



ISSN 1995-2732 (Print), 2412-9003 (Online)

УДК 621.99

DOI: 10.18503/1995-2732-2023-21-4-44-55

ТЕОРЕТИЧЕСКИЙ РАСЧЕТ СОСТАВЛЯЮЩИХ СИЛЫ РЕЗАНИЯ ПРИ РЕЗЬБОФРЕЗЕРОВАНИИ

Мальков О.В., Карельский А.С.

Московский государственный технический университет им. Н.Э. Баумана, Москва, Россия

Аннотация. Постановка задачи (актуальность работы). Резьбофрезерование является гибким и универсальным способом обработки резьбы, обладающим рядом преимуществ, повышающим надежность и возможность автоматизации процесса резбонарезания. С переходом на станки с ЧПУ возросла и доля использования фрезерования резьб. Для повышения точности и качества резьбофрезерования необходимо прогнозировать силу резания, что позволит назначать обоснованные значения параметров инструмента и процесса резьбофрезерования. Существующие работы по резьбофрезерованию не позволяют с высокой точностью решить эту задачу в короткие сроки из-за упрощенного представления инструмента и проведения большого количества уточняющих экспериментов, а развитие инструментальных и обрабатываемых материалов требует увеличения объема проведения подобных работ, что требует разработки теоретической модели расчета силы резания при резьбофрезеровании. **Цель работы.** Разработать теоретическую модель для расчета составляющих силы резания при резьбофрезеровании однодисковой фрезой, что позволит оперативно производить расчет силы резания и проводить только подтверждающий расчетные значения эксперимент. **Используемые методы.** Теоретические исследования проведены с использованием основных положений теории резания материалов, аналитической геометрии. Геометрические модели выполнялись и проверялись при помощи программы Компас-3D. Расчеты проводились в программе РТС Mathcad Prime 3.1. **Новизна.** Предложенная в работе теоретическая модель силы резания учитывает сложную траекторию процесса фрезерования резьбы, геометрические параметры режущей части, сечение срезаемого слоя, механические свойства инструментального и обрабатываемого материала, износ инструмента и радиус округления режущей кромки, направление фрезерования. **Результат.** Работоспособность разработанной теоретической модели силы при резьбофрезеровании подтверждена экспериментальными данными, расхождение с которыми не превысило 15%. **Практическая значимость.** Предложенная теоретическая модель силы при резьбофрезеровании позволяет перейти к исследованию гребенчатых резьбовых фрез и решить такие задачи, как анализ конусности резьбы, исследование равномерности резьбофрезерования и управление амплитудой составляющих силы при резьбофрезеровании.

Ключевые слова: резьбофрезерование, резьбовая фреза, сила резания, моделирование, срезаемый слой

© Мальков О.В., Карельский А.С., 2023

Для цитирования

Мальков О.В., Карельский А.С. Теоретический расчет составляющих силы резания при резьбофрезеровании // Вестник Магнитогорского государственного технического университета им. Г.И. Носова. 2023. Т. 21. №4. С. 44-55. <https://doi.org/10.18503/1995-2732-2023-21-4-44-55>



Контент доступен под лицензией Creative Commons Attribution 4.0 License.
The content is available under Creative Commons Attribution 4.0 License.

THEORETICAL CALCULATION OF THE COMPONENTS OF THREAD MILLING CUTTING FORCES

Malkov O.V., Karelskiy A.S.

