

8. **Способ** изготовления формообразующего инструмента: пат. 18173 Респ. Беларусь, МПК В 21 К 5/20 / И. В. Качанов, Л. А. Исаевич, Г. Н. Здор, М. В. Кудин, В. Н. Шарий, С. А. Ленкевич; заявитель Белорус. нац. техн. ун-т. – № а 20110763; заявл. 03.06.2011; опубл. 30.04.2014 // Афіцыйны бюл. / Нац. центр інтэлектуал. уласнасці. – 2014.

9. **Качанов, И. В.** Оборудование и технология получения биметаллических формообразующих деталей штамповой оснастки методом скоростного горячего выдавливания / И. В. Качанов, М. В. Кудин, С. А. Ленкевич // *Металлургия: Республ. межведом. сб. науч. тр.*: в 2 ч. – Минск: БНТУ, 2013. – Вып. 34, ч. 1. – С. 209–232.

10. **Согришин, Ю. П.** Штамповка на высокоскоростных молотах / Ю. П. Согришин, Л. Г. Гришин, В. М. Воробьев. – М.: Машиностроение, 1978. – 164 с.

REFERENCES

1. **Kachanov, I. V., & Isaevich, L. A.** (2002) *High Speed Extrusion of Rod Parts*. Minsk, Tekhnoprint. 327 p. (in Russian).

2. **Zdor, G. N., Isaevich, L. A., & Kachanov, I. V.** (2010) *Technology of High-Speed Material Deformation*. Minsk: BNTU. 456 p. (in Russian).

3. **Kachanov, I. V., Zdor, G. N., Isaevich, L. A., & Sharii, V. N.** (2011). *High-Speed Hot Extrusion of Rod Parts with Butt and Cladding*. Minsk: BNTU. 198 p. (in Russian).

4. **Kapranov, V. N., & Osinnykh, V. Ya.** (1977) Peculiar Features of High-Speed Hot Extrusion of High Precision Forming Tool. *Povyshenie Kachestva i Effektivnosti Izgotovleniia Tekhnologicheskoi Osnastki Metodami Plasticheskogo*

Deformirovaniia: sb. Tezisev Vsesoiuz. Nauch.-Tekhn. Konf. [Improvement of Quality and Efficiency in Manufacturing of Machine-Tool Attachments While Using Plastic Deformation Methods. Book of Abstracts of All-Union Scientific Research Conference]. Tallin, 125–129 (in Russian).

5. **Ivanov, K. M., Liasnikov, A. V., Gumeniuk, Iu. I., & Matveev, S. A.** (2001) Investigation of Technological Capabilities for Cross-Sectional Extrusion Using Finite Element Method. *Metalloobrabotka* [Metalworking], 2, 24–27 (in Russian).

6. **Ivanov, K. M., Shevchenko, V. S., & Yurgenson, E. E.** (2000) *Finite Element Method for Technological Tasks of Metal Forming Processes*. Saint-Petersburg, Institute of Machine Building. 217 p. (in Russian).

7. **Shmykov, A. A.** (1956) *Reference Book of Heat Treatment Operator*. Moscow, Mashgiz. 331 p. (in Russian).

8. **Kachanov, I. V., Isaevich, L. A., Zdor, G. N., Kudin, M. V., Sharii, V. N., & Lenkevich, S. A.** (2014). *Sposob Izgotovleniia Formoobrazuiushchego Instrumenta* [Method for Manufacturing of Forming Tool]. Patent. Republic of Belarus no. 18173 (in Russian).

9. **Kachanov, I. V., Kudin, M. V., & Lenkevich, S. A.** (2013) Equipment and Technology for Obtaining Bimetallic Shaping Parts of Die Tooling Using High-Speed Hot Extrusion Method. *Metallurgia. Respublikanskii Mezhdostvennyi Sbornik Nauchnykh Trudov* [Metallurgy. Republican Interdepartmental Collection of Research Papers]. Minsk: BNTU, 34 (1), 209–232 (in Russian).

10. **Sogrishin, Yu. P., Grishin, L. G., & Vorobiov, V. M.** (1978) *Die-Stamping Using High-Speed Hammers*. Moscow, Mashinostroenie. 164 p. (in Russian).

Поступила 19.07.2013

УДК 681.7.023.72

МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССА ОДНОВРЕМЕННОЙ ДВУСТОРОННЕЙ ОБРАБОТКИ ЛИНЗ

*Докт. техн. наук, проф. КОЗЕРУК А. С., магистрант ЛАПТЕВА Е. О.,
докт. техн. наук, проф. ФИЛОНОВ И. П., канд. техн. наук, доц. ФИЛОНОВА М. И.*

Белорусский национальный технический университет

E-mail: a.kozeruck@yandex.ru

Рассмотрено совершенствование технологии получения высокоточных линз с тонким центром, при обработке которых в настоящее время их закрепляют на приспособление за исполнительные поверхности посредством наклеечного вещества, что вызывает упругие деформации в стекле и является источником локальных погрешностей на деталях.

Разработана математическая модель процесса одновременной двусторонней обработки высокоточных оптических деталей со сферическими поверхностями. В результате получены аналитические выражения, позволяющие рассчитать скорость скольжения в произвольной точке на обрабатываемой сферической поверхности

в зависимости от вида и величины наладочных параметров технологического оборудования. Используя эти выражения совместно с функциональной зависимостью давления от величины зоны контакта притирающихся поверхностей инструмента и детали, выполнен расчет параметра $Q = p\nu$ в диаметральном сечении линзы с выпукло-вогнутой поверхностью.

Проведены теоретико-экспериментальные исследования характера изменения параметра Q по обрабатываемой поверхности линзы для различных наладочных параметров технологического оборудования и выявлены оптимальные их значения, обеспечивающие преимущественный съем припуска в центральной или краевой зоне детали, или равномерное распределение съема по всей обрабатываемой поверхности.

Предложена схема станка для одновременного двустороннего шлифования и полирования линз при закреплении их за боковую (цилиндрическую) поверхность. Кинематика станка позволяет гибко и в широких пределах изменять его наладочные параметры, что существенно облегчает управление процессом формообразования деталей с высокоточными сферическими поверхностями. Выполнены математическое моделирование процесса формообразования высокоточных сферических поверхностей в условиях силового замыкания, численные и экспериментальные исследования.

Ключевые слова: математическое моделирование, наладочные параметры, формообразование, методика расчета, съем припуска.

Ил. 6. Табл. 2. Библиогр.: 10 назв.

