

МЕТОДИКА РАСЧЕТА РАДИАЛЬНОЙ СИЛЫ РЕЗАНИЯ ПРИ КРУГЛОМ ВРЕЗНОМ ШЛИФОВАНИИ

А.В. Акинцева¹, akintsevaav@susu.ru, <https://orcid.org/0000-0003-0588-1401>

П.П. Переверзев¹, pereverzevpp@susu.ru, <https://orcid.org/0000-0002-1416-8918>

А.С. Созыкина¹, sozykinaas@susu.ru, <https://orcid.org/0009-0007-1702-6820>

М.Ю. Попов¹, popovmi@susu.ru, <https://orcid.org/0000-0003-1254-7620>

В.Г. Шаламов¹, shalamovvg@susu.ru

Б.А. Лопатин², lopatinba@susu.ru, <https://orcid.org/0000-0003-3398-2138>

А.В. Морозов³, ntk_2005@rambler.ru

¹ Южно-Уральский государственный университет, Челябинск, Россия

² Южно-Уральский государственный университет, филиал в г. Златоусте, Златоуст, Россия

³ Владимирский государственный университет им. А.Г. и Н.Г. Столетовых, Владимир, Россия

Аннотация. Выбор высокопроизводительных режимов резания, обеспечивающих заданную точность и качество обработки, является одной из наиболее сложных задач при проектировании операций шлифования. Существующие эмпирические зависимости сил резания имеют узкий диапазон применения и не учитывают изменение состояния режущей поверхности шлифовального круга в процессе работы, что приводит к значительному разбросу расчетных данных. В представленной работе предложена аналитическая методика расчета радиальной силы резания при круглом врезном шлифовании, учитывающая влияние степени затупления абразивных зерен. В основу методики положена аналитическая модель процесса резания единичным зерном, дополненная уравнениями, связывающими силовые и кинематические параметры процесса с учетом упругой податливости технологической системы. Приведены расчетные зависимости, позволяющие определять текущее значение радиальной силы резания и фактической поперечной подачи для любого момента времени при известном законе изменения номинальной подачи. Выполнена экспериментальная проверка адекватности предложенных моделей, показавшая их хорошую сходимость с опытными данными для различных марок сталей. Разработанная методика может быть использована технологами при проектировании операций круглого шлифования на станках с ЧПУ, оснащенных приборами активного контроля, для оптимизации циклов обработки и повышения производительности.

Ключевые слова: круглое врезное шлифование, радиальная сила резания, степень затупления круга, фактическая подача, номинальная подача, податливость технологической системы

Для цитирования: Методика расчета радиальной силы резания при круглом врезном шлифовании / А.В. Акинцева, П.П. Переверзев, А.С. Созыкина и др. // Вестник ЮУрГУ. Серия «Машиностроение». 2026. Т. 26, № 3. С. 59–71. DOI: 10.14529/engin260305

METHOD FOR CALCULATING RADIAL CUTTING FORCE IN CYLINDRICAL PLUNGE GRINDING

A.V. Akintseva¹, akintsevaav@susu.ru, <https://orcid.org/0000-0003-0588-1401>
P.P. Pereverzev¹, pereverzevpp@susu.ru, <https://orcid.org/0000-0002-1416-8918>
A.S. Sozykina¹, sozykinaas@susu.ru, <https://orcid.org/0009-0007-1702-6820>
M.Y. Popov¹, popovmi@susu.ru, <https://orcid.org/0000-0003-1254-7620>
V.G. Shalamov¹, shalamovvg@susu.ru
B.A. Lopatin², lopatinba@susu.ru, <https://orcid.org/0000-0003-3398-2138>
A.V. Morozov³, ntk_2005@rambler.ru

¹ South Ural State University, Chelyabinsk, Russia

² South Ural State University, Zlatoust Branch, Zlatoust, Russia

³ Vladimir State University named after A. and N. Stoletovs, Vladimir, Russia

Abstract. The selection of high-performance cutting conditions that ensure the specified accuracy and quality of machining is one of the most difficult tasks in the design of grinding operations. Existing empirical dependences of cutting forces have a narrow application range and do not take into account changes in the state of the grinding wheel's cutting surface during operation, which leads to a significant scatter of calculated data. The presented work proposes an analytical method for calculating the radial cutting force in cylindrical plunge grinding, taking into account the influence of the degree of abrasive grain dulling. The method is based on an analytical model of the cutting process by a single grain, supplemented by equations linking the force and kinematic parameters of the process, taking into account the elastic compliance of the technological system. The calculated dependences are presented, allowing to determine the current value of the radial cutting force and the actual transverse feed for any moment of time under a given law of change in the nominal feed. An experimental verification of the adequacy of the proposed models was carried out, showing their good convergence with experimental data for various steel grades. The developed method can be used by technologists in the design of cylindrical grinding operations on CNC machines equipped with active control devices to optimize processing cycles and increase productivity.

Keywords: cylindrical plunge grinding, radial cutting force, wheel dulling degree, actual feed, nominal feed, technological system compliance

For citation: Akintseva A.V., Pereverzev P.P., Sozykina A.S., Popov M.Y., Shalamov V.G., Lopatin B.A., Morozov A.V. Method for calculating radial cutting force in cylindrical plunge grinding. *Bulletin of the South Ural State University. Ser. Mechanical Engineering Industry*, 2026;26(3):59–71. (In Russ.) DOI: 10.14529/engin260305

Введение

Выбор наиболее высокопроизводительных режимов резания, обеспечивающих заданную точность и качество изготовления готовой детали, является основной и наиболее трудной задачей, стоящей перед технологом на этапе проектирования операции шлифования. При решении этой задачи необходимо учесть множество технологических факторов, влияющих на производительность операции шлифования.