Bauman Moscow State Technical University, Moscow, Russia

Abstract. Problem Statement (Relevance). Thread milling is a flexible and versatile method of thread machining, which has a number of advantages, increasing reliability and the possibility of automating the threading process. The transition to CNC machines entailed an increase in a share of thread milling. To improve accuracy and quality of threading, it is necessary to predict cutting force to assign reasonable values of the parameters of the tool and the thread milling process. The existing studies on thread milling do not contribute to solving this problem with high accuracy in a short time due to the simplified representation of the tool and a large number of clarifying experiments, and the development of tool and machined materials requires an increase in the volume of such work, which requires the development of a theoretical model for calculating cutting force during thread milling. **Objectives.** To develop a theoretical model for calculating the components of cutting force, when threading with a single-disc milling cutter, to quickly calculate cutting force and conduct only an experiment confirming the calculated values. **Methods Applied.** Theoretical studies were carried out using the basic provisions of the theory of cutting materials and analytical geometry. Geometric models were performed and tested using Kompas-3D software. Calculations were carried out in PTC Mathcad Prime 3.1. **Originality.** A theoretical model of cutting force proposed in the paper factors into the complex trajectory of the thread milling process, the geometric parameters of the cutting part, the section of the cut layer, the mechanical properties of tool and machined materials, tool wear and the corner radius of the cutting edge, and the direction of milling. **Result.** Operability of the developed theoretical model of force during thread milling was confirmed by experimental data, the discrepancy with which did not exceed 15%. **Practical Relevance.** The proposed theoretical model of force during thread milling is used to proceed to the study on multiple-thread cutters and solve such problems as the analysis of the taper of the thread, the study on the uniformity of thread milling and control of the amplitude of the force components during thread milling.

Keywords: thread milling, thread mill, cutting force, modeling, cut layer

For citation

Malkov O.V., Karelskiy A.S. Theoretical Calculation of the Components of Thread Milling Cutting Forces. *Vestnik Magnitogorskogo Gosudarstvennogo Tekhnicheskogo Universiteta im. G.I. Nosova* [Vestnik of Nosov Magnitogorsk State Technical University]. 2023, vol. 21, no. 4, pp. 44-55. <https://doi.org/10.18503/1995-2732-2023-21-4-44-55>

Введение

Современное производство требует использования способов обработки, обеспечивающих высокую надежность, точность и качество продукции. Этим условиям удовлетворяет процесс резьбофрезерования, который является надежным, производительным, гибким и универсальным способом обработки резьбы и позволяет автоматизировать обработку широкого класса корпусных деталей на станках с ЧПУ, обеспечивая высокую точность и качество обработки.

Исследования в области резьбофрезерования, в основном, проводятся в направлении геометрического моделирования и оценки точности резьбы (в большинстве случаев метрической) и ограничено в области исследования силы резания [1-7]. Использование новых материалов, в особенности труднообрабатываемых, требует оценки их обрабатываемости и назначения параметров резьбовых фрез и режима обработки на основе информативных параметров, одним из которых является сила резания. Теоретическая модель силы резания при резьбофрезеровании дает возможность прогнозировать силу, возникающую при обработке, что позволяет без проведения экспериментов оцени-

вать состояние режущего инструмента при обработке, качество и точность резьбы, проводить оптимизацию геометрических параметров инструмента, расчет приводов оборудования и энергопотребления.

Укрупненно разработку моделей силы при резьбофрезеровании можно разделить на следующие направления: разработка эмпирических моделей (например, [1, 5]), требующих проведения дорогостоящих экспериментов и ограниченных начальными условиями теоретических моделей (например, [3, 7]), использование которых требует сложных вычислений, и теоретико-экспериментальных моделей [4, 6], которые требуют проведения ряда уточняющих экспериментов с последующим пересчетом под конкретные условия. Последний тип моделей наиболее широко распространен, однако такие модели разрабатываются упрощенными и не показывают полную картину процесса резания.

Таким образом, работа, направленная на получение теоретической модели силы резания при резьбофрезеровании, является актуальной, поскольку позволит отказать от трудоемких экспериментальных исследований и оперативно производить расчет силы резания.

**Разработка теоретической модели силы резания
однодисковой фрезой**

Гребенчатая резбовая фреза представляет собой набор одинаковых дисковых элементов, имеющих резбообразующие профили, поэтому предложена концепция по выделению единичного дискового элемента и определения на нем составляющих силы резания, которая заключается в разбиении гребенчатой фрезы на ряд элементарных резбообразующих дисков, имеющих количество затывованных зубьев z , соответствующее количеству зубьев резбовой гребенчатой фрезы.

