

Математическое моделирование рабочей зоны технологического оборудования для двусторонней обработки линз

Докт. техн. наук, проф. А. С. Козерук¹⁾, асп. Д. Л. Мальпика^{1,2)},
кандидаты техн. наук, доценты М. И. Филонова¹⁾, В. И. Шамкалович¹⁾, асп. Р. О. Диас Гонсалес^{1,3)}

¹⁾Белорусский национальный технический университет (Минск, Республика Беларусь),

²⁾Университет Якамбу (Баркисимето, Венесуэла),

³⁾Университетский политехнический институт Сантьяго Мариньо (Мерида, Венесуэла)

© Белорусский национальный технический университет, 2018
Belarusian National Technical University, 2018

Реферат. Выполнено математическое моделирование геометрических и кинематических связей рабочей зоны одной из типовых секций станка для одновременной двусторонней абразивной обработки высокоточных линз малой жесткости (с тонким центром) в условиях свободного притирания. Получено аналитическое выражение для расчета скорости скольжения в произвольно выбранной точке как на обрабатываемой, так и на обрабатывающей поверхностях. Поскольку в предлагаемой технологии одновременной двусторонней обработки колебательное движение совершают только обрабатывающие инструменты, причем выпуклый из них соединен с поводком жестко и совершает возвратно-вращательное (колебательное) движение вокруг центра обрабатываемой сферической поверхности, а шарнирное соединение последнего с выходным звеном исполнительного механизма технологического оборудования реализуется посредством сопряжения шарового наконечника поводка со сферическим гнездом в выходном звене, то во избежание раскрытия стыка (локального нарушения контакта между притирающимися поверхностями инструмента и заготовки) длина поводка должна быть не менее определенного значения. Для выявления аналитической зависимости длины поводка инструмента от величины радиуса обрабатываемой сферической поверхности линзы и коэффициента трения в зоне контакта инструмента и заготовки рассмотрена схема действия сил при обработке вогнутых поверхностей линз малого радиуса кривизны в случае расположения инструмента сверху. Коэффициент трения, входящий в полученное выражение, определяли для случаев шлифования суспензиями микропорошков М40, М28, М10 на чугунных шлифовальниках и полирования суспензией полирита на смоляном и пенополиуретановом полировальниках. При этом использовали метод «наклонной плоскости», согласно которому заготовку из оптического стекла первоначально притирали к инструменту соответствующей абразивной суспензией и, наклоняя инструмент с заготовкой, определяли угол в тот момент, когда заготовка начинала скользить по поверхности инструмента.

Ключевые слова: оптические детали, математическое моделирование, технологическое оборудование, рабочая зона, скорость скольжения, коэффициент трения, локальная погрешность

Для цитирования: Математическое моделирование рабочей зоны технологического оборудования для двусторонней обработки линз / А. С. Козерук [и др.] // *Наука и техника*. 2018. Т. 17. № 3. С. 204–210. <https://doi.org/10.21122/2227-1031-2018-17-3-204-210>

Mathematical Modeling of Operational Zone for Technological Equipment Used for Double-Sided Processing of Lenses

A. S. Kozeruk¹⁾, Y. L. Malpica^{1,2)}, M. I. Filonova¹⁾, V. I. Shamkalovich¹⁾, R. O. Dias Gonzalez^{1,3)}

¹⁾Belarusian National Technical University (Minsk, Republic of Belarus),

²⁾Universidad Yacambu (Barquisimeto, Venezuela),

³⁾Instituto Universitario Politecnico Santiago Marino (Merida, Venezuela)

Abstract. A mathematical modeling of geometric and kinematic relations has been made in respect of an operational zone for one of the standard machine tool sections which is used for simultaneous double-sided abrasive processing of highly-accurate

Адрес для переписки

Козерук Альбин Степанович
Белорусский национальный технический университет
ул. Я. Коласа, 22,
220013, г. Минск, Республика Беларусь
Тел.: +375 17 292-74-91
kipp@bntu.by

