



Научная статья

УДК 621.923:621.922

<https://doi.org/10.21285/1814-3520-2023-1-10-22>

Сила резания на единичном зерне

Ю.В. Димов^{1✉}, Д.Б. Подашев²^{1,2}Иркутский национальный исследовательский технический университет, г. Иркутск, Россия

Резюме. Цель – исследовать силы резания на единичном зерне при воздействии его на обрабатываемый материал. Аналитическое исследование проведено на модели единичного абразивного зерна в виде стержня с закругленной по радиусу вершиной, действующего на обрабатываемый материал. Для расчета интенсивности деформации пластически отесняемого материала заготовки под действием единичного зерна использован метод линий скольжения (метод характеристик). В результате проведенных аналитических исследований – пластического деформирования материала, отеснения заторможенной зоны и трения ее о поверхность зерна при движении вверх в виде стружки, трения зерна о пластически деформированный материал, а также воздействия динамической составляющей пластического деформирования – разработаны математические модели по всем перечисленным факторам. Доказана значимость динамической составляющей в общем балансе сил, связанных с пластическим деформированием, путем определения отношения динамического напряжения на линии разрыва к пределу текучести на сдвиг. На примере расчета данной зависимости для материалов Д16Т и 30ХГСА установлено, что целесообразно учитывать динамическую составляющую силы резания при скорости соударения единичного зерна с обрабатываемой поверхностью свыше 50 м/с. Приведены графики зависимости относительной силы на зерне от относительной глубины внедрения зерна. Предложенная методика расчета сил резания на единичном зерне позволяет рассчитывать суммарную силу взаимодействия единичного зерна с обрабатываемым материалом. Для перехода к заданному способу обработки и обрабатываемому материалу необходимо определить количество зерен, участвующих в контакте, продолжительность контакта, скорость резания. Имея эти данные, можно рассчитывать производительность процесса и показатели качества обработанной поверхности.

Ключевые слова: модель единичного зерна, сила резания

Для цитирования: Димов Ю.В., Подашев Д.Б. Сила резания на единичном зерне // iPolytech Journal. 2023. Т. 27. № 1. С. 10–22. <https://doi.org/10.21285/1814-3520-2023-1-10-22>.

MECHANICAL ENGINEERING

Original article

Force of cutting by a single abrasive grain

Yury V. Dimov^{1✉}, Dmitry B. Podashev²^{1,2}Irkutsk National Research Technical University, Irkutsk, Russia

Abstract. This paper investigates the cutting forces arising when using a single abrasive grain. Analytical studies were carried out using a model of a single abrasive grain in the form of a rod with a radiused apex acting on the workpiece material. The slip-line method (method of characteristics) was used to calculate the deformation intensity of a plastically edged workpiece material under the action of a single grain. Mathematical models were developed for the following factors: plastic deformation of the material, edging of the stagnated zone and its friction against the grain surface when moved upwards in the form of chippings, grain friction against the plastically deformed material, and the action of the dynamic component of plastic deformation. The significance of the dynamic component in the overall balance of forces related to plastic deformation was established by determining the ratio of dynamic stress on the break line and shear yield point. This dependence calculated for D16T and 30HGSA materials showed the feasibility of accounting for the dynamic component

of the cutting force under the velocity of a single grain impacting the workpiece surface of above 50 m/s. Graphs depicting the relative grain force and the relative depth of grain penetration are given. The proposed calculation method for cutting forces using a single grain can be used to determine the total force of interaction between the single grain and the workpiece material. In order to adopt the defined processing method and the workpiece material, the number of grains in contact, the contact duration, and the cutting speed should be found. On this basis, the process performance and the quality of the workpiece surface can be calculated.

Keywords: model of a single grain, cutting force

For citation: Dimov Yu.V., Podashev D.B. Force of cutting by a single abrasive grain. *iPolytech Journal*. 2023;27(1):10-22. (In Russ.). <https://doi.org/10.21285/1814-3520-2023-1-10-22>.

ВВЕДЕНИЕ

Исследование процесса абразивной обработки для машиностроения является актуальным, поскольку появляющиеся новые методы финишной обработки позволяют заменить ручной труд на механизированный и автоматизированный.

При финишной обработке поверхностей эластичными полимерно-абразивными инструментами, хонингованием, суперфинишированием, а также в среде или в потоке свободных абразивных частиц съем материала осуществляется при взаимодействии режущего микрорельефа инструмента с обрабатываемым материалом. Исследованию процесса обработки абразивным инструментом посвящен ряд работ [1–11].

МАТЕРИАЛЫ И МЕТОДЫ ИССЛЕДОВАНИЯ

Режущий микрорельеф, как видно из профилограмм, состоит из ряда выступов (абразивных зерен). При исследовании сил резания в качестве модели единичного зерна принят конус с закругленной по радиусу вершиной. Подобную форму модели при исследовании процессов обработки с применением абразива принимали многие исследователи [12–15].

При движении единичного зерна в идеальном жесткопластическом полупространстве под углом δ к поверхности на него действует сила, возникающая в результате:

- пластического деформирования материала;
- оттеснения заторможенной зоны и трения ее о поверхность зерна при движении вверх в виде стружки;
- трения зерна о пластически деформированный материал;
- воздействия динамической составляющей пластического деформирования.

РЕЗУЛЬТАТЫ ИССЛЕДОВАНИЯ

При внедрении зерна под углом δ к поверхности под действием нормальной (**P**) и тангенциальной (**T**) составляющих сил резания впереди его образуется валик наплыва, который при определенных условиях может переходить в стружку. Пластически оттесненный материал, как отмечает И.В. Крагельский [16], обтекая зерно без отделения от основной массы, образует наплыв по его боковым сторонам.

Для расчета интенсивности деформации пластически оттесняемого материала заготовки под действием единичного зерна использован метод линий скольжения (метод характеристик).

На рис. 1 приводятся принятые поля линий скольжения в меридиональных (рис. 1 а) и нормальных к оси зерна сечениях (рис. 1 б). Начало подвижной ортогональной системы координат (точка А) расположено на вершине модели зерна.

ПОЛЕ ЛИНИЙ СКОЛЬЖЕНИЯ И НАПРЯЖЕНИЯ В МЕРИДИОНАЛЬНЫХ СЕЧЕНИЯХ

С учетом опыта построения полей линий скольжения для подобных нашему условий пластического деформирования и формы индентора [17, 18] принято поле линий скольжения в меридиональном сечении, которое приведено на рис. 1 а. Оно состоит из зон ADW, WDGJ, JGT и TGS. В пределах сферической части зерна (зона ADW) η -линии скольжения, как и на всем поле, представляют собой прямые линии, а ξ -линии скольжения являются криволинейными, центры

радиусов кривизны которых расположены на линии $abcd$. На контуре зерна радиус кривизны линий скольжения ξ равен

$$R_{\xi o} = r \cdot \cos \beta, \quad (1)$$

где β – угол между касательной к контуру зерна и ξ -линией скольжения, $\beta = \alpha - \varphi$. Здесь φ – угол между осью X и касательной к контуру зерна в произвольной точке; α – угол между осью X и линией скольжения ξ .

