

УДК 621.923.04:621.922.025

DOI 10.18698/0536-1044-2016-5-41-51

Взаимосвязь составляющих силы резания и мгновенной режущей способности при глубинном шлифовании титанового сплава с постоянной правкой абразивного инструмента

С.В. Носенко, В.А. Носенко, Д.Н. Лясин, Л.Л. Кременецкий

Волжский политехнический институт (филиал) ФГБОУ ВПО «Волгоградский государственный технический университет», 404121, Волжский, Волгоградская обл., Российская Федерация, Энгельса ул., д. 42 а

The Relationship between Components of the Cutting Power and the Instantaneous Cutting Capacity when Creep-Feed Grinding the Titanium Alloy with Continuous Dressing of Abrasive Tools

S.V. Nosenko, V.A. Nosenko, D.N. Lyasin, L.L. Kremenetskiy

Volzhsky Polytechnical Institute (Branch), Volgogradsky State Technical University, 404121, Volzhsky, Volgogradskaya Obl., Russian Federation, Engels St., Bldg. 42 a



e-mail: vto@volpi.ru, nosenko@volpi.ru, vit@volpi.ru, kreleonid@yandex.ru



Рассмотрены закономерности изменения составляющих силы резания при глубинном шлифовании заготовок различной длины, выполненных из титанового сплава ВТ8. Показано, что использование постоянной правки позволяет стабилизировать процесс шлифования, снизить в 2–3 раза составляющие силы резания P_z и P_y . На этапах врезания и выхода составляющие силы резания, как и номинальная мгновенная режущая способность, с высоким значением коэффициента достоверности аппроксимации описываются неполными полиномами второй степени. При шлифовании с постоянной правкой абразивного инструмента алмазным роликом закономерности изменения мгновенной режущей способности, составляющих силы резания P_z и P_y , одинаковы не только на этапах врезания и выхода, но и на этапе постоянной длины дуги контакта (или переходном). Численные значения коэффициента парной корреляции сил резания P_z , P_y и номинальной мгновенной режущей способности q свидетельствуют о высокой силе связи между ними. Функциональная связь между параметрами аппроксимирована прямой пропорциональной зависимостью. С использованием полученного коэффициента пропорциональности расчетные значения приведенной номинальной мгновенной режущей способности q_b переведены в модельные значения составляющих силы резания. Для автоматизации расчета и моделирования процесса глубинного шлифования разработана специализированная программная система, осуществляющая твердотельное параметрическое моделирование. Система визуализирует процесс глубинного шлифования путем пошаговой анимации, рассчитывает показатели безотказности и моделирует силовые показатели процесса.

Ключевые слова: титановый сплав, глубинное шлифование, составляющие силы резания, непрерывная правка, математическое моделирование, мгновенная режущая способность, пошаговая анимация.

i The article describes the patterns ruling the changes of the cutting force components when creep-feed grinding workpieces of varying lengths made of VT8 titanium alloy. It is shown that the use of continuous dressing can help to stabilize the grinding process, and reduce the cutting force components P_z and P_y 2 to 3 times. At the incision and exit stages, the cutting force components as well as the nominal instantaneous cutting capacity are described by incomplete polynomials of the second degree with a high validity coefficient. When grinding with a diamond roller with continuous dressing of the abrasive tool, the change patterns of the instantaneous cutting capacity and the cutting force components P_z and P_y are the same not only at the incision and exit stages, but also at the stage of constant length of arc (or transition stage). The numerical values of the pair correlation coefficient of the cutting forces P_z , P_y , and the nominal instantaneous cutting capacity q indicate a high coupling force between them. The functional relationship between the parameters is approximated by a direct proportional relation. Using the proportionality coefficient, the calculated values of the nominal instantaneous cutting capacity q_b are translated into model values of the cutting force components. A specialized software system that can model solid body parameters is developed to automate the calculations and modelling of creep-feed grinding. The system visualizes creep-feed grinding through step-by-step animation, calculates reliability factors and models cutting force components of the process.

Keywords: titanium alloy, creep-feed grinding, components of cutting force, continuous dressing, mathematic modeling, instantaneous cutting capacity, step-by-step animation.

Современные станки для глубинного шлифования (ГШ) представляют собой автоматизированные системы, отвечающие требованиям гибкого машиностроительного производства. Одной из главных задач обеспечения функционирования такого производства является разработка критерия, с использованием которого управляющая программа проектирует процесс. Например, при фрезеровании в качестве критерия оптимизации используют геометрические параметры стружки, на основе которых управляющая программа прогнозирует изменение сил фрезерования [1].

Шлифование представляет собой процесс массового микроцарапания обрабатываемого материала вершинами зерен, имеющих различную форму и плотность распределения по высоте контактного слоя. Необходимо учитывать, что вероятность контакта вершины зерна с обрабатываемым материалом непостоянна и зависит от положения в зоне резания [2]. Форма и площадь сечения срезаемого слоя при шлифовании определяются не только кинематикой процесса, но и характеристикой инструмента, свойствами обрабатываемого материала, смазочно-охлаждающей жидкостью (СОЖ) и др. Поэтому в качестве кинематического показателя процесса ГШ предложено использовать номинальную мгновенную режущую способность q , представляющую собой производную от номинальной наработки по времени [3, 4]. Получены математические модели q на

различных этапах ГШ кругами прямого и конического профиля, учитывающие влияние режимов обработки, размеров круга и обрабатываемой поверхности [5–7].

Особые сложности возникают при ГШ сплавов на основе титана. Обладая высокой адгезионной активностью к абразивному материалу, титан налипает на вершину зерна [8–10]. Интенсивность налипания металла существенно возрастает при ГШ, когда длина дуги контакта по сравнению с обычным шлифованием увеличивается почти на порядок [11–12]. Налипший металл увеличивает работу трения и температуру в зоне резания, что при шлифовании титановых сплавов приводит к образованию недопустимого дефекта — прижогов на обработанной поверхности. Для уменьшения вероятности образования шлифовочных прижогов при ГШ сталей и сплавов, особенно титановых, используют чрезвычайно мягкие и мягкие абразивные инструменты твердостью соответственно F , G и H , I , J [13–16], специальные смазочно-охлаждающие технологические средства [17].