Address for correspondence

Kozeruk Albin S.
Belarusian National Technical University
22 Ya. Kolasa str.,
220013, Minsk, Republic of Belarus
Tel.: +375 17 292-74-91
kipp@bntu.by

lenses with a small rigidity (with a thin centre) under free lapping conditions. An analytical expression has been obtained for calculation of a sliding velocity in an arbitrarily selected point either on a surface to be processed or on a processing surface. As the proposed technology for simultaneous double-sided processing presupposes oscillatory motion of only processing tools then in order to eliminate a joint opening (a local contact fault between lapping surfaces of a tool and a work-piece) length of a drive piece must be not less than a specified value. In this case a convex tool is rigidly connected with a drive piece and it makes a reversing rotary motion (an oscillatory motion) around a centre of the processed spherical surface and a hinged joint of the centre with an output element of the technological equipment actuation mechanism is realized by transition of the drive piece ball end with a spherical seat in the output unit. In order to reveal analytical dependence of tool drive piece length on radius value of the processed spherical lens surface and friction coefficient in the contact zone of the tool and a work-piece the paper has considered a flow pattern of force while processing concave surfaces of lenses having small radius of curvature in case when the tool is positioned at the top. The friction coefficient included in the obtained expression has been determined for grinding while using suspensions of M40, M28, M10 micro-powders in a cast-iron grinding instrument and polishing while using polyrhythm suspension in a pitch and urethane-foam polisher. A method of the inclined plane has been used in this case and following the method a work-piece of optical glass has been initially lapped to the tool with the help of the appropriate abrasive suspension and the required angle has been determined at the moment when the work-piece started its sliding movement along the tool surface.

Keywords: optical parts, mathematical modeling, technological equipment, operational zone, sliding velocity, friction coefficient, local error

For citation: Kozeruk A. S., Malpica Y. L., Filonova M. I., Shamkalovich V. I., Dias Gonzalez R. O. (2018) Mathematical Modeling of Operational Zone for Technological Equipment Used for Double-Sided Processing of Lenses. *Science and Technique*. 17 (3), 204–210. <https://doi.org/10.21122/2227-1031-2018-17-3-204-210> (in Russian)

Введение

Особенностью математического моделирования рабочей зоны технологического оборудования для абразивной обработки оптических деталей, в том числе линз, является то, что эта обработка происходит по методу свободного притирания, при реализации которого припуск с заготовки снимается за счет ее проскальзывания относительно инструмента, или наоборот [1]. В рассматриваемом математическом моделировании такое проскальзывание характеризуется скоростью скольжения (или путями трения) обрабатываемой поверхности относительно обрабатываемой [2]. Данная скорость – результирующая сложного движения инструмента относительно заготовки, включающего в себя разные по величине скорости их вращения вокруг собственной оси симметрии, и переносного (возвратно-вращательного) движения одной из притирающихся поверхностей [3]. Поэтому задачей математического моделирования обработки по методу свободного притирания является получение аналитического выражения для результирующей линейной скорости скольжения в произвольно выбранной точке на поверхности детали с последующим определением скоростей в точках ее диаметрального сечения.

Моделирование геометрических и кинематических связей

Определим выражение для расчета скорости скольжения v_M в произвольной точке M зоны

контакта инструмента 1 и сферической заготовки 2 (рис. 1) с радиусом кривизны R при обработке на рычажном шлифовально-полировальном станке модели ШП. Вектор этой скорости запишем в виде

$$\vec{v}_M = \vec{v}_M^h - \vec{v}_M^b, \quad (1)$$

где $\vec{v}_M^h = \vec{\omega}_h \times \vec{R}_M$, $\vec{v}_M^b = \vec{\omega}_b \times \vec{R}_M + \vec{v}_M^{b-b}$ – вектор абсолютной скорости соответственно нижнего и верхнего звеньев в рассматриваемой точке, вращающихся с угловыми скоростями ω_h и ω_b , причем $\omega_b = (0,6-0,9)\omega_h$ [4]; \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 верхнего звена.

Из анализа рис. 1 видно, что центр C рабочей поверхности верхнего звена (инструмент 1) в любой момент времени обработки принадлежит, с одной стороны, сфере радиуса l_{AC} с центром в точке A , с другой – сферической поверхности нижнего звена (деталь 2). Пересечение двух сфер определяет окружность, плоскость которой перпендикулярна линии, соединяющей их центры [5]. Таким образом, точка C в возвратно-вращательном движении перемещается по дуге окружности с центром на линии AO в плоскости, перпендикулярной этой линии.