Для определения радиуса кривизны ξ -линий скольжения в любой точке зоны ADW воспользуемся второй теоремой Генки, согласно которой при перемещении точки вдоль данной линии скольжения одного семейства радиусы кривизны линий скольжения другого семейства в точках пересечения с данной изменяются на величину пройденных расстояний. Приращение радиуса в связи с перемещением вдоль ξ -линий скольжения согласно рис. 1 а составит

$$dR_{\xi} = r \cdot \sin \beta \cdot d\varphi. \quad (2)$$

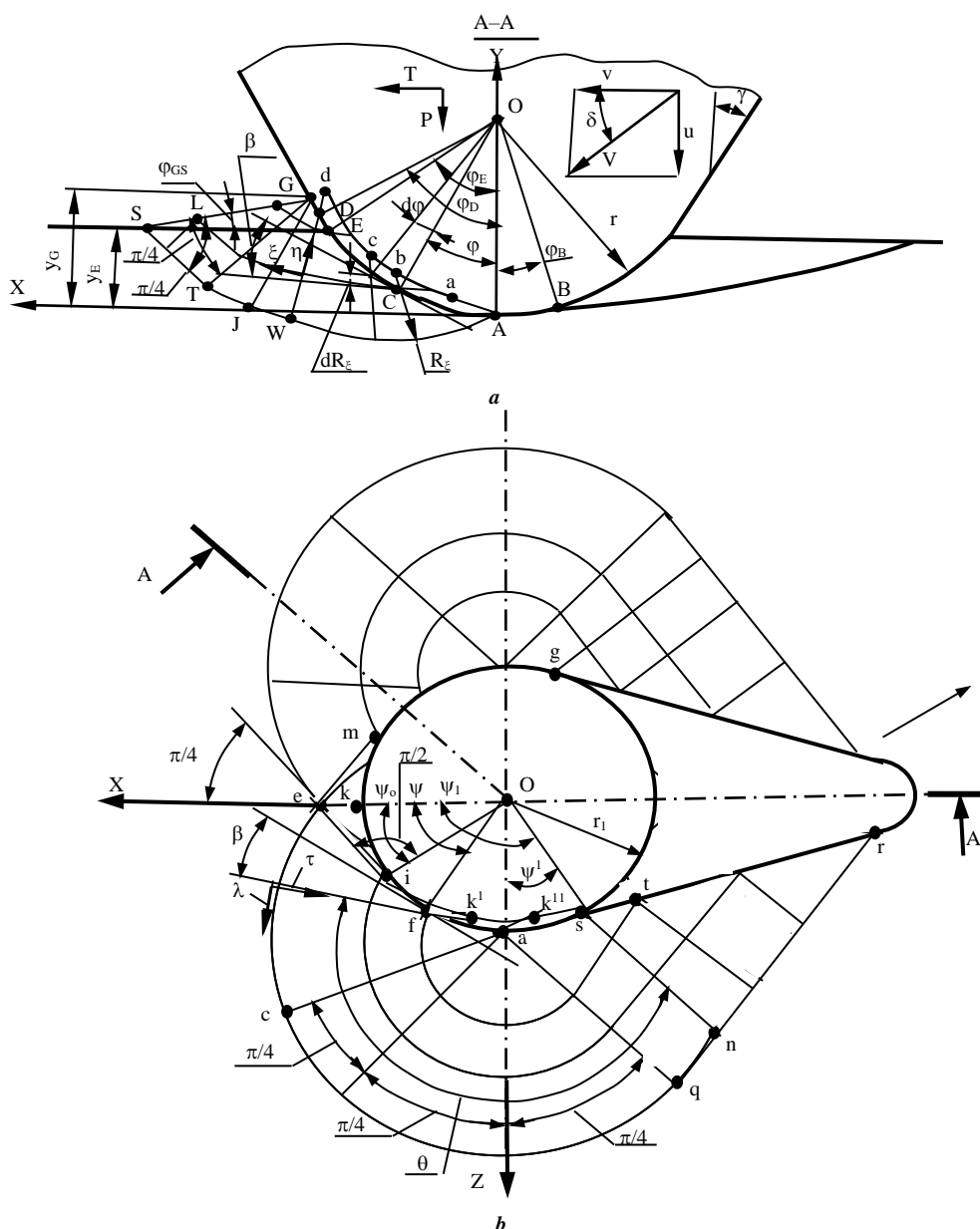


Рис. 1. Поля линий скольжения в сечениях: а – меридиональном; б – нормальном к оси зерна
Fig. 1. Fields of slip bands in sections: a – meridian section; b – normal section to the grain axis

Проинтегрировав это выражение с учетом формулы (1), получим радиус кривизны для любой точки зоны ADW:

$$R_{\xi i} = r \cdot [\cos\beta + \sin\beta \cdot (\varphi_i - \varphi_n)],$$

где φ_n, φ_i – углы для точек начала соответствующей ξ – линии скольжения и пересечения контура зерна искомым радиусом $R_{\xi i}$.

Радиус кривизны ξ -линий скольжения зоны JGT не меняется, центр его находится в точке G, а величина

$$R_{\xi JGT} = \sin\beta \cdot [r \cdot (\varphi_D - \varphi_n) + (y_D - y_E)/\cos\gamma],$$

где y_G, y_E – ординаты точек G и E.

В профиле наплыва TGS вместо криволинейной поверхности рассматривается прямая линия GS. Эта замена обусловлена большими трудностями в аналитическом описании действительного профиля и несущественным уменьшением точности расчетов при таком допущении.

Перпендикулярно к контуру зерна действуют нормальные напряжения σ_{nxy} , а в тангенциальном направлении – касательные τ_K :

$$\sigma_{nxy} = \sigma - K \cdot \sin 2\beta; \tau_K = K \cdot \cos 2\beta.$$

Для шероховатого зерна граничные условия будут иметь вид:

$$\sigma_{nxy} = 0, \tau_K = 0 \text{ на GS}; \tau_K = 2\mu_T \cdot K \text{ на AG}.$$

По мере углубления зерна в материал участок свободной поверхности GS, на котором сходит стружка, увеличивается, следовательно, растет и толщина стружки.

Используя приведенные уравнения, получим:

$$\varphi_0 = \beta - \delta = \frac{1}{2} \cdot \arccos 2\mu_T - \delta \text{ при } \delta \neq 0; \varphi_0 = \beta = \frac{1}{2} \cdot \arccos 2\mu_T \text{ при } \delta = 0,$$

где μ_T – коэффициент пластического трения.

ПОЛЕ ЛИНИЙ СКОЛЬЖЕНИЯ И НАПРЯЖЕНИЯ В СЕЧЕНИЯХ, НОРМАЛЬНЫХ К ОСИ ЗЕРНА

В сечении, перпендикулярном к оси единичного зерна, поле линии скольжения (рис. 1 б) имеет прямолинейные τ - и криволинейные λ -линии скольжения. Аналогичное поле линий скольжения было рассмотрено А.Д. Томленовым [19] при исследовании открытой прошивки закругленным пуансоном. При некоторой величине угла $\psi = \psi_0$ прямолинейная линия скольжения ie пересекает ось симметрии под углом $\pi/4$. Из рис. 1 б находим

$$\psi_0 = \pi/4 - \beta = \pi/4 - 0,5 \cdot \arccos 2\mu_T,$$

где β – рассмотрен в формуле (1).

Площадь $mkie$ является областью пластического равновесия (застойная зона), которая движется вместе с зерном как жесткое тело. Границы этой области (линии ie и me) являются линиям разрыва скоростей. В тонком слое вдоль этих линий возникают значительные деформации.

При $\beta = 0$ течение по поверхности зерна достигает наибольшей величины, ограниченной условием пластичности $\tau_K = K$ (τ_K – касательные напряжения, K – предел текучести на сдвиг в поверхностном слое заготовки). Этой величине соответствует: $\mu_T = 0,5$ и $\psi = \pi/4$.

В области ies семейство λ -линий скольжения имеет радиусы кривизны, центры которых расположены на линии k^1k^{11} . На контуре зерна радиус кривизны:

$$R_{\lambda o} = r_1 \cdot \sin\beta,$$

где r_1 – радиус контура зерна в рассматриваемом сечении.

