого-цифровыми преобразователями, пропорционально-интегрально-дифференциальным регулятором, двухфазного усилителя мощности и шагового двигателя.

Адаптивное управление такими основными технологическими параметрами, как величина тока I и усилие пластического деформирования P в мехатронной технологической системе для электромагнитной наплавки с ППД позволяет существенно повысить качество нанесенного слоя деталей машин и механизмов, а также снизить затраты на их ремонт и эксплуатацию оборудования, обеспечивающего процесс восстановления и упрочнения.

Для проверки эффективности ЭМН с ППД по обеспечению стабильности и устойчивости процесса упрочнения поверхностей деталей проведены сравнительные испытания [1, 2]. Толщина упрочненных поверхностных слоев определялась по распределению микротвердости; разнотолщинность – по разности максимальной и минимальной местных толщин покрытий образцов. Измерение шероховатости поверхности производилось на профилографе-профилометре Mitutoyo SJ-201P. Износостойкость покрытий определяли при испытании материалов на трение и износ (машина 2070 СМТ-1, схема «диск-колодка») линейным методом.

В результате проведенных исследований установлено, что ЭМН с ППД, позволяет обеспечить устойчивость и стабильность процесса упрочнения, повысить относительную износостойкость на 20%, уменьшить шероховатость покрытия на 25% и получить равномерное по толщине покрытие ($t = 0,5$ мм).

СПИСОК ЦИТИРОВАННЫХ ИСТОЧНИКОВ

1. Мрочек, Ж.А. Исследование параметров качества покрытий, полученных наплавкой паст в электромагнитном поле / Ж.А. Мрочек, Миранович А.В. // Технология-Оборудование-Инструмент-Качество : материалы 33-ей Междунар. науч.-техн. конференции, 11 апреля 2018 г., г. Минск / Бизнесофсет, 2018. – 182 с. – С. 109–111.
2. Обработка заготовок деталей машин : учеб. пособие / Миранович А.В. [и др.] ; под ред. Мрочека Ж.А. – Минск : Выш. школа, 2014. – 172 с.
3. Хейфец, М.Л. Процессы самоорганизации при формировании поверхностей / М.Л. Хейфец, Л.М. Кожуро, Ж.А. Мрочек. – Гомель : ИММС НАНБ, 1999. – 276 с.
4. Способ нанесения металлических покрытий и устройство для его осуществления : пат. 10307 Респ. Беларусь, МКИ С 23 С 26/00 / П.А. Витязь, Л.М. Кожуро, Ж.А. Мрочек, А.В. Миранович ; заявитель гос. науч. учр. «Институт порошковой металлургии». – № а 20050655 ; заявл. 30.06.05 ; опубл. 28.02.08 // Афіцыйны бюл. / Нац. цэнтр інтэлектуал. уласнасці. – 2008. – № 1 (60). – С. 76–77.

УДК 621.793

РАЗРАБОТКА АНТИФРИКЦИОННЫХ КОМПОЗИЦИОННЫХ ГАЗОТЕРМИЧЕСКИХ ПОКРЫТИЙ

Газбан Задех Э.Х., Соколов И.О., Аминов Б.

Белорусский национальный технический университет
Минск, Республика Беларусь

Проблема повышения надежности машин и оборудования в условиях интенсификации производства и энерго- и ресурсосбережения ставит задачу создания новых технологических процессов и применения новых материалов.

Повышение износостойкости и коррозионной стойкости, антифрикционных свойств и сопротивления усталости поверхностей трения актуально для различных отраслей техники. Не менее важной является проблема восстановления и упрочнения быстроизнашивающихся деталей, на замену которых ежегодно расходуются сотни миллионов рублей.

Требования к покрытиям, наносимым на быстроизнашивающиеся детали машин и механизмов современной техники, определяются условиями их работы. Основными факторами износа являются: трение, воздействие абразива, наличие химически агрессивных сред, вызывающих коррозию.

В реальных условиях детали работают под воздействием комбинации различных факторов. Согласно результатам большого количества работ в области нанесения износостойких покрытий различными методами и из различных материалов, основными характеристиками, влияющими на их работоспособность, являются: твердость и микротвердость, прочность сцепления покрытия с материалом основы, уровень остаточных напряжений, пористость покрытий, ударная вязкость и склонность к образованию трещин, характер структуры покрытий. Важным условием является однородность свойств покрытия по глубине.

Твердость и микротвердость покрытий весьма сильно влияют на эксплуатационные характеристики покрытий. Более твердые покрытия, как правило, являются более износостойкими. Кроме того, высокая микротвердость всех компонентов покрытия необходима при работе в условиях высоких контактных нагрузок, при которых может произойти продавливание покрытия в случае низкой его твердости.

Наиболее распространенными для нанесения износостойких покрытий являются порошковые материалы на основе никеля, легированные бором, кремнием, углеродом и хромом. Они обладают высокими технологическими свойствами – самофлюсуемостью и низкой температурой плавления, – а также обеспечивают высокую износо-, коррозионно- и жаростойкость.

Покрытия из этих материалов имеют оптимальную с точки зрения износостойкости структуру Шарпи: дисперсные высокотвердые включения карбидов, боридов и силицидов равномерно распределены в коррозионностойкой никелевой матрице. Микротвердость матрицы достигает 5200 МПа, а высокотвердых включений – 10000 – 24000 МПа.

Для исследований, с учетом получения прогнозируемых физико-механических свойств напыленных покрытий, были составлены композиции (таблица 1) из порошков.

Таблица 1 – Предложенные композиции для газотермического напыления

№ композиции	Состав композиции
1	ПТ-НА-01 + ПГ-19М-01 + ПР-Х4Г2Р4С2Ф
2	ПР-НД42СР + ПР-Х4Г2Р4С2Ф + ПТ-НА-01
3	ПТ-ЮНХ16СР3 (1/2) + ПР-Х4Г2Р4С2Ф (1/2)
4	ПР-НД42СР + ПР-Х4Г2Р4С2Ф

Для обоснования выбора составов композиций проводились экспресс-испытания на износостойкость (рисунок 1), а также визуальный контроль полученных покрытий на отсутствие их отслоения от основы. Из графика видно, что наибольшей износостойкостью обладают покрытия, полученные из композиций № 1 и 4.

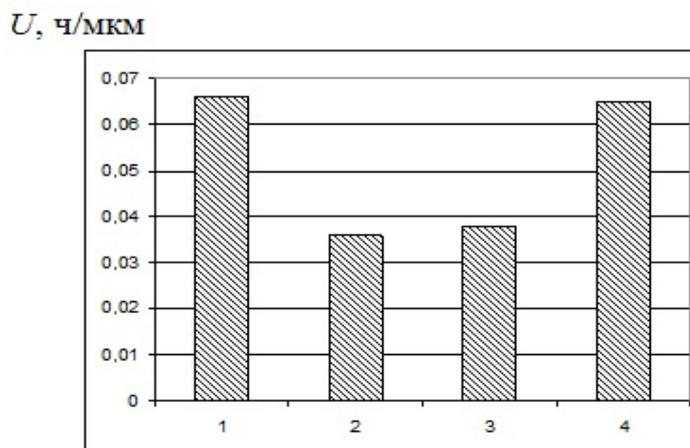
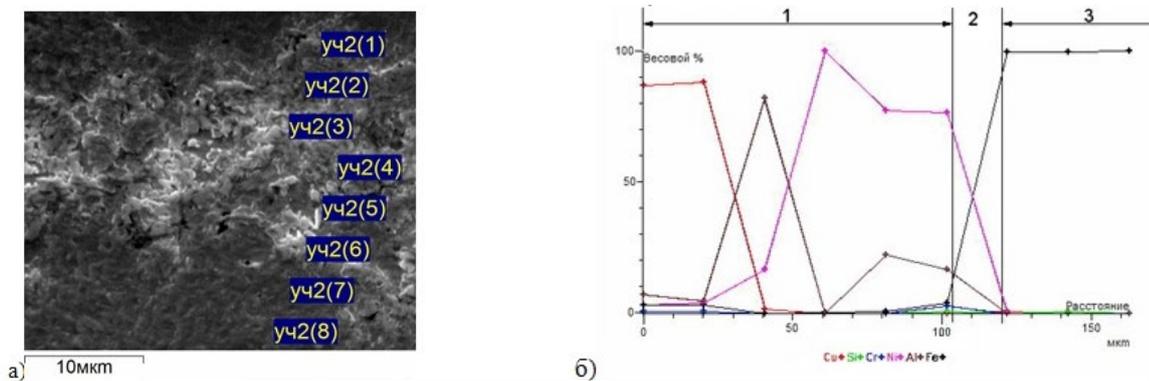


Рисунок 1 – Диаграмма износостойкости

Протекание химического взаимодействия и образование диффузионной зоны между покрытием и основой подтвердил проведенный количественный анализ. Из графика распределения химических элементов (рисунок 2.б, 2.б) видно, что никель диффундирует в основу (сиреневая линия), железо в покрытие (черная линия). Основным физико-механическим свойством упрочненного слоя, определяющим его эксплуатационные характеристики, и в первую очередь износостойкость, является микротвердость.



Спектр	Al	Si	Cr	Fe	Ni	Cu
уч2(1)	7.10	0.00	0.63	2.84	2.89	86.54
уч2(2)	4.68	0.00	0.51	3.12	3.77	87.92
уч2(3)	82.05	0.00	0.00	0.00	16.54	1.40
уч2(4)	0.00	0.00	0.00	0.36	99.64	0.00
уч2(5)	22.28	0.00	0.00	0.50	77.22	0.00
уч2(6)	16.58	0.66	2.43	3.86	76.48	0.00
уч2(7)	0.00	0.00	0.00	99.28	0.00	0.72
уч2(8)	0.00	0.43	0.00	99.57	0.00	0.00
уч2(9)	0.00	0.00	0.00	100.00	0.00	0.00

1 – покрытие, 2 – переходная зона (диффузионная зона), 3 – деталь (основа)
 Рисунок 2 – Микроструктура покрытий (а) из композиции № 1, распределение легирующих элементов (б, в)

Исследование микротвердости показало, что отдельные фазы газотермических композиционных покрытий достигают значений 10805 МПа и 10025 Мпа.

Для снижения величины остаточных напряжений производился подогрев основы и напыление промежуточного слоя из терморреагирующего материала NiAl со значением КТР промежуточным между основой и покрытием. Изучено влияние толщины подслоя из терморреагирующего материала на прочность сцепления газотермических покрытий из разработанных композиций. Экспериментально установлены толщины подслоя, при которых прочность сцепления имеет максимальную величину. Для покрытия из композиции № 1 она составляет 15 – 20 мкм, для композиции № 2 10 – 15 мкм. Исследование остаточных напряжений и их распределения по толщине композиции «покрытие – подслоя – основа» позволило определить, что при применении выбранного подслоя и режи-

мов его напыления в сочетании с разработанными композициями позволяет снизить уровень остаточных напряжений в покрытии до 3 раз.

Установлено, что покрытия из разработанных композиций обладают высокой износостойкостью в условиях граничного трения во всем диапазоне удельных нагрузок (10 – 40 МПа) и скоростей скольжения (0,5 – 3,5 м/с).

Для всех испытываемых композиций в широком диапазоне относительных скоростей скольжения и удельных нагрузок коэффициент трения составляет от 0,06 до 0,12, что говорит о хороших антифрикционных параметрах этих покрытий.

СПИСОК ЦИТИРОВАННЫХ ИСТОЧНИКОВ

1. Борисов, Ю.С. Газотермические покрытия из порошковых материалов. Справочник./ Ю.С. Борисов, Ю.А. Харламов, С.А. Сидоренко, Е.Н. Ардатовская. - Киев.: Наукова думка, 1987. – 544 с.
2. Тушинский, Л.И. Исследование структуры и физико-механических свойств покрытий / Л.И. Тушинский, А.П. Плохов. – Новосибирск: Наука, 1986.
3. Спиридонов, Н.В. Технологические основы формирования поверхностных слоев с повышенными эксплуатационными свойствами: Дисс. ... доктора техн. наук: 05.02.08., 05.02.01. – Минск, 1989.

УДК 621.795

ГАЗОТЕРМИЧЕСКОЕ НАПЫЛЕНИЕ ЗАЩИТНЫХ ПОЛИМЕРНЫХ ПОКРЫТИЙ

Соколов И.О., Кришталь С.А., Шавырин А.А.

Белорусский национальный технический университет
Минск, Республика Беларусь

В настоящее время наибольшее распространение в промышленности получили следующие способы нанесения полимерных порошковых материалов: нанесение из псевдооживленного слоя; электростатическое нанесение; термоструйное нанесение. Эти методы обладают своими преимуществами и недостатками, определяющими их эффективную область применения исходя из геометрических параметров покрываемых деталей и изделий, их конструктивных и технологических особенностей, условий будущей эксплуатации, а также необходимой толщины функционального полимерного слоя. Единственным фактором, объединяющим все способы, является термообработка (или термическое воздействие в процессе формирования полимерного слоя), необходимая для образования устойчивой адгезионной связи полимера с основой.

Существует три основных способа нанесения порошковой краски: электростатическое распыление, напыление в псевдооживленном слое и напыление в электростатическом кипящем слое.

Процесс окраски в псевдооживленном слое и электростатическом кипящем слое: При данном процессе окраски детали предварительно подогреваются и могут сразу погружаться в резервуар с порошком, либо же проходят через электрически заряженный туман порошковой краски. При этом порошок наносится на детали и запекается.

Электростатическое распыление порошка: Настоящий процесс является наиболее популярным методом нанесения порошковых красок. В методе электростатического распыления, электрически заряженные частицы порошка передаются сжатым воздухом.

Эти методы обладают своими преимуществами и недостатками, определяющими их эффективную область применения исходя из геометрических параметров покрываемых деталей и изделий, их конструктивных и технологических особенностей, условий будущей эксплуатации, а также необходимой толщины функционального полимерного слоя. Единственным фактором, объединяющим все способы, является термообработка (или термическое воздействие в процессе формирования полимерного слоя), необходимая для образования устойчивой адгезионной связи полимера с основой [1].

Указанные выше способы – цеховые, поскольку они предполагают проведение комплекса операций и наличие специальных камер, ванн, печей. Поэтому первое и основное ограничение их применения касается собранных, стационарных и крупногабаритных изделий. В этом случае единственными экономичными и простыми в реализации являются методы термоструйного напыления, позволяющие формировать полимерное покрытие за одну технологическую операцию, которым относятся.

Указанные способы предполагают проведение комплекса операций, наличие специальных камер, печей и ванн, что ограничивает их применение для стационарных и крупногабаритных изделий. Наиболее перспективными (технологичным и экономически целесообразным) в этом случае являются методы термоструйного напыления, позволяющие формировать полимерное покрытие за одну технологическую операцию, к которым относятся газотермическое (газопламенное, плазменное) напыление (ГТН).

Разработка технологии газотермического нанесения защитных полимерных покрытий, которая является одним из кардинальных путей решения проблем повышения надежности металлоконструкций, снижения себестоимости обслуживания, продления ресурса эксплуатации и реновации является актуальной задачей [2].

В результате проведенных исследований определены параметры газопламенного напыления полимерных материалов белорусско-иранского предприятия «Бел Пека Пэнт» (полиэфирные и полиуретановые): дистанция напыления – 180-220 мм, расход пропан-бутана – 1 – 1,2 м³/ч, расход кислорода – 4,0 – 4,5 м³/ч, расход воздуха – 0,2 м³/ч, расход порошка – 2 – 3 кг/ч.



Рисунок 1 – Напыленные полимерные покрытия из различных материалов



Рисунок 2 – Изменение цвета покрытия в зависимости от режимов напыления

Напыление на оптимальных технологических режимах, обеспечило получение покрытий требуемого качества из всех используемых в исследованиях порошковых материалов (рис.1). Покрытия сохранили основные свойства, получаемые при их формировании традиционными способами: цвет, требования к качеству поверхности.

Для некоторых материалов наблюдалось изменение цвета получаемых покрытий (рис.2), что требует дополнительного исследования влияния технологических параметров напыления и взаимодействия полимерных частиц с газопламенной струей (химические реакции, разложение и др.). Данный эффект может быть использован для декоративных целей.

Результаты испытаний на коррозионную стойкость показали, что необходимо проводить предварительную подготовку напыляемой поверхности. Перспективным является нанесение полимерных покрытий на оцинкованную поверхность.

Проведенные исследования подтвердили перспективность применения газопламенного напыления полимерных покрытий из порошковых красок.

На основании результатов исследования влияния технологических параметров газопламенного напыления на прочность сцепления покрытия с основой установлено, что на прочность сцепления покрытия отрицательно влияет увеличение расхода транспортирующего газа вследствие интенсивного охлаждения газового пламени и увеличения его окислительной способности. Расходы газов, образующих горючую смесь, имеют положительную корреляцию с прочностью сцепления и практически одинаково влияют на значение последней.

Результаты испытаний на коррозионную стойкость показали, что необходимо проводить предварительную подготовку напыляемой поверхности. Перспективным является нанесение полимерных покрытий на оцинкованную поверхность.

Покрытия напыленные на подготовленную поверхность (обезжиренную) обладают достаточной коррозионной стойкостью (на воздухе), однако, коррозионные процессы интенсивно развиваются на незащищенных поверхностях - торцах образца. На образцах, находившихся в помещении, следов коррозии не обнаружено.



Рисунок 3 – Покрытия, нанесенные на неподготовленную поверхность

Важной особенностью газопламенного напыления является возможность нанесения полимерных покрытий значительной толщины (0,3-0,5 мм) по сравнению с традиционными способами (45-70 мкм).

СПИСОК ЦИТИРОВАННЫХ ИСТОЧНИКОВ

1. Тушинский, Л.И. Исследование структуры и физико-механических свойств покрытий / Л.И. Тушинский, А.П. Плохов. – Новосибирск: Наука, 1986.
2. Спиридонов, Н.В. Технологические основы формирования поверхностных слоев с повышенными эксплуатационными свойствами: Дисс. ... доктора техн. наук: 05.02.08, 05.02.01. – Минск, 1989.

УДК 621.793

ГАЗОТЕРМИЧЕСКОЕ НАПЫЛЕНИЕ КОМПОЗИЦИОННЫХ ПОКРЫТИЙ МОДИФИЦИРОВАННЫХ НАНОУГЛЕРОДНЫМИ КОМПОНЕНТАМИ

Сокоров И.О., Куис Д.В., Ванюк Э.А., Лобко Д.Н., Серая А.С.

Белорусский национальный технический университет
Минск, Республика Беларусь

Повышение износостойкости и коррозионной стойкости поверхностей деталей машин актуально для различных отраслей техники. Не менее важной является проблема восстановления и упрочнения быстроизнашивающихся деталей, подвергающихся интенсивным нагрузкам и на замену которых ежегодно расходуются значительные средства.