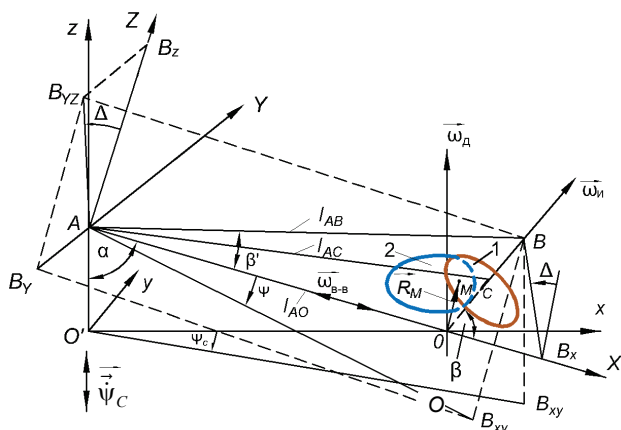


Рис. 1. Расчетная схема для определения скорости скольжения в случае абразивной обработки линз по методу свободного притирания

Fig. 1. Computational diagram for determination of sliding velocity in case of lens abrasive processing while using free lapping

То же самое можно сказать применительно к любой точке верхнего звена, 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

$$\vec{v}_M^{B-B} = \vec{\omega}_{B-B} \times \vec{R}_M, \quad \text{причем } \omega_{B-B} = \dot{\Delta},$$

где Δ – угол между вертикальной плоскостью AXZ неподвижной системы координат $AXYZ$, ось AX которой проходит через точку O и шарнир A , и плоскостью треугольника ABO , сторона AB которого представляет собой прямую, соединяющую шарнир A и центр шарового наконечника поводка верхнего звена.

Если координаты центра шарика B поводка верхнего звена в системе координат $AXYZ$ обозначить X_B, Y_B, Z_B , то

$$\Delta = -\arctg \frac{Y_B}{Z_B}, \quad (2)$$

где $Y_B = X_B \operatorname{tg} \psi$; $Z_B = l_{AB} \sin \beta \cos \Delta$; $X_B = l_{AB} \cos \beta$;
 $\beta = \arccos \frac{l_{AB}^2 + l_{AO}^2 - l_{OB}^2}{2l_{AO}l_{AB}}$ – угол между прямыми

ми $l_{AO} = \sqrt{X_O^2 + (h - h_d + R)^2}$ и $l_{AB} = \sqrt{l_5^2 + l_6^2}$,

имеющими общее начало на оси симметрии шарнира A и проходящими через точку O и центр шарика B соответственно (рис. 2); ψ – угол, определяющий положение штанги в плоскости AXY ; $l_{OB} = R + h_B$ – расстояние между точкой O и шариком B ; h_d – расстояние от плоскости механизма шарнирного четырехзвенника до шарнира A и базовой плоскости B установки нижнего звена станка соответственно; h_n – высота хвостовика 9 инструмента; l_6 – длина поводка 6; l_5 – длина штанги 5; x_O – расстояние между осями шарнира A и нижнего звена.

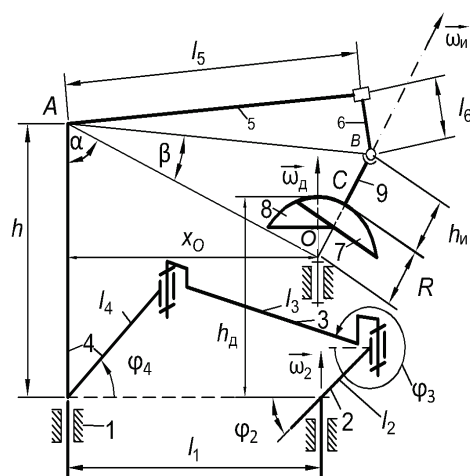


Рис. 2. Размерная цепь рабочей зоны станка модели ШП при обработке деталей с неполными сферическими поверхностями: 1 – основание; 2 – кривошип; 3 – шатун; 4 – рычаг со стойкой; 5 – штанга; 6 – поводок; 7 – инструмент; 8 – деталь; 9 – хвостовик инструмента