Для любой точки зоны иеса радиус кривизны λ -линии скольжения в результате тех же выводов, что и при получении уравнения (2), может быть определен из выражения:

$$R_{\lambda i} = r_1 \cdot [\sin\beta + \cos\beta \cdot (\psi_i - \psi_H)],$$

где ψ_H, ψ_i – углы ψ для точек начала соответствующей λ -линии скольжения и пересечения контура зерна искомым радиусом $R_{\lambda i}$.

Центр радиусов кривизны λ -линий скольжения области ас_q расположен в точке a , а радиус:

$$R_{\lambda acq} = r_1 \cdot \cos\beta \cdot (\pi/4 - \psi_H).$$

В области qas_n:

$$R_{\lambda qasn} = r_1 \cdot [\cos\beta \cdot (\pi/2 - \psi_H) - 0,5\sqrt{2} \cdot (\psi_1 - \pi/2)].$$

Зона sn_g имеет прямые ортогональные друг другу линии скольжения, расположенные к свободной поверхности под углом $\pi/4$.

На рис. 1 приняты обозначения: u_E – глубина внедрения зерна; m_i – участок, на котором происходит стружкообразование; D – точка перехода сферической части в коническую; mg и is – участки, на которых при движении зерна материал пластически оттесняется в наплыв.

Совместив вершину зерна (точка A) с началом подвижной системы координат XYZ (см. рис. 1), можем разложить действующую силу на тангенциальную T (вдоль оси X) и нормальную P (вдоль оси Y) составляющие:

$$T = T_d + T_{зам} + T_{тр} + T_{дин}; P = P_d + P_{зам} + P_{тр} + P_{дин}, \quad (3)$$

где $T_d, P_d, T_{зам}, P_{зам}, T_{тр}, P_{тр}, T_{дин}, P_{дин}$ – тангенциальные и нормальные составляющие, возникающие при пластическом деформировании, оттеснении и трении в заторможенной зоне, трении зерна о материал, а также динамические составляющие пластического деформирования.

СИЛА ПЛАСТИЧЕСКОГО ДЕФОРМИРОВАНИЯ

На бесконечно малую площадку ds в любой точке поверхности зерна действуют элементарные составляющие силы:

$$dT_d = \sigma_n \cdot \sin\varphi \cdot \cos\psi \cdot ds \text{ и } dP_d = \sigma_n \cdot \cos\varphi \cdot ds, \quad (4)$$

$$\text{где } ds = r^2 \cdot \sin\varphi \cdot d\varphi \cdot d\psi, \quad (5)$$

σ_n – напряжение, нормальное к поверхности зерна по данным работы [19]:

$$\sigma_n = -2K \cdot (1/2 + 5\pi/4 + \psi_1 - \psi - \varphi - \varphi_{GS} + 0,5\sin\beta - \beta), \quad (6)$$

$$\text{где } \psi_1 = \pi/2 - \psi^I \cdot \sin u_i. \quad (7)$$

(u_i – вертикальная составляющая скорости движения единичного зерна).

После несложного вывода получим:

$$\sin\psi^I = \frac{2 \cdot \operatorname{ctg}\phi \cdot \operatorname{tg}\delta}{1 + \operatorname{ctg}^2\phi \cdot \operatorname{tg}^2\delta}.$$

Подставив формулы (6) и (5) в зависимости (4), получим:

$$dT_d = r^2 \cdot K(p - 2\varphi - 2\psi) \times \sin^2\varphi \cdot \cos\psi \cdot d\varphi \cdot d\psi; \quad (8)$$

$$dP_d = r^2 \cdot K(p - 2\varphi - 2\psi) \cdot \cos\varphi \cdot d\varphi \cdot d\psi; \quad (9)$$

где $p = 1 + \sin 2\beta + 5\pi/2 + 2\psi_1 - 2\varphi_{GS} - 2\beta$.

Здесь и далее угол ψ_1 в целях упрощения вывода принят постоянным для данного

рассчитываемого уровня. В формулу (7) для определения Ψ_1 подставляем $\varphi = 0,5(\varphi_G + \varphi_E)$. При $|\delta| > |\varphi_E|$ следует принимать $\psi^1 = -\pi/2$.

Тангенциальная составляющая при $\varphi_G > \varphi_0$:

$$\frac{T_{\Delta}}{K \cdot r^2} = 2 \int_{\phi_0}^{\phi_G} \int_{\psi_0}^{\pi/2} (p - 2\phi - 2\psi) \cdot \sin^2 \phi \cdot \cos \psi \cdot d\phi \cdot d\psi + 2 \int_{\phi_B}^{\phi_0} \int_0^{\pi/2} (p - 2\phi - 2\psi) \cdot \sin^2 \phi \cdot \cos \psi \cdot d\phi \cdot d\psi - \\ - 2 \int_{\phi_B}^{\phi_G} \int_{\pi/2}^{\psi_1} (p - 2\phi - 2\psi) \cdot \sin^2 \phi \cdot \cos \psi \cdot d\phi \cdot d\psi$$

После интегрирования получим выражение:

$$T_{\Delta}/K = r^2 \{ (1 - \sin \psi_0) \cdot [2p \cdot (AG - A_0 \cdot \text{sign} \varphi_0) - BG + B_0] + [2p \cdot (A_0 \cdot \text{sign} \varphi_0 - AB \cdot \text{sign} \varphi_B) - B_0 + B_B] - (\pi/2 - \cos \psi_0 - \psi_0 \cdot \sin \psi_0) \cdot (AG - A_0 \cdot \text{sign} \varphi_0) - \\ - 4(\pi/2 - 1) \cdot (A_0 \cdot \text{sign} \varphi_0 - AB \cdot \text{sign} \varphi_B) - (1 - \sin \psi_1) \cdot p (AG - AB \cdot \text{sign} \varphi_B) \cdot BG + \\ + B_B + 4(\cos \psi_1 + \psi_1 \cdot \sin \psi_1 - \pi/2) \cdot (AG - AB \cdot \text{sign} \varphi_B) \}, \quad (10)$$

где $A_i = 0,5\varphi_i - 0,25\sin 2\varphi_i$;

$$B_i = \varphi_i^2 - \varphi_i \cdot \sin 2\varphi_i - 0,5\cos 2\varphi_i; \quad \varphi_i = \arccos(1 - y_i/r) \text{ при } i = 0, B, E, G. \quad (11)$$

Выражения (11) введены для упрощения написания уравнения (10). Угол φ_B следует принимать исходя из условий:

при $|\delta| > |\varphi_E|$, $\varphi_B = \varphi_E$, при $|\delta| \leq |\varphi_E|$, $\varphi_E = \delta$.