Важнейшим резервом повышения эффективности ГШ является постоянная правка абразивного инструмента алмазным роликом. Алмазные зерна правящего ролика (в зависимости от уровня пересечения с траекторией движения вершин зерен шлифовального круга) скалывают их вершины и очищают от налипшего металла, что оказывает существенное влияние на силу резания [18, 19]. Особое значение посто-

янная правка имеет при ГШ адгезионно активных сплавов на основе титана.

Цель работы — исследование взаимосвязи составляющих силы резания и мгновенной режущей способности при ГШ титанового сплава с постоянной правкой круга.

Методика исследования. Исследования проведены на станке для плоскопрофильного ГШ модели ЛШ-232 и прецизионном профилешлифовальном станке с ЧПУ CHEVALIER модели Smart-B1224III. Станки оснащены устройствами для непрерывной правки и компенсации износа абразивного инструмента. Шлифовали образцы из титанового сплава BT8 высокопористым кругом с характеристикой 64CF120H12V производства ОАО «Волжский абразивный завод». Режимы обработки: скорость шлифования — 25 м/с, скорость подачи стола $v_s = 50$ мм/мин, глубина шлифования $t = 2$ и 3 мм. Непрерывную правку абразивного инструмента выполняли цилиндрическим алмазным роликом. В качестве СОЖ использовали водный раствор на основе натрия фосфорнокислого трехзамещенного. СОЖ подавали в зону шлифования с двух сторон круга и в зону правки на охлаждение алмазного ролика.

Контролируемые параметры: составляющие силы резания P_{by} , P_{bz} и номинальная мгновенная режущая способность q_b , приведенные к единице ширины шлифуемого паза.

Составляющие силы резания измеряли динамометром УДМ-600 и измерительным комплексом Amti MC36-1000UP с регистрацией данных на персональном компьютере с использованием специальной программы.

Результаты исследований. Одно из основных отличий ГШ от обычного маятникового шлифования заключается в большой длине дуги контакта, что предполагает наличие достаточно протяженных этапов врезания, переходного и выхода, длина которых соизмерима с длиной обрабатываемой поверхности. При шлифовании на перечисленных этапах изменяются длина дуги контакта круга с заготовкой и толщина сечения срезаемого слоя, что существенно отражается на эксплуатационных показателях процесса.

Если длина обрабатываемой поверхности $l \geq b = \sqrt{2Rt - t^2}$ (b — ширина паза, R — радиус шлифовального круга), то шлифование проводят в три этапа: врезание, постоянная длина

дуги контакта и выход. При $l < b$ вместо этапа постоянной длины дуги контакта появляется переходный этап. Математические модели приведенной номинальной мгновенной режущей способности на этапах врезания $q_{b\text{ вр}}$, постоянной длины дуги контакта $q_{b\text{ п}}$, переходном $q_{b\text{ пер}}$ и выхода $q_{b\text{ в}}$ определены в работах [5, 6]:

$$q_{b\text{ вр}} = v_s \left[\sqrt{R^2 - (b - v_s \tau)^2} - (R - t) \right]; \quad (1)$$

$$q_{b\text{ п}} = tv_s; \quad (2)$$

$$q_{b\text{ в}} = v_s \left[R - \sqrt{R^2 - (b + l - v_s \tau_s)^2} \right]; \quad (3)$$

$$q_{b\text{ пер}} = v_s \left[\sqrt{R^2 - (b - v_s \tau)^2} - \sqrt{R^2 - (b - l)^2} \right], \quad (4)$$

где τ — время шлифования на этапе; τ_s — время шлифования с начала этапа врезания.

При $l > b$ справедливы выражения $l_{\text{вр}} = l_{\text{в}} = b$ и $l_{\text{п}} = l - b$ ($l_{\text{вр}}$, $l_{\text{в}}$ и $l_{\text{п}}$ — длина этапа врезания, выхода и постоянной длины дуги контакта соответственно), а при $l < b$ — $l_{\text{вр}} = l_{\text{в}} = l$ и $l_{\text{пер}} = b - l$ ($l_{\text{пер}}$ — длина переходного этапа).

Графические зависимости q_b при ГШ пазов различной длины кругом прямого профиля, рассчитанные по формулам (1)–(4), показаны на рис. 1, а. Длины пазов: $l_1 = 17,2$ мм; $l_2 = 32,1$ мм; $l_3 = 48,8$ мм; радиус шлифовального круга $R = 248$ мм. Для глубины шлифования $t = 3$ мм на длинах l_1 и l_2 реализованы три этапа шлифования: врезание, переходный и выход; на длине l_3 — врезание, постоянная длина дуги контакта и выход.

На рис. 1, б представлены зависимости q_b от проекции номинальной длины дуги контакта инструмента с заготовкой L_z на горизонтальную ось. Для пазов длиной l_1 , l_2 и l_3 этапы врезания обозначены соответственно AC, AC и AD, этапы выхода — GA, EA и DA, переходные этапы для пазов длиной l_1 и l_2 — BG и CD. Увеличение и уменьшение q_b на этапах врезания и выхода происходит в результате соответствующего увеличения и уменьшения номинальной длины дуги контакта [5]. На переходном этапе для заготовки, например, длиной $l_1 = 17,2$ мм L_z изменяется на 0,7 %, при этом q_b снижается более чем в три раза. В данном случае изменение q_b происходит в результате уменьшения толщины срезаемого слоя материала [6].