В настоящее время известна большая группа материалов, обладающих высокими износостойкостью, коррозионной стойкостью и др. свойствами, но слабо вступающими во взаимодействие с основой. Из антифрикционных материалов с высокими эксплуатационными свойствами известны баббиты, самофлюсующиеся сплавы на основе железа, никеля, меди и др. Но метод их нанесения достаточно трудоемкий и энергозатратный. Повышение долговечности деталей машин путем применения защитных покрытий позволяет значительно уменьшить затраты на изготовление запасных частей и ремонтные работы. При нанесении композиционных функциональных покрытий можно достигать в большинстве случаев многократного повышения ресурса быстроизнашивающихся деталей. Поэтому исследование и разработка новых материалов с применением нанокремниевых компонентов и способов формирования покрытий из них, значительно расширяющих номенклатуру упрочняемых деталей за счет повышения прочности сцепления с основой и их физико-механических свойств, является актуальной задачей.

Для повышения физико-механических свойств газотермических покрытий перспективным является модифицирование их нанокремниевыми компонентами, в частности, модификация углерода – фуллерены.

Однако, несмотря на обнадеживающие результаты многих поисковых исследований, сейчас нет промышленных производств и технологий, в которых бы широко применялись фуллерены, т.к. они по-прежнему очень дороги и под

словом фуллерен обычно имеют в виду чистый C_{60} и C_{70} , в крайнем случае, смесь фуллеренов, забывая о высших фуллеренах и других углеродных нанообразованиях.

Поэтому, не менее интересным материалом, чем чистые фуллерены, является дуговая углеродная сажа. В такой саже кроме фуллеренов имеются другие нанокластерные углеродные структуры, так что такую сажу называют новым нанокластерным материалом.

Напыление представляет собой процесс нанесения покрытия на поверхность детали с помощью высокотемпературной скоростной струи, содержащей частицы порошка или капли расплавленного напыляемого материала, осаждающиеся на основном металле при ударном столкновении с его поверхностью.

Особым случаем применения покрытий являются износостойкие покрытия системы $Ni - Cr - B - Si$, в том числе композиции из них. Такие покрытия позволяют не только увеличить ресурс работы машины и восстановить изношенные детали, но и заменить дефицитные и дорогостоящие материалы более дешевыми. Покрытия на основе $Ni - Cr - B - Si$ обладают высокой твердостью, износостойкостью, устойчивы к химически-активным средам, имеют достаточно высокую рабочую температуру.

В данной работе предлагается применение метода формирования покрытий: газопламенное и плазменное напыление композиционных покрытий, модифицированных наноуглеродными компонентами. Достоинством этих методов является возможность нанесения широкого спектра материалов с различными температурами плавления на поверхности различной сложности, формы и размеров.

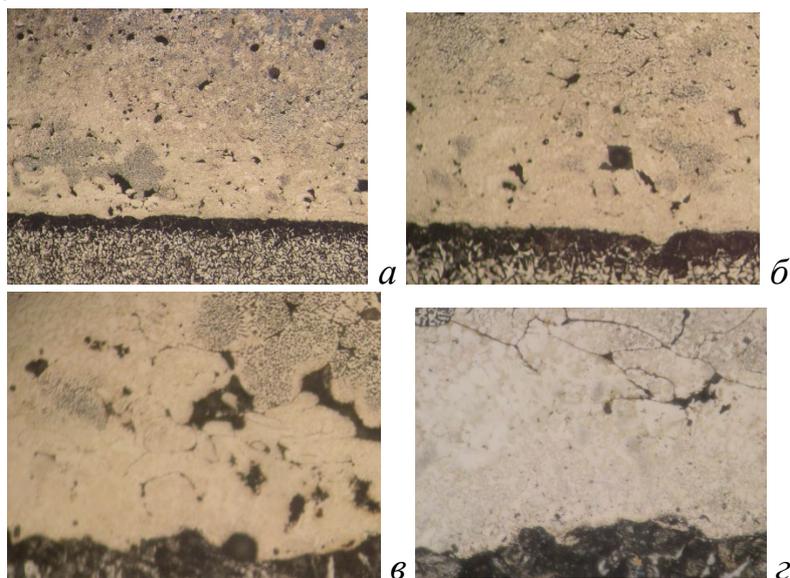
Для определения влияния количества вводимых наноуглеродных компонентов в рамках выполнения проекта поэтапно проводились работы по исследованию влияния добавок наноуглеродных компонентов в количестве 5-10 % на структурное состояние и свойства образцов газотермических композиционных покрытий.

Методами световой и сканирующей микроскопии с микрорентгеноспектральным анализом, методами измерения твердости было исследовано структурное состояние и показатели механических свойств образцов композиционных газотермических покрытий нанесенных плазменным способом с добавками до 10% фуллереновой сажи без оплавления и с оплавлением.

Результаты исследования микроструктуры и тонкой структуры исследуемых образцов в световом и сканирующем электронном микроскопе представлены на рисунках 1-2 (на примере одного образца).

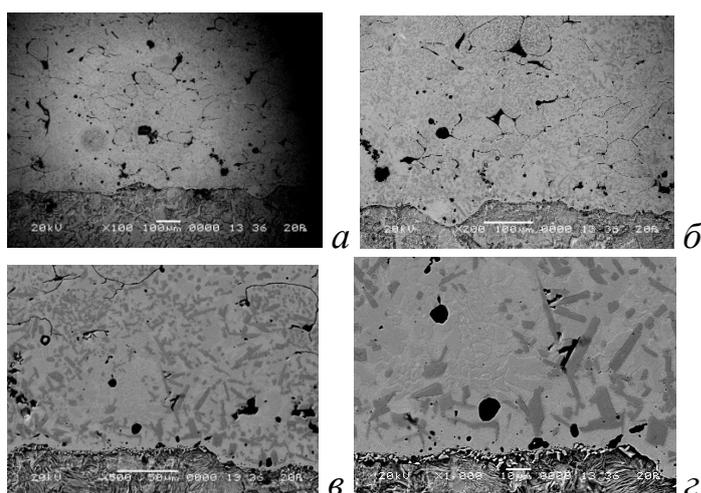
Покрытия после напыления характеризуются гетерогенностью структуры как внутри отдельных частиц, так и по покрытию в целом, что обусловлено технологическими особенностями газотермического напыления (последовательное формирование покрытия) и способом ввода модифицирующих наноконпонентов (механическая смесь). Такая картина наблюдается при различных режимах напыления и вне зависимости от состава композиционных материалов. При-

стость оплавленных покрытий $\approx 1-3\%$, пористость неоплавленных покрытий $\approx 5\%$.



a – $\times 50$; *б* – $\times 100$; *в* – $\times 200$; *г* – $\times 500$

Рисунок 1 – Микроструктура образца № 1Б



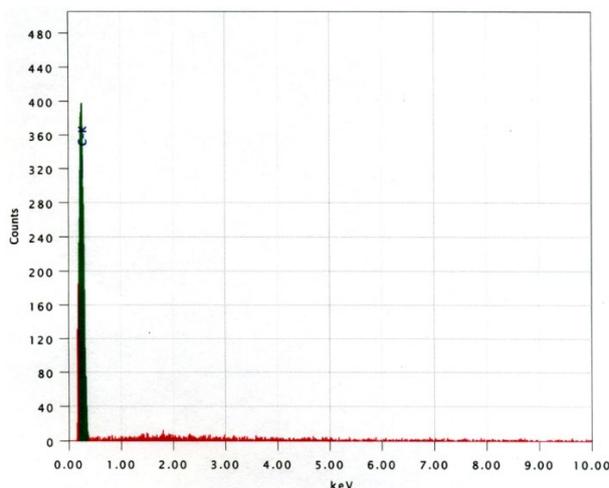
a – $\times 100$; *б* – $\times 200$; *в* – $\times 500$; *г* – $\times 1000$

Рисунок 2 – Микроструктура образца № 1Б

При этом исследования показали, что введение наноструктурированного углерода и самофлюсующихся порошков, позволило уменьшить пористость покрытий. Эти частицы в покрытиях выполняют роль уплотнителя при формировании покрытия и заполняют поры, что определено микрорентгеноспектральным анализом (рисунок 3), которые возникают при использовании «чистого» порошка. Оплавление обеспечивает диффузию углерода в подложку и тем самым формирование упрочненного переходного слоя.

Анализ результатов предварительных исследований влияния наноконпонентов на свойства покрытий показал, что необходимо проводить дальнейшие исследования для сопоставления изменения физико-механических свойств покрытий и их эксплуатационных характеристик, а также влияние массовой доли

наноконпонентов как в исходных композициях, так и в полученных композиционных покрытиях на изменение их физико-механических свойств.



Element	mass%
C K	100.00
Total	100.00

Рисунок 3 – Типичный график зависимости Counts-keV по результатам микрорентгеноспектрального EDX анализа в точке с поверхности поры

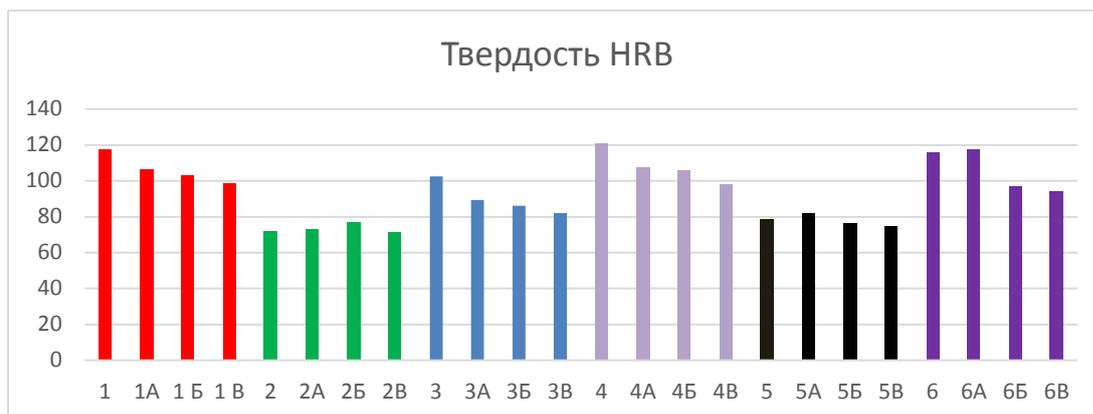


Рисунок 4 – Диаграмма результатов определения твердости образцов покрытий

Установлено, что структура покрытий после напыления характеризуется значительной неоднородностью как внутри отдельных частиц, так и по покрытию в целом. Такая картина наблюдается при различных режимах напыления и вне зависимости от состава композиции. Неравномерность структуры покрытий обусловлена двумя факторами. Во-первых, – неоднородностью исходных частиц, гомогенизация которых в процессе напыления находится в начальной стадии; во-вторых, – разными условиями их кристаллизации. Интенсивность теплоотвода зависит от пористости: частицы, окруженные порами, остывают медленнее, а пористость покрытия неравномерна.

Для плазменного напыления были получены следующие технологические параметры, обеспечивающие максимальную прочность сцепления и износостойкость (сила тока дуги – 240 – 250 А; напряжение – 80 – 85 В; дистанция напыления 170 – 180 мм; расход плазмообразующего газа – 3,0 – 3,5 м³/ч; расход порошка 1,5 – 2,5 кг/ч).

В результате проведенных исследований, определены составы композиционных покрытий, модифицированных наноуглеродными компонентами, а также технология и режимы их формирования.

СПИСОК ЦИТИРОВАННЫХ ИСТОЧНИКОВ

1. Теория и практика нанесения защитных покрытий / П.А. Витязь, В.С. Ивашко, А.Ф. Ильюшенко и др. - Мн.: Беларуская навука, 1998. - 583 с.
2. Ивашко В.С., Куприянов И.Л., Шевцов А.И. Электротермическая технология нанесения защитных покрытий. - Мн.: Навука і тэхніа, 1996. - 375 с.
3. Теория и практика газопламенного напыления / П.А. Витязь, В.С. Ивашко, Е.Д. Манойло и др. - Мн.: Навука і тэхніка, 1993. - 295 с.
4. Кардаполова М.А., Спиридонов Н.В., Статкевич О.Н. Влияние режимов лазерной обработки на микроструктуру самофлюсующихся сплавов //Машиностроение. - Вып. 10. - Минск: Вышэйшая школа, 1984. - С. 120-123.

УДК 621.357.2:621.794.61

ВЫСОКОВОЛЬТНОЕ ЭЛЕКТРОХИМИЧЕСКОЕ ОКСИДИРОВАНИЕ СПЛАВА АЛЮМИНИЯ АМг2

Предко А.А., Поболь И.Л.

Физико-технический институт НАН Беларуси, г. Минск

Введение. Алюминий и его сплавы обладают высоким комплексом физико-химических (пластичность, электропроводность, теплопроводность, коррозионная стойкость и др.) и технологических свойств (жидкотекучесть, штампуемость, свариваемость и др.). Алюминиевые сплавы нашли широкое применение в авиа- и машиностроении, строительстве, транспорте, электронике, электрохимической промышленности и др.

Пассивность алюминия ко многим средам объясняется наличием на его поверхности тонкого слоя оксида Al_2O_3 толщиной порядка 0,01-0,02 мкм. Но этот слой не всегда способен надёжно защитить металл от коррозии. Для увеличения защитных и декоративных свойств алюминия используется оксидирование. В данной работе использовался метод высоковольтного электрохимического оксидирования (ВВЭО), интенсивно изучаемый в ФТИ НАН Беларуси в последние годы. Показано, что метод ВВЭО обеспечивает высокие физико-механические свойства оксидных пленок и характеризуется низким энергопотреблением [1-2].

Материалы и методика. Для формирования покрытия использовались образцы из алюминиевого сплава марки АМг2. Обработка образцов проводилась на лабораторной установке ВВЭО мощностью 2,5 кВт в гальваностатическом импульсном режиме с длительностью импульса тока 3,3 мс [1]. Образцы для проведения исследований вырезали из исходного материала, а также из заготовок после выполнения оксидирования.

Предварительная подготовка образцов перед ВВЭО включала механическую шлифовку и полировку (для обеспечения плоской, блестящей и гладкой поверхности с шероховатостью $Ra = 0,4$ мкм), обезжиривание; травление,

осветление и сушку. Промывка деминерализованной водой осуществлялась после каждого этапа химической подготовки поверхности.

ВВЭО проводили при температурах от 5 до 25 °С в водных растворах $C_2H_2O_4$ (40 г/л), Na_2SiO_3 (1 г/л) (электролит №1) и $C_4H_6O_6$ (80 г/л), H_2SO_4 (40 г/л) (электролит № 2) в течение 30 мин с плотностью тока 3 А/дм². Микротвердость материала измеряли с использованием AFFRI-DM8, шероховатость поверхности на профилометре-профилографе Surtronic 25. Коррозионные испытания проводили на потенциостате AUTOLAB методом поляризационных кривых.

Результаты исследования. После ВВЭО на поверхности сплавов алюминия формируется слой, состоящий из Al_2O_3 в виде аморфного материала и нанокристаллического промежуточного слоя. Топография оксидированной поверхности в значительной степени зависит от температуры электролита: рельеф поверхности становится более развитым с ее повышением, что может быть обусловлено увеличением скорости селективного травления формирующегося слоя оксида [1-2].

Толщина оксидного слоя, полученного ВВЭО, при температуре электролита в диапазоне 5-15 °С в обоих электролитах была практически постоянна и составила 23 мкм и 45-48 мкм для электролитов №1 и №2 электролита соответственно. После повышения температуры выше 15 °С толщина оксидного слоя уменьшается, что связано с увеличением химической активности ионов электролита (рисунок 1).

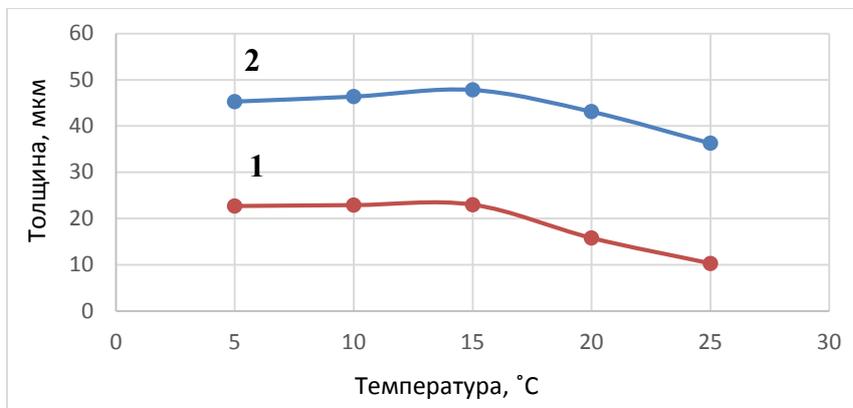


Рисунок 1 – Зависимость толщины оксидных покрытий на образцах из сплава АМг2 от температуры электролитов 1 и 2

После оксидирования в электролите №1 при температуре 5-15 °С микротвёрдость материала оксидного слоя находится в диапазоне HV440-450, а в электролите №2 - в пределах HV470-490 (в исходном состоянии для АМг2 - 77 HV). При температурах оксидирования 20 °С и выше в обоих электролитах наблюдается снижение микротвердости материала оксидных слоев до HV 405 и HV 410 соответственно. Это объясняется формированием структуры покрытия с высокой плотностью пор большого диаметра. Следовательно, для получения высокой микротвердости оксидов на сплаве АМг2 в использованных электролитах интервал температур оксидирования - 5-15 °С.

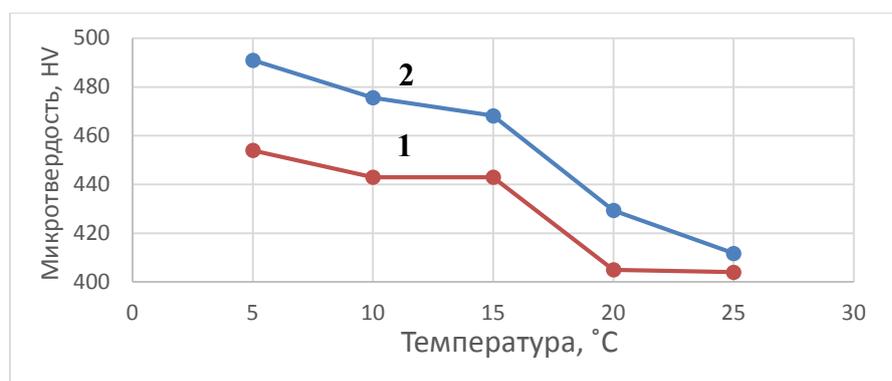


Рисунок 2 – Зависимость микротвердости оксидных слоев, полученных на сплаве АМг2, от температуры электролитов 1 и 2

После ВВЭО в электролите №1 шероховатость поверхностного слоя снижается благодаря метасиликату натрия, который выступает в роли выравнивающей добавки и формирует оксидный слой с параметром шероховатости в пределах $Ra=0,32-0,41$ мкм при всех значениях температуры (рисунок 3). В электролите №2 наблюдается рост шероховатости поверхности на 1,5-2 мкм. Такой характер изменения морфологии поверхности связан с повышением интенсивности образования пор и роста их диаметра при росте температуры электролита, а также с особенностями применения кислоты H_2SO_4 , которая при электролизе частично растворяла оксидный слой.