Тангенциальная составляющая при

$$\varphi_G \leq \varphi_0: T_{\Delta}/K = r^2 \{ [2 \cdot \sin \psi_1 \cdot (p + 2\psi_1) + 4(1 - \pi + \cos \psi_1)] \cdot (AG - AB \cdot \text{sign} \varphi_B) - \sin \psi_1 \cdot (BG - B_E) \}. \quad (12)$$

Нормальная составляющая при $\varphi_G > \varphi_0$:

$$\frac{P_{\Delta}}{K \cdot r^2} = 2 \int_{\phi_0}^{\phi_G} \int_{\psi_0}^{\pi/2} (p - 2\phi - 2\psi) \cdot \cos \phi \cdot d\phi \cdot d\psi + \int_{\phi_B}^{\phi_0} \int_0^{\pi} (p - 2\phi - 2\psi) \cdot \cos \phi \cdot d\phi \cdot d\psi + \\ + 2 \int_{\phi_B}^{\phi_G} \int_{\pi/2}^{\psi_1} (p - 2\phi - 2\psi) \cdot \cos \phi \cdot d\phi \cdot d\psi.$$

После интегрирования получим:

$$P_{\Delta}/K = r^2 \{ (\pi^2 - 2\Psi_0) \cdot (D_G - D_0 + A_G - A_0) + \pi(D_0 - D_{E1} + A_0 - A_B) - \\ - (0,25\pi^2 - \Psi_0^2) \cdot (\sin^2 \varphi_G \cdot \sin \varphi_0 \cdot \text{sign} \varphi_0) - 0,5\pi^2 (\sin^2 \varphi_0 \cdot \text{sign} \varphi_0 - \sin^2 \varphi_E^1 \cdot \text{sign} \varphi_E^1) + \\ + (2\Psi_1 - \pi) \cdot (D_G - D_B + A_G - A_B) - (\psi_1^2 - 0,5\pi^2) \cdot (\sin^2 \varphi_G - \sin^2 \varphi_B) \}, \quad (13)$$

где $D_i = (0,5p - \varphi_i) \cdot \sin^2 \varphi_i \cdot \text{sign} \varphi_i$; $D^1_i = (0,5p - \varphi_i) \cdot \sin^2 \varphi_i$ при $i = D, B, G$.

Нормальная составляющая при $\varphi_G \leq \varphi_0$:

$$P_{\Delta}/K = r^2 \{ \pi[D_G - D_B + A_G - A_E - 0,5(\sin^2 \varphi_G - \sin \varphi_B \cdot \text{sign} \varphi_B)] + \\ + (2\Psi_1 - \pi) \cdot (D_G - D_B + A_G - A_B) - (\psi_1^2 - 0,25\pi^2) \cdot (\sin^2 \varphi_G - \sin^2 \varphi_B) \}. \quad (14)$$

СИЛА НА ЗАТОРМОЖЕННОМ УЧАСТКЕ

Эта составляющая силы согласно принятой схеме полей линий скольжения будет существовать только при наличии составляющей скорости вдоль оси X. Заторможенный участок по мере движения единичного зерна вытесняется вверх по его образующей.

На этом участке сила складывается из двух составляющих: пластического оттеснения слоя и трения этого слоя о поверхность зерна.

Вдоль линии e_i (см. рис. 1) величина нормального напряжения остается неизменной.

Если подставить в уравнение (6) $\beta = 0$, соответствующий $\mu_T = 0,5$ на линии e_i , и $\psi = \psi_0$, то получим:

$$\sigma_n = -2K \cdot (0,5 + \pi + \psi_I - \psi_0 - \varphi - \varphi_{GS}). \quad (15)$$

Между зерном и движущимся вверх материалом создается напряжение, возникающее в результате трения в этой паре:

$$\tau_K = 2\mu_m \cdot K. \quad (16)$$

Сила на площадке $dS_{зам}$ определится из выражения:

$$dT_{зам} = \sigma_n \cdot \sin \varphi \cdot 0,5 \sqrt{2} \cdot dS_{зам} - \tau_K \cdot \cos \varphi \cdot 0,5 \sqrt{2} \cdot dS_{зам}; \quad (17)$$

$$dP_{зам} = \sigma_n \cdot \cos \varphi \cdot dS_{зам} + \tau_K \cdot \sin \varphi \cdot dS_{зам}, \quad (18)$$

$$\text{где } dS_{зат} = 2 \cdot r^2 \cdot \sqrt{2} \cdot \sin \psi_0 \cdot \sin \varphi \cdot d\varphi; \quad dS_{Iзат} = 2r^2 \cdot \psi_0 \cdot \sin \varphi \cdot d\varphi. \quad (19)$$

Подставив формулы (15), (16), (19) в уравнения (17) и (18) для всей поверхности заторможенного участка, получим:

$$\frac{T_{зат}}{K \cdot r^2} = 2 \sin \varphi_0 \cdot \int_{\varphi_0}^{\varphi_G} (p_{1-2\varphi}) \cdot \sin^2 \varphi \cdot d\varphi - 4\mu_T \cdot \sin \psi_0 \cdot \int_{\varphi_0 \cdot \text{sign} \varphi_0}^{\varphi_G} \cos \varphi \cdot \sin \varphi \cdot d\varphi;$$

$$\frac{P_{зат}}{K \cdot r^2} = 2\sqrt{2} \cdot \sin \psi_0 \int_{\varphi_0}^{\varphi_G} (p_{1-2\varphi}) \cdot \sin \varphi \cdot \cos \varphi \cdot d\varphi + 4\mu_T \cdot \int_{\varphi_0}^{\varphi_G} \sin^2 \varphi \cdot d\varphi.$$

Проинтегрируем выражения (11) и (12):

$$T_{зам}/K = 2r^2 \cdot \sin \psi_0 [p_I (A_G - A_0 \cdot \text{sign} \varphi_0) - B_G - B_0 - \mu_T (\sin^2 \varphi_G - \sin^2 \varphi_0 \cdot \text{sign} \varphi_0)], \quad (20)$$

$$P_{зам}/K = 2r^2 \cdot [\sqrt{2} \cdot \sin \psi_0 \cdot (D_{IG} - D_{I0} + A_G - A_0) + \mu_T \cdot \psi_0 \cdot (A_G - A_0)]. \quad (21)$$

В приведенных зависимостях:

$$p_I = I + 2\pi + 2\psi_I - 2\psi_0 - 2\varphi_{GS}, \quad D_{Ii} = (0,5p_I - \varphi_i) \cdot \sin^2 \varphi_i \cdot \text{sign} \varphi_i, \quad \text{где } i = 0, G.$$

При $\varphi_0 \geq \varphi_G$ $T_{зат} = P_{зат} = 0$.

СИЛА ТРЕНИЯ

Сила трения на поверхности зерна обусловлена касательными напряжениями (16).

Составляющие τ_P и τ_T касательного напряжения, направленные вдоль осей У и Х, определим проектированием равнодействующей τ_K на соответствующие оси:

$$\tau_P = \frac{\tau_K}{\sqrt{\frac{1}{\sin^2 \delta^I} + \text{ctg}^2 \delta^I}}; \quad \tau_T = \tau_P \text{ctg} \delta^I. \quad (22)$$

В выражениях (15) угол δ^I определится как

$$\text{tg} \delta^I = \text{tg} \delta \cdot \sin \psi_c,$$

где ψ_c – средний угол ψ для участка поверхности, находящегося в контакте.

Сила на площадке dS :

$$dP_{mp} = -\tau_P \cdot dS; \quad (23)$$

$$dT_{mp} = \tau_T \cdot dS = -dP_{mp} \cdot \text{ctg} \delta. \quad (24)$$

СИЛА ПРИ $\varphi_G > \varphi_0$

После подстановки уравнений (5), (16) и (22) в формулу (23) получим:

$$\begin{aligned} \frac{P_{\text{тр}}}{-2K \cdot \mu_T \cdot r^2} = & 2 \int_0^{\psi_1} \int_{\phi_B}^{\phi_G} \frac{\sin \phi \cdot d\phi \cdot d\psi}{\sqrt{\frac{1}{\sin^2 \delta_1^I} + \text{ctg}^2 \phi}} + 2 \int_0^{\pi/2} \int_0^{\phi} \frac{\sin \phi \cdot d\phi \cdot d\psi}{\sqrt{\frac{1}{\sin^2 \delta_2^I} + \text{ctg}^2 \phi}} + \\ & + 2 \cdot \text{sign} \phi \cdot E^I \int_0^{\pi/2} \int_{\phi_B}^0 \frac{\sin \phi \cdot d\phi \cdot d\psi}{\sqrt{\frac{1}{\sin^2 \delta_2^I} + \text{ctg}^2 \phi}} - 2 \int_0^{\psi_0} \int_0^{\phi_G} \frac{\sin \phi \cdot d\phi \cdot d\psi}{\sqrt{\frac{1}{\sin^2 \delta_3^I} + \text{ctg}^2 \phi}} - 2 \cdot \text{sign} \phi \cdot E^I \int_0^{\psi_0} \int_0^0 \frac{\sin \phi \cdot d\phi \cdot d\psi}{\sqrt{\frac{1}{\sin^2 \delta_3^I} + \text{ctg}^2 \phi}}, \end{aligned} \quad (25)$$