На этапах врезания и выхода зависимости q_b от L_z (см. рис. 1, б) с коэффициентом достоверности аппроксимации, близким к единице, ап-

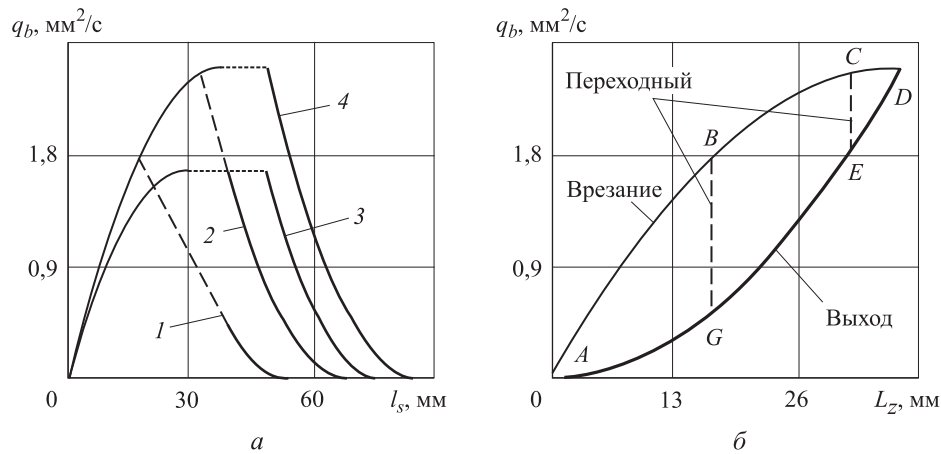


Рис. 1. Зависимости q_b от длины шлифования l_s (а) и проекции номинальной длины дуги контакта L_z (б):
 1 — $l_1 = 17,2$ мм, $t = 3$ мм; 2 — $l_2 = 32,1$ мм, $t = 3$ мм; 3 — $l_3 = 48,8$ мм, $t = 2$ мм; 4 — $l_3 = 48,8$ мм, $t = 3$ мм;
 — этап врезания; - - - этап постоянной длины дуги контакта; - - - этап выхода; — переходный этап

проксимированы неполными полиномами второго порядка

$$q_{b\text{вр}} = -a_q L_z^2 + c_q L_z; \quad q_{b\text{в}} = a_q L_z^2, \quad (5)$$

где $a_q = 0,181$ мм; $c_q = 0,134$ мм.

Оценка достоверности аппроксимации полиномами (5) проведена по относительному отклонению от значений, рассчитанных по формулам (1) и (3). В рассмотренном интервале варьирования режимных параметров аппроксимация неполными полиномами второй степени обеспечивает относительное отклонение, не превышающее 0,8 %, что свидетельствует о хорошей сходимости с результатами, полученными по формулам (5).

При $L_z = L_{z\text{max}} = b$

$$q_{b\text{вр max}} = q_{b\text{в max}} = q_{b\text{п}} = tv_s.$$

С учетом формул (5):

$$q_{b\text{в max}} = a_q b^2 = tv_s; \quad -a_q b^2 + c_q b = a_q b^2.$$

Откуда

$$a_q = tv_s / b^2; \quad c_q = 2a_q b = 2tv_s / b. \quad (6)$$

Отличительной особенностью ГШ титанового сплава без постоянной правки абразивного инструмента алмазным роликом является нестабильность работы абразивного инструмента (рис. 2). В интервале l_s от 0 до 10 мм составляющая P_{bz} растет быстрее P_{by} , о чем свидетельствует рост отношения P_{bz}/P_{by} (рис. 2, б).

Когда сила резания превышает предельно допустимую нагрузку, определяемую прочностью удержания зерна связкой или прочностью материала зерна, происходит вырывание или

разрушение затупленных зерен, т. е. активизируется процесс самозатачивания. Если переход от одного режима работы круга к другому происходит плавно, то на диаграмме сил нет значительных колебаний. Ярко выраженные пики на диаграмме сил при $l_s \approx 10$ и 17 мм свидетельствуют о достаточно интенсивном изменении режима работы абразивного инструмента.

При шлифовании короткого паза длиной l_1 второе обновление рабочей поверхности круга происходит на границе этапов врезания и переходного ($l_s \approx 17$ мм). На новом этапе q_b резко уменьшается (см. рис. 1), что сопровождается таким же снижением силы резания. При шлифовании пазов длиной l_2 и l_3 составляющие силы резания продолжают увеличиваться.

Для паза длиной l_2 на длине шлифования, приближающейся к началу переходного этапа ($l_s = 32,1$ мм), сила резания большей части контактирующих зерен приближается к критическому значению, предшествующему процессу массового вырывания их из связки. Но в этот момент завершается этап врезания и начинается переходный этап, сопровождающийся снижением q_b (см. рис. 1) и составляющих силы резания. Инструмент переходит в режим работы с преимущественным затуплением, о чем свидетельствует увеличивающееся отношение P_{bz}/P_{by} (см. рис. 2, б).

При шлифовании длинного паза на этапе постоянной длины дуги контакта отношение P_{bz}/P_{by} существенно не изменяется. Затем начинается этап выхода, где сила резания снижается в связи с уменьшением q_b . Для пазов длиной l_1 и l_2 после завершения переходного

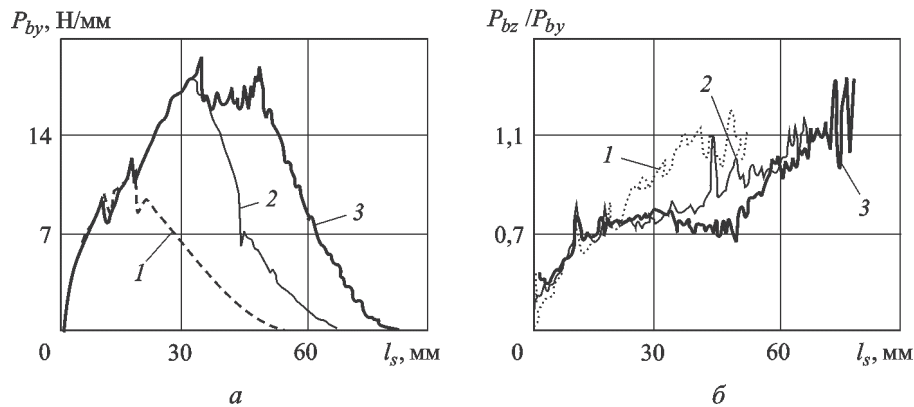


Рис. 2. Зависимости составляющей силы резания P_{by} (а) и отношения P_{bz}/P_{by} (б) от длины обработки l_s при попутном шлифовании без постоянной правки круга:
 1 — $l_1 = 17,2$ мм; 2 — $l_2 = 32,1$ мм; 3 — $l_3 = 48,8$ мм