MATHEMATICAL SIMULATION OF CONCURRENT TWO-SIDED LENS PROCESSING

KOZERUK A. S., LAPTEVA E. O., FILONOV I. P., FILONOVA M. I.

Belarusian National Technical University

The purpose of the paper is to modernize technology for obtaining high-accuracy lenses with fine centre. Presently their operating surfaces are fixed to an accessory with the help of adhesive substance that leads to elastic deformation in glass and causes local errors in lens parts.

A mathematical model for concurrent two-sided processing of high-accuracy optical parts with spherical surfaces has been developed in the paper. The paper presents analytical expressions that permit to calculate sliding speed at any point on the processed spherical surface depending on type and value of technological equipment settings. Calculation of parameter $Q = p\nu$ in a diametric section of the convexo-concave lens has been carried out while using these expressions together with functional dependence of pressure on contact zone earea of tool and part bedding surfaces.

Theoretical and experimental investigations have been carried out with the purpose to study changes in Q parameter according to the processed lens surface for various setting parameters of the technological equipment and their optimum values ensuring preferential stock removal in the central or boundary part zone or uniform distribution of the removal along the whole processed surface have been determined in the paper.

The paper proposes a machine tool scheme for concurrent two-sided grinding and polishing of lenses while fixing their side (cylindrical) surface. Machine tool kinematics makes it possible flexibly and within wide limits to change its setting parameters that significantly facilitates the control of form-building process of parts with highly-precise spherical surfaces. Methodology for investigations presupposes the following: mathematical simulation of highly-precise spherical surface form-building process under conditions of forced closing, execution of numerical and experimental studies.

Keywords: mathematical simulation, setting parameters, form-building, calculation methodology, stock removal.

Fig. 6. Tab. 2. Ref.: 10 titles.

При изготовлении оптических деталей в настоящее время используется технология односторонней обработки, требующая нанесения клеящего вещества последовательно на каждую из поверхностей заготовки для закрепления ее на вспомогательную рабочую оправку. Одним из существенных недостатков такого метода является упругая деформация стекла в процессе блокировки, что вызывает локальные погрешности на обработанной поверхности. Актуально

это, прежде всего, для маложестких оптических деталей с тонким центром, к которым относятся, наряду с другими, выпукло-вогнутые линзы типа отрицательного мениска.

Предлагается высокоэффективная технология одновременной двусторонней обработки отрицательных менисков, при использовании которой отпадает необходимость в нанесении клеящего вещества на исполнительные поверхности заготовки, что исключает ее деформацию

и, следовательно, повышает точность детали и разрешающую способность оптического прибора в целом. Одновременная двусторонняя обработка реализуется на станке, кинематическая схема которого показана на рис. 1 [1].

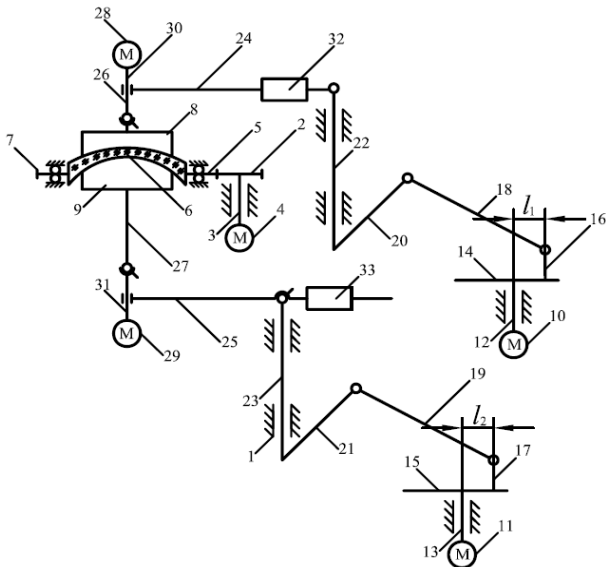


Рис. 1. Схема станка для двусторонней обработки линз

Станок работает следующим образом. Линзу 6 неподвижно закрепляют в сепараторе 5, на ее обрабатываемые поверхности устанавливают инструменты 8, 9 с поводками 26, 27, приводят в контакт с последними вал электродвигателей 30, 31 вместе с электродвигателями 28, 29 и штангами 24, 25, нагружают последние грузами 32, 33, создавая необходимое рабочее усилие, и включают электродвигатели 4, 10, 11, 28, 29. Крутящий момент от электродвигателя 4 через вал 3, ведущее зубчатое колесо 2 и сепаратор, снабженный зубчатым винтом 7, вызывает вращение линзы, а крутящие моменты от электродвигателей 28, 29 через вал электродвигателей 30, 31 и поводки 26, 27 – вращение инструментов 8, 9.

Крутящие моменты от электродвигателей 10, 11 через входные валы 12, 13, кривошипные диски 14, 15, пальцы 16, 17, шатуны 18, 19, рычаги 20, 21, валы штанги 22, 23, штанги 24, 25 и поводки 26, 27 вызывают возвратно-вращательное перемещение инструментов 8, 9 по обрабатываемым поверхностям линзы.

Для управления величиной съема припуска в той или иной зоне исполнительных поверхностей линзы в процессе ее обработки производи-

ли независимое регулирование следующих наладочных параметров станка: рабочего усилия посредством перемещения вдоль оси штанг 24, 25 грузов 32, 33, амплитуды возвратно-вращательных перемещений инструментов 8, 9 по поверхностям линзы, что обеспечивалось регулированием расстояний l_1 , l_2 между осями симметрии пальцев 16, 17 и входных валов 12, 13, а также количества двойных ходов в минуту инструментов, что достигается изменением скорости вращения входных валов 12, 13 посредством электродвигателей 10, 11.

Выбор того или иного наладочного параметра технологического оборудования осуществляется опытным путем и производится рабочим-оптиком. Поэтому продолжительность изготовления прецизионных оптических деталей по существующей технологии всецело зависит от навыков исполнителя.

С целью создания методики, которая позволила бы рассчитать благоприятные режимы работы станка с учетом технологической наследственности заготовки с точки зрения распределения подлежащего удалению припуска, разработана математическая модель процесса двусторонней обработки отрицательных менисков. При этом за основу принята гипотеза Ф. Престона [2], в соответствии с которой величину съема материала U в произвольной точке поверхности детали за время обработки T можно определить следующим образом:

$$U = ck \int_0^T v p dt, \quad (1)$$

где c – коэффициент пропорциональности, зависящий от условий обработки; k – коэффициент износостойкости материала; v – скорость скольжения детали относительно инструмента; p – давление в зоне контакта притирающихся поверхностей.