Каждый зуб полученного однодискового инструмента имеет резбообразующий профиль, состоящий из трех режущих лезвий, каждое из которых имеет разный передний угол γ и угол наклона режущих кромок λ . Наличие нескольких одновременно работающих лезвий является условием несвободного резания, а из-за разных углов наклона требуется описывать для каждой кромки условия косоугольного резания. Описывать резбофрезерование через модели косоугольного несвободного резания не представляется возможным из-за того, что на резбообразующем профиле нельзя выделить вспомогательные кромки, так как каждая совершает приближенно одинаковую работу. На основании этого использована модель по определению составляющих силы резания для резбового резца [8], который позволяет рассматривать каждую кромку на резце в условиях свободного косоугольного резания, а влияние других кромок учитывается в итоговых формулах. Использовать предложенную модель напрямую для работы резбовых фрез невозможно, поскольку она не учитывает изменение угла наклона на фаске резбообразующего профиля для винтового зуба гребенчатой резбовой фрезы, описывает условия течения с соблюдением постоянства сечения срезаемого слоя и не учитывает его изменение, в модели отсутствует понятие направления обработки (встречное или попутное).

На рис. 1 представлена схема расчета составляющих силы резания на режущей части однодисковой фрезы при попутном и встречном направлении обработки, в которой исходными геометрическими параметрами являются передний и задний углы в торцевом сечении зуба γ_t и α_t , угол наклона фаски резбообразующего профиля $\lambda_3 = \omega$ и углы резбообразующего профиля $\beta_1 = 90^\circ - \varphi_1$ и $\beta_2 = 90^\circ - \varphi_2$ (на рис. 1 углы β_1 и β_2 не указаны) на боковых лезвиях. Для метрической резбы принимаем углы резбообразующего профиля $\beta_1 = \beta_2 = 30^\circ$. Наличие угла ω изменяет фактические передние углы γ_1, γ_2 в главной секущей плоскости и добавляет углы наклона режущих кромок $\lambda_1, \lambda_2 \neq 0^\circ$, что приводит к появлению углов схода стружки η_1, η_2 на передней поверхности. При резбофрезеровании, из-за использования кинематической схемы, отличной от точения, а также наличия углов $\gamma_t, \lambda_1, \lambda_2$ углы в плане $\varphi_1 \neq \varphi_2 \neq 60^\circ$ и зависят от углов β_1 и β_2 . Причем при определенном сочетании углов γ_t и ω возможно изменение знака передних углов и углов наклона на боковых режущих кромках, что также приводит к изменению знаков и величин углов схода стружки на передней поверхности – η_1, η_2 . Наличие на фаске резбообразующего профиля угла $\lambda_3 = \omega \neq 0^\circ$ добавляет угол схода стружки η_3 , а также угол в плане φ_3 .

В исходных формулах [8] сила описывается для резца и используется ортогональная система распределения составляющих силы (P_x, P_y, P_z), которая является постоянной при точении. Однако при фрезеровании постоянно изменяется положение инструмента, поэтому необходимо совместить ортогональную систему с инструментом и перевести составляющие силы в касательную P_t , радиальную P_r и осевую P_z . На основании вышеописанного, исходная модель (см. рис. 1) была доработана с учетом изменения углов и показано распределение сил на каждой стороне профиля, а зависимости составляющих силы при резбофрезеровании с использованием модели [8] примет следующий вид:

$$\left\{ \begin{aligned} P_t &= N_3 \cdot \cos \gamma_{H3} \cdot \cos \omega + F_3 \cdot (\sin \eta_3 \cdot \sin \omega + \sin \gamma_{H3} \cdot \cos \eta_3 \cdot \cos \omega) + N_1 \cdot \cos \gamma_{H1} \cdot \cos \lambda_1 + \\ &+ F_1 \cdot (\sin \eta_1 \cdot \sin \lambda_1 + \sin \gamma_{H1} \cdot \cos \eta_1 \cdot \cos \lambda_1) + N_2 \cdot \cos \gamma_{H2} \cdot \cos \lambda_2 + \\ &+ F_2 \cdot (\sin \eta_2 \cdot \sin \lambda_2 + \sin \gamma_{H2} \cdot \cos \eta_2 \cdot \cos \lambda_2) + F'_1 + F'_2 + F'_3; \\ P_r &= F_3 \cdot \cos \gamma_{H3} \cdot \cos \eta_3 - \frac{N_3 \cdot \sin \gamma_{H3}}{\sqrt{1 - \cos^2 \gamma_{H3} \cdot \sin^2 \omega}} + N_1 \cdot (-\sin \gamma_{H1} \cdot \cos \varphi_1 + \cos \gamma_{H1} \cdot \sin \lambda_1 \cdot \sin \varphi_1) + \\ &+ F_1 \cdot (-\sin \eta_1 \cdot \cos \lambda_1 \cdot \sin \varphi_1 + \cos \gamma_{H1} \cdot \cos \eta_1 \cdot \cos \varphi_1 + \sin \gamma_{H1} \cdot \cos \eta_1 \cdot \sin \lambda_1 \cdot \sin \varphi_1) + \\ &+ N_2 \cdot (\sin \gamma_{H2} \cdot \cos \varphi_2 + \cos \gamma_{H2} \cdot \sin \lambda_2 \cdot \sin \varphi_2) + \\ &+ F_2 \cdot (-\sin \eta_2 \cdot \cos \lambda_2 \cdot \cos \varphi_2 + \cos \gamma_{H2} \cdot \cos \eta_2 \cdot \sin \varphi_2 + \sin \gamma_{H2} \cdot \cos \eta_2 \cdot \sin \lambda_2 \cdot \cos \varphi_2) + \\ &+ N'_3 + N'_1 \cdot \cos \varphi_1 + N'_2 \cdot \cos \varphi_2; \\ P_z &= N_3 \cdot \cos \gamma_{H3} \cdot \cos \omega - F_3 \cdot (\sin \eta_3 \cdot \cos \omega - \cos \eta_3 \cdot \sin \gamma_{H3} \cdot \sin \omega) - N_1 \cdot (\cos \gamma_{H1} \cdot \sin \lambda_1 \cdot \cos \varphi_1 + \sin \gamma_{H1} \cdot \sin \varphi_1) - \\ &- F_1 \cdot (\sin \gamma_{H1} \cdot \cos \eta_1 \cdot \sin \lambda_1 \cdot \cos \varphi_1 - \cos \gamma_{H1} \cdot \cos \eta_1 \cdot \sin \varphi_1 - \sin \eta_1 \cdot \cos \lambda_1 \cdot \cos \varphi_1) + \\ &+ N'_1 \cdot \sin \varphi_1 - N_2 \cdot (-\cos \gamma_{H2} \cdot \sin \lambda_2 \cdot \cos \varphi_2 - \sin \gamma_{H2} \cdot \sin \varphi_2) - \\ &- F_2 \cdot (-\sin \gamma_{H2} \cdot \cos \eta_2 \cdot \sin \lambda_2 \cdot \cos \varphi_2 + \cos \gamma_{H2} \cdot \cos \eta_2 \cdot \sin \varphi_2 + \sin \eta_2 \cdot \cos \lambda_2 \cdot \cos \varphi_2) - N'_2 \cdot \sin \varphi_2. \end{aligned} \right. \quad (1)$$