го этапа следует этап выхода, где q_b также снижается, и соответственно уменьшаются составляющие силы резания. Отношение сил на этапе выхода возрастает, что свидетельствует о работе абразивного инструмента в режиме затупления.

При шлифовании с постоянной правкой круга вершины алмазных зерен ролика контактируют с рабочей поверхностью круга, скалывают и очищают от налипшего металла выступающие вершины зерен абразивного инструмента. В ре-

зультате составляющие силы резания существенно уменьшаются (рис. 3, а). Например, на этапе постоянной длины дуги контакта при встречном шлифовании с глубиной $t = 3$ мм P_{by} и P_{bz} снижаются соответственно в 2,2 и 2,6 раза, при попутном — в 1,5 и 2,0 раза (см. таблицу).

На глубине шлифования 2 мм составляющие силы резания снижаются в 2,0–2,3 раза. При ГШ с подачей алмазного ролика $S_p = 0,3$ мкм на оборот круга отношение P_{bz}/P_{by} за период шли-

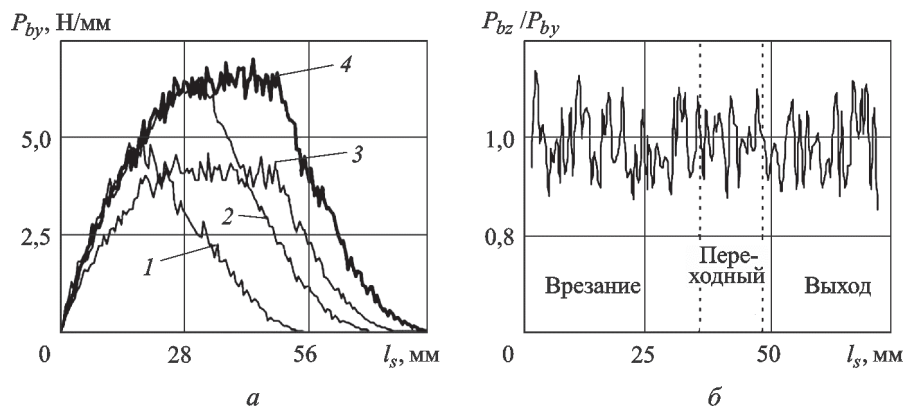


Рис. 3. Зависимости составляющей силы резания P_{by} (а) и отношения P_{bz}/P_{by} (б) от длины обработки l_s при встречном шлифовании:
 1 — $l_1 = 17,2$ мм, $t = 3$ мм; 2 — $l_2 = 32,1$ мм, $t = 3$ мм; 3 — $l_3 = 48,8$ мм, $t = 2$ мм; 4 — $l_3 = 48,8$ мм, $t = 3$ мм

Результаты исследований на этапе постоянной длины дуги контакта при различном направлении подачи

Глубина шлифования t , мм	Составляющие силы резания, Н/мм, при попутном/встречном шлифовании			
	без правки круга		с постоянной правкой круга	
	P_{by}	P_{bz}	P_{by}	P_{bz}
3	16,1/14,5	11,8/16,6	8,5/6,5	5,9/6,4
2	10,0/8,7	7,8/9,3	4,8/4,1	3,5/4,1

фования находится приблизительно на одном уровне (рис. 3, б), что свидетельствует о стабильной работе абразивного инструмента.

Поскольку на этапе постоянной длины дуги контакта средние значения составляющих силы резания за период шлифования практически не изменяются, данные по силам резания представлены в зависимости от проекции номинальной длины дуги контакта L_z . Из рис. 4, а следует, что изменение составляющих силы резания на каждом из этапов (независимо от длины обрабатываемой поверхности) подчиняется общей закономерности. В результате объединения результатов измерений, составляющих силы резания при шлифовании пазов длиной l_1 , l_2 и l_3 на этапах врезания и выхода, получены соответствующие зависимости:

$$\begin{aligned} P_{by\text{вр}} &= -0,051L_z^2 + 0,36L_z; \\ P_{by\text{в}} &= 0,051L_z^2 + 0,002L_z. \end{aligned} \quad (7)$$

Коэффициент достоверности аппроксимации обеих зависимостей близок к единице, максимальное относительное отклонение не превышает 10 %.

Как и при моделировании приведенной номинальной мгновенной режущей способности полиномами (5), в зависимостях (7) коэффициенты квадратичных членов равны, а коэффициент линейного члена на этапе выхода приближается к нулю. Исходя из этого, зависимости (7) представлены в следующем виде:

$$P_{by\text{вр}} = -a_p L_z^2 + c_p L_z; \quad P_{by\text{в}} = a_p L_z^2, \quad (8)$$

где a_p и c_p — постоянные коэффициенты соответственно при квадратичном и линейном членах.

Аналогично выражениям (6):

$$a_p = P_{bп}/b^2; \quad c_p = 2P_{bп}/b, \quad (9)$$

где $P_{bп}$ — составляющая силы резания на этапе постоянной длины дуги контакта.

Для определения a_p и c_p можно использовать текущее значение $P_b(L_z)$ на любом этапе шлифования и соответствующее ему значение L_z .