Определим выражение для расчета скорости скольжения v_M в произвольной точке M зоны контакта инструмента 1 и сферической детали 2 (рис. 2) с радиусом кривизны R . Вектор этой скорости запишем в виде [3]

$$\vec{v}_M = \vec{v}_M^A - \vec{v}_M^B, \quad (2)$$

где $\vec{v}_M^A = \vec{\omega}_A \vec{R}_M$ и $\vec{v}_M^B = \vec{\omega}_B \vec{R}_M + \vec{v}_M^{B-B}$ – векторы абсолютной скорости соответственно детали

и инструмента в рассматриваемой точке, вращающихся с угловыми скоростями ω_d и ω_i ; \vec{R}_M – вектор, начало которого расположено в центре O кривизны сферической поверхности, а конец – в точке M ; \vec{v}_M^{B-B} – вектор скорости возвратно-вращательного движения инструмента.

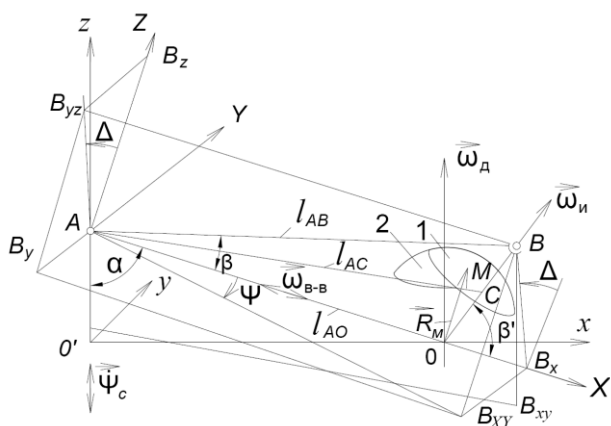


Рис. 2. Расчетная схема для определения скорости скольжения в случае обработки линз

Из анализа рис. 2 видно, что центр C рабочей поверхности верхнего инструмента в любой момент времени обработки принадлежит, с одной стороны, сфере радиуса l_{AC} с центром в точке A , с другой – сферической поверхности детали. Пересечение двух сфер определяет окружность, плоскость которой перпендикулярна линии, соединяющей их центры. Таким образом, точка C в возвратно-вращательном движении перемещается по дуге окружности с центром на линии AO в плоскости, перпендикулярной этой линии. То же самое можно сказать применительно к любой точке верхнего инструмента, а также плоскости треугольника ABO . Угловую скорость этого движения, вектор которой направлен вдоль оси AO , обозначим ω_{B-B} . Тогда для точки M можно записать

$$v_M^{B-B} = \vec{\omega}_{B-B} \vec{R}_M, \text{ причем } \omega_{B-B} = \Delta,$$

где Δ – угол между вертикальной плоскостью AXZ неподвижной системы координат $AXYZ$ и плоскостью треугольника ABO , сторона AB которого представляет собой прямую, соединяющую шарнир A и шаровой наконечник поводка верхнего инструмента, а ось AX упомянутой

системы координат проходит через точку O и шарнир A .

Определим скорость ω_{B-B} . Если координаты центра шарика B поводка верхнего инструмента в системе координат $AXYZ$ обозначить X_B, Y_B, Z_B , то

$$\Delta = -\text{arctg} \frac{Y_B}{Z_B}, \tag{3}$$

где $Y_B = X_B \text{tg} \psi$; $Z_B = l_{AB} \sin \beta \cos \Delta$; $X_B = l_{AB} \cos \beta$;

$\beta = \arccos \frac{l_{AB}^2 + l_{AO}^2 - l_{OB}^2}{2l_{AO}l_{AB}}$ – угол между прямыми

$$l_{AO} = \sqrt{x_O^2 + (h - z_6)^2} \text{ и } l_{AB} = \sqrt{(l_5 + M_d)^2 + l_6^2},$$

имеющими общее начало на оси симметрии шарнира A и проходящими через точку O и центр шарика B соответственно; ψ – угол, определяющий положение штанги в плоскости AXY ; $l_{OB} = R + h_n$ – расстояние между точкой O и шариком B (рис. 3); h и z_6 – расстояние от плоскости механизма шарнирного четырехзвенника до шарнира A и центра кривизны обрабатываемой сферической поверхности соответственно; h_n – высота инструмента 7; l_6 – длина поводка 6; M – величина смещения поводка 6 от нулевого положения F_0 на штанге 5, а l_5 – расстояние от этого положения до центра шарнира A ; x_G – расстояние между осями шарнира A и детали 8.

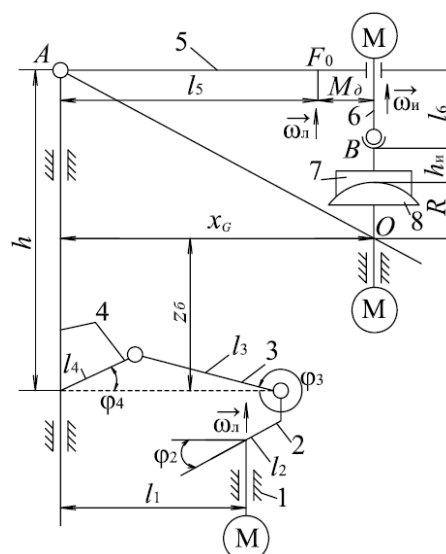


Рис. 3. Размерная цепь рабочей зоны станка (фрагмент, общий случай)

Используя приведенные обозначения, выражение (3) можно записать в виде

$$\Delta = -\arcsin(\operatorname{ctg}\beta \operatorname{tg}\psi). \quad (4)$$

Установим связь между углами Ψ и ψ_C , последний из которых определяет положение штанги верхнего инструмента в горизонтальной плоскости и согласно конструкции станка равен [4]

$$\psi_C = \varphi_4 - \frac{\pi}{2}.$$

Из рис. 2 видно, что

$$\operatorname{tg}\psi = -\frac{Y_B}{X_B}, \quad (5)$$

причем $Y_B = y_B$, где y_B – координата шарика B в горизонтальной плоскости $xу$ системы координат $O'хуz$, ось x которой проходит через центр кривизны O сопряженных поверхностей детали и инструмента, а точка O' является пересечением оси x с вертикальной осью вращения звена 4 (рис. 3) механизма шарнирного четырехзвенника.