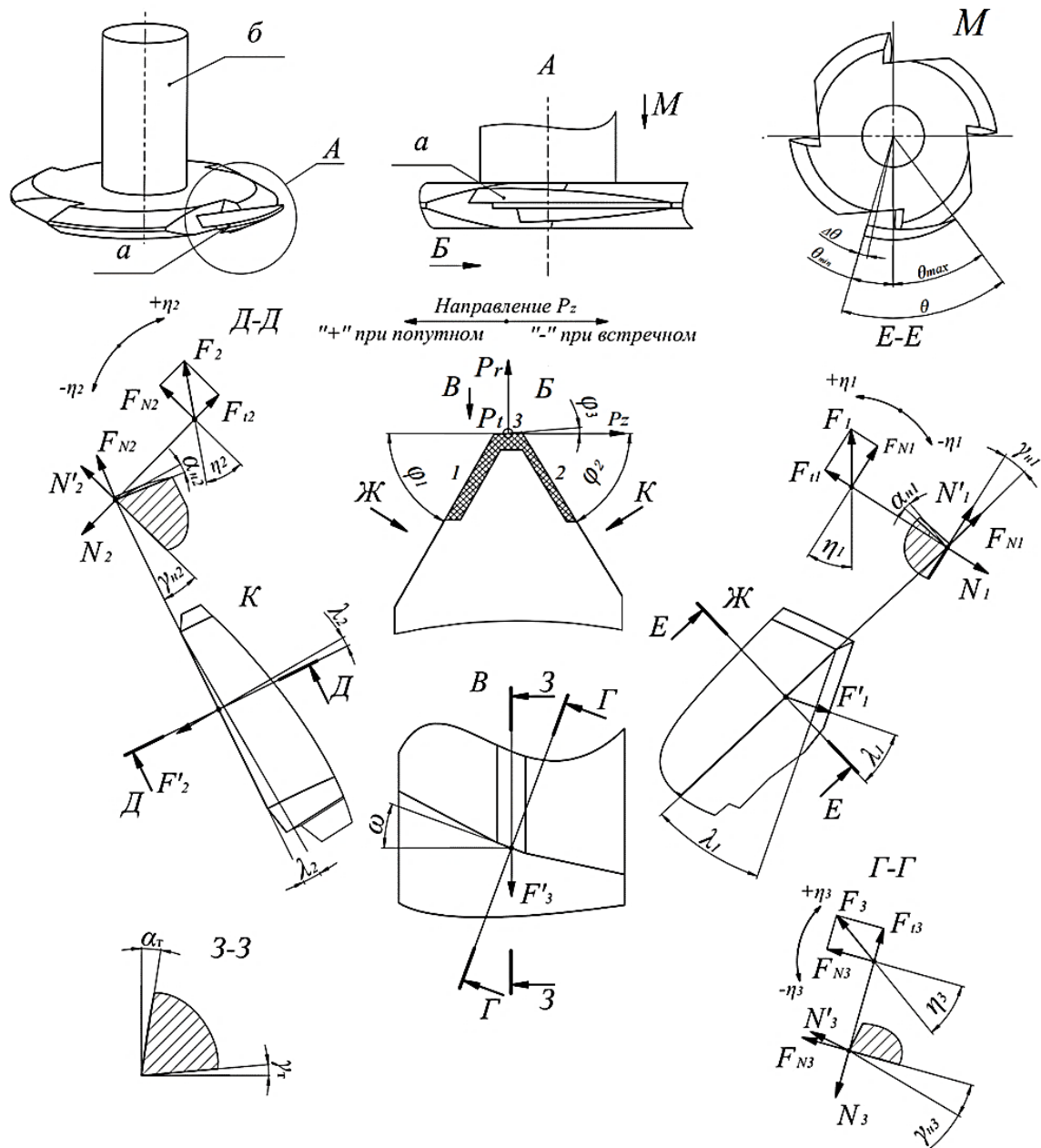


Рис. 1. Схема расчета составляющих силы резания на режущей части однодисковой резьбовой фрезы при попутном и встречном направлении обработки: а – срезаемый слой; б – фреза дисковая; 1, 2 – боковые стороны резьбообразующего профиля; 3 – фаска резьбообразующего профиля

Fig. 1. The calculation scheme of the components of cutting force on the cutting part of a single-disc thread mill with up and down milling: а is the cut layer, б is the disc mill; 1, 2 are the sides of the thread-forming profile, 3 is the chamfer of the thread-forming profile

Для наглядности отображения векторов касательных составляющих сил на передних поверхностях на боковых лезвиях F_1 и F_2 добавлены разложения этих векторов на нормальные $F_{N1,2}$ и касательные $F_{t1,2}$ составляющие (см. рис. 1).

Чтобы определить входящие в формулы (1) слагаемые усилия, необходимо определить расположение плоскости деформации стружки. Для косоугольного свободного резания угол между главной секу-

щей плоскостью и плоскостью деформации v_i определяется по следующей формуле [9]:

$$v_i = \arctg(\sin \lambda_i \cdot (1 - \operatorname{tg} \gamma_{Hi})). \quad (2)$$

Для определения угла схода стружки по передней поверхности η_i использовалась зависимость [9]:

$$\eta_i = \frac{(\sin \gamma_{Hi} \cdot \sin \lambda_i + \cos \gamma_{Hi} \cdot \operatorname{tg} v_i)}{\cos \lambda_i}. \quad (3)$$