При шлифовании с глубиной 2 мм составляющая силы резания на этапе выхода $P_{by\text{в}}$ аппроксимирована зависимостью (7). На этапе врезания зависимость отличается постоянным коэффициентом при линейном члене

$$P_{by\text{вр}} = -0,051L_z^2 + 0,29.$$

Такое же значение коэффициента при линейном члене получено из формул (9).

Составляющие силы резания при шлифовании титанового сплава без постоянной правки круга также представлены в зависимости от L_z (рис. 4, б), вид которых свидетельствует о невозможности их аппроксимации полиномами (8), что подтверждено последующим сравнением дисперсий неадекватности.

В результате анализа большого количества экспериментальных данных, отличающихся режимами шлифования, установлено, что если относительная погрешность аппроксимации составляющих силы резания полиномом второй степени с равными значениями коэффициентов квадратичных членов не превышает 15 %, то ГШ на данных режимах обеспечивает стабильность рельефа рабочей поверхности круга и процесса шлифования. На шлифованной поверхности отсутствуют прижоги и следы вибраций.

Стабилизация рельефа рабочей поверхности круга и процесса ГШ происходит при опреде-

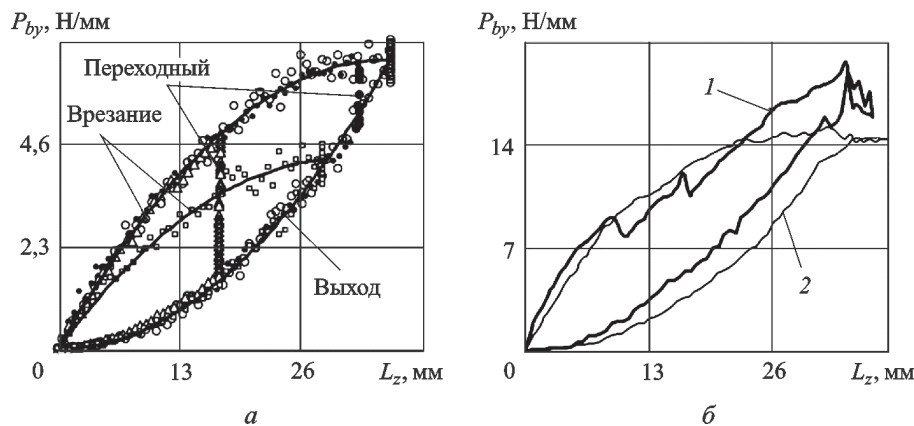


Рис. 4. Зависимости радиальной составляющей силы резания P_{by} от проекции номинальной длины дуги контакта L_z при попутном (1) и встречном (2) шлифовании с постоянной правкой круга (а) и без нее (б):

○ — $t = 3$ мм, $l_3 = 48,8$ мм; ● — $t = 3$ мм, $l_2 = 32,1$ мм; Δ — $t = 3$ мм, $l_1 = 17,2$ мм; □ — $t = 2$ мм, $l_3 = 48,8$ мм

ленном сочетании режимов шлифования и правки. Для $v_s = 50$ мм/мин и $t = 3$ мм стабилизация процесса происходит с подачей алмазного ролика не менее 0,3 мкм/об. В этом случае закономерности изменения составляющих силы резания и номинальной мгновенной режущей способности по длине шлифования и на отдельных этапах процесса одинаковы (см. рис. 1; 3, а; 4, а). С учетом одинаковой закономерности изменения P_{by} и q_b рассчитан коэффициент парной корреляции данных параметров. В результате статистической обработки трех выборок парных данных для $t = 3$ мм, отличающихся длиной паза, и одной выборки для $t = 2$ мм ($l_3 = 48,8$ мм) получены следующие значения коэффициентов корреляции: 0,96; 0,92; 0,98; 0,94. Большие значения коэффициентов парной корреляции свидетельствуют о высокой силе связи между рассматриваемыми параметрами.

Все выборки измерений были объединены в одну и аппроксимированы прямой пропорциональной зависимостью (рис. 5, а):

$$P_{bz} = 2,60q_b; \quad R^2 = 0,93. \quad (10)$$

С использованием коэффициента пропорциональности в зависимости (10) значения q_b , рассчитанные по формулам (1)–(4), были переведены в модельные значения составляющих силы резания (рис. 5, б). Статистический анализ результатов аппроксимации показал, что среднее относительное отклонение $\delta_{cp} \approx 8\%$, максимальное относительное отклонение $\delta_{max} \leq 15\%$.

Таким образом, по q_b можно не только прогнозировать закономерности изменения составляющих силы резания, но и определять их численные значения. При наличии в банке данных априорной информации о коэффициенте

пропорциональности для различных условий ГШ рассчитанные по формулам (1)–(4) значения q_b позволяют моделировать численные значения составляющих силы резания.

Для автоматизации расчета и моделирования процесса ГШ разработана специальная программная система, осуществляющая твердотельное параметрическое моделирование процесса ГШ. Программная система представляет собой оконное приложение для операционной системы Windows, написанное на языке C++. Начальными параметрами процесса являются: диаметр и высота шлифовального круга; длина, ширина и угол наклона обрабатываемой поверхности заготовки; глубина шлифования; скорость подачи заготовки; коэффициент пропорциональности, дискрет времени для фиксации промежуточных результатов.

В результате работы модели в режиме реального времени отображаются такие параметра процесса, как номинальный объем удаляемого материала или наработка V ; номинальная режущая способность $Q = V/\tau$; номинальная мгновенная режущая способность $q = \Delta V/\Delta\tau$. Значения параметров V , Q и q рассчитывают на основе вычисляемого объема срезаемого слоя за принятый дискрет времени. Составляющие силы резания определяют по формуле (8). Динамика изменения параметров представлена графиками в режиме реального времени (рис. 6).