Из практики шлифования, а также из многочисленных теоретических и экспериментальных исследований известны тенденции влияния многих технологических факторов на изменение сил резания (выступающих в качестве ограничения производительности процесса шлифования) и на производительность операции в целом. Многие из этих факторов учитываются в расчетных зависимостях сил резания и точности обработки. Однако в подавляющем большинстве случаев расчетные зависимости носят эмпирический характер и дают достоверный результат для строго определенных условий шлифования. Существующие аналитические зависимости сил резания не имеют физической связи с определяющей совокупностью технологических факторов операции

шлифования. Поэтому основная трудность при проектировании операции шлифования обусловлена отсутствием единых расчетных зависимостей сил резания, пригодных для любых условий.

При анализе эмпирических расчетных зависимостей сил резания, полученных различными авторами, можно установить, что для одинаковых условий шлифования эти зависимости дают значения сил резания, различающиеся до нескольких раз. Такое расхождение обусловлено рядом причин, одна из которых состоит в том, что авторами не учитывалась различная степень затупления зерен круга (для работы без самозатачивания круга). Как показано рядом исследователей, затупление зерен шлифовального круга оказывает существенное влияние на изменение сил резания, однако учет этого фактора при расчетном проектировании операции шлифования не производится.

Целью настоящей работы является разработка аналитической методики расчета радиальной силы резания при круглом врезном шлифовании, учитывающей степень затупления шлифовального круга и упругую податливость технологической системы, что позволит повысить точность проектирования операций шлифования и обоснованно выбирать режимы обработки.

Обзор литературы

Анализ научно-технической литературы показывает, что в области моделирования силовых параметров процессов абразивной обработки накоплен значительный объем теоретических и экспериментальных данных. основополагающие исследования [1, 2] заложили базу для понимания физической природы силового взаимодействия абразивного зерна с обрабатываемым материалом. В работе [1] предложена аналитическая модель, устанавливающая связь между силой резания единичным зерном и напряженно-деформированным состоянием материала в зоне стружкообразования с учетом температурного фактора. Развитие данного подхода представлено в источнике [2], где расчетные зависимости дополнены параметрами, характеризующими трибологические процессы на контактных площадках.

Дальнейшее совершенствование моделей силы резания осуществлялось по нескольким направлениям. В исследованиях [3, 4] на основе фундаментальных положений работы [1] разработаны инженерные методики для условий плоского шлифования. Значительный вклад в развитие теоретических основ внесли работы [5, 6], в которых процессы затупления и изнашивания абразивных зерен рассмотрены с позиций теории вероятностей и динамики формообразования. Экспериментальные исследования [7, 8] позволили уточнить характер изменения силовых характеристик в зависимости от условий обработки.

Особое внимание в современной научной литературе уделяется динамическим аспектам процесса шлифования. В работах [9–18] рассматривается влияние колебательных процессов, обусловленных нестационарностью контактного взаимодействия, переменной жесткостью технологической системы и явлениями регенерации, на силовые параметры. В частности, авторами [14, 15] предложены временные модели, позволяющие прогнозировать динамику изменения силы резания в условиях циклических нагрузок. В работе [16] предложена оригинальная методика расчета силы резания с учетом коэффициента трения на контактной поверхности. Работы [19–22] посвящены вопросам оценки износа шлифовальных кругов, влияния режимов резания на силовые характеристики и применения компьютерного моделирования для проектирования абразивного инструмента. Однако следует отметить, что большинство из представленных аналитических зависимостей имеют сложный математический аппарат, что ограничивает их применение в инженерной практике.

Среди работ, ориентированных на плоское шлифование, выделяются исследования [23, 24], в которых предложены математические модели, учитывающие вероятностный характер распределения режущих зерен на рабочей поверхности круга [23], а также экспериментальные исследования составляющих силы резания для различных материалов [24]. В работах [25, 26] представлены результаты моделирования и экспериментальных исследований процессов шлифования применительно к различным схемам обработки.

Таким образом, проведенный анализ показывает, что, несмотря на значительное число публикаций в области моделирования силы резания при шлифовании, большинство исследований ориентированы на плоскую схему обработки и не в полной мере учитывают особенности круглого врезного шлифования. К числу недостаточно изученных вопросов относится совместное влияние степени затупления абразивных зерен и упругой податливости технологической системы на формирование радиальной силы резания, а также отсутствие инженерных методик расчета, пригодных для практического использования при проектировании операций шлифования на станках

с ЧПУ. Указанные обстоятельства определяют актуальность и практическую значимость настоящего исследования.

Методика расчета радиальной силы резания при круглом врезном шлифовании

1. Теоретическое обоснование методики

Расчет текущего значения радиальной силы резания для заданных условий операции шлифования вызывает значительные затруднения в связи с тем, что предлагаемые многими авторами [1, 2] зависимости сил резания носят эмпирический характер, являются узкодиапазонными и не устанавливают физической связи с определяющими технологическими параметрами процесса шлифования.

Приведенные ниже расчетные зависимости радиальной силы резания получены аналитическим путем, исходя из физики процесса резания металлов и законов механики – а именно, равенства работ активных сил, действующих со стороны инструмента, и реактивных сил сопротивления металла пластическому деформированию и трению. В качестве основы этих зависимостей взята аналитическая модель процесса шлифования при резании условным единичным зерном шлифовального круга, предложенная С.Н. Корчаком [1] (для плоской схемы среза, т. е. для длины режущей кромки, равной 1 мм):

$$P_y = P_{y_p} + P_{y_m} = \left(\frac{\sqrt{3,25} a \sin \beta}{\sin \beta_1} + 0,5 l_s \right) \frac{0,5 \sigma_i}{\sqrt{3}}, \quad (1)$$

где P_{y_p} – радиальная составляющая силы сдвига металла, действующей в зоне стружкообразования при резании единичным зерном, Н/м; P_{y_m} – радиальная составляющая силы трения, возникающей в результате действия напряжений на площадке затупления зерна и вызывающей трение площадки зерна о металл, Н/м; a – глубина резания единичным зерном, м; β – угол между вектором скорости зерна и равнодействующей силы сдвига, действующей в зоне стружкообразования при резании единичным абразивным зерном, град; β_1 – угол между вектором скорости зерна и плоскостью сдвига металла, град; σ_i – интенсивность напряжений в движущемся перед режущей кромкой объеме металла, характеризующая сопротивление металла пластической деформации при скорости деформации и температуре металла, присущих процессу шлифования, Н/м²; l_s – длина площадки затупления зерна, м.