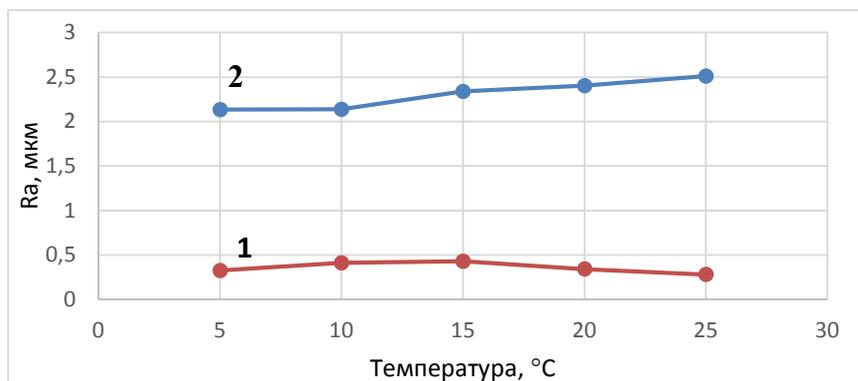


Рисунок 3– Зависимость шероховатости поверхности оксидных слоев, полученных на сплаве АМг2, от температуры электролитов 1 и 2

Для коррозионных испытаний в качестве среды использовался 3 %-ный водный раствор NaCl комнатной температуры. Коррозионная стойкость естественного оксидного слоя исходного сплава АМг2 составляет 0,02 мм/год. Исследования показали, что с повышением температуры процесса оксидирования коррозионная стойкость оксидного слоя уменьшается, что объясняется ростом диаметра нанопор. Чем крупнее нанопора, тем проще доступ коррозионной среды к её основанию. Образцы, полученные в электролите №2, менее склонны к коррозии при повышенных температурах оксидирования, чем образцы, полученные в электролите №1.

Однако, при температуре оксидирования 5 °C у образцов, оксидированных в электролите №2, коррозионная стойкость выше. Скорость коррозионных процессов в электролите №2 составила от $5,4 \cdot 10^{-3}$ до $3,5 \cdot 10^{-6}$ мм/год. Это хорошие

показатели относительно коррозионной стойкости чистого сплава АМг2. В электролите №1 образцы, полученные при температуре процесса 5 °С, показали самую высокую коррозионную стойкость – $7,16 \cdot 10^{-7}$ мм/год. Однако, скорость коррозии зависит от морфологии покрытия, которая становится более развитой с повышением температуры оксидирования, и при температуре ВВЭО 25 °С ее значение достигает 0,19 мм/год.

Выводы. В процессе ВВЭО с ростом температуры электролита (особенно при 15 °С и выше) снижается микротвердость, толщина, коррозионная стойкость оксидного слоя и повышается шероховатость поверхности.

С ростом температуры увеличивается скорость растворения оксида, уменьшается толщина слоя и увеличивается его пористость, которая напрямую влияет на коррозионную стойкость. Поэтому выращивание толстых пленок в данных электролитах рекомендуется проводить при температуре до 15°С.

СПИСОК ЦИТИРОВАННЫХ ИСТОЧНИКОВ

1. Паршуту, А.А. Технология получения многофункциональных оксидных покрытий на деталях из алюминиевых сплавов: диссертация на соискание ученой степени кандидата технических наук: 05.02.07 / А. А. Паршуту – Минск, 2016 – 163 л.

2. Nmadu, D. Технология формирования защитно-декоративных керамических покрытий на сплавах алюминия высоковольтным электрохимическим оксидированием: диссертация на соискание ученой степени кандидата технических наук: 05.02.07 / D. Nmadu. – Минск, 2018. – 152 л.

3. Поболь, И.Л. Высоковольтное электрохимическое оксидирование сплавов АД1 И АМг2 / И. Л. Поболь, Д. Нмаду // Инженерия поверхности и реновация изделий: материалы 17-й Международной научно-технической конференции, Одесса, 29 мая – 02 июня 2017 г. – Киев, 2017. – С. 145 –147.

УДК 621.793:66.088

ГИБРИДНЫЕ МЕТОДЫ УПРОЧНЕНИЯ МЕТАЛЛООБРАБАТЫВАЮЩЕГО ИНСТРУМЕНТА

*Чекан Н.М.¹, Овчинников Е.В.², Хвисевич В.М.³,
Акула И.П.¹, Эйсымонт Е.И.²*

¹ ГНУ «Физико-технический институт НАН Беларуси»,
г. Минск, Беларусь

² УО «Гродненский государственный университет им. Я. Купалы»,
г. Гродно, Беларусь

³ УО «Брестский государственный технический университет»,
г. Брест, Беларусь

Формирование покрытий различного функционального назначения позволяет существенно изменить физико-механические характеристики модифицируемых материалов. Особый интерес в настоящее время представляют наноструктурированные композиционные покрытия.

Одной из основных задач современного материаловедения является создание новых материалов с повышенными эксплуатационными характеристиками.

Для этого используются различные физические, химические методы формирования вещества, а также их комбинация. Одним из распространённых технологических приемов является поверхностная модификация материалов. Т.е. нанесение тонкослойных покрытий из газообразного, жидкого, твердого состояния на рабочие поверхности изделий, что приводит к повышению их эксплуатационных характеристик.

Современное машиностроение широко применяет инструмент, на рабочую поверхность которого, нанесены композиционные покрытия. К числу наиболее распространенных покрытий для металлообрабатывающего инструмента относят нитриды и кариды циркония ZrC , $ZrCN$, который наносят с помощью вакуумных технологий.

Покрытие из нитрида циркония обеспечивает высокую износостойкость инструмента для холодного деформирования металлических заготовок благодаря предотвращению явлений схватывания и задира. При нанесении покрытий из карбонитида циркония на металлорежущий инструмент (сверла, фрезы, метчики, зенкеры и т.п.) эффект резко увеличивается.

Перспективными покрытиями являются нанокристаллические соединения на основе нитридов титан-алюминия, которые способны выдерживать температуру до $700\text{ }^{\circ}\text{C}$ без заметного окисления, сохраняя при этом твердость на уровне 25 – 30 ГПа.

При формировании вакуумных покрытий применяют различные методы активации поверхности субстрата: механический способ, коронный разряд, термический нагрев, ионным потоком в среде нейтрального газа и т.п. Данная подготовка позволяет существенно изменить адгезионные свойства формируемых покрытий, прочностные и триботехнические характеристики

Таким образом, представляет интерес изучить структуру и свойства формируемых композиционных тонкослойных покрытий в зависимости от предистории подготовки поверхности субстрата и последующей активации при криогенных температурах.

Триботехнические исследования проводили на машине трения типа FT-2, которая работает по схеме «палец-диск» в условиях сухого трения трех сферических образцов диаметром $R=1,5$ мм по плоской поверхности диска (контртела), выполненного из стали и отшлифованного на ровной плоской поверхности наждачной шкуркой или шлифовальной пастой до среднего арифметического отклонения профиля поверхности $R_a=0,1 - 0,3$ мкм.

Испытания проводили при нормальной нагрузке от 20 Н до 100 Н и линейной скорости скольжения 0,1-0,5 м/с, тип перемещения индентора – возвратно-поступательное движение. Выдержку исследуемых образцов осуществляли во временном интервале от 30 минут до 24 часов в жидком азоте при температуре кипения $T=-196,4\text{ }^{\circ}\text{C}$.

Формирование композиционных покрытий на основе $ZrCN$ проводили при различных режимах осаждения. Данные режимы различались значениями дугового источника, ионного источника, давлением реакционного газа в вакуумной

камере. Условно выделим три вида осаждения и обозначим их как процессы – №2, №3 и №5.

В ходе проведенных исследований рассмотрены аспекты формирования вакуумных покрытий на металлических субстратах. С использованием системного анализа изучена возможность влияния криогенных температур на углеродистые, инструментальные быстрорежущие стали для изменения физико-механических характеристик.

Показано, что в большинстве случаев обработка стальных образцов в жидком азоте приводит к уменьшению значений удельной поверхностной энергии (УПЭ) в 1,5 – 2 раза и более. Возможно, это связано с распадом остаточного аустенита и образованием мартенсита, что косвенно может привести к изменению значений удельной поверхностной энергии. Другим механизмом может быть образование нанодисперсных или ультрамалых включений в структуре стали, что также может привести к изменению значений УПЭ.

Финишная обработка покрытий в жидком азоте при температуре его кипения приводит к процессам перекристаллизации. Увеличивается количество крупных агломератов с размерами от 6 мкм до 8 мкм. Данные агломераты неоднородны и состоят из более мелких образований с размерами от 0,8 мкм до 1,1 мкм.

Показано, что значения микротвердости исходных образцов лежат в одном диапазоне в пределах от 2400 – 3000 МПа. Наблюдается некоторая зависимость значений микротвердости от нагрузки на пирамиду. Предварительная обработка в жидком азоте приводит к возрастанию значений микротвердости исходных образцов на 10 % – 12 %. Формирование покрытий на предварительно модифицированных металлических субстратах приводит к резкому изменению значений микротвердости. При нагрузке на пирамиду в 0,1 Н значения микротвердости достигают величин от 10 ГПа до 12 ГПа.

Увеличение нагрузки на пирамиду до 0,25; 0,5Н приводит к снижению значений микротвердости до 4 – 8 ГПа. Данное изменение, скорее всего, обусловлено прокалыванием алмазной пирамидой исследуемого покрытия. Необходимо отметить, что предварительная обработка криогенными жидкостями оказывает влияние на прочностные характеристики. Данный эффект характерен для обработки металлического субстрата в течение 30 мин и 120 мин. Твердость покрытия возрастает на 9 % – 13 %.

Обработка в жидком азоте сформированного на металлическом субстрате покрытия CrCN приводит к увеличению значений твердости на 9 % – 14 % по сравнению с контрольным образцом. Возможно, это обусловлено уменьшением размеров фаз, составляющих структуру данного покрытия, за счет термического удара которое испытывает покрытие при обработке в жидком азоте.

Применение нанокпозиционных тонкослойных покрытий на основе титана, циркония, хрома, а также их комбинаций обладают повышенными физико-механическими характеристиками по сравнению с другими поверхностными слоями металлов и их комбинаций, формируемых плазмохимическими способами. Установленным считается факт, что покрытия на базе нитрида циркония,

карбонитрида циркония обладают более высокой стойкостью к воздействию повышенных температур в сравнении с покрытиями нитрида, карбонитрида, карбида титана.

Установлено, что триботехнические характеристики композиционных покрытий на основе карбонитрида циркония существенно изменяются при проведении криогенной обработке. Показано, что при выдержке исследуемых покрытий ZrCN в жидком азоте наблюдается увеличение значений линейного износа у покрытий, полученных по процессам №3 и №5 (далее образец №3, образец №5), в сравнении с контрольным образцом.

Обработка покрытия карбонитрида циркония, полученного согласно процесса №2 (далее образец №2), наблюдается увеличение коэффициента трения до значений $\sim 0,52$ и снижение значений линейного износа до $0,08$ мкм по отношению к исходному образцу. Увеличение времени выдержки исследуемых покрытий в криогенной жидкости до 24 ч приводит к уменьшению значений коэффициента трения и линейного износа по отношению к контрольному образцу.

Морфологические исследования поверхности трения покрытий на базе ZrCN показывают меньшие размеры дорожек трения для модифицированных покрытий в криогенной среде по сравнению с контрольными образцами. Проведены натурные испытания сверл $\varnothing 3$ мм из стали HSS с покрытием ZrCN, модифицированные при криогенной температуре. Установлено, что наибольшей износостойкостью обладают сверла с покрытием, выдержанные в жидком азоте в течение 24 ч.

Установлено, что осаждение покрытий ZrCN на поверхность стали 12X18H10T сглаживает исходный рельеф. В структуре покрытий карбонитрида циркония наблюдается наличие глобулярных образований, количество и размеры которых изменяются при криогенной обработке. Проведенные исследования показали повышенную стойкость покрытий ZrCN по отношению к действию серной кислоты, соляного тумана в сравнении с материалом субстрата.

Криогенная обработка покрытий сложного химического состава, полученных по вакуумным технологиям в среде реакционного газа при осаждении на стальных субстратах, приводит к неоднозначным результатам при изучении адгезионного взаимодействия. Согласно данным акустической эмиссии, обработка соединений ZrCN, сформированных на быстрорежущей стали, в жидком азоте приводит к снижению адгезионного взаимодействия с подложкой. Данный эффект проявляется в большей степени при больших временах выдержки покрытия в криогенной жидкости.

Термообработка покрытий ZrN, сформированных на стали P6M5, при небольших временных интервалах воздействия криогенных жидкостей может увеличивать адгезионное взаимодействие в системе «подложка-субстрат».

ВЛИЯНИЕ СОСТАВА НАСЫЩАЮЩЕЙ СРЕДЫ ПРИ ИОННОМ АЗОТИРОВАНИИ НА ПАРАМЕТРЫ УПРОЧЕННЫХ СЛОЕВ ТИТАНОВОГО СПЛАВА ОТ4-1

Гордиенко А.И., Дробов А.Н., Поболь И.Л.

Физико-технический институт НАН Беларуси, Минск

Введение.

Титан и его сплавы, благодаря уникальному сочетанию свойств, занимают важное место среди материалов в современной технике. Однако титановые сплавы имеют и некоторые недостатки, в том числе недостаточная твердость и, как следствие, износостойкость. Эту проблему решают различными методами упрочнения и модифицирования поверхности, которых к настоящему времени известно довольно много. Наибольшее распространение получили методы химико-термической обработки.

Среди всех технологических процессов ХТО наибольшее распространение получило азотирование [1, 2]. Однако классические способы азотирования титана в различных азотосодержащих средах имеют общие недостатки – значительная продолжительность процесса и невозможность контролирования структуры [2]. Исходя из этого, технология ионного азотирования выглядит наиболее перспективной и позволяет добиться ряда преимуществ: получение диффузионных слоев заданного состава и строения, большая скорость насыщения металла, высокий класс чистоты поверхности, возможность азотирования пассивирующихся материалов без дополнительной депассивирующей обработки, значительное сокращение времени процесса упрочнения, большая экономичность и энергоэффективность процесса обработки, экологичность [4, 5].



Рисунок 1 – Установка ионного азотирования

депассивирующихся материалов без дополнительной депассивирующей обработки, значительное сокращение времени процесса упрочнения, большая экономичность и энергоэффективность процесса обработки, экологичность [4, 5].

Материалы и методики.

Исследования выполнялись на экспериментальной установке ионного азотирования, разработанной и созданной в ФТИ НАН Беларуси (рисунок 1). Обработке подвергался сплав псевдо- α класса ОТ4-1 (таблица 1).

Таблица 1 – Химический состав (в %) сплава ОТ4-1 по ГОСТ 19807-91

Fe	C	Si	N	Zr	O	H	Mn	Al	Ti
до 0,3	до 0,1	до 0,12	до 0,05	до 0,3	до 0,15	до 0,012	0,7...2	1,5...2,5	94,3...97,5

Для определения влияния периодичности подачи газовой среды в рабо-

чую камеру на параметры упрочненных слоев были выбраны три схемы подачи (рисунок 2). Процесс ионного азотирования проводился при 850 °С в течение 5 часов. Схема №1 заключается в разогреве образцов в среде со 100 % Ar, затем на стадии выдержки скачкообразно подается газовая смесь заданного процентного содержания. По схеме №2 в камеру одновременно подается и плавно нарастает часовой расход газовой смеси заданного содержания, начиная с первых шагов разогрева. По схеме №3 разогрев происходит в среде со 100 % Ar, затем стадия выдержки разбивается на несколько шагов с плавным нарастанием часового расхода азота и одновременным снижением расхода аргона до достижения заданного соотношения рабочих газов.

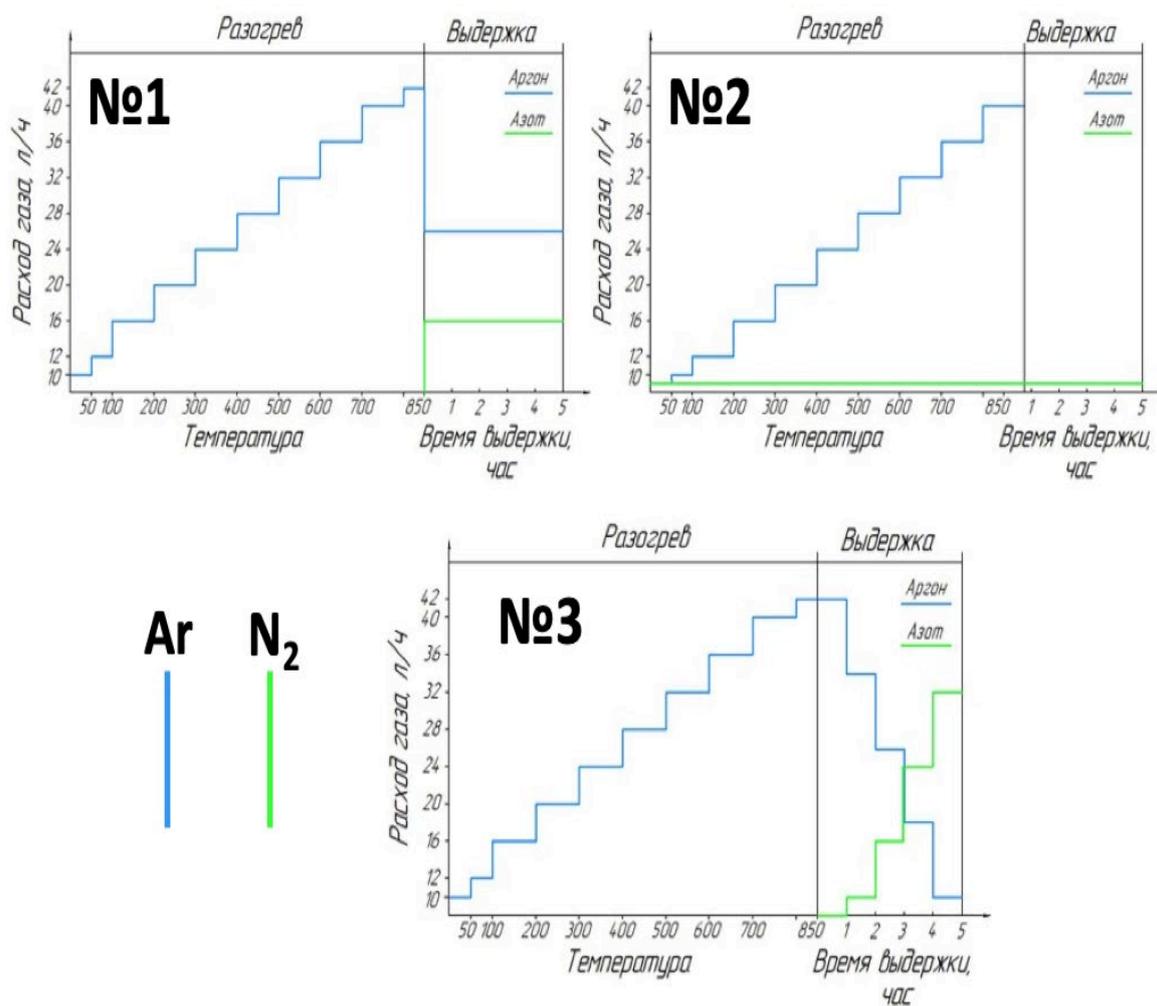


Рисунок 2 – Схемы подачи рабочих газов в камеру при ионном азотировании

Экспериментальные результаты.