Fig. 2. Dimension chain of operational zone for ШП-machine tool while processing parts with incomplete spherical surface:

1 – foundation bed; 2 – crankshaft; 3 – piston rod; 4 – rod with mounting rack; 5 – guide bar; 6 – drive piece; 7 – tool; 8 – part; 9 – tool shank

Используя приведенные обозначения, выражение (2) можно записать в виде

$$\Delta = -\arcsin(\operatorname{ctg} \beta - \operatorname{tg} \psi). \quad (3)$$

Установим связь между углами ψ и ψ_C , последний из которых определяет положение штанги верхнего звена в горизонтальной плоскости xy и согласно конструкции станка равен [6]

$$\psi_C = \varphi_4 - \pi/2.$$

Из рис. 1 видно, что

$$\operatorname{tg} \psi = \frac{Y_B}{X_B}, \text{ причем } Y_B = y_B, \quad (4)$$

где y_B – координата центра шарика B в горизонтальной плоскости xu системы координат $O'xuz$, ось x которой проходит через центр кривизны O сопряженных поверхностей детали и инструмента, а точка O' (рис. 1) является пересечением оси x с вертикальной осью вращения звена 4 (рис. 2) механизма шарнирного четырехзвенника.

Для определения координаты y_B запишем следующую систему уравнений:

$$\left. \begin{aligned} (x_B - x_A)^2 + (y_B - y_A)^2 + (z_B - z_A)^2 &= l_{AB}^2; \\ (x_B - x_O)^2 + (y_B - y_O)^2 + (z_B - z_O)^2 &= l_{OB}^2; \\ y_B &= -x_B \operatorname{tg} \psi_C, \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

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 xu ; $z_A = h - z_O - h_n + R$ – 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 этих координат система уравнений (5) принимает вид:

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

Решив систему (6), получим выражение

$$x_B^2 (A^2 + 4z_A^2 + 4z_A^2 \operatorname{tg}^2 \psi_C) + 2x_B (AB - 4z_A^2 x_O) + B^2 - 4z_A^2 (l_{OB}^2 - x_O^2) = 0, \quad (7)$$

представляющее собой квадратное уравнение относительно x_B , корнями которого являются:

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

где

$$\begin{aligned} a &= A^2 + 4z_A^2 (1 + \operatorname{tg}^2 \psi_C); \quad b = 2(AB - 4z_A^2 x_O); \\ c &= B^2 - 4z_A^2 (l_{OB}^2 - x_O^2); \end{aligned}$$

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

Таким образом, при решении системы уравнений (5) 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 (6) удовлетворяет еще одно гипотетическое положение центра B шарового наконечника поводка ниже координатной плоскости $O'xuz$ (рис. 1). Для этого побочного решения $z_B < 0$. Поэтому из двух решений выбираем то, для которого $z_B > 0$. Кроме того, из рис. 1 видно, что для побочного решения x_B меньше, чем у искомого. Следовательно, x_B можно выбрать из условия $x_B = \max(x_B^{(1)}, x_B^{(2)})$.

Итак, для любого значения обобщенной координаты φ_2 известен угол ψ_C , зная который, с помощью (6) можно определить координату y_B центра B шарового наконечника поводка. Тогда с учетом (3) и (4) представляется возможным вычислить скорость возвратно-вращательного движения звена.

Определение скорости скольжения

Для определения скорости v_M по формуле (1) необходимо записать проекции векторов в системе координат $AXYZ$ и раскрыть соответствующие векторные произведения [7]. Данные проекции имеют вид:

$$\begin{aligned} \vec{\omega}_H &= \begin{pmatrix} -\omega_H \cos \alpha \\ 0 \\ \omega_H \sin \alpha \end{pmatrix}; \quad \vec{\omega}_B = \begin{pmatrix} \omega_B \cos \beta' \\ -\omega_B \sin \beta' \sin \Delta \\ \omega_B \sin \beta' \cos \Delta \end{pmatrix}; \\ \vec{\omega}_{B-B} &= \begin{pmatrix} \dot{\Delta} \\ 0 \\ 0 \end{pmatrix}; \quad \begin{pmatrix} X_M \\ Y_M \\ Z_M \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} X_M \sin \alpha - Z_M \cos \alpha \\ y_M \\ X_M \cos \alpha + Z_M \sin \alpha \end{pmatrix}, \end{aligned}$$

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. 1);

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

тора \vec{R}_M в горизонтальной системе координат $Oxyz$; R , Θ_M^H , φ_M^H – сферические координаты точки M в системе координат, жестко связанной с нижним звеном станка; $\varphi_H = \omega_H t_H$ – угол поворота детали за время обработки t .