Важным достоинством формулы (1) является установленная функциональная взаимосвязь между величинами затупления зерна и силой резания при одновременном учете прочностных свойств обрабатываемого металла, геометрии зоны резания и глубины резания зерном. Однако для практических расчетов текущего значения радиальной силы резания на операции шлифования формула (1) требует дальнейшего развития.

Производя суммирование объемов металла, срезаемых режущими зёрнами круга, находящимися в зоне контакта круга с деталью, и суммирование мощностей резания каждым режущим зерном круга, получено следующее аналитическое выражение радиальной силы резания при круглом врезном шлифовании кругом в целом:

$$P_y = \frac{\sigma_i \varepsilon_i \operatorname{tg} \beta}{V_k} Q + \eta B L \frac{\sigma_i}{c}, \quad (2)$$

где P_y – радиальная сила резания при шлифовании кругом в целом, Н; ε_i – интенсивность степени деформации металла в процессе шлифования; V_k – скорость шлифовального круга, м/с; Q – интенсивность съема металла шлифовальным кругом, м³/с; η – степень затупления шлифовального круга, равная отношению площади площадок затупления зерен круга, находящихся на рабочей поверхности круга, к геометрической площади рабочей поверхности круга; B – ширина рабочей поверхности круга, м; L – длина дуги контакта круга с деталью, м; c – коэффициент, учитывающий соотношение между интенсивностью напряжений и контактным давлением под площадкой затупления режущих зерен круга.

Раскрывая значения Q и L [1], уравнение (2) преобразуется к виду

$$P_y = \pi d B \frac{\sigma_i \varepsilon_i \operatorname{tg} \beta}{V_k} S \phi + \eta \frac{\sigma_i}{c} \sqrt{\frac{D d S \phi}{n(D+d)}}, \quad (3)$$

где d – текущее значение диаметра заготовки, м; $S\phi$ – фактическая поперечная подача (для круглого врезного шлифования), измеряемая по изменению радиуса заготовки, м/с; D – диаметр шлифовального круга, м; n – число оборотов детали в секунду, об/с.

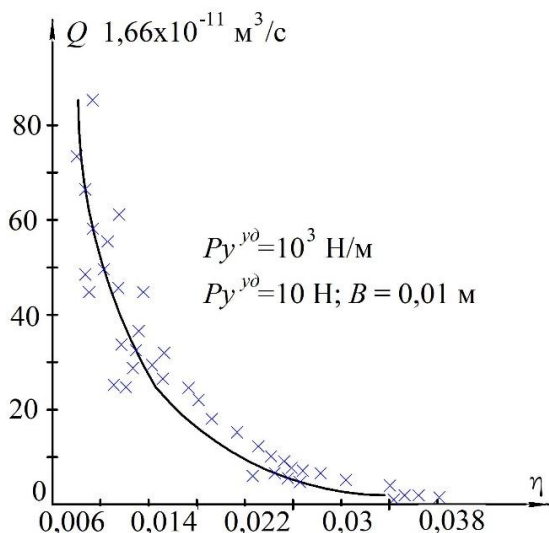


Рис. 1. Экспериментальные точки и теоретическая кривая зависимости интенсивности съема металла Q от степени затупления круга η Сталь Р9, $V_k = 40$ м/с

Fig. 1. Experimental points and theoretical curve of the dependence of the metal removal rate Q on the wheel dulling degree η Steel Р9, $V_k = 40$ m/s

Уравнения (2) и (3) позволяют производить расчет радиальной силы резания P_y при известных значениях переменной во времени интенсивности съема металла Q и $S\phi$. Данные уравнения могут быть применены для расчета Q и $S\phi$ при управлении процессом шлифования путем изменения как подачи, так и силы резания P_y (в том числе и при $P_y = \text{const}$).

Для проверки адекватности моделей (2) и (3) проведен ряд экспериментов. Эксперименты проводились на специальном стенде, обеспечивающем круглое врезное шлифование с постоянной силой прижима круга к детали $P_y = \text{const}$. В ходе эксперимента проводилось измерение текущего значения скорости съема металла Q и степени затупления круга η (рис. 1). Полученные экспериментальные точки аппроксимировались аналитической зависимостью $Q = f(\eta)$, полученной из уравнения (3) путем подстановки в уравнение значения

$$S\phi = \frac{Q}{\pi d B}.$$

После соответствующих математических преобразований зависимость $Q = f(\eta)$ можно представить в следующем виде:

$$Q = \left(-\frac{\eta c V_k}{2 \varepsilon_i \tan \beta} \sqrt{\frac{DB}{\pi n (D + d)}} + \sqrt{\left(\frac{\eta c V_k}{2 \varepsilon_i \tan \beta} \sqrt{\frac{DB}{\pi n (d + D)}} \right)^2 + P_y \frac{V_k}{\sigma_i \varepsilon_i \tan \beta}} \right)^2. \quad (4)$$

Для расчета экспериментальных точек в уравнении (4) необходимо знать величины σ_i , ε_i , $\tan \beta$ и c . Значение σ_i принимались по данным работы [1] (табл. 1).

Значение интенсивности напряжений [1]

Таблица 1

Table 1

Stress intensity values [1]

Марка стали	12X2H4A	40XHMA	35X2ГCB	18X2H4BA
$\sigma_i \cdot 10^7$ Н/м ²	186,2	184,8	195	200
Марка стали	X5M	30XГCNA	5XHM	1X17H2
$\sigma_i \cdot 10^7$ Н/м ²	210	193,8	210	214,4
Марка стали	30	4X2B5ФM	У10A	1X13
$\sigma_i \cdot 10^7$ Н/м ²	202,3	240	221,6	282,8
Марка стали	X18H10T	XH35BT	P18	P9
$\sigma_i \cdot 10^7$ Н/м ²	274,5	270,6	299	319,8

Среднее значение угла сдвига β_1 по данным Л.Н. Филимонова [2] составляет 11° . Значение угла β может быть определено по формуле К.А. Зворыкина [27] $\beta = 90^\circ - 2\beta_1 = 69^\circ$ или $\tan \beta \approx 2,48$. Численное значение ε_i можно определить из уравнения [28]

$$\varepsilon_i = \frac{\varepsilon_k}{\sqrt{3}},$$

где ε_k – конечное значение относительного сдвига металла в зоне стружкообразования, которая определяется по формуле [6]

$$\varepsilon_k = \operatorname{ctg} \beta_1 + \operatorname{tg}(\beta_1 - \gamma),$$

где γ – значение переднего угла режущего инструмента, град.