На рисунке 3 представлены профили микротвердости в образцах из сплава ОТ4-1 после ионного азотирования в рабочей смеси 10 % N₂/ 90 % Ar по различным схемам подачи рабочих газов в камеру.

На рисунке 4 приведены микроструктуры образцов после азотирования по разным схемам подачи газов в камеру (рисунок 2).

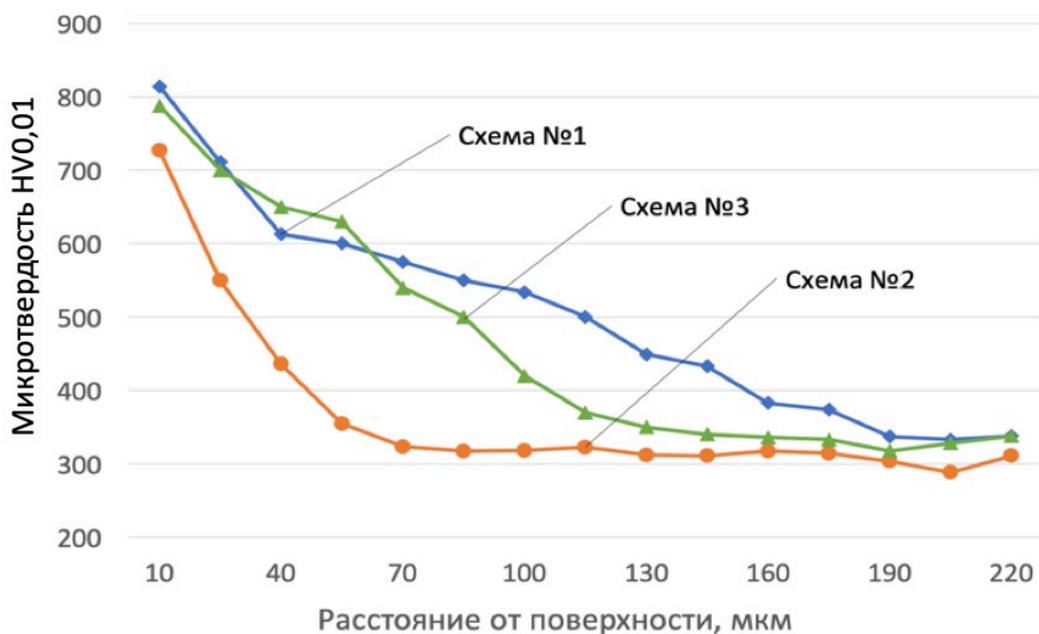


Рисунок 3 – Графики распределения микротвердости по глубине азотированного слоя титанового сплава OT4-1 после ионного азотирования по различным схемам подачи рабочих газов

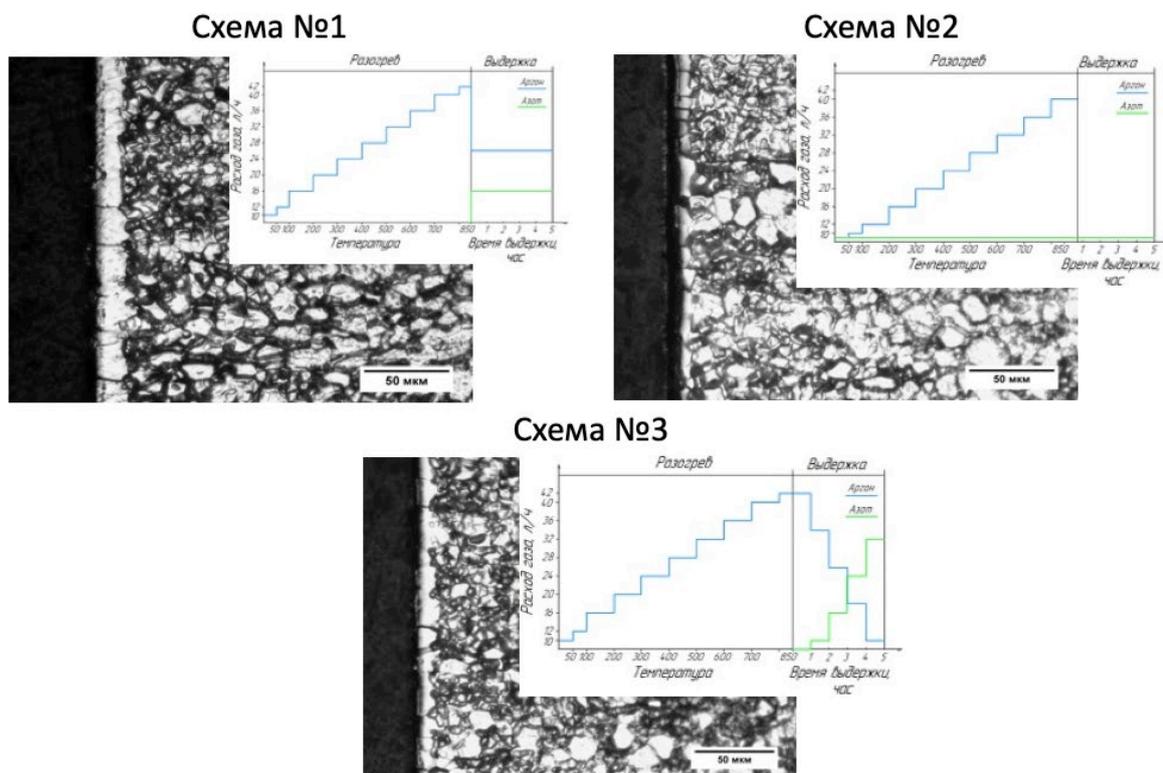


Рисунок 4 – Микроструктуры титанового сплава OT4-1 после ионного азотирования по различным подачи рабочих газов в камеру

Выводы.

Оптимальной схемой подачи рабочих газов в камеру является схема №1, при которой разогрев проходит в чистом аргоне, без добавления других газов. На стадии выдержки количество аргона сокращается с одновременной подачей

заданного количества азота. Похожие результаты можно наблюдать при схеме №3 с разбивкой стадии выдержки на отдельные этапы с постепенным уменьшением количества аргона и увеличением количества подаваемого азота. Наименьшую глубину азотированного слоя демонстрируют образцы после азотирования по схеме №2. Это объясняется тем, что большое количество азота на ранних стадиях разогрева приводит к быстрому образованию на поверхности нитридного слоя, который препятствует дальнейшей диффузии в глубь образца и формированию в нем упрочняющих фаз.

СПИСОК ЦИТИРОВАННЫХ ИСТОЧНИКОВ

1. Неровный В.М., Перемитько В.В. Азотирование поверхности титановых сплавов дуговой плазмой низкого давления // ФиХОМ. – 1995. – №3. – С.49-54.
2. Пресман Ю.Н. Исследование процессов химико-термической обработки титановых сплавов в металлотермических смесях: автореф. дис. канд. техн. наук : 05.16.01 / Ю.Н. Пресман. – Минск, 1974. – 24 с.
3. Прокошкин Д.А. Панайоти Т.А. Соловьев Г.В. Исследование ионного азотирования титана // Известия ВУЗов. Машиностроение. - 1985. - №5. – С. 107-110.
4. Вершинин, Д.С. Низкотемпературное азотирование титана в плазме несамостоятельного дугового разряда низкого давления / Д.С. Вершинин, М.Ю. Смолякова // Физика и химия обработки материалов. – 2011. – № 5. – С. 15–20.
5. Исследование трибологических свойств азотированного титанового сплава ВТ16 / Д.С. Вершинин [и др.] // Заводская лаборатория. Диагностика материалов. – 2010. – Т. 76. – №12. – С. 45–49.

УДК 621.793:66.088

ТЕРМОСТОЙКИЕ ПОКРЫТИЯ НА ОСНОВЕ РЕФРАКТОРНЫХ МЕТАЛЛОВ

*Чекан Н.М.¹, Овчинников Е.В.², Веремейчик А.И.³, Акула И.П.¹,
Эйсымонт Е.И.²*

¹ ГНУ «Физико-технический институт НАН Беларуси», г. Минск, Беларусь

² УО «Гродненский государственный университет им. Я. Купалы»,
г. Гродно, Беларусь

³ УО «Брестский государственный технический университет», г. Брест, Беларусь

Материалы, обладающие такими свойствами как высокая прочность, электропроводность, низкая плотность, все больше находят распространение в авиационной, автомобильной промышленности. Данный спрос на такие материалы обусловлен как экономическими, так и техническими причинами. Примером данных материалов являются алюминий, титан и их сплавы [1]. Традиционными технологиями повышения физико-механических характеристик металлических сплавов является дисперсионное упрочнение, термообработка. Однако эти соединения эксплуатируются в различных средах и при различных режимах, что определяет различные скорости протекания физико-химических процессов, приводящих к разрушению материалов [2-5].

В ходе проведенных исследований были рассмотрены термостойкие покрытия на основе многокомпонентных соединений хрома, показано преимущество применения многокомпонентных соединений, содержащих хром, по сравнению с другими видами покрытий.

Исходя из полученных данных следует, что удельная поверхностная энергия существенно зависит от строения и химического состава стальных подложек. Таким образом, возможно предположить, что наиболее высоким адгезионным взаимодействием будут обладать покрытия, сформированные на образцах из стали Р6М5, затем следуют покрытия на сталях 40 и 40Х, далее стали 60ПП и 65Г и с наименьшим адгезионным взаимодействием будут обладать покрытия, сформированные на стали 12Х18Н10Т.

Формирование термостойких антифрикционных покрытий CrCN, ZrCN на стальных подложках приводит к существенному снижению значений поверхностной энергии. Покрытия AlTiN снижают значения поверхностной энергии при формировании на подложках из углеродистой стали 40, 40Х. При формировании на быстрорежущей стали вида Р6М5 покрытий AlTiN значения удельной поверхностной энергии снижаются незначительно (~7 %).

Установлено, что наиболее высокими адгезионными характеристиками обладают покрытия ZrCN. При проведении испытаний покрытие фактически не отслаивается от субстрата, а происходит вдавливание покрытия в подложку.

Рассмотрена размерная граница между нано- и макросостояниями (L_0), основанная на теории Дебая для поверхностного состояния металлов с учетом динамики фонона. Фононные возбуждения приводят к возбуждению электронов. Следовательно, размерная граница может быть установлена и на основе электронных свойств вещества. Если дебаевский псевдоимпульс (p_D), дебаевская длина (λ_D) и дебаевская температура (Θ_D) связаны условиями $p_D \lambda_D = \hbar$, то связь между $L_0 = \lambda_D$ и Θ_D имеет вид

$$L_0 = \lambda_D = \frac{\sqrt{1,5}}{\sqrt{mk}} \Theta^{-1/2} = 230 \Theta^{-1/2} \text{ [нм]}$$

Эта связь L_0 , λ_D и p_D вытекает из уравнения Шрёдингера, теоремы Блоха и условия Борна-Кармана, а также соотношения неопределённостей.

На изменения параметров физических свойств нанокристаллов влияет не только размерный фактор, но и изменения энергетического состояния электронов в приповерхностном слое. Это влияние приводит к появлению размерной границы между наночастицей и атомно-кластерным состоянием. Так как изменения в поверхностных областях не превышают 5 – 7 атомных слоёв, то эта граница охватывает нанокристалл с двумя-тремя координационными сферами.

В ходе проведенных исследований показано, что при малых нагрузках значения коэффициента трения покрытия CrCN по стали растут. Затем при нагрузках в области 25 – 30 Н наблюдается точка экстремума. Дальнейшее повышение значений нормальной нагрузки сопровождается значительным снижением значений коэффициента трения. Таким образом, поведение триботехнических

характеристик хромовых покрытий отличается от классических представлений при изменении нормальной нагрузки.

Зависимость коэффициента трения от нагрузки для данных покрытий объясняется тем, что в структуре CrCN находится углерод в высокой концентрации по сравнению с базовым хромовым покрытием. Увеличение нагрузки способствует диффузии углерода в зону трения и образованию разделительной пленки с низкими значениями напряжения сдвига, что и выражается снижением значений коэффициента трения с увеличением нагрузки.

Показано, что мелкодисперсная структура формируется в соединениях CrCN, в покрытии CrC наблюдается большое количество включений различного латерального размера, а в хромовом покрытии образуются глобулярные соединения с максимальным размером, находящимся в области 2×2 мкм. Проведен расчет значений удельной поверхностной энергии, исходя из которого показано, что наименьшей удельной поверхностной энергией обладают хромовые покрытия, а наибольшими – карбонитриды хрома.

Таким образом, удельная поверхностная энергия существенно зависит от строения и химического состава покрытий. Различия в значениях удельной поверхностной энергии, сформированных на сталях с различным значениями процентным содержанием углерода, не значительны.

Наиболее оптимальным коэффициентом трения обладает хромовое покрытие в исследуемом диапазоне нагрузок. Покрытие CrN в области нагрузок до 10 Н обладает наименьшим коэффициентом трения из всех исследуемых типов покрытий. Увеличение нагрузки приводит к резкому возрастанию значений коэффициента трения для пары «алмазный индентор-покрытие CrN». Покрытие CrC имеет более высокий коэффициент трения по сравнению с другими видами исследуемых покрытий. Возможно, это обусловлено развитой морфологией покрытия CrC.

Установлены значения поверхностной энергии покрытий карбонитрида хрома, сформированных на стальных подложках различного химического состава. Так, покрытия, сформированные на стали 60 имеют значения $E_{\text{п}}=54$ мДж, на субстратах из Р6М5 $E_{\text{п}}=61$ мДж.

Проведены исследования морфологии поверхности вкладышей пресс-формы 0542-018-04-18 корпуса фильтра осадочного 15 с покрытием на базе нитрида хрома. Рассмотрены свойства покрытий CrN, CrCN которые имеют хорошую термическую стабильность, низкую температуру осаждения, высокую износостойкость и коррозионной стойкости.

Изготовлены опытные партии металлообрабатывающего инструмента с покрытием на основе соединений хрома.

Изучены адгезионные характеристики карбидонитридов хрома, сформированных на поверхности углеродистых и быстрорежущих сталей. Установлено, что покрытия карбонитрида хрома не зависимо от вида подложки обладают повышенными адгезионными характеристиками в сравнении с вакуумными покрытиями хрома, нитрида хрома, соединений алюминия-титана-азота (алтины). Процесс адгезионного разрушения для покрытий CrCN начинаются при значе-

ниях, находящихся в области 12 – 13 Н. Полное отслаивание покрытия карбонитрида хрома от субстрата наблюдается при значениях ~ 23 Н. Адгезионное взаимодействие при формировании покрытий карбонитрида хрома на субстратах из углеродистой и быстрорежущей сталей хорошо объясняется с точки зрения механической и диффузионной теорий адгезии.

Таким образом, применение вакуумных покрытий на базе рефракторных металлов является одним из эффективных направлений в области повышения эксплуатационного ресурса металлообрабатывающего инструмента и технологической оснастки, применяемой для изготовления изделий из цветных металлов методом литья под давлением.

СПИСОК ЦИТИРОВАННЫХ ИСТОЧНИКОВ

1. Вакуумно-дуговые устройства и покрытия. / А.А. Андреев [и др.] – Харьков: ННЦХФТИ, 2005. – 236 с.
2. TiAlN film preparation by Y-shape filtered-arc-deposition system / T. Mashiki [et al.] // Thin Solid Films. – 2008. – Vol. 516. – P. 6650-6654.
3. Ding, X. Abrasive wear resistance of Ti_{1-x}Al_xN hard coatings deposited by a vacuum arc system with lateral rotating cathodes / X. Ding, C.T. Bui, X.T. Zeng // Surf. And Coat. Technol. – 2008. – Vol. 203. – P. 680-684.
4. Mechanical properties and machining performance of Ti_{1-x}Al_xN-coated cutting tools. plating / A. Horling [et al.] // Surf. And Coat. Technol. – 2005. – Vol. 191. – P. 384-392.
5. Шпак, А.П. Механічні властивості покриттів на основі титану. / А.П. Шпак. – К.: ИМФ НАНУ, 2005. – 96 с.

УДК 620.178

ИССЛЕДОВАНИЕ ТРЕЩИНООБРАЗОВАНИЯ КОМПОЗИЦИОННЫХ ПОКРЫТИЙ

Онысько С.Р.¹, Хвисевич В.М.¹, Чекан Н.М.², Акула И.П.²

- 1) Брестский государственный технический университет
Брест, Республика Беларусь;
- 2) Физико-технический институт НАН Беларуси
Минск, Республика Беларусь.

В настоящей работе представлены результаты исследований методом скретч-тестирования механизмов разрушения и трещиностойкости покрытий нитрида (ZrN) и карбонитрида (ZrCN) циркония, определены оптимальные условия формирования композиционного покрытия устойчивого к процессам трещинообразования.

Получение покрытий и методы исследований. Покрытия осаждались на основу из стали Х12МФ диаметром 25 мм и высотой 4 мм, закаленную до твердости (57-60) HRC. Для удаления загрязнений перед началом их формирования, поверхность основы обрабатывалась ускоренными ионами аргона при помощи источника «Радикал»: давление аргона $1,1 \times 10^{-2}$ Па, ускоряющее напряжение 3,5 кВ, ускоряющий ток 80 мА, время обработки 20 минут. Покрытия формировались методом катодно-дугового осаждения с использованием мишени из циркония чистотой 99,9 % при токе горения плазмы порядка 90 А и давлении реакционных газов – N₂ около $2,1 \times 10^{-2}$ Па и C₂H₂ в диапазоне $(0,5-1,8) \times 10^{-2}$ Па на

серийной установке УВНИПА-1-001. Толщина сформированных покрытий составила (1,0-1,5) мкм.

Элементный состав и типы химических связей покрытий определялись методами микрозондового энергодисперсионного анализа (МЭА) на электронном микроскопе Philips SEM-15 оснащенного приставкой для МЭА.

Твердость покрытий измерялась на микротвердомере ПМТ-3 методом восстановленного отпечатка с использованием алмазной пирамидки Кнупа при нормальной нагрузке 50 г.

Адгезионные испытания для всех образцов проводились методом скретч-тестирования (царапания) пленок с помощью адгезиметра JLST022 (J&L TECH Co.,Ltd, Южная Корея): диапазон нагрузок на наконечник от 1 Н до 60 Н на длине царапины 20 мм; латеральная скорость перемещения алмазного наконечника 0,25 мм/с при скорости нагружения 0,74 Н/с.

В результате работы были получены 5 типов образцов с тонкопленочными покрытиями на основе циркония. Первый тип соответствует нитриду циркония, покрытие которого имеет бледный золотистый цвет, а остальные (в зависимости от давления ацетилена в вакуумной камере) – карбонитриду циркония, при этом цвет покрытия менялся от ярко-желтого, до темно-фиолетового. Изменение цветовой гаммы косвенно свидетельствует об увеличении концентрации углерода в покрытиях.