Для определения координаты y_B запишем следующую систему уравнений [5]:

$$\left. \begin{aligned} (x_B - x_A)^2 + (y_B - y_A)^2 + (z_B - z_A)^2 &= l_{AB}^2; \\ (x_B - x_O)^2 + (y_B - y_O)^2 + (z_B - z_O)^2 &= l_{OB}^2; \\ y_B &= -x_B \operatorname{tg}\psi_C, \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

где $x_A, y_A, z_A; x_B, y_B, z_B; x_O, y_O, z_O$ – координаты точек соответственно A, B, O в горизонтальной плоскости $xу$: $z_A = h - z_0$ – значение координаты z_A .

Запишем значения координат точек A, B, O :

$$\begin{aligned} A &= A(0, 0, z_A); \\ B &= B(x_B, y_B, z_B); \\ O &= O(x_O, 0, 0). \end{aligned}$$

С учетом приведенных координат система уравнений (6) принимает вид:

$$\left. \begin{aligned} x_B^2 + y_B^2 + (z_B - z_A)^2 &= l_{AB}^2; \\ (x_B - x_O)^2 + y_B^2 + z_B^2 &= l_{OB}^2; \\ y_B &= -x_B \operatorname{tg}\psi_C. \end{aligned} \right\} \quad (7)$$

Решив систему уравнений (6), получим выражение

$$x_B^2 (A^2 + 4z_A^2 + 4z_A^2 \operatorname{tg}^2 \psi_C) + 2x_B (AB - 4z_A^2 x_O) + B^2 - 4z_A^2 (l_{OB}^2 - x_O^2) = 0, \quad (8)$$

представляющее собой квадратное уравнение относительно x_B , корнями которого являются:

$$x_B^{(1)} = \frac{-b + \sqrt{b^2 - 4ac}}{2a}; \quad x_B^{(2)} = \frac{-b - \sqrt{b^2 - 4ac}}{2a},$$

где

$$a = A^2 + 4z_A^2 (l + \operatorname{tg}^2 \psi_C); \quad b = 2(AB - 4z_A^2 x_O);$$

$$c = B^2 - 4z_A^2 (l_{OB}^2 - x_O^2);$$

$$A = 2x_O; \quad B = l_{OB}^2 - l_{AB}^2 - x_O^2 + z_A^2.$$

Следовательно, при решении системы уравнений (6) получаем решения $(x_B^{(1)}, y_B^{(1)}, z_B^{(1)})$ и $(x_B^{(2)}, y_B^{(2)}, z_B^{(2)})$, для выбора нужного из которых дадим им геометрическую интерпретацию. Побочные корни появились по той причине, что, с точки зрения математики, системе уравнений (7) удовлетворяет еще одно гипотетическое положение центра B шарового наконечника поводка ниже координатной плоскости $O'хуz$ (рис. 2). Для этого побочного решения $z_B < 0$. Поэтому из двух решений выбираем то, для которого $z_B > 0$. Кроме того, из рис. 2 видно, что для побочного решения z_B меньше, чем у искомого. Следовательно, z_B можно выбрать из условия

$$x_B = \max(x_B^{(1)}, x_B^{(2)}).$$

Таким образом, для любого значения обобщенной координаты φ_2 известен угол ψ_C , зная который с помощью выражения (7) можно определить координату y_B центра B шарового наконечника поводка. Тогда с учетом выражений (3) и (4) представляется возможным вычислить скорость возвратно-вращательного движения верхнего инструмента.

Для определения скорости v_M по формуле (1) необходимо записать проекции векторов $\vec{\omega}_H, \vec{\omega}_B, \vec{\omega}_{B-B}$ и \vec{R}_M в системе координат $AXYZ$ и раскрыть соответствующие векторные произведения. Данные проекции имеют вид [6]:

$$\vec{\omega}_H = \begin{pmatrix} -\omega_H \cos \alpha \\ 0 \\ \omega_H \sin \alpha \end{pmatrix}; \quad \vec{\omega}_B = \begin{pmatrix} \omega_B \cos \beta' \\ -\omega_B \sin \beta' \sin \Delta \\ \omega_B \sin \beta' \cos \Delta \end{pmatrix};$$

$$\vec{\omega}_{B-B} = \begin{pmatrix} \dot{\Delta} \\ 0 \\ 0 \end{pmatrix}; \quad \begin{pmatrix} X_M \\ Y_M \\ Z_M \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} x_M \sin \alpha - z_M \cos \alpha \\ y_M \\ x_M \cos \alpha + z_M \sin \alpha \end{pmatrix},$$

где $\beta' = \arccos(l_{AB}^2 - l_{AO}^2 - l_{OB}^2) / 2l_{AO}l_{OB}$ – угол между осью симметрии инструмента и осью X (рис. 2);

$$\begin{pmatrix} x_M \\ y_M \\ z_M \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} R \sin \Theta_M^H \cos(\varphi_M^H + \varphi_H) \\ R \sin \Theta_M^H \sin(\varphi_M^H + \varphi_H) \\ R \cos \Theta_M^H \end{pmatrix} -$$

проекция вектора \vec{R}_M в горизонтальной системе координат $Oxyz$; R , Θ_M^H и φ_M^H – сферические координаты точки M в системе координат, жестко связанной с деталью; $\varphi_d = \omega_d t$ – угол поворота детали за время t .

Используя изложенное и равенство (2), можно рассчитать скорость скольжения, а следовательно, и срабатывание, пропорциональное параметру $Q = pv$, в меридиальном сечении выпуклой поверхности линзы. Проведя аналогичные выкладки, получим выражения для расчета параметра Q в меридиальном сечении вогнутой поверхности линзы. Расчет давления p , входящего в выражение (1), проводили по методике, приведенной в [7].

При двусторонней обработке линз по методу свободного притирания на разработанном станке наладочными параметрами, позволяющими управлять процессом формообразования высокоточных поверхностей, являются амплитуда возвратно-вращательного перемещения инструмента L , угловая скорость линзы ω_l , угловая скорость входного звена исполнительного механизма станка ω_2 , отношение угловой скорости инструмента к угловой скорости линзы ω_n/ω_l и диаметр инструмента d_n [8].

При проведении численных исследований использовали выпукло-вогнутую линзу со следующими параметрами: $R_1 = 83,28$ мм, $d_1 = 120,00$ мм (выпуклая поверхность); $R_2 = 55,64$ мм,

$d_2 = 80,00$ мм (вогнутая поверхность). Толщина линзы по центру составляла 2,80 мм.