Для определения геометрических параметров лезвия зуба инструмента на **рис. 2** показаны координатные плоскости в произвольной точке m (в соответствии с ГОСТ 25762-83) для расчета углов на примере лезвия 1 (см. **рис. 1**) резбообразующего профиля. Аналогично определяются углы для кромок 2 и 3. Каждое лезвие профиля имеет переменные углы, связанные с радиальным затылованием задних поверхностей зуба и наличием винтовой передней поверхности, что усложняет расчет фактических значений углов на боковых сторонах профиля, поэтому они определялись с использованием касательных плоскостей в каждой точке кромок резбообразующего профиля.

Для определения значений геометрических параметров лезвий резбообразующего профиля однодисковой фрезы координатные плоскости были за-

даны уравнениями, а углы между плоскостями определялись при помощи методов аналитической геометрии. В **табл. 1** представлены полученные зависимости для определения геометрических параметров лезвий резбообразующего профиля зуба однодисковой фрезы на всех трех его сторонах.

Для определения составляющих силы резания согласно (1) были рассмотрены теоретические модели определения силы резания. Использована последовательность расчета силы резания [10], которая показала наиболее близкие результаты к полученным экспериментальным данным в условиях малых значений толщины срезаемого слоя. Рассмотренная модель основывается на определении силы стружкообразования P_c (**рис. 3**), а основные формулы для расчета представлены в **табл. 2** [10].

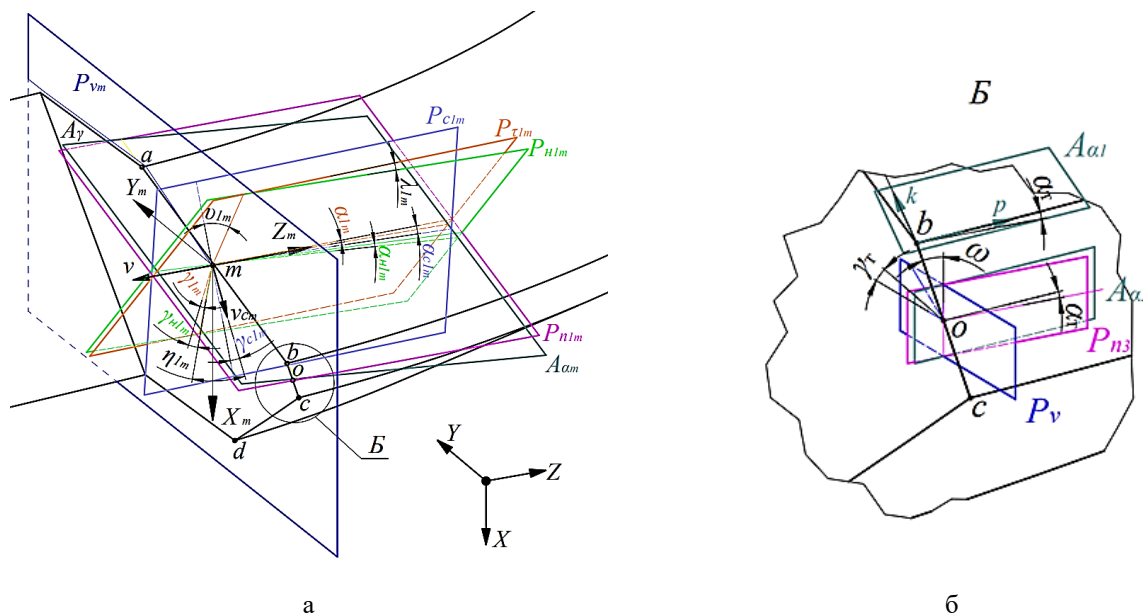


Рис. 2. Расчетная схема для определения геометрических параметров зуба однодисковой фрезы на кромке 1
 Fig. 2. The calculation scheme for determining the geometric parameters of the tooth of the single-disc mill on edge 1