Результаты экспериментов и их обсуждение. Вне зависимости от состава газовой реакционной смеси содержание циркония в покрытиях находится примерно на одном уровне в диапазоне (58-64) ат.%. Рост давления газовой смеси в вакуумной камере в пределах $(0,5-1,8) \times 10^{-2}$ Па приводит к снижению содержания кислорода в покрытиях, а углерод при этом растет более чем в 2 раза – с 5,9 ат.% до 14,6 ат.%. Как показывают ранее проведенные исследования [1] состав покрытий не является стехиометрическим и имеет место ситуация с избытком содержания металла, т.е. не все атомы циркония вступают в химическое соединение с азотом и углеродом. А учитывая обязательное присутствие в покрытии соединений типа CN и MeO, а также аморфного углерода, можно говорить о преимущественном, но не преобладающем влиянии соединений типа MeCN на свойства сформированных покрытий. На рисунке 1 представлены данные по твердости полученных покрытий.

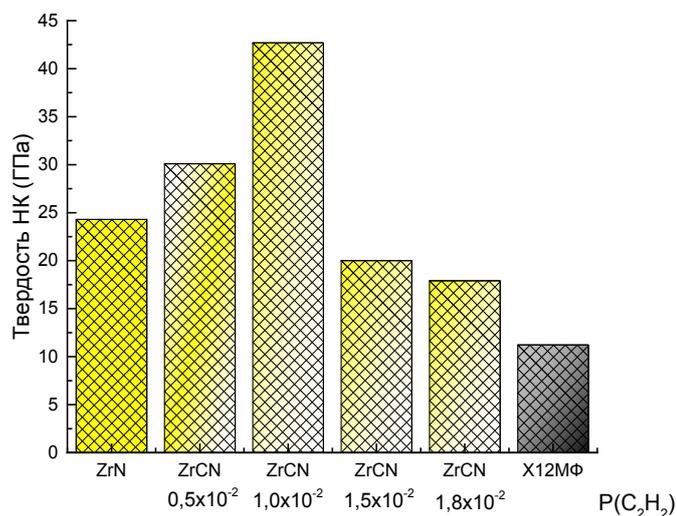


Рисунок 1 – Твердость покрытий

Полученные при нормальных условиях окружающей среды результаты свидетельствуют о существенном влиянии содержания углерода в покрытии на его твердость, которая снижается более чем в 2 раза для покрытий с максимальным содержанием углерода. Уменьшение твердости покрытия ZrCN вероятно связано с образованием большого количества свободного углерода в виде сравнительно мягкого алмазоподобного углерода типа а-С [2], выделяющегося на границах зерен карбонитрида циркония.

На рисунке 2 представлены детализированные фотографии участков царапин и вид трещин, образовавшихся в результате определения адгезии покрытий нитрида и карбонитрида циркония. Можно видеть, что за исключением образца с покрытием ZrCN полученного при давлении ацетилена $1,8 \times 10^{-2}$ Па не наблюдается отслоения покрытия до основы, что свидетельствует об удовлетворительной адгезии исследуемых тонкопленочных материалов к основе. Появление участков отслоенного покрытия на образце вероятно связано с высоким уровнем внутренних ростовых напряжений в покрытии из-за избыточного содержания углерода.

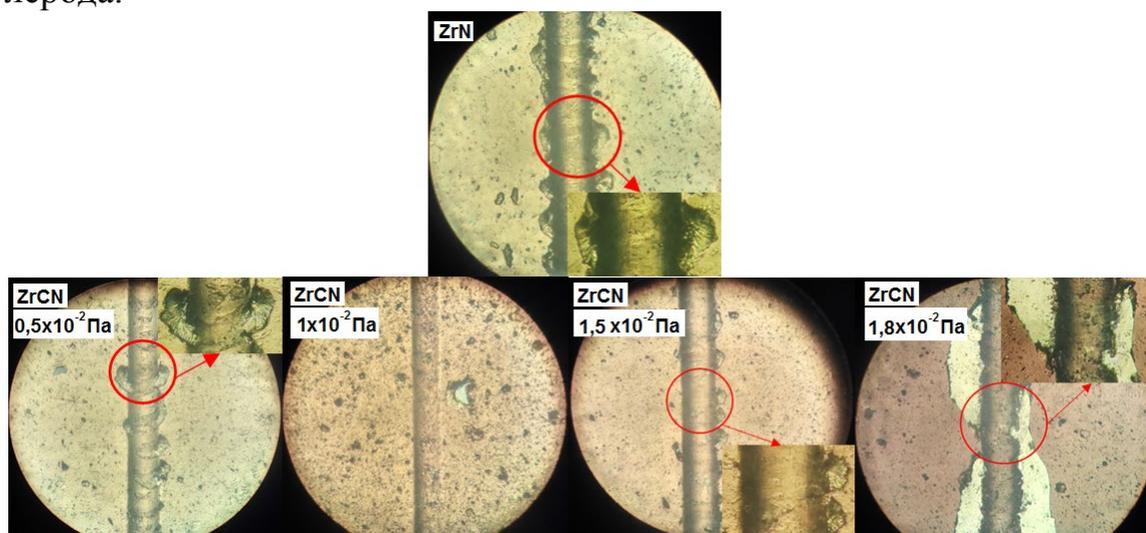


Рисунок 2 – фотографии участков царапин и вид трещин в зависимости от содержания ацетилена

Сводные экспериментальные данные по адгезионной прочности покрытий приведены в таблице 1.

Таблица 1 – Значения нагрузок под индентером при трещинообразовании.

Покрытие	L_{C1} (Н) / l_1 (мм)	L_{C2} (Н) / l_2 (мм)	L_{C3} (Н) / l_3 (мм)
Образец №1	17,78 / 5,5	22,27 / 7,2	55,37 / 18,7
Образец №2	16,47 / 5,3	23,96 / 7,8	52 / 17,2
Образец №3	36,08 / 12	38,22 / 12,6	47,43 / 15,7
Образец №4	23,69 / 7,1	29,3 / 8,5	53,17 / 17,6
Образец №5	17,43 / 5,4	19,24 / 6,2	38,05 / 12,56

Нагрузка, при которой появляется устойчивый сигнал от датчика акустической эмиссии, свидетельствующий о начале процессов трещинообразования в покрытии без учета влияния основы, соответствует параметру L_{C1} ; нагрузка при которой начинается процесс интенсивного трещинообразования – параметру L_{C2} ; нагрузка при которой на периферии царапины начинают появляться сколы покрытия и его отрыв от материала основы – параметру L_{C3} .

Дополнительные данные по трибологии показывают, что в зависимости от сформированного покрытия и длины царапины, коэффициент трения на разных участках принимает значения, показанные на рисунке 3.

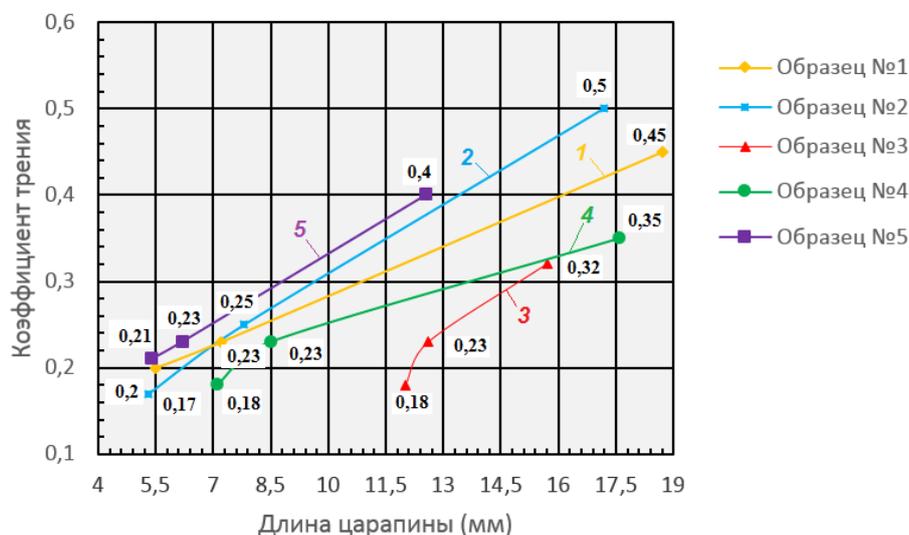


Рисунок 3 – Значения коэффициентов трения в зависимости от длины царапины

Заключение. Результаты проведенных исследований демонстрируют, что повышение содержания углерода в покрытии карбонитрида циркония до некоторого предела положительно сказывается на препятствовании процесса трещинообразования. Наиболее вероятной причиной такого поведения является формирование наноразмерной структуры тонкопленочного материала, когда зерна карбонитридной керамики находятся в матрице аморфного углерода. Изменяя всего один параметр процесса формирования покрытия ZrCN – давление

реакционного углеводородного газа, можно управлять характеристиками синтезируемого тонкопленочного материала в зависимости от текущих требований к нему: твердость, износостойкость, определенное трение в паре и т.д.

СПИСОК ЦИТИРОВАННЫХ ИСТОЧНИКОВ

1. Чекан, Н.М. Износостойкие нанокристаллические покрытия для штамповой оснастки / Н.М. Чекан и др. Материалы Международной научно-технической конференции «Современные методы и технологии создания и обработки материалов», Минск, 16-18 сентября 2014 г. // Минск: ФТИ НАН Беларуси, 2014, Т. 2, С. 6-16.
2. Robertson, J. Diamond-like amorphous carbon // Materials science and engineering. 2002. Vol. 37. P. 129-281.

**АКТУАЛЬНЫЕ ПРОБЛЕМЫ ПРОЕКТИРОВАНИЯ,
ПРОИЗВОДСТВА И ЭКСПЛУАТАЦИИ
АВТОМОБИЛЬНОГО ТРАНСПОРТА**

ПОВЫШЕНИЕ МОБИЛЬНОСТИ ГОРОДСКОГО ТРАНСПОРТА КАК ЭТАП РЕАЛИЗАЦИИ КОНЦЕПЦИИ «БРЕСТ–УМНЫЙ ГОРОД»

Монтик С.В., Головач А.П.

Брестский государственный технический университет
Брест, Республика Беларусь

В декабре 2016 года правительством Беларуси был принят Национальный план по развитию зеленой экономики. Национальный план, рассчитанный до 2020 года, посвящен в первую очередь устойчивому развитию городов. Одним из мероприятий по реализации этого плана является разработка концепции «СимбиоСити» на примере города Бреста. В сентябре 2018 года концепция «СимбиоСити–Брест–2050» была утверждена решением Брестского Совета народных депутатов [1].

«СимбиоСити» – это передовая шведская модель комплексного городского развития, которая была апробирована в Стокгольме и теперь внедряется во многих европейских городах. Комплексное городское развитие – это создание комфортной среды, оптимизация транспорта, переработка отходов, озеленение городских территорий и другие проекты. Концепция «СимбиоСити» представляет собой интегрированный комплексный подход к планированию городской инфраструктуры с учетом экологических условий. Преимущество «СимбиоСити» состоит в том, что эту модель, содержащую в себе все стадии реализации проекта, включая технико-экономическое обоснование и финансирование, можно с успехом применить как в рамках одного предприятия, так и в масштабах городского района [2].

Концепция «СимбиоСити–Брест» представляет собой целую систему решений, основной целью которой будет создание зоны, комфортной для проживания граждан. В частности, найдет свое воплощение идея «умного» города. В Бресте она предстанет через создание системы регулирования городского движения. На основе компьютерных технологий будет разработана система управления дорожным движением, работой светофоров, движением личного и общественного транспорта.

Качество жизни в городе формируется многими составляющими, очень важной является транспортная доступность всех районов города и главных объектов городской инфраструктуры. Удобный для жизни город должен обладать доступным общественным транспортом, безопасными пешеходными и велосипедными зонами, удобными парковками, а также комфортными общественными пространствами. Поэтому устойчивое развитие города должно основываться на такой транспортной системе, которая будет доступна для всех категорий населения, обеспечит им высокое качество и безопасность услуг, а также в меньшей степени нанесет вред окружающей среде.

Рациональное планирование городской мобильности является основой развития города устойчивым образом. «Устойчивая мобильность – это возмож-

ность удовлетворять желания и потребности людей свободно передвигаться, получать доступ к общению, торговым и другим отношениям без ущерба для других важных социальных или экологических приоритетов общества в настоящем или в будущем» (из отчета Всемирного совета предпринимателей за устойчивое развитие «Мобильность 2030: отвечая на вызовы устойчивости»). Транспортная общественность заинтересована в разумном использовании лучшего опыта управления мобильностью, накопленного в разных странах, и конструктивном сотрудничестве с органами власти при подготовке и реализации проектов в этой социально значимой сфере.

Республиканское общественное объединение «Белорусский союз транспортников» в качестве главного направления своей деятельности выбрало содействие развитию общественного транспорта, поскольку именно его эффективная работа является главным условием обеспечения устойчивой городской и региональной мобильности.

Цену мобильности в развитых странах принято определять по отношению к ВВП, ее величина колеблется в пределах от 5 до 15%. В эти расходы принято включать инвестиции в транспортные средства и коммуникации, затраты на организацию перевозок и обеспечение безопасности дорожного движения, текущие расходы на эксплуатацию транспортных средств и коммуникаций, затраты на топливо и электроэнергию, средства, которые требуются обществу для возмещения потерь, связанных с дорожно-транспортными происшествиями, шумом и вредными выбросами в атмосферу.

Современные технологии позволяют увеличивать пропускную способность дорог, осуществлять эффективное управление и повышать безопасность работы общественного транспорта без крупных инвестиций в инфраструктуру и подвижной состав. Они также позволяют использовать индивидуально выбранные транспортные решения для удовлетворения потребностей инвалидов и других маломобильных групп населения.

В рамках концепции «СимбиоСити» в Бресте постепенно появляется «умная» инфраструктура, в частности, специальные «умные» светофоры, которые позволяют повысить безопасность дорожного движения и пропускную способность транспортной сети. Брест выиграл грант более 1 млн евро по трансграничной программе «Беларусь-Польша-Украина» по созданию системы «умных» светофоров [3].

Речь идет об интеллектуальной системе управления дорожным движением, которая позволяет регулировать интенсивность транспортного потока. Компьютерная система изучает особенности движения транспорта в наиболее оживленных точках и распределяет прибывающий поток транспорта на перекрестках, а также управляет светофорами, чтобы максимально разгрузить тот или иной участок дороги.

Интегрированная система светофорного регулирования движения отдает приоритет общественному транспорту. Программный комплекс идентифицирует автобусы, троллейбусы, маршрутные такси и делает так, чтобы расписание общественного транспорта соблюдалось максимально точно. Также регулиро-

вание потока транспорта позволяет минимизировать выбросы в тех районах, где сконцентрировано большое количество автомобилей, уменьшается вредное воздействие транспорта на город, снижается шум, транспортная система становится более «экологичной».

Применяемая технология повысит безопасность пешеходов при пересечении проезжей части по регулируемым переходам. На перекрестках появятся средства распознавания пешеходов. От количества пешеходов будет зависеть длительность того или иного сигнала светофора, что позволит снизить число ДТП на регулируемых пешеходных переходах.

Подобный опыт интеллектуальной системы управления дорожным движением имеется в Западной Европе. В Беларуси такой подход внедряется впервые именно в Бресте.

Внедрение новых технологий регулирования городского движения позволит повысить мобильность населения г. Бреста, безопасность на дорогах, контролировать грузовые и пассажирские перевозки, бороться с пробками, улучшать экологическую ситуацию и снизить вредное воздействие автотранспорта на окружающую среду.

Проблема устойчивой мобильности настолько значима для будущего развития города, что только глубокое и комплексное исследование всех ее составляющих и взаимосвязей может дать правильное представление о направлениях ее достижения. В качестве основных ориентиров движения к цели устойчивой городской мобильности можно назвать следующие аспекты:

- формирование более безопасного и чистого городского пространства за счет снижения негативного влияния транспорта на здоровье людей и окружающую среду;
- повышение скорости сообщения и уровня комфорта общественного транспорта, что сделает его более привлекательным для городских передвижений;
- создание условий для удобных передвижений пешком и на велосипедах;
- защита жилых и общественных территорий от избыточного присутствия личных автомобилей;
- учет интересов людей с ограниченными возможностями передвижения;
- улучшение доступности городских объектов, в том числе мест работы или учебы, за счет их рационального размещения;
- обеспечение транспортной и экологической безопасности, которые самым непосредственным образом содействуют сохранению здоровья всех жителей города.

Создание экологически чистой и безопасной городской среды с высоким уровнем транспортной доступности, как правило, приводит к росту цен на недвижимость, повышению оборота объектов торговли и сферы обслуживания, что способствует успешному экономическому развитию города. Таким образом, достижение устойчивой городской мобильности позволяет двигаться дальше по пути развития Бреста как устойчивого, благополучного и зеленого города.

СПИСОК ЦИТИРОВАННЫХ ИСТОЧНИКОВ

1. В рамках проекта ПРООН оказана экспертная помощь в разработке концепции «СимбиоСити-Брест-2050» [Электронный ресурс]. – Режим доступа: http://mybrest.by/news/vlast/v_razrabotke_kontseptsii_simbiositi_brest_2050/ – Дата доступа: 10.05.2019.
2. Зеленая карта Бреста разработана по проекту "умного города" Symbio City [Электронный ресурс]. – Режим доступа: <https://www.belta.by/special/regions/view/zelenaja-karta-bresta-razrabotana-po-proektu-umnogo-goroda-symbio-city-231904-2017/> – Дата доступа: 10.05.2019.
3. Брест выиграл грант более 1 млн евро по трансграничной программе «Беларусь-Польша-Украина» [Электронный ресурс]. – Режим доступа: <https://www.belta.by/regions/view/brestskaja-oblast-poluchit-okolo-20-mln-evro-po-programme-polsha-belarus-ukraina-2014-2020-314780-2018/> – Дата доступа: 10.05.2019/

УДК 621.9.06(031)

ОБОСНОВАНИЕ ВИДОВ МЕТАЛЛОРЕЖУЩЕГО ОБОРУДОВАНИЯ РЕМОНТНОГО ПРОИЗВОДСТВА

Иванов В.П., Вигерина Т.В.

Полоцкий государственный университет, Новополоцк,
Республика Беларусь

Введение. Металлорежущее оборудование по широте выполняемых функций делится на универсальное, специализированное и специальное. Универсальное оборудование обладает широкими технологическими возможностями, но удовлетворительной точностью. Специализированное оборудование характеризуется увеличенной производительностью и точностью обработки однотипных заготовок, но более узкими технологическими возможностями. Специальное оборудование выполняет узкую технологическую функцию над ремонтируемыми (восстанавливаемыми) изделиями определенной модели и типоразмера, обладает наибольшей производительностью и обеспечивает наивысшую точность [1]. Однако специальные станки дорогие, поэтому их применение в масштабах завода или отрасли требует технико-экономического обоснования [2].

Цель работы заключалась в обосновании видов различных металлорежущих станков, используемых в ремонтном производстве, в зависимости от объемов выпуска.

Методика исследования. Производилось сопоставление точности и производительности универсального и специального оборудования (расточного и шлифовального) с учетом затрат на ввод в эксплуатацию и использование этого оборудования при объемах ремонта 6,3, 10, 16 и 25 тысяч автотракторных двигателей в год.