Методика по определению рациональных значений каждого из перечисленных наладочных параметров для стадии финишного шлифования, когда достаточно изменять какой-либо один из них, сводится к следующему. Назначив среднее значение $\omega_l = 6,0$ с⁻¹ и $\omega_2 = 4,5$ с⁻¹ (согласно паспортным данным на станок [9]), а также $\omega_n/\omega_l = 0,8$ и $d_n = 100,0$ мм, определяли оптимальное значение амплитуды возвратно-вращательных перемещений инструмента, обеспечивающей одинаковые значения параметра Q в центре и на краю детали. При выявлении оптимальных ω_l , ω_2 , ω_n/ω_l и d_n каждый раз принимали среднее значение остальных наладочных параметров.

Полученные результаты представлены на рис. 4, где кривые 2, 5, 8, 11 и 14 отображают значения параметра Q соответственно для $L = 87$ мм; $\omega_l = 8,8$ с⁻¹; $\omega_2 = 3,1$ с⁻¹; $\omega_n/\omega_l = 0,67$ и $d_n = 112,3$ мм, при которых происходит равномерный съем припуска по всей обрабатываемой поверхности, что требуется обеспечить на заключительной стадии финишного шлифования, когда достигнута заданная величина радиуса кривизны линзы, а необходимо только добиться минимальной ее шероховатости (стадия выхаживания) [10]. В начальной стадии финишного шлифования, когда подлежит больше удалить припуск, например в центральной зоне детали, следует назначать меньшие по сравнению с оптимальными значения амплитуды колебательных движений инструмента, его диаметра и угловой скорости линзы, но большие угловую скорость входного звена исполнительного механизма станка и отношение ω_n/ω_l . Для рассматриваемой линзы эти параметры составляют: $L = 75$ мм (кривая 1); $\omega_2 = 5,0$ с⁻¹ (кривая 7); $\omega_n/\omega_l = 0,9$ (кривая 10) и $d_n = 100$ мм (кривая 13). Если же предстоит удалить больше припуска в краевой зоне линзы, то, наоборот, L , ω_n и d_n необходимо увеличить, а ω_2 и ω_n/ω_l – уменьшить. В рассматриваемом случае значения этих параметров следующие: $L = 95$ мм (кривая 3); $\omega_n = 10,0$ с⁻¹ (кривая 6); $d_n = 100$ мм (кривая 15); $\omega_2 = 2,0$ с⁻¹ (кривая 9) и $\omega_n/\omega_l = 0,5$ (кривая 12).