где $\delta_1^I, \delta_2^I, \delta_3^I$ находятся по уравнению (25) при значениях ψ_c , соответственно,

$$\psi_{c1} = \psi_1/2; \psi_{c2} = \pi/4; \psi_{c3} = \psi_0/2.$$

Принимая $\sin \varphi \approx \varphi$, $\text{ctg} \varphi = 1/\varphi$ и интегрируя уравнение (25), получим:

$$\begin{aligned} P_{\text{тр}}/K = & -2\mu_m \cdot r^2 \{ \{ \psi_1 \cdot \sin^3 \delta_1^I [\varphi_G \cdot E^I_G - \ln(\varphi_G + B_G \cdot \sin^2 \delta_1^I)] - [\varphi_B \cdot E^I_B \cdot \text{sign} \varphi_B - \ln(\varphi_B \cdot \text{sign} \varphi_B + E^I_B \cdot \sin^2 \delta_1^I)] \} + \\ & \pi/2 \cdot \sin^3 \delta_2^I [\varphi \cdot E^{11}_B \cdot \text{sign} \varphi_B - \ln(\varphi_B \cdot \text{sign} \varphi_B + E^{11}_B \cdot \sin^2 \delta_2^I)] \cdot (1 - \text{sign} \varphi_B) \} - \\ & \psi_0 \cdot \sin^3 \delta_3^I [\varphi_G \cdot E^{111}_G - \ln(\varphi_G^I + E^{111}_G \cdot \sin^2 \delta_3^I)] - [\varphi_0 \cdot E^{111}_o \cdot \text{sign} \varphi_0 - \ln(\varphi_0 \cdot \text{sign} \varphi_0 + E^{111}_o \cdot \sin^2 \delta_3^I)] \cdot \text{sign} \varphi_0 \} \}, \end{aligned} \quad (26)$$

$$\text{где } E^I_i = \frac{\sqrt{\phi_i^2 + \sin^2 \delta_1^I}}{\sin^2 \delta_1^I}; E^{11}_i = \frac{\sqrt{\phi_i^2 + \sin^2 \delta_2^I}}{\sin^2 \delta_2^I}; E^{111}_i = \frac{\sqrt{\phi_i^2 + \sin^2 \delta_3^I}}{\sin^2 \delta_3^I}.$$

Согласно формуле (26):

$$\frac{T_{\text{тр}}}{K} = -\frac{P_{\text{тр}}}{K} \cdot \text{ctg} \delta. \quad (27)$$

При движении зерна параллельно поверхности ($\delta = 0$) нормальная составляющая согласно уравнению (26) обращается в ноль. Тангенциальная составляющая при этом условии будет иметь максимальное значение. Однако определить ее величину по уравнению (27) невозможно из-за неопределенности.

Воспользовавшись формулами (24), (5) и полагая $\tau_T = \tau_K \cdot \sin \psi = 2\mu_T \cdot K \cdot \sin \psi$, получим:

$$dT_{\text{тр}} = 2\mu_T \cdot r^2 \cdot K \cdot \sin \psi \cdot \sin \varphi \cdot d\varphi \cdot d\psi.$$

Для всей поверхности, находящейся в контакте, эта составляющая равна:

$$\begin{aligned} \frac{T_{\text{тр}}}{K} = & 2r^2 \cdot \mu_T \cdot \left[2 \int_{\psi_0}^{\pi/2} \int_{\varphi_0}^{\varphi_G} \sin \varphi \cdot \sin \psi \cdot d\varphi \cdot d\psi + 2 \int_0^{\pi/2} \int_0^{\varphi_0} \sin \varphi \cdot \sin \psi \cdot d\varphi \cdot d\psi \right] = 4r^2 \cdot \mu_T \cdot \\ & [\cos \psi_0 \cdot (\cos \varphi_0 - \cos \varphi_G) + (1 - \cos \varphi_0)]. \end{aligned} \quad (28)$$

ДИНАМИЧЕСКАЯ СОСТАВЛЯЮЩАЯ СИЛЫ ПЛАСТИЧЕСКОЙ ДЕФОРМАЦИИ

В пластической области имеют место тангенциальные разрывы скоростей, которые в принятом поле линий скольжения согласно совпадают с ξ -линиями скольжения. Максимальные касательные напряжения на линиях разрыва равны K и, следовательно, сила пластического деформирования, рассчитанная по формулам (10), (12), (13) и (14), соответствуют статическому состоянию.

Кроме указанной силы, на зерно действует дополнительная сила, связанная с изменением количества движения при переходе металла через поверхность разрыва.

Согласно [19], полное касательное напряжение на линии разрыва скоростей $q_0 = K \cdot q_i$, где q_i – динамическое напряжение на линии разрыва:

$$q_i = \rho \cdot v_\xi n \cdot v_\xi; \quad (29)$$

ρ – плотность материала; $V_{\xi n}$ – нормальная компонента скорости на линии разрыва:

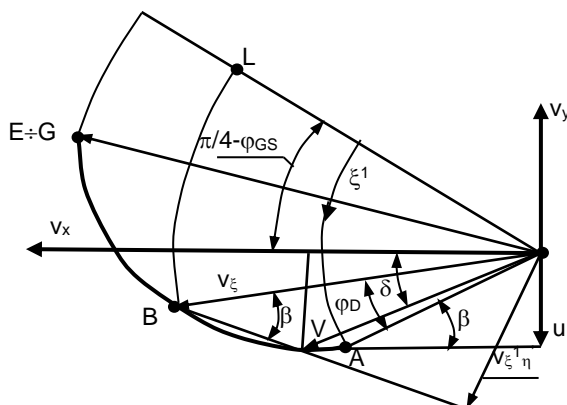


Рис. 2. Годограф скоростей в сечении XY
Fig. 2. Velocity hodograph in XY section

$$v_{\xi n} = \frac{u \cdot \cos \phi + v \cdot \sin \phi \cdot \cos \psi}{\cos \beta};$$

где v_{ξ} – тангенциальная компонента скорости на линии разрыва.

$$v_{\xi} = \frac{u \cdot \cos\phi + v \cdot \sin\phi \cdot \cos\psi}{\sin\beta}.$$

Скорости $v_{\xi n}$ и v_{ξ} для любой точки поля определяются по годографу скоростей, приведенному на рис. 2.