Общие затраты Z_{Σ} на работу оборудования, приведенные к одному году эксплуатации, включали капиталовложения в здания и оборудование $K_{г}$, заработную плату $Z_{П}$ рабочих и текущие затраты $Z_{т.о.р}$ на содержание оборудования в исправном состоянии

$$Z_{\Sigma} = K_{\Gamma} + 3\Pi + Z_{\text{т.о.р.}}, \text{ руб.} \quad (1)$$

Капиталовложения, отнесенные к одному году эксплуатации, определяли по формуле

$$K_{\Gamma} = \frac{F_{\text{р.м}} C_{\text{кв.м}}}{n_3} + \frac{K_{\text{об}}}{n_{\text{об}}}, \text{ руб.}, \quad (2)$$

где $F_{\text{р.м}}$ – площадь здания, занятая рабочим местом, м^2 ; $C_{\text{кв.м}}$ – стоимость одного квадратного метра здания, руб./м^2 ; $K_{\text{об}}$ – капиталовложения (цена или затраты на изготовление) в оборудование, руб. ; n_3 и $n_{\text{об}}$ – срок службы здания и оборудования, соответственно.

Заработная плата 3Π на операцию определялась по формуле

$$3\Pi = c_{\text{ч}} \frac{t_{\text{ш.-к}}}{60} \left(1 + \frac{k_{\text{доп}}}{100} \right), \text{ руб.}, \quad (3)$$

где $c_{\text{ч}}$ – часовая тарифная ставка рабочего в соответствии с его квалификацией, руб./ч ; $t_{\text{ш.-к}}$ – штучно-калькуляционное время, мин ; $k_{\text{доп}}$ – коэффициент, учитывающий дополнительную заработную плату.

Текущие затраты на техническое обслуживание и ремонт оборудования $Z_{\text{т.о.р.}}$, отнесенные к одной операции, равны

$$Z_{\text{т.о.р.}} = t_{\text{ш.-к}}(Z_{\text{м}}K_{\text{м}} + Z_{\text{э}}K_{\text{э}}), \text{ руб.}, \quad (4)$$

где $Z_{\text{м}}$ и $Z_{\text{э}}$ – часовые затраты на техническое обслуживание и текущий ремонт механической и электрической частей оборудования, руб./ч ; $K_{\text{м}}$ и $K_{\text{э}}$ – категории ремонтосложности механической и электрической частей оборудования.

Годовая заработная плата и годовые текущие затраты на содержание оборудования в исправном состоянии определялись произведением соответствующих показателей, отнесенных к одной операции, на годовой объем выпуска продукции.

Результаты и обсуждения. Область рационального применения станков различных видов при разных объемах производства определяется соотношением капиталовложений, приведенных к году эксплуатации, и текущими затратами на годовой объем работ. Показатели использования различного металлорежущего оборудования приведены в таблице 1.

Большой объем растачивания заготовок при ремонте агрегатов обусловлен соответствующим количеством внутренних цилиндрических поверхностей (доля их составляет 0,20–0,35) с высокой точностью обработки. Применительно к обработке гильз цилиндров двигателей производилось сопоставление вертикально-расточных станков: универсальных 2Н78 и специального четырехшпиндельного ОС-2777. Станок ОС-2777 одновременно обрабатывает 4 изделия со скоростью резания, превышающей в два раза скорость резания на станке 2Н78. Благодаря большой жесткости станка и резцам, изготовленным из сверхтвердых материалов, параметры обработанной детали соответствует нормативам, в том числе по цилиндричности отверстия, составляющей долю не только допуска на размер, а также долю допуска размерной группы.

Таблица 1. Показатели использования металлорежущего оборудования

Станки	Показатели					
	Цена станка, тыс. руб.	Время обработки комплекта изделий, мин	Производительность обработки комплектов изделий в смену	Зарплата на обработку комплекта изделий, руб.	Остальные текущие затраты на обработку комплекта изделий, руб.	Общие текущие затраты на обработку комплекта изделий, руб.
2Н78	16,4	47,2	10	3,14	1,05	4,19
ОС-2777	199,4	3	153	0,33	0,27	0,60
2М614	115,5	5,1	86	0,58	0,41	0,99
13А458	134,4	4,8	92	0,54	0,35	0,89
3В423	416,5	35	13	3,85	2,40	6,25
ХШ2-16	612,0	8	55	0,91	0,51	1,42
ХШ2-01	663,0	12	37	1,35	0,72	2,07

Станок ОС-2777 заменяет до десяти станков 2Н78. Результаты технико-экономических расчетов приведены на рисунке 1.

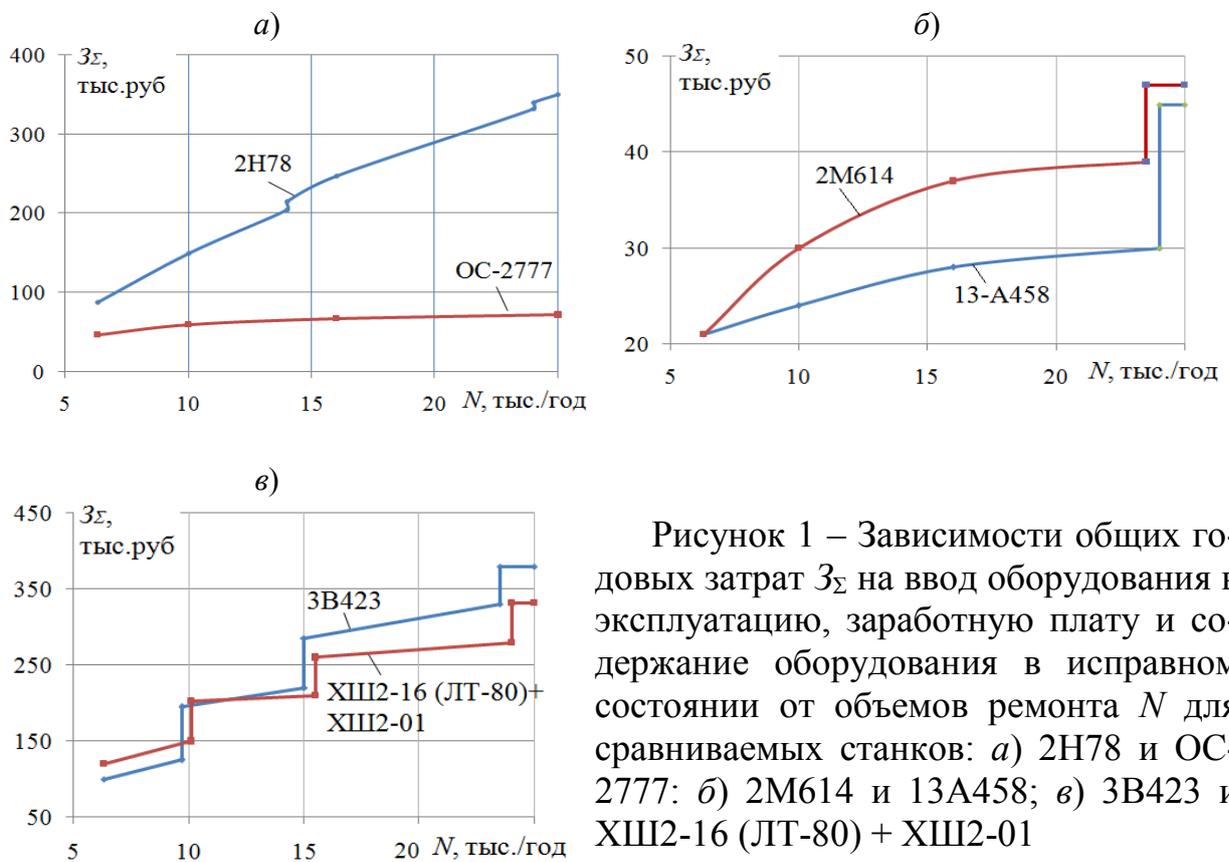


Рисунок 1 – Зависимости общих годовых затрат Z_{Σ} на ввод оборудования в эксплуатацию, заработную плату и содержание оборудования в исправном состоянии от объемов ремонта N для сравниваемых станков: а) 2Н78 и ОС-2777; б) 2М614 и 13А458; в) 3В423 и ХШ2-16 (ЛТ-80) + ХШ2-01

При всех объемах ремонта применение станка ОС-2777 выглядит предпочтительнее. Годовая экономия средств от его использования при росте объемов ремонта агрегатов с 6,3 до 25 тыс. в год изменяется от 50,2 до 287,5 тыс. руб.

Представляет интерес выбор оборудования из горизонтально-расточных станков универсального 2М614, оснащенного специальным приспособлением, и специального 13А458 для обработки длинных прерывистых отверстий – коренных опор блока цилиндров. До объемов ремонта 16 тыс. агрегатов в год при односменной работе, а при повышении этих объемов, но при двухсменной работе, достаточно иметь по одному из этих станков.

При всех рассмотренных объемах ремонта более эффективно применение специального оборудования. Относительная разница капиталовложений и общих текущих затрат, отнесенных к работе оборудования обоих видов, при увеличении объемов ремонта агрегатов уменьшается.

Доля наружных цилиндрических поверхностей, которые шлифуют, составляют 0,14–0,25. Сравнивались специализированные станки 3В423 для шлифования коренных и шатунных шеек автотракторных двигателей со специальными станками ХШ2-16 (ЛТ-80) для шлифования коренных шеек и ХШ2-01 для шлифования шатунных шеек.

Обработка на специальных шлифовальных станках обеспечивает повышение производительности труда в 1,75 раза при достижении нормативных значений размеров шеек и их нецилиндричности до 5 мкм. Объемы восстановления 6,3 тыс. коленчатых валов в год требуют двух станков 3В423 или одного станка ХШ2-16 и одного станка ХШ2-01.

Для объемов восстановления 25 тыс. коленчатых валов в год необходимы 8 станков 3В423 или 2 станка ХШ2-16 и 3 станка ХШ2-01. Граница экономически обоснованного применения специального оборудования соответствует объемам восстановления деталей около 10 тыс. в год.

Выводы. Использование специальных четырехшпиндельных станков ОС-2777 при обработке гильз цилиндров более эффективно по сравнению с универсальными станками 2Н78 при всех рассмотренных объемах ремонта двигателей.

Обработка длинных прерывистых отверстий (коренных опор блока цилиндров) более эффективна на специальном оборудовании. Рациональная область применения специальных шлифовальных станков для обработки шеек коленчатых валов начинается с объемов восстановления деталей более 10 тыс. в год.

Область эффективного применения специальных станков начинается с объемов производства 6,3–10 тыс. агрегатов в год.

СПИСОК ЦИТИРОВАННЫХ ИСТОЧНИКОВ

1. Дьячков, В.Б. Специальные металлорежущие станки общемашиностроительного применения: справочник / В.Б. Дьячков, Н.Ф. Кабатов, М.У. Носинов. – М.: Машиностроение, 1983. – 288 с.

2. Сибикин, М.Ю. Современное металлообрабатывающее оборудование: справочник / М.Ю. Сибикин. – М.: Машиностроение, 2013. – 308 с.

ПАРАМЕТРИЧЕСКАЯ НАДЕЖНОСТЬ И ДЕФЕКТЫ ПОКРЫТИЙ

В.Э. Завистовский, С.Э. Завистовский

Полоцкий государственный университет
Новополоцк, Республика Беларусь

Отказ материала с покрытием в значительной степени определяется наличием дефектов в металле и материале покрытия, а также их взаимодействие с частицами присадочного материала. Механическая обработка таких деталей приводит к изменениям структуры поверхностного слоя; ранее скрытые дефекты и поры выходят на поверхность, являясь очагами разрушения. Наличие дефектов обусловлено как технологией изготовления изделия, так и эксплуатацией его. Н.А. Махутов и др. предложили [1,2] непровары, поры, несплавления и другие дефекты при расчетах показателей надежности рассматривать как трещины. Если обозначить критический размер дефекта a_c , размер дефекта в момент времени t - a_t и считать их фиксированными случайными величинами, то вероятность безотказной работы $R(t)$ материала с покрытием можно представить в виде вероятности:

$$R(t) = 1 - F(t) = P\{a_t \leq a_c\} = \int_0^{\infty} [1 - F_t(a_t, Q_t)] f_c(a_c, Q_c) da_c, \quad (1)$$

где $F(t)$ – функция распределения ресурса; $f_c(a_c, Q_c)$ – плотность распределения критического размера дефекта; Q_c, Q_t – векторы параметров распределения, зависящие от времени t . В качестве аппроксимирующей функции плотности распределения размера дефекта можно использовать: двухпараметрический закон Вейбулла-Гнеденко, распределение Эрланга, законы нормального и равномерного распределения и др. Размер критического дефекта можно найти через характеристики статической трещиностойкости.

Дефекты в твердых телах, в частности в металлах, могут быть различного типа и происхождения. Дефектная структура твердых тел формируется уже на этапе получения самого материала. В процессе изготовления из него изделий и при эксплуатации готовых изделий она может существенно трансформироваться. При этом может изменяться количество самих дефектов и происходить их переформирование с образованием новых типов нарушений. Состояние поверхности и зарождение трещин во многом определяет сопротивление материалов деформации и разрушению. При определенных условиях трещины в металле способны залечиваться (уменьшать свой объем), что приводит к улучшению эксплуатационных характеристик материала.

Трещины являются стоками для точечных дефектов и микропор в твердом теле. Процесс залечивания (разрастания) связан с потоком микропор (вакансий) от трещины (к трещине). Известно, что концентрация вакансий у поверхности малых трещин (пор) выше, чем у больших, и следовательно, появляется поток вакансий от малых трещин к большим. Происходит залечивание малых трещин.

Поток микропор на поверхность единицы длины трещины f рассчитывается по формуле [3]:

$$f = \frac{\gamma n_1}{R} \sqrt{\frac{D}{n_2}} \frac{K_1(z)}{K_0(z)}, \quad (2)$$

где $\gamma = \frac{2\alpha\Omega}{kT}$; $z = R\sqrt{\frac{n_2}{D}}$; R – радиус трещины; D – эффективный коэффициент диффузии для дефектов данного типа; n_1, n_2 – константы; α – удельная поверхностная энергия; Ω – характерный объем одной микропоры (дефекта); T – абсолютная температура; $K_i(z)$ – цилиндрические функции Макдональда i -го порядка.

Учтем, что температурная зависимость коэффициента диффузии дефектов может быть описана известным соотношением:

$$D = D_0 e^{-\frac{E_a}{kT}}, \quad (3)$$

где E_a – энергия активации диффузии дефекта, D_0 – постоянная величина, k – постоянная Больцмана. Таким образом, поток микропор оказывается сложной функцией многих параметров: температуры, коэффициента диффузии, поверхностной энергии, радиуса трещины.

Рассмотрим диффузию микропор в объеме, прилегающем к открытой трещине цилиндрической формы. Тогда изменение объема трещины ΔV длиной h за время t определим по формуле:

$$\Delta V = 2\pi R h f t \Omega. \quad (4)$$

Одним из легирующих элементов покрытий является хром. Рассмотрим диффузию атомов хрома в объеме, прилегающем к открытой цилиндрической трещине. При оценке процесса залечивания трещины определим относительное изменение объема трещины (относительную скорость залечивания трещины): $\varepsilon = \Delta V / V$.

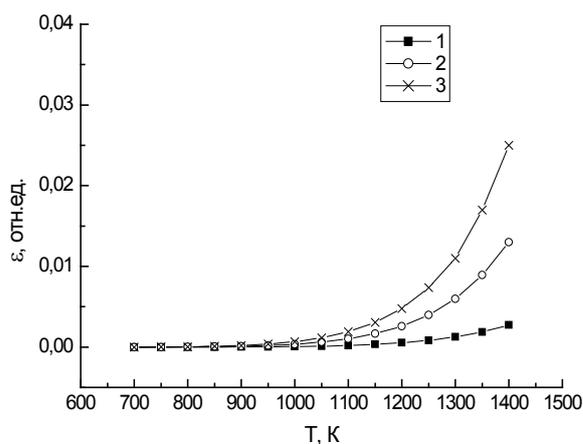


Рисунок 1 – Зависимость относительного изменения объема трещины от температуры отжига при различных энергиях активации диффузии хрома, эВ: 1 – 2,4; 2 – 2,2; 3 – 2,0. $D_0=0,85 \cdot 10^{-4}$ м²/с. Время отжига $t=20$ ч.

На рис.1 представлены результаты моделирования зависимости относительного изменения объема трещины при диффузии атомов хрома. Для хрома в α -Fe энергия активации лежит в пределах от 2,17 до 2,4 эВ, а частотный фактор от 0,89 до 0,78 см²/с. При переходе от диффузии по вакансиям (кривая 1) к диффу-

зии по границам зерен металла (кривые 2,3), где структура, как правило, чрезвычайно сильно искажена, процесс диффузии значительно ускоряется. Это связано с тем фактом, что при диффузии по границам зерен энергия активации диффузии хрома меньше, чем по вакансиям. Результаты расчета говорят о том, что скорость залечивания трещин главным образом определяется значением и изменением энергии активации диффузии атомов Cr. Увеличению скорости залечивания трещин способствует увеличение температуры отжига.

Использование покрытий при восстановлении работоспособного состояния рабочих поверхностей деталей машин неизбежно приводит к возникновению микро- и макродефектов, оказывающих существенное влияние на процесс накопления повреждений и надежность детали [4]. Предположим, что материал восстановленной детали представляет собой систему, состоящую из трех элементов: основной металл – переходная область – покрытие. Каждый из этих элементов может быть оценен через значения физико-механических характеристик. Так как в структуре восстановленного материала эти элементы расположены последовательно друг за другом, то его надежность, представленная в виде вероятности безотказной работы, можно определить как надежность последовательно соединенных элементов, т. е.

$$P(t) = [P_1(t) \cdot P_2(t) \cdot P_3(t)] \cdot k_{m. mex}, \quad (5)$$

где $P_1(t) \dots P_3(t)$ – вероятность безотказной работы основного металла, переходной области и покрытия, соответственно; $k_{m. mex}$ – коэффициент технологичности, зависящий от способа и температурного режима нанесения покрытия.

Практическое применение общих и специальных методов прогнозирования надежности становится возможным при наличии конкретных методик расчета, доведенных до соответствующих алгоритмов и программ, и информационной базы, включающей конструкторскую документацию и банки данных по изделиям-аналогам о показателях надежности, условиях эксплуатации, испытаниях, нагрузочных режимах, износах, предельных состояниях и т.д.[5]. Разработка мероприятий по управлению надежностью на основе прогнозной информации является типичной задачей принятия решения в условиях неопределенности, поэтому только комплекс теоретических и прикладных вопросов могут решить проблему управления надежностью на стадии проектирования.

СПИСОК ЦИТИРОВАННЫХ ИСТОЧНИКОВ

1. Филонов, И.П. Вероятностно-статистические методы оценки качества в машиностроении / И.П. Филонов, А.И. Медведев.- Мн.: Тесей, 2000.- 128 с.
2. Махутов, Н.А. Применение численных методов расчета показателей надежности элементов конструкций с повреждениями / Н.А. Махутов, И.И. Кокшаров, А.М. Лепихин // Проблемы прочности, 1991, № 5.- с. 3 – 8.
3. Завистовский, В.Э. Механика разрушения и прочность материалов с покрытиями / В.Э.Завистовский. – Новополоцк: Полоцкий государственный университет. – 1999. – 144 с.
4. Витязь, П.А. Упрочнение газотермических покрытий / П.А. Витязь, Р.О. Азизов, М.А. Белоцерковский.- Мн.:БЕСТПРИНТ.- 2004.-192 с.
5. Завистовский, В.Э. Надежность и диагностика технологического оборудования / В.Э. Завистовский.- Мн.: РИПО,2019.-257 с.