Принимая, что среднестатистическое значение переднего угла абразивных зерен круга составляет $\gamma = -45^\circ$, получим, что $\varepsilon_k \approx 6,62$, а $\varepsilon_i \approx 3,82$.

Значения коэффициента c определялось расчетно-экспериментальным методом из уравнения (2) путем подстановки экспериментальных значений Q и η . Среднее значение c для всех испытанных марок сталей (12Х2Н4А, 1Х13 и Р9) находится в пределах $2,9 \dots 3,2$. Статистическая обработка результатов экспериментов показала, что расчетные зависимости (2)–(4) адекватны экспериментальным данным. Рабочий предел изменения степени затупления круга составляет $0,008 \leq \eta \leq 0,03$.

В массовом производстве обработка деталей ведется на станках, на которых управление производительностью шлифования обеспечивается за счет изменения номинальной подачи Sn_i , т. е. подачи, задаваемой на пульте управления станков с ЧПУ.

При рассмотрении изменения фактической подачи за сколь угодно малый интервал времени $\Delta\tau_i$, при известном значении номинальной подачи Sn_i получена следующая зависимость:

$$S\phi_i = Sn_i + \frac{jPy_{(i-1)} - jPy_i}{\Delta\tau_i} - \frac{h}{\Delta\tau_i}, \quad (5)$$

где $\Delta\tau_i$ – элементарный интервал времени процесса шлифования, в течение которого производится расчет изменения фактической подачи $S\phi_i$ при заданном значении номинальной подачи Sn_i . Отсчет интервалов времени $\Delta\tau_i$ начинается с момента касания круга детали: $\Delta\tau_1 = \Delta\tau_2 = \dots = \Delta\tau_i$, с; $S\phi_i$ – среднее значение фактической подачи в течение времени шлифования $\Delta\tau_i$, м/с; Py_i – среднее значение радиальной силы резания в течение интервала времени $\Delta\tau_i$, Н; j – податливость технологической системы СПИД, м/Н; i – номер интервала времени $\Delta\tau_i$, начиная с момента касания кругом детали; Sn_i – номинальная подача в течение интервала времени $\Delta\tau_i$, м/с; h – среднее значение величины размерного радиального износа круга в течение интервала времени $\Delta\tau_i$, м.

При совместном решении уравнений (3) и (5) получена следующая расчетная зависимость радиальной силы резания:

$$Py_i = \frac{K_1(Sn_i\Delta\tau_i + jPy_{(i-1)} - h)}{\Delta\tau_i} + \frac{K_2\eta^2 j\Delta\tau_i}{2(\Delta\tau_i + K_1j)^2} \times \left(\sqrt{1 - \frac{4(\sin \Delta\tau_i + jPy_{(i-1)} - h)(\Delta\tau_i + K_1j)}{K_2^2\eta^2 j^2}} - 1 \right), \quad (6)$$

где K_1, K_2 – постоянные коэффициенты для фиксированных условий при круглом врезном шлифовании, равные

$$K_1 = \frac{\pi dB\sigma_i \varepsilon_i \operatorname{tg} \beta}{V_\kappa} \text{ и } K_2 = \frac{B\sigma_i}{c} \sqrt{\frac{Dd}{n(D+d)}}, \quad (7)$$

При значениях $\varepsilon_i = 3,82$, $c = 3$ и $\operatorname{tg} \beta = 2,48$ K_1 и K_2 принимают следующий вид:

$$K_1 = 29,76 \frac{dB\sigma_i}{V_\kappa} \text{ и } K_2 = 0,33B\sigma_i \sqrt{\frac{Dd}{n(D+d)}}.$$

Уравнение (6) устанавливает в общем виде связь между текущим значением радиальной силы резания Py_i последовательно для каждого i -го интервала времени $\Delta\tau_i$.

В течение времени подвода круга к детали и в момент ($i = 0$) перед касанием круга детали $Py_i = 0$. Но уже при $i = 1$ (идет врезание) Py_i рассчитывается по формуле (при этом до врезания $Py_{(i-1)} = 0$):

$$P_{y_i} = \frac{K_1(Sn_i \Delta\tau_i - h)}{\Delta\tau_i} + \frac{K_2^2 \eta^2 j \Delta\tau_i}{2(\Delta\tau_i + K_1 j)^2} \left(\sqrt{1 - \frac{4(\sin \Delta\tau_i - h)(\Delta\tau_i + K_1 j)}{K_2^2 \eta^2 j^2}} - 1 \right). \quad (8)$$

2. Порядок расчета текущего значения радиальной силы резания

Расчет текущего значения радиальной силы резания при известном законе изменения номинальной подачи производится в следующем порядке:

1) выбрать величину интервала времени $\Delta\tau_i$, равного или меньшего (но кратного) времени одного оборота детали;

2) для первого интервала времени $\Delta\tau_i$ (момент врезания) произвести расчет по уравнению (8);

3) для всех последующих интервалов времени $\Delta\tau_i$ расчет производится по уравнению (6), подставляя вместо $P_{y(i-1)}$ предыдущее значение радиальной силы резания;

4) если расчет ведется для случая обработки на станках, оснащенных приборами активного контроля, после каждого вычисления P_{y_i} необходимо вычислить величину $S\phi_i$ и производить последовательное суммирование пути фактической подачи $\sum_1^i S\phi_i \Delta\tau_i$, в зависимости от которого

производится изменение номинальной подачи;

5) при построении графиков $P_{y_i} = f(\tau)$ и $S\phi_i = f(\tau)$ расчётные точки P_{y_i} и $S\phi_i$ откладывать посередине соответствующего интервала времени $\Delta\tau_i$.