Динамическая составляющая силы пластического деформирования может быть получена по уравнениям, аналогичным уравнениям (8) и (9)), после замены в них предела текучести на сдвиг динамическим напряжением q_i (29).

$$T_{\text{дин}} = \frac{2\rho \cdot r^2}{\sin\beta \cdot \cos\beta} \cdot \int_0^{\psi_1} \int_{\phi_R}^{\phi_G} (p - 2\phi - 2\psi) \cdot (u \cdot \cos\phi + v \cdot \sin\phi \cdot \cos\psi)^2 \cdot \sin^2\phi \cdot \cos\psi \cdot d\phi \cdot d\psi.$$

$$P_{\text{дин}} = \frac{2\rho \cdot r^2}{\sin\beta \cdot \cos\beta} \cdot \int_0^{\pi/2} \int_{\phi_b}^{\phi_G} (p - 2\phi - 2\psi) \cdot (u \cdot \cos\phi + v \cdot \sin\phi \cdot \cos\psi)^2 \cdot \sin\phi \cdot \cos\phi \cdot d\phi \cdot d\psi +$$

$$+ \frac{2\rho \cdot r^2}{\sin\beta \cdot \cos\beta} \cdot \int_{\pi/2}^{\psi_1} \int_{\phi_p}^{\phi_G} (p - 2\phi - 2\psi) \cdot (u \cdot \cos\phi + v \cdot \sin\phi \cdot \cos\psi)^2 \cdot \sin\phi \cdot \cos\phi \cdot d\phi \cdot d\psi.$$

После интегрирования получим:

$$T_{\text{дин}} = \frac{\rho \cdot r^2}{2 \sin^2 \beta} \left\{ \begin{aligned} & u^2 [(H_G - H_B \cdot \text{sign} \varphi_B) \cdot (p \cdot \sin \psi_1 - 2F_2 - 2) - \sin \psi_1 \cdot (N_G - N_B)] + \\ & + u \cdot v \left[(\sin^4 \varphi_G - \sin^4 \varphi_B) \cdot (p_2 \cdot F_1 - 2F_4) - 1/16 \cdot F_1 \right] + \\ & \quad \cdot (M_G - M_B \cdot \text{sign} \varphi_B) \end{aligned} \right\} + v^2 \left\{ 0,25(M_G - M_B \cdot \text{sign} \varphi_B) \cdot \left[p \cdot F_3 - 2/9 \cos^2 \psi_1 \left(\frac{\cos \psi_1 +}{+3\psi_1 \cdot \sin \psi_1} \right) - \right. \right. \\ \left. \left. - 4/3 F_2 + 14/9 - 2F_3(S_G - S_B) \right] \right\}. \quad (30)$$

$$P_{\text{дин}} = \frac{\rho \cdot r^2}{\sin 2\beta} \left\{ \begin{aligned} & u^2 \left\{ [\pi(\varphi_B \cdot \text{sign} \varphi_B - \varphi_B) + \psi_1(\psi_1 - \pi/2 - p_2)] \cdot (\cos^4 \varphi_G - \cos^4 \varphi_B) - \right. \\ & \quad \left. - \pi/32 \cdot (R_B \cdot \text{sign} \varphi_B - R_B) - \psi_1/16 \cdot (R_G - R_B \cdot \text{sign} \varphi_B) \right\} + \\ & + u \cdot v \left\{ (p + 2 - \pi) \cdot (H_G - H_B) + [2F_2 + p \cdot (1 - \sin \psi_1) - \pi] \cdot \right. \\ & \quad \left. \cdot (H_G - H_B \cdot \text{sign} \varphi_B) - \sin \psi_1 \cdot (N_G - N_B) \right\} + \\ & + v^2/2 \left\{ [\pi(\varphi_B - \varphi_B \cdot \text{sign} \varphi_B) + 0,5p_2 \cdot F_1 - F_4] \cdot (\sin^4 \varphi_G - \sin^4 \varphi_B) + \right. \\ & \quad \left. + F_1/32(M_G - M_B \cdot \text{sign} \varphi_B) + \pi/32(M_B \cdot \text{sign} \varphi_B - M_B) \right\} \end{aligned} \right\}. \quad (31)$$

В формулах (30) и (31):

$$\begin{aligned} H_i &= \varphi_i - 0,25 \cdot \sin 4\varphi_i; M_i = 12\varphi_i - 8 \cdot \sin 2\varphi_i + \sin 4\varphi_i; \\ N_i &= 0,5 \cdot \sin 22\varphi_i - \varphi_i \cdot \sin 4\varphi_i - 2\varphi_i; R_i = 12\varphi_i + 8 \cdot \sin 2\varphi_i + \sin 4\varphi_i; \\ S_i &= 1/3 \cdot \sin 3\varphi_i \cdot (\sin \varphi_i - 4\varphi_i \cdot \cos \varphi_i) + \sin 2\varphi_i - \varphi_i \cdot \sin 2\varphi_i + \varphi_i \text{ при } i = G, B; \\ p_2 &= p - 2\varphi_G + 2\varphi_B \cdot \text{sign} \varphi_B; F_1 = 2\psi_1 + \sin 2\psi_1; F_2 = \cos \psi_1 + \psi_1 \cdot \sin \psi_1; \\ F_3 &= \sin \psi_1 - 1/3 \cdot \sin 3\psi_1; F_4 = \cos 2\psi_1 + \psi_1 \cdot \sin 2\psi_1 + \psi_1^2 - 1. \end{aligned}$$

Чтобы оценить значимость динамической составляющей в общем балансе сил, связанных с пластическим деформированием, нужно сравнить $T_{\text{дин}}$ с $T_{\text{д}}$. Для этого достаточно найти отношение динамического напряжения на линии разрыва к пределу текучести на сдвиг, то есть

$$\lambda = \frac{q_i}{K} = \frac{\rho \cdot (u \cdot \cos \varphi + v \cdot \sin \varphi \cdot \cos \psi)^2}{K \cdot \sin \beta \cdot \cos \beta}. \quad (32)$$

Рассмотрим изменение этого отношения в зависимости от скорости соударения на частном примере ($\psi = 0$, $\mu_T = 0,4$, $u = 0$, $\varphi = 0,7$ рад.), рассчитанного по выражению (32) и приведенного в таблице.

В таблице значения K определены склерометрическим методом. Целесообразность учета динамической составляющей при расчете силы деформации появляется при скорости соударения свыше 50 м/с. Например, при дробеструйной обработке, при которой скорость полета дроби достигает 90 м/с [20], динамическая составляющая превышает 10%, и пренебрегать ею нельзя.

Зависимость λ от скорости соударения
 λ dependence on impact velocity

Марка материала	ρ , кг/м ³	K, МПа	V, м/с				
			1	10	25	50	100
30ХГСА	$7,85 \cdot 10^3$	9690	$1,57 \cdot 10^{-5}$	$1,57 \cdot 10^{-3}$	$9,81 \cdot 10^{-3}$	$3,92 \cdot 10^{-2}$	0,157
Д16Т	$2,78 \cdot 10^3$	314	$1,22 \cdot 10^{-5}$	$1,22 \cdot 10^{-3}$	$7,65 \cdot 10^{-3}$	$3,06 \cdot 10^{-2}$	0,122

При таких видах обработки, как гидроструйная (скорость до 30 м/с), в уплотненном потоке свободного абразива (скорость до 25 м/с [21]), объемная вибрационная (скорость до 2 м/с) и галтовочная (скорость менее 1 м/с) динамические составляющие не превышают 1% и потому в инженерных расчетах могут не учитываться.