Если исследуемая точка M принадлежит верхнему звену и задана сферическими координатами R , Θ_M^H , φ_M^H в жестко связанной с ним системе координат, то ее проекции X_M , Y_M , Z_M в системе координат $AXYZ$:

$$\begin{pmatrix} X_M \\ Y_M \\ Z_M \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & \cos \Delta & -\sin \Delta \\ 0 & \sin \Delta & \cos \Delta \end{pmatrix} \times \begin{pmatrix} \sin \beta' & 0 & \cos \beta' \\ 0 & 1 & 0 \\ -\cos \beta' & 0 & \sin \beta' \end{pmatrix} \begin{pmatrix} R \sin \Theta_M^B \cos(\varphi_M^B + \varphi_B) \\ R \sin \Theta_M^B \sin(\varphi_M^B + \varphi_B) \\ R \cos \Theta_M^B \end{pmatrix},$$

где $\varphi_B = \omega_B t$ – угол поворота верхнего звена вокруг своей оси за время обработки t .

Используя изложенное и равенство (1), можно рассчитать скорость скольжения в произвольной точке M как нижнего, так и верхнего звеньев, т. е. детали и инструмента.

Определение коэффициента трения

При абразивной обработке выпуклых поверхностей линз по классической технологии заготовку детали закрепляют на шпиндель станка, а инструмент в виде чашки устанавливают на вращающуюся линзу и сообщают ему колебательное движение [8]. Если же необходимо обработать вогнутую поверхность линзы, на шпиндель станка помещают инструмент в виде гриба, по поверхности которого перемещается заготовка. В обоих случаях соединение выходного звена исполнительного механизма станка как с обрабатываемым, так и с наклеечным инструментами осуществляется с помощью поводка, шаровой наконечник которого

входит в сферическое гнездо хвостовика упомянутых инструментов.

В предлагаемой технологии одновременной двусторонней обработки колебательное движение совершают только обрабатываемые инструменты, причем выпуклый из них соединен с поводком жестко и совершает возвратно-вращательное (колебательное) движение вокруг центра обрабатываемой сферической поверхности, а шарнирное соединение последнего с выходным звеном исполнительного механизма технологического оборудования реализуется посредством сопряжения шарового наконечника поводка со сферическим гнездом в выходном звене. При этом во избежание раскрытия стыка (локального нарушения контакта между притирающимися поверхностями инструмента и заготовки) длина поводка должна быть не менее определенного значения [9], для установления которого обратимся к рис. 3.

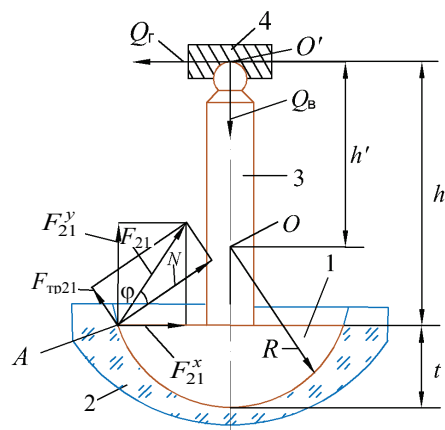


Рис. 3. Схема действия сил при обработке вогнутых поверхностей линз малого радиуса кривизны в случае расположения инструмента сверху

Fig. 3. Scheme of force action while processing concave surfaces of lenses having small radius of curvature when tool is in upper position

На рис. 3 приведена схема действия сил в крайней точке диаметального сечения инструмента 1, контактирующего со сферической поверхностью радиусом R линзы 2. Рассматривается момент, когда к поводку 3 приложена сила Q_B , создающая необходимое давление в зоне контакта притирающихся поверхностей, и сила Q_T , перемещающая инструмент в данном случае влево. В результате действия этих сил в максимально удаленной от оси симметрии