ИСПОЛЬЗОВАНИЕ ТЕХНОЛОГИИ ПНЕВМОДИНАМИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ ДЛЯ ЗАЛЕЧИВАНИЯ МИКРОТРЕЩИН В ГАЛТЕЛЯХ ШЕЕК КОЛЕНЧАТЫХ ВАЛОВ ДВС

Завистовский С.Э., Завистовский В.Э., Кириенко А.С.

Полоцкий государственный университет,
г. Новополоцк, Республика Беларусь

Усталостное разрушение коленчатых валов в большинстве случаев начинается с зарождения трещины усталости в галтелях шатунных шеек в плоскости кривошипа. Зарождение трещины происходит в поверхностных слоях материала галтели. Этому способствуют:

- высокая концентрация напряжений в галтелях. Напряжения в галтелях могут в три, а иногда и в десять раз превышать номинальные напряжения в шейках коленчатого вала;
- наличие структурных концентраторов напряжений, вызванных механической обработкой поверхностных слоев металла, и исходное состояние материала (факторы, снижающие сопротивление усталости коленчатых валов на 20...30 %);
- остаточные напряжения в поверхностных слоях вызванных технологическими рихтовками и закалкой шеек ТВЧ.

Дефектная структура твердых тел формируется уже на этапе получения самого материала. В процессе изготовления из него изделий и при эксплуатации готовых изделий она может существенно трансформироваться. При определенных условиях трещины в металле способны залечиваться (уменьшать свой объем), что приводит к улучшению эксплуатационных характеристик материала.

Процесс залечивания (разрастания) связан с потоком микропор (вакансий) от трещины (к трещине). Ранее установлено, что концентрация вакансий у поверхности малых трещин (пор) выше, чем у больших, и, следовательно, появляется поток вакансий от малых трещин к большим. Происходит залечивание малых трещин. Поток микропор на поверхность единицы длины трещины f рассчитывается по формуле:

$$f = \frac{\gamma n_1}{R} \sqrt{\frac{D}{n_2}} \frac{K_1(z)}{K_0(z)},$$

где $\gamma = \frac{2\alpha\Omega}{kT}$; $z = R\sqrt{\frac{n_2}{D}}$; R – радиус трещины; D – эффективный коэффициент диффузии для дефектов данного типа; n_1, n_2 – константы; α – удельная поверхностная энергия; Ω – характерный объем одной микропоры (дефекта); T – абсолютная температура; $K_i(z)$ – цилиндрические функции Макдональда i -го порядка.

При оценке процесса залечивания трещины необходимо определить относительное изменение объема трещины (относительную скорость залечивания трещины): $\varepsilon = \Delta V/V$.

На рис.1 представлены зависимости относительного изменения объема трещины от температуры для различных значений энергии активации диффузии микропор. Известно [1], что в металлах энергия активации для вакансий лежит в интервале 0,9-2,0 эВ.

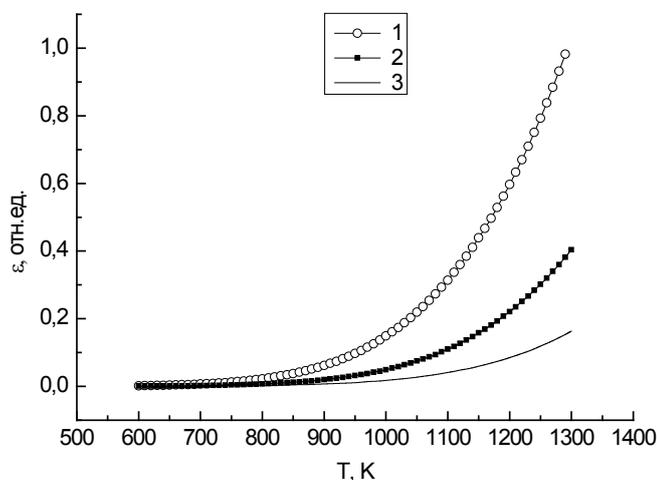


Рисунок 1 – Зависимость относительного изменения объема трещины от температуры при различных энергиях активации пор, эВ: 1 – 1; 2 – 1,13; 3 – 1,25 ($D_0=5 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2/\text{с}$, $t=20 \text{ ч}$)

Как видно из рис.1 изменение энергии активации пор в небольшом интервале 1-1,25 эВ существенным образом влияет на параметр залечивания. Кроме этого, скорость процесса залечивания зависит от температуры. С ростом температуры резко возрастает отличие в скорости залечивания в исследуемом интервале энергий.

Предполагается, что поток примесных атомов в процессе залечивания должен быть на порядок меньше вакансионного механизма, поскольку энергия миграции для примесей E_a лежит в широких пределах от 1 до 5 эВ. Таким образом, основное влияние пор на залечивание трещин связано с низким значением энергии активации диффузии пор.

Учитывая сложную конструкцию коленчатых валов и ограниченный эффект упрочнения галтелей обкаткой роликом на увеличение предела выносливости из-за удлинения натуральных коленчатых валов и их коробления наиболее рациональным методом упрочнения представляется местное пневмодинамическое упрочнение галтелей дробью или шариками, что может увеличить их усталостную прочность до 40-50% и тем самым продлить ресурс работы оснастки для пневмодинамического упрочнения разработана конструкция устройства [2], показанного на рис.2.

Оборудование для пневмодинамического упрочнения галтелей было разработано применительно к коленчатым валам дизельных двигателей тракторов «Беларусь» Д-240 и Д-260. Основу конструкции составляет пневмодинамическая камера определенного профиля, в которой под действием избыточного давления пневмосети движутся стальные шарики, по траекториям, гарантиру-

ющим максимальный ударный контакт с упрочняемой поверхностью галтели коленчатого вала. Выбранная конструкция технологической оснастки легко адаптируется к универсальному вспомогательному оборудованию, и имеет максимально высокую производительность при применении роторных машин.

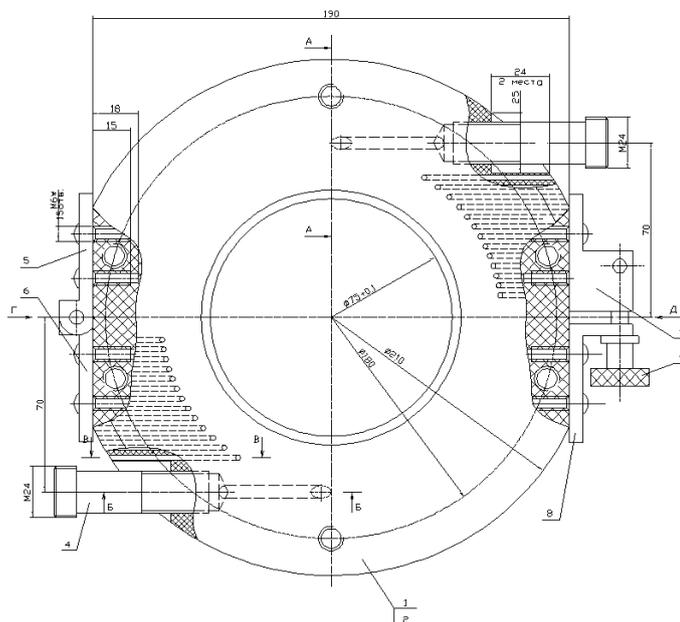


Рисунок 2 – Конструкция специальной пневмодинамической камеры для упрочнения шеек коленчатых валов: 1- крышка; 2 - крышка; 3 - сегмент; 4 - резьбовой клапан; 5,6 - элемент петли; 7 - хомут; 8 - упор; 9 - головка резьбовая; 10, 11 – ось.

Выбор метода и конструкции устройства упрочнения поверхности деталей зависит от технологической схемы обработки. В связи с чем проанализированы данные о химическом составе и физико-механических свойствах обрабатываемого материала, требования по точности и шероховатости, предъявляемые к детали, наличия и вида покрытия, необходимой степени поверхностного упрочнения.

Основные технические возможности устройства для финишной пневмодинамической обработки:

- повышение износостойкости рабочих поверхностей деталей в 1,2...2,0 раза с уменьшением трудоемкости механообработки в 2 раза;
- формообразование поверхности с производительностью 85...2300 мм²/с (в 2...10 раз выше, чем при алмазном выглаживании);
- минимальные силы деформирования, снятие остаточных напряжений растяжения (искусственное старение);
- шероховатость поверхности $Ra = 0,065...0,08$ мкм (при подаче инструмента $S = 250$ мм/мин).

Работоспособность и надежность конструкции специальной оснастки можно подтвердить с помощью ускоренного метода определения циклической долговечности поверхностно-упрочнённых поверхностей галтелей шеек коленчатых валов с помощью обобщенной номограммы, позволяющей

определить циклическую долговечность поверхностно-упрочненных деталей [3]. Наличие номограммы позволяет провести сравнительную оценку влияния размеров поперечного сечения, выбранного конструкционного материала, способа и режима поверхностного упрочнения на величину циклической долговечности.

СПИСОК ЦИТИРОВАННЫХ ИСТОЧНИКОВ

1. Фистуль, В.И. Физика и химия твердого тела / В.И. Фистуль. – М.: Металлургия. – 1995. – 486 с.
2. Завистовский С.Э., Кириенко А.С., Бельченков Р.И. Патент на полезную модель «Пневмодинамическая камера для упрочнения шеек коленчатых валов двигателей внутреннего сгорания», № 8054 от 12.09.2011г.
3. Завистовский С.Э., Завистовский В.Э., Кириенко А.С. Залечивание микротрещин в процессе пневмодинамической обработки галтелей шеек коленчатых валов/ Инновационные технологии в машиностроении [Электронный ресурс]: электронный сборник материалов международной научно-технической конференции, посвященной 50-летию ПГУ, Новополоцк, 19-20 апр.2018г. / Полоцкий гос.универ.; под ред.чл.корр., д.т.н., проф. В.К.Шелега.- Новополоцк, 2018.- 1 электрон.опт.диск CD-ROM).- с.70-73.

УДК 629.113:004.94

АНАЛИЗ МЕТОДИК МОДЕЛИРОВАНИЯ СТРУКТУРЫ ПОДРАЗДЕЛЕНИЙ ПО ТЕХНИЧЕСКОМУ ОБСЛУЖИВАНИЮ ТРАНСПОРТНЫХ СРЕДСТВ

Монтик С. В.

Брестский государственный технический университет

Брест, Республика Беларусь

При проектировании и реконструкции автотранспортных предприятий (АТП) необходима оптимизация структуры производственных подразделений по техническому обслуживанию автомобилей, т. е. определение оптимального количества постов зоны технического обслуживания (ТО) по критерию минимальных суммарных затрат на содержание зоны и потерь прибыли из-за простоя автомобилей.

Для моделирования структуры зоны ТО автомобилей широко используются теория массового обслуживания и имитационное моделирование. Одним из преимуществ имитационного моделирования является возможность задавать требуемые законы распределения потока требований на обслуживания и потока обслуживания, а также отслеживать поведение системы во времени.

В данной работе выполняется сравнение методик моделирования структуры зоны ТО с использованием имитационного моделирования на примере зоны ТО автомобилей-самосвалов производственно-коммерческого комплекса (ПКК) филиала «Автовокзал г. Бреста» ОАО «Брестоблавтотранс».

Первоначально определялись исходные данные для моделирования. Для это был выполнен технологический расчет зоны ТО по типовой детерминирован-

ной методике, изложенной в [1, 2]. Количество и режим работы автомобилей-самосвалов, режим работы зоны ТО принимался по данным ПКК филиала «Автостанция г. Бреста» ОАО «Брестоблавтотранс». Расчетное суммарное количество постов ТО-1 и ТО-2 составило 0,955, поэтому дальнейшее моделирование выполнялось для одноканальных систем массового обслуживания (СМО).

Для имитационного моделирования процесса функционирования зоны ТО, использовалась система GPSS World Student Version 5.2.2. Выполнялось имитационное моделирование зоны ТО-1 и ТО-2 для всех моделей автомобилей-самосвалов, имеющих на предприятии. При составлении имитационной модели процесса функционирования зоны ТО, зона ТО рассматривалась: 1) в виде разомкнутой СМО с простейшими потоками; 2) в виде разомкнутой СМО с входящим потоком требований и потоком обслуживаний, распределенных по нормальному закону с заданными коэффициентами вариации; 3) в виде замкнутой СМО с простейшими потоками; 2) в виде замкнутой СМО с входящим потоком требований и потоком обслуживаний, распределенных по нормальному закону с заданными коэффициентами вариации. При этом предусматривалась возможность образования очереди.

Для моделирования простейшего потока требований интервал времени между соседними событиями должен иметь показательное распределение [3]. Поэтому при имитационном моделировании зоны ТО, как разомкнутой СМО, интервалы времени поступления автомобилей на ТО задавались по экспоненциальному закону с математическим ожиданием, равным отношению годового фонда времени работы зоны ТО к годовому количеству технических обслуживаний для группы автомобилей одной модели, а интервалы времени на обслуживание одного автомобиля – также по экспоненциальному закону с математическим ожиданием равным такту поста.

При имитационном моделировании зоны ТО, как замкнутой СМО, использовался другой подход. Первоначально с помощью оператора GENERATE задавалось требуемое количество автомобилей. Затем выполняется задержка автомобиля на время выполнения транспортной работы до следующего ТО. Далее автомобиль проходит ТО и возвращается в систему для выполнения транспортной работы до следующего ТО. Цикл повторяется для каждого автомобиля в течение времени моделирования работы зоны ТО. Для простейшего потока требований интервалы времени поступления автомобилей на ТО, а также интервалы времени выполнения ТО задавались по экспоненциальному закону.

Математическое ожидание интервалов времени поступления автомобилей на обслуживание определялось как отношение годового фонда времени работы зоны ТО к годовому количеству технических обслуживаний для одного автомобиля. Математическое ожидание интервалов времени на обслуживание одного автомобиля принималось равным такту поста.

В работе [4] приводятся данные, что распределение периодичности выполнения ТО-1 и ТО-2, а также распределения фактической трудоемкости (времени выполнения) ТО-1 и ТО-2 подчиняются нормальному или логарифмически нормальному закону распределения. В работе [5] указывается, что нормально-

му закону подчиняется распределение пробегов автомобилей по календарным срокам (коэффициент вариации 0,10), периодичность профилактических работ (коэффициент вариации 0,20), трудоемкость групп операций регулярных профилактических работ (коэффициент вариации 0,26), а также трудоемкость групп операций профилактических работ и регламентированного по трудоемкости сопутствующего текущего ремонта (коэффициент вариации 0,26).

В результате статистической обработки данных, собранных в зоне ТО производственно-коммерческого комплекса филиала «Автовокзал г. Бреста» ОАО «Брестоблавтотранс», установлено, что фактическое распределение времени поступления автомобилей-самосвалов на выполнение ТО подчиняется нормальному закону распределения с коэффициентом вариации 0,3586. Проверка адекватности вероятностной математической модели выполнялось с помощью критерия согласия Пирсона. Значение коэффициента вариации 0,3586 можно объяснить неритмичностью работы автомобилей-самосвалов, а также тем, что использовались статистические данные за небольшой период времени работы зоны ТО.

В дальнейшем выполнялось имитационное моделирование зоны ТО, при котором входящий поток требований на облуживание и поток облуживаний подчинялся нормальному закону распределения.

Результаты имитационного моделирования с использованием замкнутой СМО значительно отличаются от типового технологического расчета: меньшее количество облуживаний за год, коэффициент загрузки поста, поэтому для дальнейшего моделирования работы зоны ТО автомобилей-самосвалов использовалась открытая СМО с нормальным законом распределения входящего потока и потока облуживания.

Результаты имитационного моделирования зоны ТО автомобилей-самосвалов ПКК филиала «Автовокзал г. Бреста» ОАО «Брестоблавтотранс» с помощью открытой СМО с нормальным законом распределения входящего потока и потока облуживания (коэффициент вариации времени выполнения ТО – 0,26; коэффициент вариации времени поступления на ТО – 0,2; время моделирования работы зоны ТО – 2 года) показали, что годовое количество технических облуживаний, определенное с помощью имитационного моделирования, совпадает с результатами типового технологического расчета, а коэффициент загрузки поста (равный расчетному количеству постов) при технологическом расчете в 1,4 раза для ТО-1 и в 1,42 раза для ТО-2 выше, чем при имитационном моделировании. Данное превышение практически совпадает с коэффициентом резервирования постов $\varphi=1,4$, который используется при технологическом расчете [2].

Проведенный анализ методик моделирования позволяет рекомендовать для моделирования и оптимизации структуры зоны ТО имитационные модели, в которых зона ТО рассматривается как открытая СМО с нормальным законом распределения входящего потока и потока облуживания с коэффициентами вариации, рекомендованными в [5]. Для конкретного предприятия средние значения времени поступления на ТО и времени выполнения ТО и их коэффици-

енты вариации возможно определить по результатам статистической обработки данных о работе зоны ТО. Применение данных имитационных моделей позволяет более точно определить требуемое количество постов ТО и сократить их количество.

По результатам моделирования зоны ТО автомобилей-самосвалов ПКК филиала «Автовокзал г. Бреста» ОАО «Брестоблавтотранс» можно рекомендовать объединение работ ТО-1 и ТО-2 и использование одного универсального поста ТО.

Разработанные имитационные модели используются студентами специальности 1 – 37 01 06 «Техническая эксплуатация автомобилей» для оптимизации структуры зоны ТО АТП при выполнении лабораторных работ по дисциплине «Основы научных исследований и инновационной деятельности» и дипломного проектирования.

СПИСОК ЦИТИРОВАННЫХ ИСТОЧНИКОВ

4. ТКП 248-2010 (02190). Техническое обслуживание и ремонт автомобильных транспортных средств. Нормы и правила проведения. – Мн.: РУП «БелНИИТ «Транстехника»», 2010. – 44 с.

5. Проектирование предприятий автомобильного транспорта: Учебник / М.М.Болбас, Н. М. Капустин, А. С. Савич и др.; Под ред. М. М. Болбаса - Мн.: Адукацыя і выхаванне, 2004. – 528 с.

6. Кудрявцев Е. М. GPSS World. Основы имитационного моделирования различных систем. – М.: ДМК Пресс, 2004. – 320 с.: ил.

7. Захаров, Н. С. Определение параметров зоны технического обслуживания с учетом неравномерности поступления автомобилей / Н. С. Захаров, Г. В. Абакумов, Е. С. Шевелев. – Тюмень: ТюмГНГУ, 2011. – 132 с.

8. Научные исследования и решение инженерных задач: Учебн. пособие/ С. С. Кучур, М. М. Болбас, В. К. Ярошевич. – Мн.: Адукацыя і выхаванне, 2003.

UDC 681.5

MOBILE VEHICLE DRIVES CONTROL SYSTEM

R.Stetter¹, O.Prokopenya², P.Pakhomski²

1) High Technical School of Ravensburg-Weingarten, Germany

2) Brest state technical university,
Brest, Belarus

The problem which are discussing taught mobile vehicles with separate drives of turning and rotation for each wheels. Velocity of rotation of wheel depend of it turn angle. The vehicle scheme is shown on fig. 1.