3. Пример расчета и обсуждение результатов

Исходные данные

Сталь 12Х2Н4А; $\sigma_i = 186,2 \cdot 10^7$ Н/м²; $c = 3$; $\varepsilon_i = 3,82$; $\operatorname{tg} \beta = 2,48$; $d = 50 \cdot 10^{-3}$ м; $n = 2$ об/с; $V_k = 40$ м/с; $B = 0,01$ м; $D = 0,5$ м; $\eta = 0,02$; $j = 10^{-7}$ м/Н; $h = 0$; $\Delta\tau_i = 0,5$ с. Номинальная подача изменяется по следующему закону:

- 8 с после касания кругами детали при $Sn_i = 0,8 \times 1,66 \times 10^{-5}$ м/с или $Sn_i = 0,8$ мм/мин;
- 3 с при $Sn_i = 0,26 \times 1,66 \times 10^{-5}$ м/с;
- 2 с при $Sn_i = 0,02 \times 1,66 \times 10^{-5}$ м/с;
- 3 с при $Sn_i = 0$.

Время подвода круга до момента касания кругом детали взято равным $\tau_n = 2$ с.

Расчетные зависимости P_{y_i} и $S\phi_i$ приведены в табл. 2. Графики $P_{y_i} = f(\tau)$ и $S\phi_i = f(\tau)$, рассчитанные по уравнению (6), приведены на рис. 2.

Как видно из рис. 2, при врезании круга в деталь (начиная с момента времени $\tau_n = 2$ с) происходит увеличение радиальной силы резания и последующая ее стабилизация. Фактическая подача изменяется синхронно с изменением радиальной силы резания.

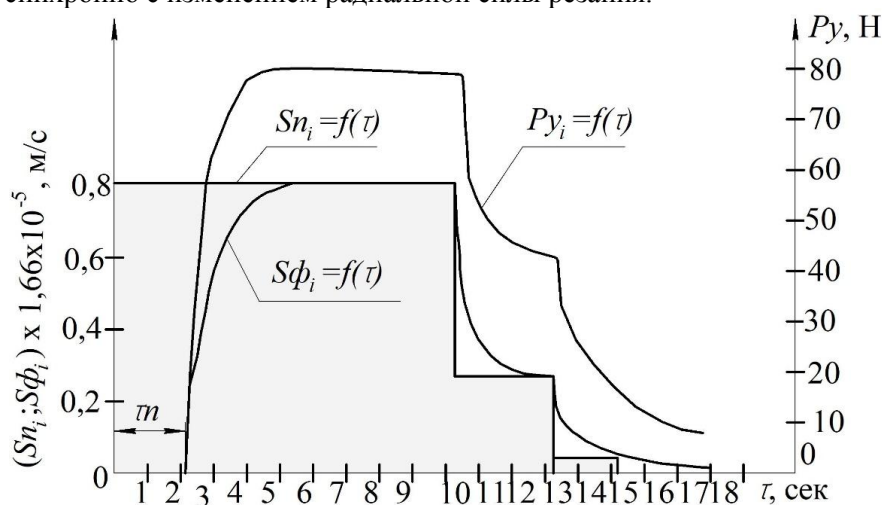


Рис. 2. Расчетные графики изменения радиальной силы резания и фактической подачи во времени при заданном законе изменения номинальной подачи

Fig. 2. Calculated graphs of the radial cutting force and actual feed variation over time under a given law of nominal feed change

При обработке деталей на станках, оснащенных приборами активного контроля, номинальная подача изменяется в зависимости от размера детали. В этом случае расчет радиальной силы резания производится по той же зависимости (8), но изменение номинальной подачи производится в зависимости от пути фактической подачи $\sum_1^i S\phi_i \Delta \tau_i$, т. е. в зависимости от текущего значения снятого припуска.

Таблица 2
Расчетные значения радиальной силы резания P_{y_i} и фактической подачи $S\phi_i$ при заданном законе изменения номинальной подачи Sn_i во времени τ

Calculated values of the radial cutting force component P_{y_i} and the actual feed rate $S\phi_i$ under a given law of variation of the nominal feed rate Sn_i over time τ

Table 2

τ, c	$Sn_i \times 1,66 \times 10^{-5} \text{ м/с}$ $Sn_i \text{ мм/мин}$	$P_{y_i}, \text{ Н}$	$S\phi_i \times 1,66 \times 10^{-5} \text{ м/с}$ $S\phi_i \text{ мм/мин}$
0...2	0,8	0	0
2,5		4,349	0,278
3,0		6,36	0,558
3,5		7,196	0,695
4,0		7,534	0,759
4,5		7,669	0,784
5,0		7,722	0,794
5,5		7,742	0,797
6,0		7,751	0,799
6,5		7,754	0,799
7,0		7,755	0,799
7,5		7,756	0,8
8,0		7,756	0,8
8,5		7,756	0,8
9,0		7,756	0,8
9,5		7,756	0,8
10,0		7,756	0,8
10,5	0,26	5,88	0,485
11,0		5,022	0,363
11,5		4,608	0,3096
12,0		4,403	0,285
12,5		4,301	0,272
13,0		4,248	0,66
13,5	0,02	3,15	0,152
14,0		2,501	0,098
14,5		2,09	0,069
15,0	0	1,816	0,053
15,5		1,509	0,037
16,0		1,285	0,027
16,5		1,115	0,02
17,0		0,982	0,016
17,5		0,876	0,013
18,0		0,789	0,01

Результаты и обсуждения

1. Актуальность. В настоящий момент в машиностроительной отрасли отсутствует единая аналитическая методика, позволяющая на этапе проектирования операции шлифования достоверно прогнозировать изменение радиальной силы резания с учетом изменения состояния режущей поверхности шлифовального круга в процессе обработки. Зачастую назначаемые технологом режимы резания, направленные на обеспечение заданных требований точности и качества, являются заниженными и требуют последующей корректировки в реальных производственных условиях, что приводит к дополнительным материальным и временным затратам, повышению количества выпускаемого брака, снижению производительности операций шлифования и другим негативным последствиям для производства.