инструмента точке A контакта инструмента с заготовкой возникают силы реакции $F_{21}^y = |Q_B|$ и $F_{21}^x = |Q_T|$, равнодействующая которых $F_{21} = \sqrt{(F_{21}^x)^2 + (F_{21}^y)^2}$ может быть разложена на силу трения $F_{тр21}$ и нормальную силу N , причем $N = F_{21} \cos \varphi$ (где $\varphi = \arctg f$ – угол трения; f – коэффициент трения). Наличие силы N приводит к появлению момента трения $M_{тр} = fNR$, который для движения инструмента по обрабатываемой поверхности без раскрытия стыка должен быть меньше момента движения $M_{дв} = Q_G h'$ (где h' – расстояние от центра O обрабатываемой сферической поверхности детали до точки O' контакта шарового наконечника поводка 3 со сферическим гнездом в выходном звене исполнительного механизма станка 4). Кроме того, момент движения должен преодолевать также момент от вертикальной силы Q_B : $M_B = Q_B d/2$ (где d – диаметр вогнутой поверхности линзы). Следовательно, $M_{дв} > M_{тр} + M_B$, т. е. $Q_G h' > fNR + 0,5 Q_B d$. Отсюда

$$h' = \frac{fNR + 0,5 Q_B d}{Q} \quad (8)$$

Коэффициент трения f , входящий в (8), определяли для случаев шлифования суспензиями микропорошков М40, М28, М10 на чугунных шлифовальниках и полирования суспензией полирита (окись церия) на смоляном и пенополиуретановом полировальниках. При этом использовали метод «наклонной плоскости» [10], согласно которому заготовку из оптического стекла К8 размером 60×10 мм первоначально притирали к инструменту (шлифовальнику или полировальнику) соответствующей абразивной суспензией и, наклоняя инструмент с заготовкой, определяли угол α в тот момент, когда заготовка начинала скользить по поверхности инструмента. В этот момент $\vec{F}_{тр}^{ск} = \vec{F}_{ск} = \vec{F}_{тр21}$ (где $\vec{F}_{ск}$ – скатывающая сила).

Согласно рис. 4, $\vec{F}_{ск} = mg \sin \alpha$, $\vec{N} = mg \cos \alpha$ (где m – масса заготовки).

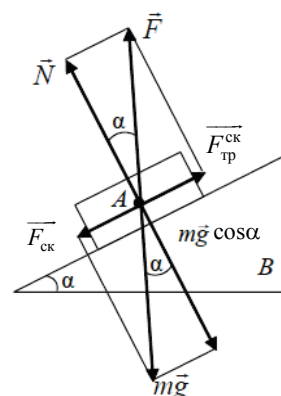


Рис. 4. К определению коэффициента трения стекла по металлу по методу «наклонной плоскости»

Fig. 4. Determination of glass-metal friction coefficient while using method of inclined plane

Тогда

$$f = \frac{\vec{F}_{тр}}{N} = \tg \alpha. \quad (9)$$

Рассчитанные по (9) значения коэффициента трения f для вышеотмеченных случаев шлифования и полирования деталей из оптического стекла в условиях свободного притирания приведены в табл. 1.

Таблица 1

Значения коэффициента трения
Values of friction coefficient

Суспензия микропорошка			Полировальник	
М40	М28	М10	смоляной	пенополиуретановый
0,20–0,22	0,23–0,25	0,27–0,29	0,5–0,6	1,1–1,2

ВЫВОДЫ

1. В результате выполненного математического моделирования рабочей зоны станка для одновременной двусторонней абразивной обработки линз в условиях свободного притирания представляется возможным определить критерии эффективного формообразования высокоточных оптических деталей, обеспечивающих наилучшие количественные и качественные показатели процесса.

2. Установленные значения коэффициентов трения на границе между стеклом и инструментом с нанесенной на его рабочую поверхность абразивной суспензией позволяют рассчитать

длину поводка инструмента, при которой не происходит раскрытие стыка между притирающимися поверхностями, что способствует повышению качества деталей за счет исключения на их исполнительной поверхности локальной погрешности в виде «сорванного края».