Required turn angles of wheels while velocity vector of point A_0 turned on angle α .

$$\alpha_{BH} = \arctg\left(\frac{L}{L / \operatorname{tg}(\alpha) - 0,5H}\right), \quad (1)$$

$$\alpha_B = \arctg\left(\frac{L}{L / \operatorname{tg}(\alpha) + 0,5H}\right), \quad (2)$$

In this formulas L – distance between wheels axles, H – distance between wheels on one axle.

Required turn velocity of wheels

$$\omega_{BH} = \frac{V}{0,5d} \cdot \frac{\sin(\alpha)}{\sin(\alpha_{BH})}, \quad (3)$$

$$\omega_B = \frac{V}{0,5d} \cdot \frac{\sin(\alpha)}{\sin(\alpha_B)}, \quad (4)$$

In this formulas are V – velocity of point A_0 , d – diameter of wheel.

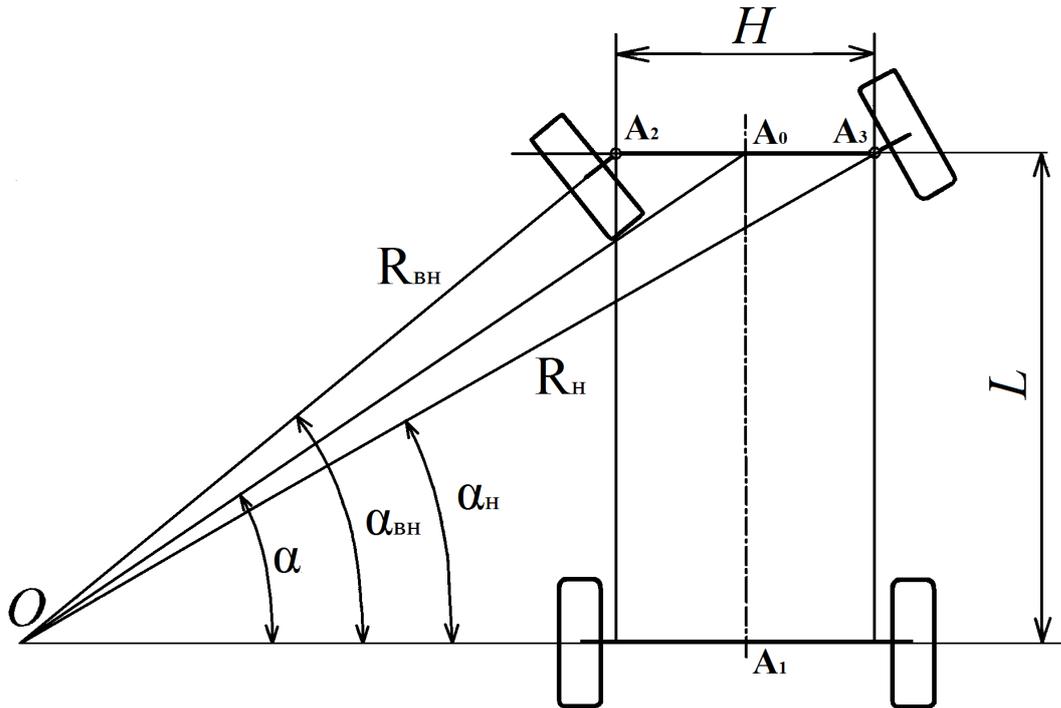


Figure 1 - The vehicle scheme with two turning wheels.

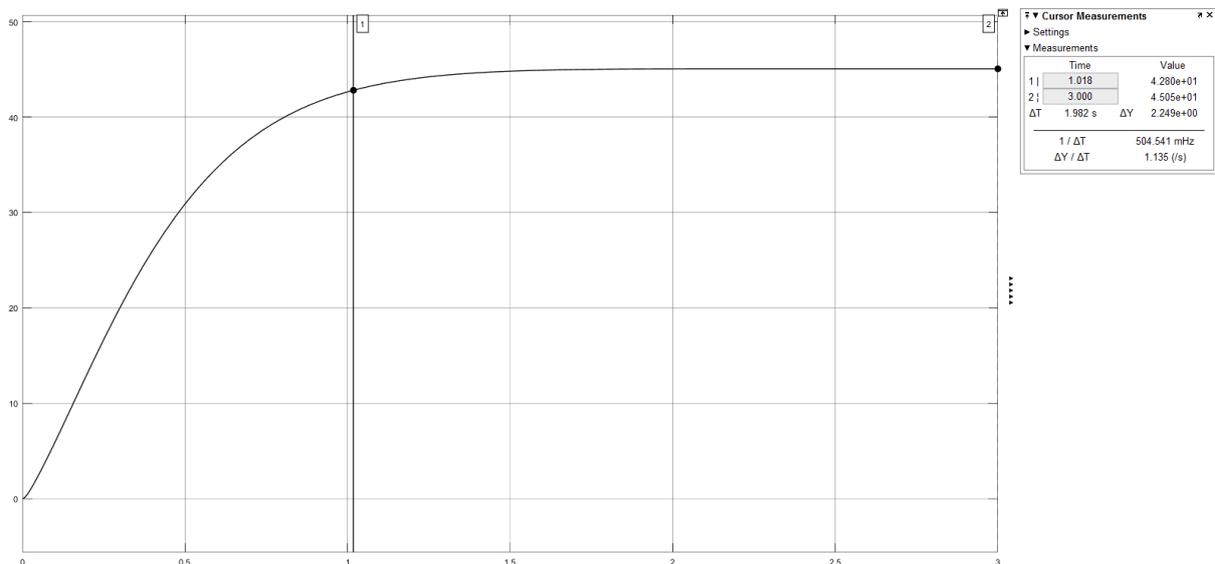


Figure 2 – The response of turn wheel drive

So required turn velocity of wheels must follow the angles α_{BH} , α_B according (3), (4) if take in consideration the dynamics of drives.

Both drives were realized on DC-motors with PD-controller (for turn wheel drive), and PID-controller (for wheel rotation drive). The simulation in MATLAB showed good quality of control.

The response of turn wheel drive is shown on figure 2. The curve is smooth (without oscillation).

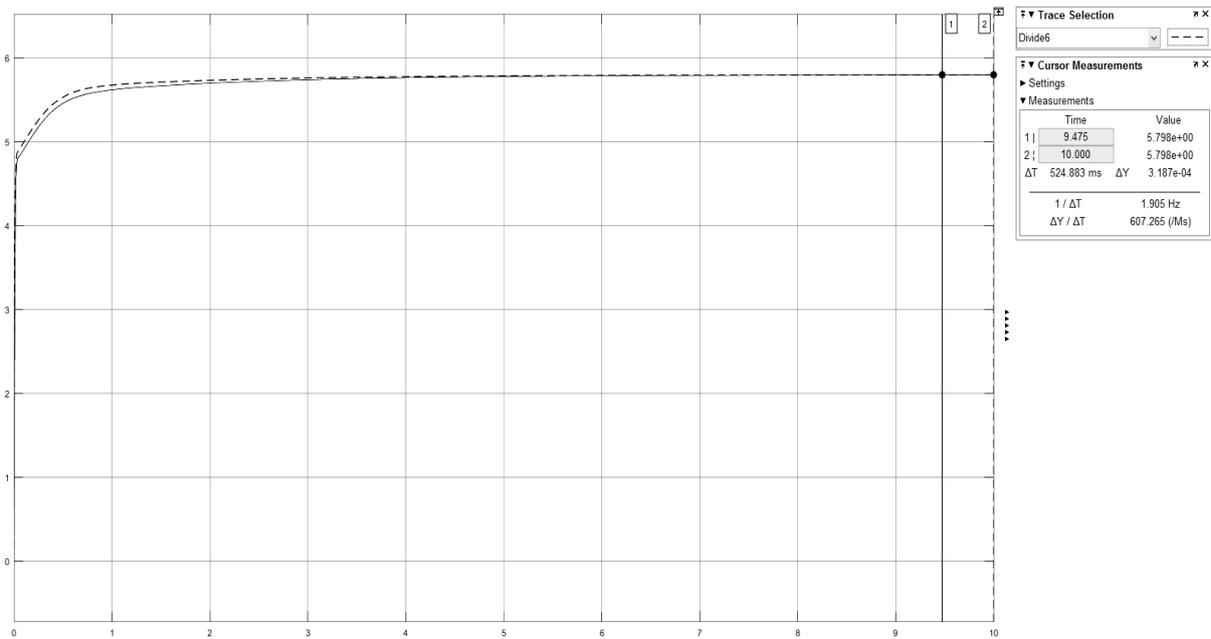


Figure 3 – The simulation of wheel rotation drive work

The simulation of wheel rotation drive work is shown on figure 3. Two curves accord to desirable and real changing of wheels rotation. There are not essential differences between curves, that confirm high exact of drive work in dynamics.

So the results of research are confirmed the possibility to create mobile vehicles with individual drives of wheels on base of PD- and PID-controllers. The result must be tested on practice.

СОДЕРЖАНИЕ

УПРАВЛЕНИЕ ТЕХНИЧЕСКИМИ СИСТЕМАМИ, АВТОМАТИЗАЦИЯ ПРОИЗВОДСТВА, ПРОМЫШЛЕННАЯ РОБОТОТЕХНИКА

Golak K.

The method of the airplane control condition evaluation
in flight based on its ground tests 4

Pawluszewicz E.

On stabilization of nonlinear control systems with Grünwald-Letnikov
 h -difference fractional operator 7

Golak K., Grądzki R.

The method of the pipeline damage detection using the additional
instrumentation – correctors 10

Прокопеня О.Н., Минько Н.А., Вабищевич Л.И., Клопоцкий А.А.

Минимизация траектории движения мобильного робота 13

Белоцерковский М.А., Белявин К.Е., Сосновский И.А., Курилёнок А.А.

Автоматическое регулирование и стабилизация режимов нагрева
в процессе центробежной индукционной наплавки
порошковых покрытий 17

Новичихин Р.В., Журавлёва Е.Р.

Безопасность промышленных роботов 20

Козырь А.В., Штена В.Н., Заец Н.А.

Ресурсные потоки автоматизированных установок
замкнутого водоснабжения 22

Ярошевич А.В., Клопоцкий А.А.

Автоматическая система управляемой компенсации реактивной
мощности в электрических сетях 24

Прокопеня О.Н., Воробей И.С., Вабищевич Л.И., Тромза Т.В.

Система управления двухколесным мобильным роботом 28

Бочарова Н.В.

Особенности информационного моделирования
строительных конструкций в проектировании и строительстве 32

НАДЕЖНОСТЬ, ДИАГНОСТИКА И СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ КОНСТРУКЦИИ МАШИН. ИННОВАЦИОННЫЕ ТЕХНОЛОГИИ В МАШИНОСТРОЕНИИ

Клубович В.В., Томило В.А., Левкович В.В.

Изменение интенсивности пластической деформации
при поперечно-винтовом редуцировании трубных заготовок 37

Драган А.В., Парфиевич А.Н., Сокол В.А.

Устойчивость работы нейро-сетевой модели на основе нейронов Кохонена

при выявлении локальных повреждений зубьев зубчатых колес многовальных приводов при изменяющихся условиях эксплуатации	40
Горбунов В.П., Трофимчук А.С. Моделирование смещения оси шпинделя от упругих деформаций стойки горизонтального фрезерно-расточного станка с ЧПУ	43
Каиштальян И.А., Орукари Б., Шпак А.В. Технологическое обеспечение автоматизированного проектирования операции механической обработки на двухсуппортных токарных станках с ЧПУ	47
Крайко С.Э., Шелег В.К., Кравчук М.А. Поверхностная микротвердость инструментальной стали После лазерной термической обработки	50
Шелег В.К., Жигалов А.Н. Инновации при создании метода аэродинамического звукового упрочнения твердосплавного инструмента	52
Жорник В.И., Ковалева С.А., Шелег В.К., Хомич Н.С. Получение композиционных порошков для магнитно-абразивной обработки механическим сплавлением	56
Жорник В.И., Сенють В.Т., Парницкий А.М., Шелег В.К. Получение композитов на основе модифицированных алмазных порошков для изготовления правящего инструмента	60
Дудан А.В., Гуца А.А. Установление оптимальной концентрации наноалмазов в масле и режимов работы трибопары	63
Акулович Л.М., Ворошуха О.Н. Магнитно-абразивная обработка с управляемой ориентацией ферроабразивных зерен	65
Сергеев Л.Е. Технологическое обеспечение качества сложнопрофильных поверхностей вращения финишной магнитно-абразивной обработкой	69
Сотник Л.Л., Дремук В.А. Теоретический анализ повышения долговечности работы подшипников вибровалкового измельчителя	72
Леванцевич М.А., Юреть Е.Л. Оценка устойчивости плакированных покрытий к привару материала расплава алюминиево-цинковых сплавов	75
Litovchenko V. V., Pidhornyi M. V. Model of a V-belt centrifugal variator with mechanical adaptation	78

Аскерко Е.И., Медведев О. А. Особенности применения метода графов для анализа точности угловых размеров деталей при мехобработке	82
Кириенко А.С., Завистовский С.Э. Инновационные решения в области изготовления эластичных шлифовальных инструментов	85
В.М. Голуб Технологические методы повышения износостойкости и долговечности узлов трения машин	88
Акулич Я.А. Исследование интенсивности изнашивания пар трения в процессе приработки	92
Григорьев В.Ф., Дакало Ю.А. Мобильная проверка шумовых характеристик технологического оборудования	95
Дакало Ю.А., Ишин Н.Н., Гоман А.М., Скороходов А.С. Влияние технического обслуживания на остаточный ресурс зубчатых приводных механизмов	98
Мирошниченко И. А. Методы снижения виброактивности и повышения долговечности зубчатых передач	101
Саливончик Ю.Н. Возможность применения динамических процессов резания для контроля состояния режущего инструмента	105
Левданский А.М., Ялковский Н.С. Цанговые патроны с промежуточной цангой	109
Добрияник Ю.А. Рычажные механизмы с квазиостановками	110
Шепелевич В.Г.¹, Щербаченко Л.П.² Микроструктура и текстура быстрозатвердевших фольг сплава In-21,5 ат.% Вi	114
Левданский А. М., Ялковский Н. С. Влияние геометрических параметров алмазного резца с механическим креплением на шероховатость поверхности алюминиево-магниево-кремниевых сплавов	117
Шатуров Д.Г., Жигалов А.Н. Шатуров Г.Ф. Методика исследования технологических параметров через полином второй степени	121

ИНЖЕНЕРИЯ ПОВЕРХНОСТИ. СОВРЕМЕННЫЕ МЕТОДЫ РАСЧЕТА ТЕМПЕРАТУРНЫХ ПОЛЕЙ И НАПРЯЖЕНИЙ

Vajkowski A. Axi-symmetrical thermoelasticity problem for gradient coating	126
Vajkowski A. Stresses in coating with interlayer	129
Акулович Л.М., Миранович А.В. Определение остаточных напряжений в покрытиях при двустороннем упрочнении прямоугольного стержня	132
Бакиновский А.А., Губко А.Д., Олешук И.Г., Поболь И.Л., Предко А.А. Электронно-лучевая сварка заготовок эндопротезов типа Остина Мура из сплава системы Co-Cr-Mo	136
Батрак В.В., Веремейчик А.И., Сазонов М.И., Хвисевич В.М., Дорофеев П.Е. Разработка методики поверхностного плазменного упрочнения крупногабаритных чугуновых матриц	139
Василевич Ю.В., Неумержицкая Е.Ю., Василевич А.В. Влияние химической усадки в технологическом процессе изготовления изделий из композиционных материалов	143
Веремейчик А.И., Хвисевич В.М. Исследование напряженно-деформированного состояния тел цилиндрической формы в условиях радиационного распухания и ползучести	146
М. И. Михайлов, К. М. Михайлов Моделирование напряженно-деформированного состояния опоры Измельчающего барабана кормоуборочного комбайна	149
Сазонов М.И., Хвисевич В.М., Веремейчик А.И., Дорофеев П.Е. Разработка оптимальных режимов процесса поверхностного плазменного азотирования ножей куттера	156
Миранович А.В., Мрочек Ж.А. Повышение качества покрытий, формируемых в процессе электромагнитной наплавки за счет дополнительного технологического воздействия	159
Газбан Задех Э.Х., Соколов И.О., Аминов Б. Разработка антифрикционных композиционных газотермических покрытий	162
Соколов И.О., Кришталь С.А., Шавырин А.А. Газотермическое напыление защитных полимерных покрытий	165

Соколов И.О., Куис Д.В., Ванюк Э.А., Лобко Д.Н., Серая А.С. Газотермическое напыление композиционных покрытий модифицированных нанокремнеземными компонентами	168
Предко А.А., Поболь И.Л. Высоковольтное электрохимическое оксидирование сплава алюминия АМг2	172
Чекан Н.М., Овчинников Е.В., Хвиевич В.М., Акула И.П., Эйсымонт Е.И. Гибридные методы упрочнения металлообрабатывающего инструмента	175
Гордиенко А.И., Дробов А.Н., Поболь И.Л. Влияние состава насыщающей среды при ионном азотировании на параметры упрочненных слоев титанового сплава ОТ4-1	179
Чекан Н.М., Овчинников Е.В., Веремейчик А.И., Акула И.П., Эйсымонт Е.И. Термостойкие покрытия на основе рефракторных металлов	182
Онысько С.Р., Хвиевич В.М., Чекан Н.М., Акула И.П. Исследование трещинообразования композиционных покрытий	185

АКТУАЛЬНЫЕ ПРОБЛЕМЫ ПРОЕКТИРОВАНИЯ, ПРОИЗВОДСТВА И ЭКСПЛУАТАЦИИ АВТОМОБИЛЬНОГО ТРАНСПОРТА

Монтик С.В., Головач А.П. Повышение мобильности городского транспорта как этап реализации концепции «Брест – умный город»	190
Иванов В.П., Вигерина Т.В. Обоснование видов металлорежущего оборудования ремонтного производства	193
В.Э. Завистовский, С.Э. Завистовский Параметрическая надежность и дефекты покрытий	197
Завистовский С.Э., Завистовский В.Э., Кириенко А.С. Использование технологии пневмодинамической обработки для залечивания микротрещин в галтелях шеек коленчатых валов ДВС	200
Монтик С. В. Анализ методик моделирования структуры подразделений По техническому обслуживанию транспортных средств	203
R.Stetter, O.Prokopenya, P.Pakhomski Mobile vehicle drives control system	206

Научное издание

**НОВЫЕ ТЕХНОЛОГИИ И МАТЕРИАЛЫ,
АВТОМАТИЗАЦИЯ ПРОИЗВОДСТВА**

Материалы Международной научно-технической конференции

27-28 мая 2019

Текст печатается в авторской редакции

Ответственный за выпуск О. Н. Прокопеня
Редактор
Корректор
Компьютерная верстка

Подписано к печати

Уч. изд. л.. Тираж 50 экз. Заказ № . Отпечатано на ризографе учреждения образования «Брестский государственный технический университет». 224017, г. Брест, ул. Московская, 267.