2. Ключевой фактор. Степень затупления абразивных зерен шлифовального круга и упругая податливость технологической системы оказывают существенное влияние на динамику изменения сил резания в процессе круглого врезного шлифования. Учет данных факторов при расчетном проектировании операции шлифования позволяет более точно определять текущие значения радиальной силы резания и фактической подачи для любого момента времени.

3. Предложенное решение. Разработана аналитическая методика расчета радиальной силы резания при круглом врезном шлифовании, которая интегрирует влияние степени затупления зерен шлифовального круга, упругих деформаций технологической системы и переменных условий обработки для расчета сил резания, фактической подачи и текущих геометрических параметров заготовки на каждом интервале времени.

4. Возможности модели. Предложенная методика позволяет визуализировать процесс формообразования поверхности путем расчета текущих значений радиальной силы резания и фактической подачи на протяжении всего времени обработки при известном законе изменения номинальной подачи, что дает возможность прогнозировать динамику процесса шлифования и оценивать влияние упругих деформаций технологической системы на точность обработки. Экспериментальная проверка подтвердила адекватность разработанных моделей для различных марок сталей в рабочем диапазоне изменения степени затупления круга $0,008 \leq \eta \leq 0,03$.

5. Области применения. Возможными направлениями применения разработанной методики являются не только проверка уже применяемых на производстве циклов шлифования на стабильность показателей точности и прогнозирование количества возможного брака, но и оптимизация циклов круглого врезного шлифования на этапе их проектирования, а также разработка алгоритмов адаптивного управления процессом шлифования на станках с ЧПУ, оснащенных приборами активного контроля.

Список литературы

1. Корчак С.Н. Производительность процесса шлифования. М.: Машиностроение, 1974. 280 с.
2. Филимонов Л.Н. Высокоскоростное шлифование. Л.: Машиностроение, 1979. 248 с.
3. Николаенко А.А. Моделирование обеспечения точности обработки при плоском глубинном шлифовании периферией круга // Технология машиностроения. 2011. № 5. С. 57–59.
4. Кошин А.А., Шипулин Л.В. Стохастические модели температурных и силовых явлений, происходящих при шлифовании, и их реализация средствами параллельных вычислений // Вестник ЮУрГУ. Серия «Математическое моделирование и программирование». 2012. № 18 (277). С. 20–31.
5. Королев А.В., Новоселов Ю.К. Теоретико-вероятностные основы абразивной обработки. Часть 2. Взаимодействие инструмента и заготовки при абразивной обработке. Саратов: Изд-во Саратовского университета, 1989. 160 с.
6. Новоселов Ю.К. Динамика формообразования поверхностей при абразивной обработке. Севастополь: Изд-во СевНТУ, 2012. 304 с.
7. Лоладзе Т.Н. Силы резания при шлифовании металлов // Металлообработка. 2002. № 1. С. 3–8.
8. Мишин В.Н., Балашов В.Н. Силы, возникающие при шлифовании // Автомобильная промышленность. 2010. № 10. С. 26–29.

9. Garitaonandia I., Fernandes M. H., Albizuri J. Dynamic model of a centerless grinding machine based on an updated FE model // *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. 2008. Vol. 48. P. 832–840. DOI: 10.1016/j.ijmachtools.2007.12.001.
10. Tawakoli T., Reinecke H., Vesali A. An experimental study on the dynamic behavior of grinding wheels in high efficiency deep grinding // *Procedia CIRP*. 2012. Vol. 1. P. 382–387. DOI: 10.1016/j.procir.2012.04.068.
11. Jung J., Kim P., Kim H., Seok J. Dynamic modeling and simulation of a nonlinear, non-autonomous grinding system considering spatially periodic waviness on workpiece surface // *Simulation Modeling Practice and Theory*. 2015. Vol. 57. P. 88–99. DOI: 10.1016/j.simpat.2015.06.005.
12. Yu H., Wang J., Lu Y. Modeling and analysis of dynamic cutting points density of the grinding wheel with an abrasive phyllotactic pattern // *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 2016. Vol. 86. P. 1933–1943. DOI: 10.1007/s00170-015-8262-0.
13. Guo J. Surface roughness prediction by combining static and dynamic features in cylindrical traverse grinding // *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 2014. Vol. 75. P. 1245–1252. DOI: 10.1007/s00170-014-6189-5.
14. Leonesio M., Parenti P., Cassinari A., Bianchi G., Monno M. A Time-Domain Surface Grinding Model for Dynamic Simulation // *Procedia CIRP*. 2012. Vol. 4. P. 166–171. DOI: 10.1016/j.procir.2012.10.030.
15. Li H., Shin Y.C. A Time-Domain Dynamic Model for Chatter Prediction of Cylindrical Plunge Grinding // *Journal of Manufacturing Science and Engineering*. 2006. Vol. 128. P. 404–415. DOI: 10.1115/1.2118748.
16. Patnaik D., Vijayender S., Paruchur V.R. A New Model for Grinding Force Prediction and Analysis // *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. 2010. Vol. 50. P. 231–240. DOI: 10.1016/j.ijmachtools.2009.12.004.
17. Zhang N., Kirpitchenko I., Liu D. K. Dynamic model of the grinding process // *Journal of Sound and Vibration*. 2005. Vol. 280. P. 425–432. DOI: 10.1016/j.jsv.2003.12.006.
18. Lajmert P., Sikora V., Ostrowski D. A dynamic model of cylindrical plunge grinding process for chatter phenomena investigation // *MATEC Web of Conferences*. 2018. Vol. 148. P. 09004. DOI: 10.1051/mateconf/201814809004.
19. Ahrens M., Damm J., Dagen M., Denkena B., Ortmaier T. Estimation of dynamic grinding wheel wear in plunge grinding // *Procedia CIRP*. 2017. Vol. 58. P. 422–427. DOI: 10.1016/j.procir.2017.03.247.
20. Gomes M.O., Neto L.M., Pereira R.B., Brandão L.C. Influence of cutting parameters on surface hardening of 52100 steel in flat grinding process // *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 2018. Vol. 96. P. 1–13. DOI: 10.1007/s00170-018-1656-z.
21. Bakša T., Farsky J., Hronek O., Zetek M. Impact of Cutting Speed on Grinding Wheel Wear and Cutting Force when Grinding // *Manufacturing Technology*. 2018. Vol. 18, no. 5. P. 699–703. DOI: 10.21062/ujep/163.2018/a/1213-2489/MT/18/5/699.
22. Nadolny K., Plichta J., Bałasz B. Application of computer modeling and simulation for designing of grinding wheels with zone-diversified structure // *Management and Production Engineering Review*. 2010. Vol. 1, no. 4. P. 38–45.
23. Воронов С.А., Вэйдун М.А. Математическое моделирование процесса плоского шлифования // *Проблемы машиностроения и надежности машин*. 2017. № 4. С. 85–94.
24. Носенко С.В., Носенко В.А., Сердюков Н.Д., Кузнецова А.С. Составляющие силы резания плоского врезного шлифования титанового сплава высокоструктурными кругами // *Известия Волгоградского государственного технического университета*. 2017. № 5. С. 36–40.
25. Li J., Yang R. Zuhe juchuang yu zidonghua jiagong jishu // *Modular Machine Tool & Automatic Manufacturing Technique*. 2012. No. 6. P. 92–95.
26. Liu Y., Zhao H., Jing S., Wei S. Jinganshi yu moliaomoju gongcheng // *Diamond and Abrasives Engineering*. 2012. Vol. 32, no. 4. P. 55–59.
27. Зворыкин К.А. Работа резания и силы при шлифовании // *Вестник машиностроения*. 1965. № 2. С. 52–56.
28. Резников А.Н. Теплофизика процессов механической обработки материалов. М.: Машиностроение, 1981. 279 с.