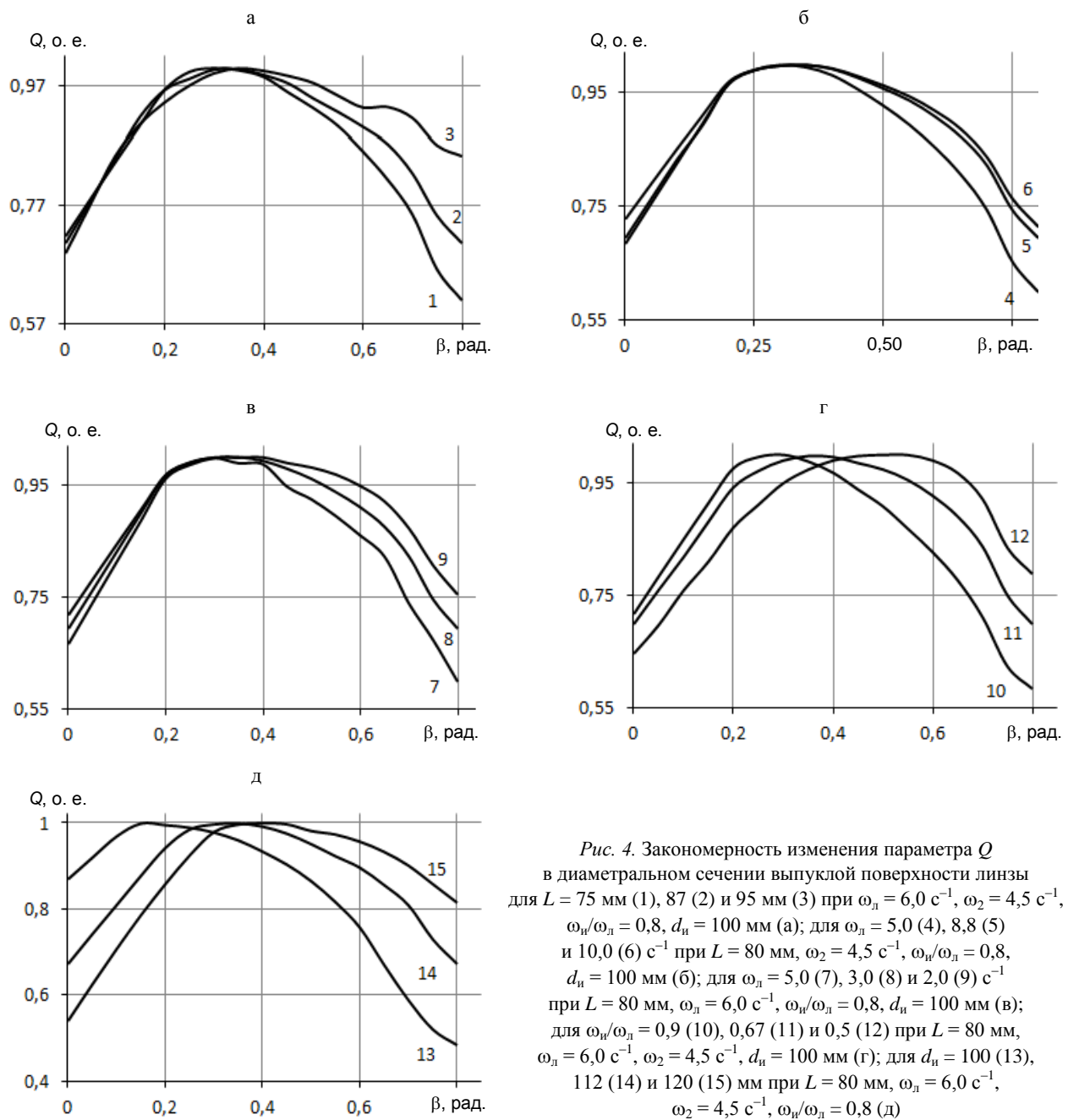


Рис. 4. Закономерность изменения параметра Q в диаметральном сечении выпуклой поверхности линзы для $L = 75$ мм (1), 87 (2) и 95 мм (3) при $\omega_1 = 6,0$ с⁻¹, $\omega_2 = 4,5$ с⁻¹, $\omega_n/\omega_1 = 0,8$, $d_n = 100$ мм (а); для $\omega_1 = 5,0$ (4), 8,8 (5) и 10,0 (6) с⁻¹ при $L = 80$ мм, $\omega_2 = 4,5$ с⁻¹, $\omega_n/\omega_1 = 0,8$, $d_n = 100$ мм (б); для $\omega_1 = 5,0$ (7), 3,0 (8) и 2,0 (9) с⁻¹ при $L = 80$ мм, $\omega_1 = 6,0$ с⁻¹, $\omega_n/\omega_1 = 0,8$, $d_n = 100$ мм (в); для $\omega_n/\omega_1 = 0,9$ (10), 0,67 (11) и 0,5 (12) при $L = 80$ мм, $\omega_1 = 6,0$ с⁻¹, $\omega_2 = 4,5$ с⁻¹, $d_n = 100$ мм (г); для $d_n = 100$ (13), 112 (14) и 120 (15) мм при $L = 80$ мм, $\omega_1 = 6,0$ с⁻¹, $\omega_2 = 4,5$ с⁻¹, $\omega_n/\omega_1 = 0,8$ (д)

При определении благоприятных значений наладочных параметров процесса формообразования второй (вогнутой) поверхности линзы численные исследования проводили по вышеизложенной методике. При этом принимали во внимание кинематическую особенность разработанного станка, согласно которой угловая скорость детали должна назначаться одинаковой при обработке как первой, так и второй ее поверхностей.

С учетом отмеченного и вышеприведенной методики выполнили расчеты режимов обра-

ботки вогнутой поверхности линзы, результаты которых представлены в табл. 1 и 2. В таблицах значения наладочных параметров, приведенных в колонке II, соответствуют режиму выхаживания обрабатываемой поверхности, а в колонках I и III – усиленному съему материала заготовки в ее краевой и центральной зонах соответственно.

Анализ результатов, изложенных в табл. 1, свидетельствует о том, что в случае режима выхаживания первой (выпуклой) поверхности, когда $\omega_1 = 8,8$ с⁻¹, равномерный съем припуска

с вогнутой поверхности можно обеспечить при $L = 58$ мм, $\omega_2 = 4,2$ с⁻¹, $\omega_n/\omega_l = 0,65$ и $d_n = 73$ мм, а преобладающей в центре и на периферии – при $L = 65$ мм, $\omega_2 = 1,0$ с⁻¹, $\omega_n/\omega_l = 0,6$, $d_n = 77$ мм и $L = 45$ мм, $\omega_2 = 7,0$ с⁻¹, $\omega_n/\omega_l = 0,8$, $d_n = 70$ мм соответственно.

Таблица 1

Значения наладочных параметров станка для обработки вогнутой поверхности линзы при $\omega_n = 8,8$ с⁻¹

L, мм				$\omega_2, \text{с}^{-1}$			
I		II		III			
45		58		65		7,0	
при				при			
ω_l	ω_2	$\frac{\omega_n}{\omega_l}$	d_n	L	ω_l	$\frac{\omega_n}{\omega_l}$	d_n
8,8	3,5	0,8	70	60	8,8	0,8	70
ω_n/ω_l				$d_n, \text{об/мин}$			
I		II		III			
0,8		0,65		0,6		70	
при				при			
L	ω_l	ω_2	d_n	L	ω_l	ω_2	$\frac{\omega_n}{\omega_l}$
52	8,8	3,5	70	52	8,8	3,5	0,8

Таблица 2

Значения наладочных параметров станка для обработки вогнутой поверхности линзы при $\omega_n = 6,0$ с⁻¹

L, мм				$\omega_2, \text{с}^{-1}$			
I		II		III			
53		61		72		5,4	
при				при			
ω_l	ω_2	$\frac{\omega_n}{\omega_l}$	d_n	L	ω_l	$\frac{\omega_n}{\omega_l}$	d_n
8,8	3,5	0,8	70	60	8,8	0,8	70
ω_n/ω_l				$d_n, \text{об/мин}$			
I		II		III			
0,88		0,75		0,63		66	
при				при			
L	ω_l	ω_2	d_n	L	ω_l	ω_2	$\frac{\omega_n}{\omega_l}$
52	8,8	3,5	70	52	8,8	3,5	0,8

Если же обработку вогнутой поверхности выполнять в условиях, когда формообразование выпуклой поверхности происходит при $\omega_l = 6,0$ с⁻¹ (рис. 4), то оптимальными значениями наладочных параметров станка, согласно данным табл. 2, являются: $L = 61$ мм, $\omega_2 = 3,0$ с⁻¹, $\omega_n/\omega_l = 0,75$, $d_n = 71$ мм, а устранение «бугра»

и «ямы» можно достичь, если принять следующие значения наладочных параметров: $L = 66$ мм, $\omega_2 = 5,4$ с⁻¹, $\omega_n/\omega_l = 0,63$, $d_n = 66$ мм и $L = 78$ мм, $\omega_2 = 1,6$ с⁻¹, $\omega_n/\omega_l = 0,88$, $d_n = 78$ мм соответственно.

Из совместного анализа кривых на рис. 4 и данных табл. 1 и 2 видно, что для управления процессом одновременной двусторонней обработки на предлагаемом станке можно использовать одни и те же наладочные параметры технологического оборудования как для выпуклой, так и для вогнутой поверхностей. Например, в случае необходимости уменьшить общую «ямку» требуется увеличить амплитуду осциллирующих движений инструмента, его диаметр и угловую скорость линзы. Если же на обрабатываемой поверхности появился общий «бугор», можно уменьшить амплитуду L , диаметр d_n и угловую скорость ω_l , а также увеличить угловую скорость ω_2 и отношение ω_n/ω_l . Однако при этом следует учитывать, что обработка как инструментом уменьшенного диаметра, так и на малых значениях амплитуды его колебательных движений может привести к формированию поверхности, не имеющей общей сферы. Использование же инструмента увеличенного диаметра приводит к образованию «сорванного» края. Поэтому при формообразовании высокоточных поверхностей в условиях свободного притирания целесообразно использовать инструмент оптимального диаметра, а усиление съема припуска по периферии линзы обеспечивать увеличением L и ω_l при оптимальных значениях угловой скорости ω_2 и ω_n/ω_l , в то время как более интенсивную обработку центральной зоны можно получить повышением угловой скорости ω_2 и отношения ω_n/ω_l при оптимальных L и ω_l .