ЛИТЕРАТУРА

1. 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.
2. Козерук, А. С. Формообразование прецизионных поверхностей / А. С. Козерук. Минск: ВУЗ-ЮНИТИ, 1997. 176 с.
3. Козерук, А. С. Управление формообразованием прецизионных поверхностей деталей машин и приборов на основе математического моделирования / А. С. Козерук. Минск, 1997. 317 с.
4. Сулим, А. М. Производство оптических деталей / А. В. Сулим. М.: Высш. шк., 1969. 303 с.
5. Исследование кинематических закономерностей процесса двусторонней обработки двояковыпуклых оптических деталей / А. С. Козерук [и др.] // Веснік Нац. акад. навук Беларусі. Сер. фіз.-тэхн. навук. 2008. № 2. С. 26–31.
6. Бардин, А. Н. Технология оптического стекла / А. Н. Бардин. М.: Высш. шк., 1963. 519 с.
7. Артоболевский, И. И. Теория механизмов и машин. 4-е изд. / И. И. Артоболевский. М.: Наука, 1988. 639 с.
8. 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.
9. Станок для одновременной двусторонней обработки линз с кривыми вогнутыми поверхностями: пат. 10726 Респ. Беларусь, МПК В 24В 13/00 / А. С. Козерук, И. П. Филонов, А. А. Сухоцкий, В. Ф. Климович, Е. С. Таболина; заявитель БНТУ, № а20060589; заявл. 14.06.2006; опубл. 30.06.2008 // Офиц. бюл. / Нац. центр интел. собств. № 3. С. 76.
10. Грудев, А. П. Трение и смазки при обработке металлов давлением / А. П. Грудев, Ю. В. Зильберг, В. Т. Тилик. М.: Металлургия, 1982. С. 312.

Поступила 06.12.2017

Подписана в печать 09.02.2018

Опубликована онлайн 29.05.2018

REFERENCES

1. Filonov I. P., Klimovich F. F., Kozeruk A. S. (1995) *Control Over Shaping Process of Precision Surfaces of Machine and Device Parts*. Minsk, DizaynPRO Publ. 208 (in Russian).
2. Kozeruk A. S. (1997) *Shaping Process of Precision Surfaces*. Minsk, VUZ-YuNITI Publ. 176 (in Russian).
3. Kozeruk A. S. (1997) *Control Over Shaping Process of Precision Surfaces of Machine and Device Parts on the Basis of Mathematical Simulation*. Minsk. 317 (in Russian).
4. Sulim A. M. (1969) *Production of Optical Parts*. Moscow, Vysshaya Shkola Publ. 303 (in Russian).
5. Kozeruk A. S., Sukhotskii A. A., Klimovich V. F., Filonova M. I. (2008) Investigation of Kinematic Regularities in Double-Sided Processing of Double Convex Optical Parts. *Vestsi Natsyynal'nai Akademii Navuk Belarusi. Seryya Fizika-Tekhnichnykh Navuk = Proceedings of the National Academy of Sciences of Belarus. Physical-Technical Series*, (2), 26–31 (in Russian).
6. Bardin A. N. (1963) *Technology of Optical Glass*. Moscow, Vysshaya Shkola Publ. 519 (in Russian).
7. Artobolevsky I. I. (1988). *Theory of Mechanisms and Machines*. 4th ed. Moscow, Nauka Publ. 639 (in Russian).
8. Zubakov V. G., Semibratov M. N., Shtandel S. K. (1985) *Technology of Optical Parts*. Moscow, Mashinostroenie Publ. 368 (in Russian).
9. Kozeruk A. S., Filonov I. P., Sukhotsky A. A., Klimovich V. F., Tabolina E. S. (2008) *Machine-Tool for Simultaneous Two-Sided Processing of Lenses with Steep Concave Surface*. Patent Republic of Belarus No 10726 (in Russian).
10. Grudev A. P., Zilberg Yu. V., Tilik V. T. (1982) *Friction and Lubrication in Metal Forming*. Moscow, Metallurgiya Publ. 312 (in Russian).

Received: 06.12.2017

Accepted: 09.02.2018

Published online: 29.05.2018