В качестве дополнительных возможностей модели можно назвать генерацию отчета по каждому модельному эксперименту в формате офисных документов, сохранение графиков зависимости Q и q от времени в файл на диске, режим быстрой подводки детали к шлифовальному кругу, масштабирование и свободное по-

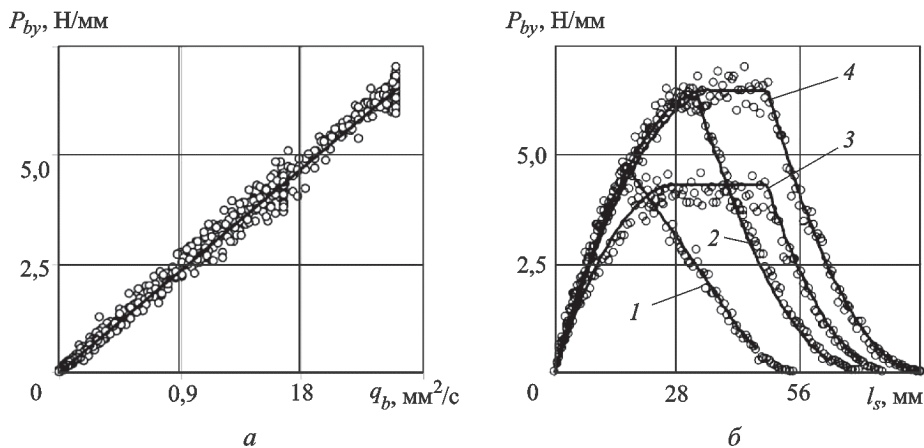


Рис. 5. Зависимость P_{by} от q_b (а) и моделирование P_{by} по критерию l_s (б):
 1 — $l_1 = 17,2$ мм, $t = 3$ мм; 2 — $l_2 = 32,1$ мм, $t = 3$ мм; 3 — $l_3 = 48,8$ мм, $t = 2$ мм; 4 — $l_3 = 48,8$ мм, $t = 3$ мм

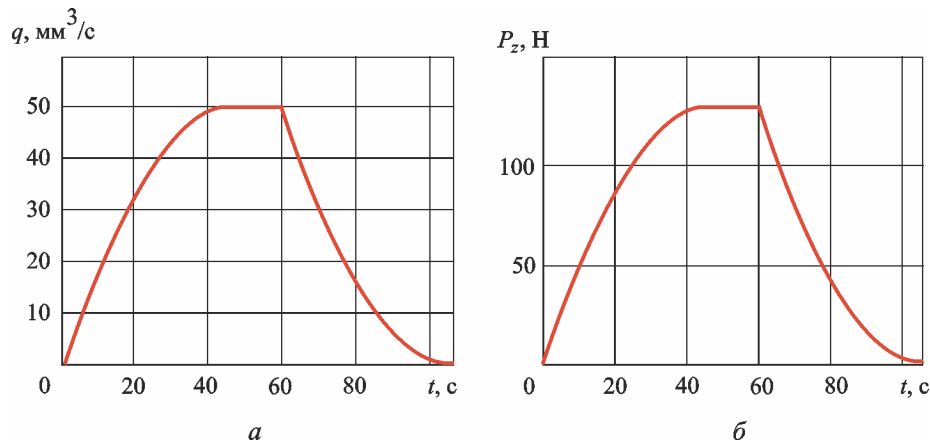


Рис. 6. Зависимости номинальной мгновенной режущей способности q (а) и касательной составляющей силы резания P_z (б) от времени

зиционирование визуальной модели, моделирование без визуализации для ускорения процесса имитации.

В настоящее время модель использует шлифовальный круг плоского прямого профиля. Дальнейшая проработка программы позволит моделировать процесс ГШ с использованием любой формы как обрабатываемой поверхности, так и рабочей поверхности абразивного инструмента.

Выводы

1. При глубинном шлифовании титанового сплава кругами прямого профиля с постоянной

правкой на всех этапах процесса установлена корреляционная связь номинальной мгновенной режущей способности с составляющими силы резания. С использованием полученного коэффициента пропорциональности расчетные значения q_b переведены в модельные значения составляющих силы резания.

2. Для автоматизации расчета и моделирования процесса ГШ разработана специализированная программная система, осуществляющая твердотельное параметрическое моделирование. Система визуализирует процесс ГШ путем пошаговой анимации, рассчитывает показатели безотказности и моделирует силовые показатели процесса.

Литература

- [1] Li Z.Z., Zheng M., Zheng L., Wu Z.J., Liu D.C. A solid model-based milling process simulation and optimization system integrated with CAD/CAM. *Journal of Materials Processing Technology*, 2003, vol. 138, pp. 513–517.
- [2] Новоселов Ю.К. *Динамика формообразования поверхностей при абразивной обработке*. Севастополь, Изд-во СевНТУ, 2012. 304 с.
- [3] Носенко В.А., Носенко С.В. *Технология шлифования*. Волгоград, ИУНЛ ВолгГТУ, 2011. 425 с.
- [4] Носенко В.А., Жуков В.К., Авилов А.В. Площадь и толщина сечения срезаемого слоя на операции плоского глубинного шлифования. *Справочник. Инженерный журнал с приложением*, 2006, № 1, с. 22–27.
- [5] Носенко В.А., Носенко С.В. Математические модели наработки и режущей способности для различных этапов плоского глубинного шлифования горизонтальных поверхностей кругом прямого профиля. *Проблемы машиностроения и надежности машин*, 2010, № 4, с. 92–98.
- [6] Носенко С.В., Носенко В.А., Зотова С.А., Кременецкий Л.Л. Математические модели наработки и режущей способности при глубинном шлифовании заготовок малой длины [Электронный ресурс]. *Машиностроение: сетевой электрон. науч. журнал*, 2015, Т. 3, № 2, с. 40–46.