References

1. Korchak S.N. *Proizvoditel'nost' protsessa shlifovaniya* [Productivity of the grinding process]. Moscow, 1974. 280 p.
2. Filimonov L.N. *Vysokoskorostnoe shlifovanie* [High-speed grinding]. Leningrad, 1979. 248 p.
3. Nikolaenko A.A. Modeling of Ensuring Machining Accuracy in Surface Creep-Feed Grinding with the Periphery of the Wheel. *Technology of Machine Building*, 2011, no. 5, pp. 57–59. (In Russ.)
4. Koshin A.A., Shipulin L.V. Stochastic Models of Temperature and Force Phenomena Occurring During Grinding and Their Implementation by Means of Parallel Computing. *Bulletin of the South Ural State University. Series "Mathematical Modeling and Programming"*, 2012, no. 18 (277), pp. 20–31. (In Russ.)
5. Korolev A.V., Novoselov Yu.K. *Teoretiko-veroyatnostnye osnovy abrazivnoi obrabotki. Chast' 2. Vzaimodeistvie instrumenta i zagotovki pri abrazivnoi obrabotke* [Theoretical and Probabilistic Foundations of Abrasive Machining. Part 2. Interaction of Tool and Workpiece in Abrasive Machining]. Saratov, 1989. 160 p.
6. Novoselov Yu.K. *Dinamika formoobrazovaniya poverkhnosti pri abrazivnoi obrabotke* [Dynamics of Surface Formation in Abrasive Machining]. Sevastopol, 2012. 304 p.
7. Loladze T.N. Cutting Forces in Metal Grinding. *Metal Working and Material Treatment*, 2002, no. 1, pp. 3–8. (In Russ.)
8. Mishin V.N., Balashov V.N. [Forces Arising During Grinding] *Automotive Industry*. 2010, no. 10, pp. 26–29. (In Russ.)
9. Garitaonandia I., Fernandes M.H., Albizuri J. Dynamic Model of a Centerless Grinding Machine Based on an Updated FE Model. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2008, vol. 48, pp. 832–840. DOI: 10.1016/j.ijmachtools.2007.12.001.
10. Tawakoli T., Reinecke H., Vesali A. An Experimental Study on the Dynamic Behavior of Grinding Wheels in High Efficiency Deep Grinding. *Procedia CIRP*, 2012, vol. 1, pp. 382–387. DOI: 10.1016/j.procir.2012.04.068.
11. Jung J., Kim P., Kim H., Seok J. Dynamic Modeling and Simulation of a Nonlinear, Non-Autonomous Grinding System Considering Spatially Periodic Waviness on Workpiece Surface. *Simulation Modeling Practice and Theory*, 2015, vol. 57, pp. 88–99. DOI: 10.1016/j.simpat.2015.06.005.
12. Yu H., Wang J., Lu Y. Modeling and Analysis of Dynamic Cutting Points Density of the Grinding Wheel with an Abrasive Phyllotactic Pattern. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2016, vol. 86, pp. 1933–1943. doi: 10.1007/s00170-015-8262-0.
13. Guo J. Surface Roughness Prediction by Combining Static and Dynamic Features in Cylindrical Traverse Grinding. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2014, vol. 75, pp. 1245–1252. DOI: 10.1007/s00170-014-6189-5.
14. Leonesio M., Parenti P., Cassinari A., Bianchi G., Monno M. A Time-Domain Surface Grinding Model for Dynamic Simulation. *Procedia CIRP*, 2012, vol. 4, pp. 166–171. DOI: 10.1016/j.procir.2012.10.030.
15. Li H., Shin Y.C. A Time-Domain Dynamic Model for Chatter Prediction of Cylindrical Plunge Grinding. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 2006, vol. 128, pp. 404–415. doi: 10.1115/1.2118748.
16. Patnaik D., Vijayender S., Paruchur V.R. A New Model for Grinding Force Prediction and Analysis. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. 2010, vol. 50, pp. 231–240. DOI: 10.1016/j.ijmachtools.2009.12.004.
17. Zhang N., Kirpitchenko I., Liu D.K. Dynamic Model of the Grinding Process. *Journal of Sound and Vibration*, 2005, vol. 280, pp. 425–432. DOI: 10.1016/j.jsv.2003.12.006.
18. Lajmert P., Sikora V., Ostrowski D. A Dynamic Model of Cylindrical Plunge Grinding Process for Chatter Phenomena Investigation. *MATEC Web of Conferences*, 2018, vol. 148, p. 09004. DOI: 10.1051/mateconf/201814809004.
19. Ahrens M., Damm J., Dagen M., Denkena B., Ortmaier T. Estimation of Dynamic Grinding Wheel Wear in Plunge Grinding. *Procedia CIRP*, 2017, vol. 58, pp. 422–427. DOI: 10.1016/j.procir.2017.03.247.