Уравнения (3) можно представить в следующем виде:

$$T = K \cdot r^2 \cdot f_T + T_{\text{дин}}; P = K \cdot r^2 \cdot f_P + P_{\text{дин}},$$

где f_T и f_P – безразмерные функции, зависящие от $\varepsilon_E = y_E/r$, γ , δ и μ_T ;

$$\begin{aligned} f_T &= \frac{1}{K \cdot r^2} \cdot (T_{\text{д}} + T_{\text{зат}} + T_{\text{тр}}), \\ f_P &= \frac{1}{K \cdot r^2} \cdot (P_{\text{д}} + P_{\text{зам}} + P_{\text{тр}}). \end{aligned}$$

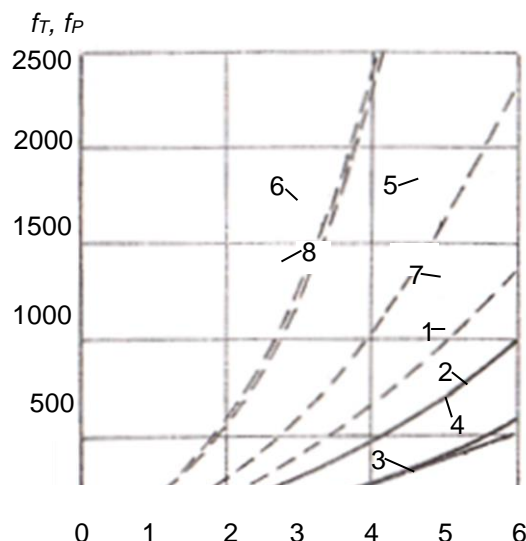


Рис. 3. Зависимость f_T и f_P от ε_E : 1, 2, 3 – $f_T(\varepsilon_E)$ при $\gamma=55^\circ$, $\mu_T=0,4$ и $\delta=0$, -30° и $+30^\circ$ соответственно; 4 – $f_T(\varepsilon_E)$ при $\gamma=36^\circ$, $\mu_T=0,4$ и $\delta=-30^\circ$; 5, 6 – $f_P(\varepsilon_E)$ при $\gamma=55^\circ$, $\mu_T=0,4$ и $\delta=0$ и -30° соответственно; 7 – $f_P(\varepsilon_E)$ при $\gamma=36^\circ$, $\mu_T=0,4$ и $\delta=-30^\circ$; 8 – $f_P(\varepsilon_E)$ при $\gamma=55^\circ$, $\mu_T=0,125$ и $\delta=-30^\circ$

Fig. 3. f_T and f_P dependence on ε_E : 1, 2, 3 – $f_T(\varepsilon_E)$ at $\gamma=55^\circ$, $\mu_T=0.4$ and $\delta=0$, -30° and $+30^\circ$ respectively; 4 – $f_T(\varepsilon_E)$ at $\gamma=36^\circ$, $\mu_T=0.4$ and $\delta=-30^\circ$; 5, 6 – $f_P(\varepsilon_E)$ at $\gamma=55^\circ$, $\mu_T=0.4$ and $\delta=0$ and -30° respectively; 7 – $f_P(\varepsilon_E)$ at $\gamma=36^\circ$, $\mu_T=0.4$ and $\delta=-30^\circ$; 8 – $f_P(\varepsilon_E)$ at $\gamma=55^\circ$, $\mu_T=0.125$ and $\delta=-30^\circ$

Значения составляющих сил определялись по уравнениям (10), (12), (20), (27) и (28) – для f_T и по уравнениям (13), (14), (21) и (26) – для f_P .

Введение функций f_T и f_P существенно упрощает вычисление сил. Рассчитанные на ЭВМ, они могут быть табулированы или представлены в виде номограмм. На рис. 3 приведены результаты расчета этих функций в зависимости от относительной глубины внедрения $\varepsilon_E = y_E/r$ при некоторых значениях γ , δ и μ_T .

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Предложенная методика расчета сил резания на единичном зерне позволяет рассчитывать общую силу на площади контакта абразивного инструмента с заготовкой и перейти к определению удаляемого в процессе резания объема материала.

Список источников

1. Li Ning, Ding Jinfu, Hu Liguang, Wang Xiao, Lu Lirong, Huang Jianmeng. Preparation, microstructure and compressive properties of silicone gel/SiC composites for elastic abrasive // Advanced composites letters. 2018. Vol. 27. Iss. 3. P. 122–128. <https://doi.org/10.1177/096369351802700305>.
2. Dimov Yu.V., Podashev D.B. Machining forces exerted by an elastic abrasive wheel // Russian Engineering Research. 2018. Vol. 38. Iss. 12. P. 932–937. <https://doi.org/10.3103/S1068798X18120341>.
3. Nguyen Van Tho. Finite element modeling method of centrifugally rotary processing // Applied Mechanics and Materials. 2019. Vol. 889. C. 140–147.
4. Solovov A.N., Nguyen Van Tho, Tamarcin M.A., Panfilov I.A., Wang J.P. Modeling contact abrasive interactions in centrifugally rotary processing by finite element method // Physics and Mechanics of New Materials and Their Applications: Conference Proceedings (Busan, 9–11 August 2018). Busan, 2018. P. 334–802.
5. Svirshev V.I., Trubitsyn A.V., Tarasov S.V. Technological support of the surface roughness of the spigots made from the tough “reli” material with the help of the optimization of the centerless grinding mode parameters // International Journal of Applied Engineering Research. 2019. Vol. 14. No. 4. P. 896–899.
6. Spirin V.A., Makarov V.F., Khalturin O.A. Calculation of thermodynamic parameters of geometrically complex parts at abrasive globoid gear machining // Proceedings of the 5th International Conference on Industrial Engineering / eds. A. Radionov, O. Kravchenko, V. Guzeev, Y. Rozhdestvenskiy. Cham: Springer, 2019. https://doi.org/10.1007/978-3-030-22063-1_91.
7. Свирщёв В.И., Трубицын А.В., Тарасов С.В. Оптимизация параметров режима бесцентрового шлифования втулок из высокотвердого материала «релит», обеспечивающих требуемую шероховатость поверхности // Известия Самарского научного центра Российской академии наук. 2019. Т. 21. № 1. С. 25–30.

8. Han Quanli, Zhang Bin. Evolution of surface roughness of TI plate in abrasive-less polishing // *Advanced Materials Research*. 2010. Vol. 139-141. P. 844–847. <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/AMR.139-141.844>.
9. Макаров В.Ф., Ворожцова Н.А., Песин М.В. Обработка зубчатых колес сборными шлифовально-полировальными кругами // *Вестник Пермского национального исследовательского политехнического университета. Серия: Машиностроение, материаловедение*. 2020. Т. 22. № 1. С. 79–87. <https://doi.org/10.15593/2224-9877/2020.1.09>.
10. Спиринов В.А., Макаров В.Ф., Халтурин О.А. Производительность глобидного зубохонингования // *Наукоемкие технологии в машиностроении*. 2020. № 3. С. 20–23. <https://doi.org/10.30987/2223-4608-2020-3-20-23>.
11. Puozza J.C. Experimental study on abrasive water-jet polishing of cemented carbide and polycrystalline diamond tools // *International Journal of Abrasive Technology*. 2019. Vol. 9. № 3. P. 200–220. <https://doi.org/10.1504/IJAT.2019.10025181>.
12. Корчак С.Н. Производительность процесса шлифования стальных деталей. М.: Машиностроение, 1974. 280 с.
13. Петросов В.В. Гидродробеструйное упрочнение деталей и инструмента. М.: Машиностроение, 1977. 166 с.
14. Томленов А.Д. Некоторые задачи пластического формообразования металлов // *Прочность металлов и конструкций: сб. ст.* Киев: Академперіодика, 1975. С. 196–201.
15. Дударев А.С., Карманов В.В., Свирщев В.И., Катаева (Захарова) С.П. Моделирование формы единичного алмазного зерна // *Современное машиностроение. Наука и образование*. 2018. № 7. С. 545–557. <https://doi.org/10.1872/MMF-2018-47>.
16. Крагельский И.В. Трение и износ. М.: Машиностроение, 1968. 480 с.
17. Друянов Б.А. О движении цилиндрического индентора по поверхности полупространства // *Теория трения и износа: сб. статей*. М.: Наука, 1965. С. 62–72.
18. Marchall E.A. Rolling contact with plastic deformation // *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*. 1968. Vol. 16. Iss. 4. P. 243–254. [https://doi.org/10.1016/0022-5096\(68\)90032-X](https://doi.org/10.1016/0022-5096(68)90032-X).
19. Томленов А.Д. Теория пластического деформирования металлов. М.: Металлургия, 1972. 408 с.
20. Кулаков Ю.М., Хрульков В.А. Отделочно-зачистная обработка деталей. М.: Машиностроение, 1979. 216 с.
21. Ящерицын П.И., Мартынов А.Н., Гридин А.Д. Финишная обработка деталей уплотненным потоком свободного абразива. Минск: Наука и техника. 1978. 224 с.