Для проверки соответствия выявленных теоретических закономерностей реальным результатам обработки проведены экспериментальные исследования процесса формообразования отрицательного мениска с вышеупомянутыми геометрическими параметрами. Обработка сводилась к мелкому шлифованию линз связанным абразивом в виде алмазного инструмента на медной связке с фракцией алмазных зерен 14/10 марки АСМ. Отклонение радиуса кривизны линзы от исходного значения оценивали по изменению стрелки прогиба, кон-

троль которой проводили с помощью сферометра в виде кольца диаметром 80 мм и микронного индикатора часового типа. Исходная стрелка прогиба при обработке поверхности $R_1 = 83,28$ мм составляла 8,255 мм, давление – 400 Па, продолжительность шлифования на каждом режиме – 6 мин.

Результаты экспериментальных исследований закономерностей изменения стрелки прогиба h в зависимости от значения увеличивающихся и уменьшающихся рассматриваемых наладочных параметров технологического оборудования приведены на рис. 5 и 6 соответственно.

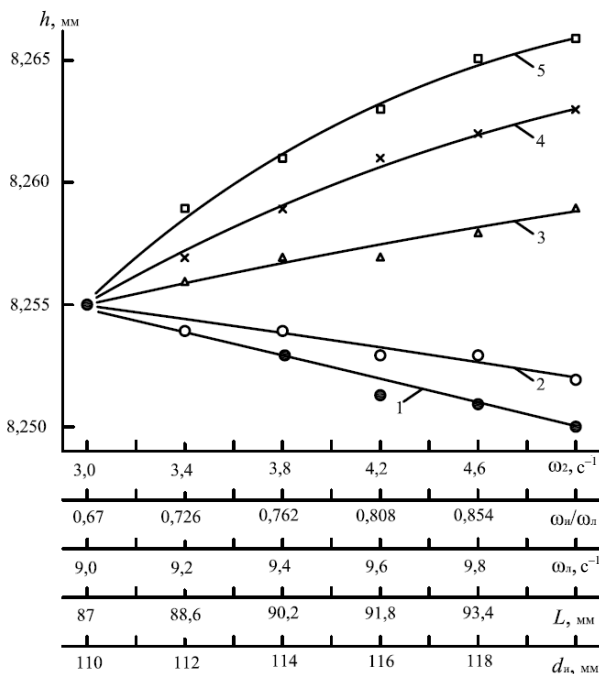


Рис. 5. Закономерность изменения величины стрелки прогиба выпуклой поверхности линзы в зависимости от значения увеличивающихся ω_2 при $L = 80$ мм, $\omega_l = 6,0$ с⁻¹, $\omega_n/\omega_l = 0,8$, $d_n = 100$ мм (1); ω_n/ω_l при $L = 80$ мм, $\omega_l = 6,0$ с⁻¹, $\omega_2 = 4,5$ с⁻¹ (2); ω_l при $L = 80$ мм, $\omega_2 = 4,5$ с⁻¹, $\omega_n/\omega_l = 0,8$, $d_n = 100$ мм (3); L при $\omega_l = 6,0$ с⁻¹, $\omega_2 = 4,5$ с⁻¹, $\omega_n/\omega_l = 0,8$, $d_n = 100$ мм (4); d_n при $L = 80$ мм, $\omega_l = 6,0$ с⁻¹, $\omega_2 = 4,5$ с⁻¹, $\omega_n/\omega_l = 0,8$ (5)

Анализ этих рисунков показывает, что с увеличением амплитуды L , диаметра инструмента d_n и угловой скорости линзы ω_l (кривые 3, 4 на рис. 5 соответственно) происходит усиленный съем припуска на периферии линзы, в то время как с возрастанием количества двойных ходов в минуту инструмента и отношения ω_n/ω_l интенсивнее обрабатывается цен-

тральная зона детали (кривые 1, 2 на рис. 5 соответственно). Если же значения наладочных параметров уменьшать, то при изменении d_n , L и ω_l на детали появляется общая «яма» (кривые 1, 2, 3 на рис. 6), а в случае регулирования ω_2 и ω_n/ω_l – общий бугор (кривые 4, 5 на рис. 6). Отмеченное согласуется с вышеприведенными теоретическими расчетами.

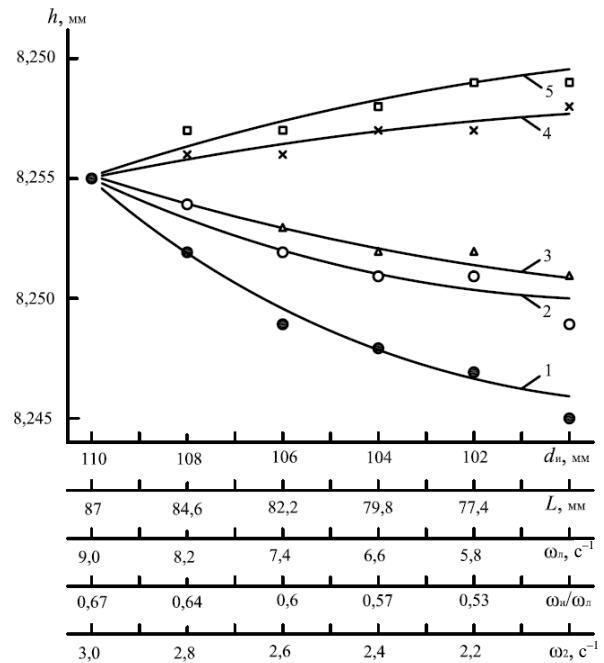


Рис. 6. Закономерность изменения величины стрелки прогиба выпуклой поверхности линзы в зависимости от значения уменьшающихся d_n при $L = 80$ мм, $\omega_l = 6,0$ с⁻¹, $\omega_2 = 4,5$ с⁻¹, $\omega_n/\omega_l = 0,8$ (1); L при $\omega_l = 6,0$ с⁻¹, $\omega_2 = 4,5$ с⁻¹, $\omega_n/\omega_l = 0,8$, $d_n = 100$ мм (2); ω_l при $L = 80$ мм, $\omega_2 = 4,5$ с⁻¹, $\omega_n/\omega_l = 0,8$, $d_n = 100$ мм (3); ω_n/ω_l при $L = 80$ мм, $\omega_l = 6,0$ с⁻¹, $\omega_2 = 4,5$ с⁻¹ (4); ω_2 при $L = 80$ мм, $\omega_l = 6,0$ с⁻¹, $\omega_n/\omega_l = 0,8$, $d_n = 100$ мм (5)

Для вогнутой поверхности линзы с радиусом кривизны $R_2 = 55,64$ мм получены аналогичные экспериментальные закономерности.