20. Gomes M.O., Neto L.M., Pereira R.B., Brandão L.C. Influence of Cutting Parameters on Surface Hardening of 52100 Steel in Flat Grinding Process. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2018, vol. 96, pp. 1–13. DOI: 10.1007/s00170-018-1656-z.
21. Bakša T., Farsky J., Hronek O., Zetek M. Impact of Cutting Speed on Grinding Wheel Wear and Cutting Force when Grinding. *Manufacturing Technology*, 2018, vol. 18, no. 5, pp. 699–703. DOI: 10.21062/ujep/163.2018/a/1213-2489/MT/18/5/699.
22. Nadolny K., Plichta J., Bałasz B. Application of Computer Modeling and Simulation for Designing of Grinding Wheels with Zone-Diversified Structure. *Management and Production Engineering Review*, 2010, vol. 1, no. 4, pp. 38–45.
23. Voronov S.A., Veidun M.A. Mathematical Modeling of the Surface Grinding Process. *Problems of Mechanical Engineering and Machine Reliability*, 2017, no. 4, pp. 85–94. (In Russ.)
24. Nosenko S.V., Nosenko V.A., Serdyukov N.D., Kuznetsova A.S. Components of Cutting Force in Surface Plunge Grinding of Titanium Alloy with High-Structure Wheels. *Proceedings of the Volgograd State Technical University*, 2017, no. 5, pp. 36–40. (In Russ.)
25. Li J., Yang R. Modular Machine Tool & Automatic Manufacturing Technique. *Modular Machine Tool & Automatic Manufacturing Technique*, 2012, no. 6, pp. 92–95.
26. Liu Y., Zhao H., Jing S., Wei S. Diamond and Abrasives Engineering. *Diamond and Abrasives Engineering*, 2012, vol. 32, no. 4, pp. 55–59.
27. Zvorykin K.A. Cutting Work and Forces in Grinding. *Machine Building*, 1965, no. 2, pp. 52–56. (In Russ.)
28. Reznikov A.N. *Teplofizika protsessov mekhanicheskoi obrabotki materialov* [Thermophysics of Mechanical Material Processing]. Moscow, 1981. 279 p.

Информация об авторах

Акинцева Александра Викторовна, кандидат технических наук, доцент, доцент кафедры технологий автоматизированного машиностроения, Южно-Уральский государственный университет, Челябинск, Россия; akintsevaav@susu.ru

Переверзев Павел Петрович, доктор технических наук, доцент, профессор кафедры технологий автоматизированного машиностроения, Южно-Уральский государственный университет, Челябинск, Россия; pereverzevpp@susu.ru

Созыкина Анна Сергеевна, кандидат технических наук, доцент кафедры материаловедения и физико-химии материалов, Южно-Уральский государственный университет, Челябинск, Россия; sozykinaas@susu.ru

Попов Михаил Юрьевич, кандидат технических наук, доцент, доцент кафедры технологий автоматизированного машиностроения, Южно-Уральский государственный университет, Челябинск, Россия; popovmi@susu.ru

Шаламов Виктор Георгиевич, доктор технических наук, профессор, профессор кафедры технологий автоматизированного машиностроения, Южно-Уральский государственный университет, Челябинск, Россия; shalamovvg@susu.ru

Лопатин Борис Александрович, доктор технических наук, профессор, профессор кафедры электрооборудования и автоматизации производственных процессов, Южно-Уральский государственный университет, филиал в г. Златоусте, Златоуст, Россия; lopatinba@susu.ru

Морозов Алексей Валентинович, доктор технических наук, профессор кафедры технологии машиностроения, Владимирский государственный университет им. А.Г. и Н.Г. Столетовых, Владимир, Россия; ntk_2005@rambler.ru

Information about the authors

Alexandra V. Akintseva, PhD (Engineering), Associate Professor, Associate Professor of the Department of Automated Mechanical Engineering Technology, South Ural State University, Chelyabinsk, Russia; akintsevaav@susu.ru

Pavel P. Pereverzev, DSc (Engineering), Associate Professor, Associate Professor of the Department of Automated Mechanical Engineering Technology, South Ural State University, Chelyabinsk, Russia; pereverzevpp@susu.ru

Anna S. Sozykina, PhD (Engineering), Associate Professor, Associate Professor of the Department of Materials Science and Physical Chemistry of Materials, South Ural State University, Chelyabinsk, Russia; sozykinaas@susu.ru

Mikhail Yu. Popov, PhD (Engineering), Associate Professor, Associate Professor of the Department of Automated Mechanical Engineering Technology, South Ural State University, Chelyabinsk, Russia; popovmi@susu.ru

Viktor G. Shalamov, DSc (Engineering), Professor, Professor of the Department of Automated Mechanical Engineering Technology, South Ural State University, Chelyabinsk, Russia; shalamovvg@susu.ru

Boris A. Lopatin, DSc (Engineering), Professor, Professor of the Department of Electrical Equipment and Automation of Production Processes, South Ural State University, Zlatoust Branch, Zlatoust, Russia; lopatinba@susu.ru

Alexey V. Morozov, doctor of science, professor of machine building technology department, Vladimir State University named after A. and N. Stoletovs, Vladimir, Russia; ntk_2005@rambler.ru

Статья поступила в редакцию 02.09.2026; принята к публикации 03.09.2026.

The article was submitted 02.09.2026; accepted for publication 03.09.2026.