References

1. Li Ning, Ding Jinfu, Hu Liguang, Wang Xiao, Lu Lirong, Huang Jianmeng. Preparation, microstructure and compressive properties of silicone gel/SiC composites for elastic abrasive. *Advanced composites letters*. 2018;27(3):122-128. <https://doi.org/10.1177/096369351802700305>.
2. Dimov Yu.V., Podashev D.B. Machining forces exerted by an elastic abrasive wheel. *Russian Engineering Research*. 2018;38(12):932-937. <https://doi.org/10.3103/S1068798X18120341>.
3. Nguyen Van Tho. Finite element modeling method of centrifugally rotary processing. *Applied Mechanics and Materials*. 2019;889:140-147.
4. Solovov A.N., Nguyen Van Tho, Tamarcin M.A., Panfilov I.A., Wang J.P. Modeling contact abrasive interactions in centrifugally rotary processing by finite element method. In: *Physics and Mechanics of New Materials and Their Applications: Conference Proceedings*. 9–11 August 2018, Busan. Busan; 2018, p. 334-802.
5. Svirshchev V.I., Trubitsyn A.V., Tarasov S.V. Technological support of the surface roughness of the spigots made from the tough “Relit” material with the help of the optimization of the centerless grinding mode parameters. *International Journal of Applied Engineering Research*. 2019;14(4):896-899.
6. Spirin V.A., Makarov V.F., Khalturin O.A. Calculation of thermodynamic parameters of geometrically complex parts at abrasive globoid gear machining. In: Radionov A., Kravchenko O., Guzeev V., Rozhdestvenskiy Y. (eds.). *Proceedings of the 5th International Conference on Industrial Engineering. Lecture Notes in Mechanical Engineering*. Springer; Cham, 2019. https://doi.org/10.1007/978-3-030-22063-1_91.
7. Svirshchev V.I., Trubitsyn A.V., Tarasov S.V. Technological support of the surface roughness of the spigots made of high-hard material “relit” based on the optimization of the parameters of the centerless grinding mode. *Izvestiya Samarskogo nauchnogo tsentra Rossiiskoi akademii nauk = Izvestia of Samara Scientific Center of the Russian Academy of Sciences*. 2019;21(1):25-30. (In Russ.).
8. Han Quanli, Zhang Bin. Evolution of surface roughness of TI plate in abrasive-less polishing. *Advanced Materials Research*. 2010;139-141:844–847. <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/AMR.139-141.844>.
9. Makarov V.F., Vorozhova N.A., Pesin M.V. Processing gears with prefabricated grinding and polishing wheels. *Vestnik Permskogo nacional'nogo issledovatel'skogo politekhnicheskogo universiteta. Mashinostroenie, materialovedenie = Bulletin PNRPU. Mechanical engineering, materials science*. 2020;22(1):79-87. (In Russ.). <https://doi.org/10.15593/2224-9877/2020.1.09>.
10. Spirin V.A., Makarov V.F., Khalturin O.A. Capacity of globoidal gear-honing. *Naukoyomkie tekhnologii v mashinostroenii = Science intensive technologies in mechanical engineering*. 2020;3:20-23. <https://doi.org/10.30987/2223-4608-2020-3-20-23>.
11. Puozza J.C. Experimental study on abrasive water-jet polishing of cemented carbide and polycrystalline diamond tools. *International Journal of Abrasive Technology*. 2019;9(3):200-220. <https://doi.org/10.1504/IJAT.2019.10025181>.
12. Korchak S.N. *Performance of steel part grinding*. Moscow: Mashinostroenie; 1974, 280 p. (In Russ.).

13. Petrosov V.V. *Hydroshot peening hardening of parts and tools*. Moscow: Mashinostroenie; 1977, 166 p. (In Russ.).
14. Tomlenov A.D. Some issues of metal plastic shaping. In: *Prochnost' metallov i konstrukcij = Strength of metals and structures*. Kiev: Akadempriodika; 1975, p. 196-201. (In Russ.).
15. Dudarev A.S., Karmanov V.V., Svirshchev V.I., Kataeva (Zaharova) S.P. Modeling the shape of a single diamond grain. *Sovremennoe mashinostroenie. Nauka i obrazovanie*. 2018;7:545-557. (In Russ.). <https://doi.org/10.1872/MMF-2018-47>.
16. Kragel'skij I.V. *Friction and wear*. Moscow: Mashinostroenie; 1968, 480 p. (In Russ.).
17. Druyanov B.A. On cylindrical indenter motion along the half-space surface. In: *Teoriya treniya i iznosa = Theory of friction and wear*. Moscow, Nauka, 1965, p. 62–72. (In Russ.).
18. Marchall E.A. Rolling contact with plastic deformation. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*. 1968;16(4):243-254. [https://doi.org/10.1016/0022-5096\(68\)90032-X](https://doi.org/10.1016/0022-5096(68)90032-X).
19. Tomlenov A.D. *The theory of plastic deformation of metals*. Moscow: Metallurgiya; 1972, 408 p. (In Russ.).
20. Kulakov Yu.M., Hrul'kov V.A. *Finishing and brushing of parts*. Moscow: Mashinostroenie; 1979, 216 p. (In Russ.).
21. Yashchericyan P.I., Martynov A.N., Gridin A.D. *Finishing treatment of parts with a compacted stream of free abrasive*. Minsk: Nauka i tekhnika; 1978, 224 p. (In Russ.).

ИНФОРМАЦИЯ ОБ АВТОРАХ

Димов Юрий Владимирович,

д.т.н., профессор,
профессор кафедры конструирования
и стандартизации в машиностроении,
Иркутский национальный исследовательский
технический университет,
664074, г. Иркутск, ул. Лермонтова, 83, Россия
dimov-ura@yandex.ru

Подашев Дмитрий Борисович,

к.т.н., доцент,
доцент кафедры конструирования и стандартизации
в машиностроении,
Иркутский национальный исследовательский
технический университет,
664074, г. Иркутск, ул. Лермонтова, 83, Россия
dbp90@mail.ru
<https://orcid.org/0000-0001-9112-9253>

Вклад авторов

Все авторы сделали эквивалентный вклад в подготовку публикации.

Конфликт интересов

Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.

Все авторы прочитали и одобрили окончательный вариант рукописи.

Информация о статье

Статья поступила в редакцию 30.05.2022; одобрена после рецензирования 18.10.2022; принята к публикации 10.02.2023.

INFORMATION ABOUT THE AUTHORS

Yury V. Dimov,

Dr. Sci. (Eng.), Professor,
Professor of the Department of Mechanical Engineering
Design
and Standardization,
Irkutsk National Research Technical University,
83, Lermontov St., Irkutsk 664074, Russia
dimov-ura@yandex.ru

Dmitry B. Podashev,

Cand. Sci. (Eng.), Associate Professor,
Associate Professor of the Department of Mechanical
Engineering Design and Standardization,
Irkutsk National Research Technical University,
83, Lermontov St., Irkutsk 664074, Russia
dbp90@mail.ru
<https://orcid.org/0000-0001-9112-9253>

Contribution of the authors

The authors contributed equally to the preparation of the article.

Conflict of interests

The authors declare no conflicts of interests.

The final manuscript has been read and approved by all the co-authors.

Information about the article

The article was submitted 30.05.2022; approved after reviewing 18.10.2022; accepted for publication 10.02.2023.