- [7] Носенко В.А., Зотова С.А., Носенко С.В. Нарботка и режущая способность круга конического профиля при глубинном шлифовании горизонтальной поверхности. *Проблемы машиностроения и надежности машин*, 2009, № 4, с. 74–80.
- [8] Носенко В.А., Носенко С.В., Авилов А.В., Бахмат В.И. Морфология поверхности корунда после микроцарапания титанового сплава [Электронный ресурс]. *Машиностроение: сетевой электрон. науч. журнал*, 2014, т. 2, № 3, с. 66–71.
- [9] Носенко В.А., Носенко С.В., Авилов А.В., Бахмат В.И. Структура и химический состав поверхности карбида кремния после микроцарапания титана [Электронный ресурс]. *Машиностроение: сетевой электрон. науч. журнал*, 2014, т. 2, № 4, с. 14–20.
- [10] Носенко В.А. Влияние контактного взаимодействия на износ абразивного инструмента при шлифовании. *Проблемы машиностроения и надежности машин*, 2005, № 1, с. 73–77.
- [11] Силин С.С., Хрульков В.А., Лобанов А.В., Рыкунов Н.С. *Глубинное шлифование деталей из труднообрабатываемых материалов*. Москва, Машиностроение, 1984. 64 с.
- [12] Носенко В.А., Жуков В.К., Васильев А.А., Носенко С.В. Попутное и встречное глубинное шлифование поверхности неполного цикла с периодической правкой круга. *Вестник машиностроения*, 2008, № 5, с. 44–50.
- [13] Полетаев В.А., Волков Д.И. *Глубинное шлифование лопаток турбин*. Москва, Машиностроение, 2009. 272 с.
- [14] Старков В.К. *Шлифование высокопористыми кругами*. Москва, Машиностроение, 2007. 688 с.
- [15] Носенко В.А., Носенко С.В. Попутное и встречное глубинное шлифование титанового сплава с периодической правкой круга. *Вестник машиностроения*, 2010, № 10, с. 66–71.
- [16] Носенко В.А., Носенко С.В. Плоское глубинное шлифование пазов в заготовках из титанового сплава с непрерывной правкой шлифовального круга. *Вестник машиностроения*, 2013, № 4, с. 74–79.
- [17] Носенко В.А., Ларионов Н.Ф., Егоров Н.И., Волков М.П. Выбор характеристики абразивного инструмента и СОЖ для глубинного шлифования. *Вестник машиностроения*, 1989, № 5, с. 17–21.
- [18] Носенко В.А., Носенко С.В. Попутное и встречное глубинное шлифование титанового сплава с непрерывной правкой круга. *Вестник машиностроения*, 2010, № 11, с. 57–61.
- [19] Носенко В.А., Авилов А.В., Носенко С.В. Закономерности изменения силы плоского глубинного шлифования. *Справочник. Инженерный журнал*, 2009, № 7, с. 10–26.

References

- [1] Li Z.Z., Zheng M., Zheng L., Wu Z.J., Liu D.C. A solid model-based milling process simulation and optimization system integrated with CAD/CAM. *Journal of Materials Processing Technology*, 2003, vol. 138, pp. 513–517.
- [2] Novoselov Iu.K. *Dinamika formoobrazovaniia poverkhnostei pri abrazivnoi obrabotke* [The dynamics of the shaping surfaces during abrasive machining]. Sevastopol, SevNTU publ., 2012. 304 p.
- [3] Nosenko V.A., Nosenko S.V. *Tekhnologiya shlifovaniia* [Grinding technology]. Volgograd, IUNL VolgGTU publ., 2011. 425 p.
- [4] Nosenko V.A., Zhukov V.K., Avilov A.V. Ploshchad' i tolshchina secheniia srezaemogo sloia na operatsii ploskogo glubinnogo shlifovaniia [The size and thickness of cut layer cross-section on surgery flat deep grinding]. *Spravochnik. Inzhenernyi zhurnal s prilozheniem* [Handbook. An Engineering journal with appendix]. 2006, no. 1, pp. 22–27.
- [5] Nosenko V.A., Nosenko S.V. Mathematical models of operating time and cutting capacity for various stages of flat creep feed grinding of horizontal surface by circle of direct profile. *Journal of Machinery Manufacture and Reliability*, 2010, vol. 39, no. 4, pp. 380–385.