ВЫВОДЫ

1. Предложенный станок для одновременной двусторонней обработки оптических деталей позволяет повысить точность линз малой жесткости за счет исключения их упругой деформации на стадии блокировки.

2. Разработанная методика определения рациональных наладочных параметров технологического оборудования на стадии финишного

шлифования создает предпосылки для повышения производительности процесса формообразования прецизионных линз благодаря уменьшению затрат времени на экспериментальный поиск оптимальных режимов обработки.

3. В результате выполненных теоретических исследований установлено, что для управления процессом одновременной двусторонней обработки на предлагаемом станке можно использовать одни и те же наладочные параметры технологического оборудования как для выпуклой, так и для вогнутой поверхностей, при этом эффективными наладочными параметрами, по сравнению с классическими приемами, могут быть отношение угловых скоростей инструмента и детали, а также изменение диаметра инструмента.

ЛИТЕРАТУРА

1. **Станок** для одновременной двусторонней обработки линзы с пологими вогнутыми поверхностями: пат. 10724 Респ. Беларусь: МПК (2006) В 24В 13/00 / А. С. Козерук, В. Ф. Климович, А. А. Сухоцкий; дата публ. 10.30.07.
2. **Preston, F. W.** The Theory and Design of Plate Glass Polishing Machines / F. W. Preston // *Journal of the Society Technology of Glass*. – 1927. – No 11. – P. 214–256.
3. **Филонов, И. П.** Управление формообразованием прецизионных поверхностей деталей машин и приборов / И. П. Филонов, Ф. Ф. Климович, А. С. Козерук. – Минск: ДизайнПРО, 1995. – 208 с.
4. **Артоболевский, И. И.** Теория механизмов и машин / И. И. Артоболевский. – М.: Наука, 1988. – 639 с.
5. **Козерук, А. С.** Управление формообразованием прецизионных поверхностей деталей машин и приборов на основе математического моделирования: дис. ... д-ра техн. наук: 05.03.01, 05.02.08 / А. С. Козерук. – Минск, 1997. – 317 л.
6. **Климович, Ф. Ф.** Математическое моделирование процесса изнашивания сферических поверхностей / Ф. Ф. Климович, А. С. Козерук, И. П. Филонов // *Оптический журнал*. – 1997. – Т. 64, № 2. – С. 111–112.
7. **Козерук, А. С.** Формообразование прецизионных поверхностей / А. С. Козерук. – Минск: ВУЗ-ЮНИТИ, 1997. – 176 с.
8. **Исследование** качества и производительности обработки высокоточных сферических поверхностей оптических деталей / А. С. Козерук [и др.] // *Весті Нац. акад. навук Беларусі. Сер. фіз.-тэхн. навук*. – 2009. – № 2. – С. 40–44.

9. **Зубаков, В. Г.** Технология оптических деталей / В. Г. Зубаков, М. Н. Семибратов, С. К. Штандель; под ред. М. Н. Семибратова. – М.: Машиностроение, 1985. – 368 с.

10. **Исследование** кинематических закономерностей процесса двусторонней обработки двояковыпуклых оптических деталей / А. С. Козерук [и др.] // *Весті Нац. акад. навук Беларусі. Сер. фіз.-тэхн. навук*. – 2008. – № 2. – С. 26–31.

REFERENCES

1. **Kozeruk, A. S., Klimovich, V. F., & Sukhotsky, A. A.** (2007) *Stanok Dlia Odновременnoi Dvustoronnei Obrabotki Linzy s Pologimi Vognutymi Poverkhnostiami* [Machine Tool for Concurrent Two-Sided Processing of Lenses with Shallow and Concave Surfaces. Patent. Republic of Belarus, no 10724 (in Russian).
2. **Preston, F. W.** (1927) The Theory and Design of Plate Glass Polishing Machines. *Journal of the Society of Glass Technology*, 11, 214–256.
3. **Filonov, I. P., Klimovich, F. F., & Kozeruk, A. S.** (1995) *Control Over Precision Surface Form-Building of Machine Parts and Devices*. Minsk, DesignPRO. 208 p. (in Russian).
4. **Artobolevsky, I. I.** (1988) *Theory of Mechanisms and Machines*. Moscow, Nauka. 639 p. (in Russian).
5. **Kozeruk, A. S.** (1997) *Upravlenie Formoobrazovaniem Precizionnykh Poverkhnostei Detalei Mashin i Priborov na Osnove Matematicheskogo Modelirovaniia*. Diss. Dokt. Tekhnicheskikh Nauk [Control Over Precision Surface Form-Building of Machine Parts and Devices on the Basis of Mathematical Simulation. Doctoral Dissertation Engineering]. Minsk. 317 p. (in Russian).
6. **Klimovich, F. F., Kozeruk, A. S., & Filonov, I. P.** (1997) Mathematical Simulation of Spherical Surface Wearing process. *Optichesky Zhournal* [Optical Journal], 64 (2), 111–112 (in Russian).
7. **Kozeruk, A. S.** (1997) *Precision Surface Form-building*. Minsk, VUZ-IuNITI. 176 p. (in Russian).
8. **Kozeruk, A. S., Sukhotskii, A. A., Klimovich, V. F., & Kuznechik, V. O.** (2009) Quality and Productivity Investigation of Highly-Precise Spherical Surfaces of Optical Parts. *Vesti Natsyianal'nai Akademii Navuk. Belarusi. Ser. Fizika-Tekhnichnykh Navuk* [Proceedings of National Academy of Science of Belarus. Series of Physical and Technical Sciences], 2, 40–44 (in Russian).
9. **Zubakov, V. G., Semibratov, M. N., & Shtandel, S. K.** (1985) *Technology of Optical Parts*. Moscow, Mashinostroenie. 368 p. (in Russian).
10. **Kozeruk, A. S., Sukhotskii, A. A., Klimovich, V. F., & Filonova, M. I.** (2008) Investigation of Kinematics Regularities in Two-Sided Processing of Concavo-Convex Optical Parts. *Vesti Natsyianal'nai Akademii Navuk. Belarusi. Ser. Fizika-Tekhnichnykh Navuk* [Proceedings of National Academy of Science of Belarus. Series of Physical and Technical Sciences], 2, 26–31 (in Russian).

Поступила 17.04.2014