- [6] Nosenko S.V., Nosenko V.A., Zotova S.A., Kremenetskii L.L. Matematicheskie modeli n-arabotki i rezhushchei sposobnosti pri glubinnom shlifovanii zagotovok maloi dliny [Mathematical models of operating time and cutting ability in the process of creep-feed grinding of workpieces of small length]. *Mashinostroenie: setevoi elektron. nauch. zhurnal* [Russian Internet Journal of Industrial Engineering]. 2015, vol. 3, no. 2, pp. 40–46.
- [7] Nosenko V.A., Zotova S.A., Nosenko S.V. Run and cutting power of a conical-camber disk under creep feed grinding of a horizontal face. *Journal of Machinery Manufacture and Reliability*, 2009, vol. 38, no. 4, pp. 373–378.
- [8] Nosenko V.A., Nosenko S.V., Avilov A.V., Bakhmat V.I. Morfologiya poverkhnosti korunda posle mikrotsarapaniia titanovogo splava [Morphology of a Surface of corundum after a microscratching of titanium alloy]. *Mashinostroenie: setevoi elektron. nauch. zhurnal* [Russian Internet Journal of Industrial Engineering]. 2014, vol. 2, no. 3, pp. 66–71.
- [9] Nosenko V.A., Nosenko S.V., Avilov A.V., Bakhmat V.I. Struktura i khimicheskii sostav poverkhnosti karbida kremniia posle mikrotsarapaniia titana [Structure and chemical composition of a surface of carbide of silicon after a microscratching of titanium]. *Mashinostroenie: setevoi elektron. nauch. zhurnal* [Russian Internet Journal of Industrial Engineering]. 2014, vol. 2, no. 4, pp. 14–20.
- [10] Nosenko V.A. Vliianie kontaktnogo vzaimodeistviia na iznos abrazivnogo instrumenta pri shlifovanii [The effect of contact interaction on the wear of abrasive tools in grinding]. *Problemy mashinostroeniia i nadezhnosti mashin* [Journal of Machinery Manufacture and Reliability]. 2005, no. 1, pp. 73–77.
- [11] Silin S.S., Khrul'kov V.A., Lobanov A.V., Rykunov N.S. *Glubinnoe shlifovanie detalei iz trudnoobrabatyvaemykh materialov* [Deep grinding of difficult materials]. Moscow, Mashinostroenie publ., 1984. 64 p.
- [12] Nosenko V.A., Nosenko S.V., Zhukov V.K., Vasil'ev A.A. Deep grinding of incomplete-cycle surfaces, with periodic straightening of the wheel. *Russian Engineering Research*, 2008, vol. 28, no. 5, pp. 442–449.
- [13] Poletaev V.A., Volkov D.I. *Glubinnoe shlifovanie lopatok turbin* [Deep grinding of turbine blades]. Moscow, Mashinostroenie publ., 2009. 272 p.
- [14] Starkov V.K. *Shlifovanie vysokoporistymi krugami* [Highly porous grinding circles]. Moscow, Mashinostroenie publ., 2007. 688 p.
- [15] Nosenko V.A., Nosenko S.V. Unidirectional and opposing deep grinding of titanium alloy with periodic wheel adjustment. *Russian Engineering Research*, 2010, vol. 30, no. 10, pp. 1016–1021.
- [16] Nosenko V.A., Nosenko S.V. Ploskoe glubinnoe shlifovanie pazov v zagotovkakh iz titanovogo splava s nepreryvnoi pravkoi shlifoval'nogo kruga [Flat deep groove grinding in titanium alloy block with continuous dressing grinding wheel]. *Vestnik mashinostroeniia* [Russian Engineering Research]. 2013, no. 4, pp. 74–79.
- [17] Nosenko V.A., Larionov N.F., Egorov N.I., Volkov M.P. Vybor kharakteristiki abrazivnogo instrumenta i SOZh dlia glubinnogo shlifovaniia [The selection characteristics of the abrasive tool and the coolant for deep grinding]. *Vestnik mashinostroeniia* [Russian Engineering Research]. 1989, no. 5, pp. 17–21.
- [18] Nosenko V.A., Nosenko S.V. Deep grinding of titanium alloy with continuous wheel correction. *Russian Engineering Research*, 2010, vol. 30, no. 11, pp. 1124–1128.
- [19] Nosenko V.A., Avilov A.V., Nosenko S.V. Zakonomernosti izmeneniia sily ploskogo glubinnogo shlifovaniia [Laws of change of force of flat deep grinding]. *Spravochnik. Inzhenernyi zhurnal* [Handbook. An Engineering journal with appendix]. 2009, no. 7, pp. 10–26.

Статья поступила в редакцию 11.03.2016

Информация об авторах

НОСЕНКО Сергей Владимирович (Волжский) — кандидат технических наук, доцент кафедры «Технология и оборудование машиностроительных производств». Волжский политехнический институт (филиал) ФГБОУ ВПО «Волгоградский государственный технический университет» (404121, Волжский, Волгоградская обл., Российская Федерация, Энгельса ул., д. 42 а, e-mail: vto@volpi.ru).

НОСЕНКО Владимир Андреевич (Волжский) — доктор технических наук, профессор, зав. кафедрой «Технология и оборудование машиностроительных производств». Волжский политехнический институт (филиал) ФГБОУ ВПО «Волгоградский государственный технический университет» (404121, Волжский, Волгоградская обл., Российская Федерация, Энгельса ул., д. 42 а, e-mail: nosenko@volpi.ru).

ЛЯСИН Дмитрий Николаевич (Волжский) — кандидат технических наук, доцент кафедры «Информатика и технология программирования». Волжский политехнический институт (филиал) ФГБОУ ВПО «Волгоградский государственный технический университет» (404121, Волжский, Волгоградская обл., Российская Федерация, Энгельса ул., д. 42 а, e-mail: vit@volpi.ru).

КРЕМЕНЕЦКИЙ Леонид Леонидович (Волжский) — аспирант кафедры «Технология и оборудование машиностроительных производств». Волжский политехнический институт (филиал) ФГБОУ ВПО «Волгоградский государственный технический университет» (404121, Волжский, Волгоградская обл., Российская Федерация, Энгельса ул., д. 42 а, e-mail: kreonid@yandex.ru).

Information about the authors

NOSENKO Sergey Vladimirovich (Volzhsky) — Candidate of Science (Eng.), Associate Professor, Department of Technology and Equipment of Machine Building Manufacturing. Volzhsky Polytechnical Institute (Branch), Volgogradsky State Technical University (404121, Volzhsky, Volgogradskaya Obl., Russian Federation, Engels St., Bldg. 42 a, e-mail: vto@volpi.ru).

NOSENKO Vladimir Andreevich (Volzhsky) — Doctor of Science (Eng.), Professor, Deputy Director for Teaching and Learning, Head of Department of Technology and Equipment of Machine Building Manufacturing. Volzhsky Polytechnical Institute (Branch), Volgogradsky State Technical University (404121, Volzhsky, Volgogradskaya Obl., Russian Federation, Engels St., Bldg. 42 a, e-mail: nosenko@volpi.ru).

LYASIN Dmitriy Nikolaevich (Volzhskiy) — Candidate of Science (Eng.), Associate Professor, Department of Computer Science and Software Technology. Volzhsky Polytechnical Institute (Branch), Volgogradsky State Technical University (404121, Volzhskiy, Volgogradskaya Obl., Russian Federation, Engels St., Bldg. 42 a, e-mail: vit@volpi.ru).

KREMENETSKY Leonid Leonidovich (Volzhsky) — Post-graduate, Department of Technology and Equipment of Machine Building Manufacturing. Volzhsky Polytechnical Institute (Branch), Volgogradsky State Technical University (404121, Volzhsky, Volgogradskaya Obl., Russian Federation, Engels St., Bldg. 42 a, e-mail: kreonid@yandex.ru).