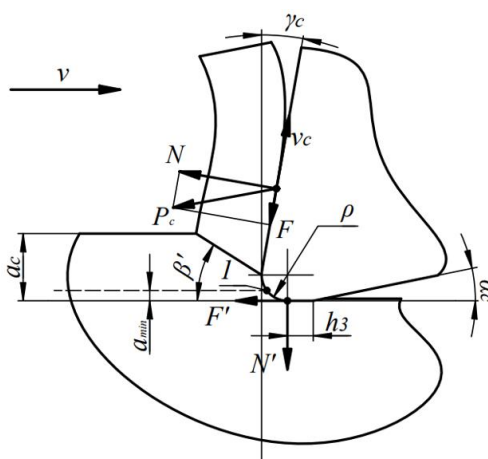


Рис. 3. Составляющие силы, действующие на режущее лезвие каждой кромки резбообразующего профиля:
 1 – точка начала резания, определяемая минимальной толщиной a_{min}
 Fig. 3. The components of cutting force acting on the cutting blade of each edge of the thread-forming profile:
 1 is a point of the beginning of cutting determined by minimum thickness a_{min}

Таблица 1. Геометрические параметры лезвий резьбообразующего профиля зуба однодисковой резьбовой фрезы
 Table 1. Geometric parameters of the blades of the thread-forming tooth profile of the single-disc thread mill

Угол	Расчетная зависимость
γ_1	$\arccos \left(\frac{ -1 - \operatorname{tg}\beta_1 ^2}{\sqrt{1 + \operatorname{tg}\beta_1^2} + (\operatorname{tg}\beta_1 \cdot \operatorname{tg}\gamma_T - \operatorname{tg}\omega)^2 \cdot \sqrt{1 + \operatorname{tg}\beta_1^2}} \right)$
γ_2	$\arccos \left(\frac{ -1 - \operatorname{tg}\beta_2 ^2}{\sqrt{1 + \operatorname{tg}\beta_2^2} + (\operatorname{tg}\beta_2 \cdot \operatorname{tg}\gamma_T + \operatorname{tg}\omega)^2 \cdot \sqrt{1 + \operatorname{tg}\beta_2^2}} \right)$
γ_3	γ_T
α_1	$\arccos \left(\frac{ -(1 + \operatorname{tg}\beta_1^2) ^2}{\sqrt{\operatorname{tg}\beta_1^2 \cdot \operatorname{tg}\alpha_T^2 + \operatorname{tg}\beta_1^4 \cdot \operatorname{tg}\alpha_T^2 + (-\operatorname{tg}\beta_1^2 - 1)^2} \cdot \sqrt{(\operatorname{tg}\beta_1^2 + 1)^2}} \right)$
α_2	$\arccos \left(\frac{ -(1 + \operatorname{tg}\beta_2^2) ^2}{\sqrt{\operatorname{ctg}\beta_2^2 \cdot \operatorname{tg}\alpha_T^2 + \operatorname{ctg}\beta_2^4 \cdot \operatorname{tg}\alpha_T^2 + (1 + \operatorname{tg}\beta_2^2)^2} \cdot \sqrt{(-1 - \operatorname{tg}\beta_2^2)^2}} \right)$
α_3	α_T
λ_1	$\arccos \left(\frac{ -1 - \operatorname{tg}\beta_1 ^2}{\sqrt{\operatorname{tg}\beta_1^2 + 1 + (\operatorname{tg}\gamma_T + \operatorname{tg}\beta_1 \cdot \operatorname{tg}\omega)^2} \cdot \sqrt{\operatorname{tg}\beta_1^2 + 1}} \right)$
λ_2	$\arccos \left(\frac{ -1 - \operatorname{tg}\beta_2 ^2}{\sqrt{\operatorname{tg}\beta_2^2 + 1 + (\operatorname{tg}\gamma_T - \operatorname{tg}\beta_2 \cdot \operatorname{tg}\omega)^2} \cdot \sqrt{\operatorname{tg}\beta_2^2 + 1}} \right)$
λ_3	ω
γ_{H1}	$\arccos \left(\frac{ -1 - A_{H1} \cdot \operatorname{tg}\gamma_T - (\operatorname{tg}\beta_1 + A_{H1} \cdot \operatorname{tg}\omega) \cdot \operatorname{tg}\beta_1 }{\sqrt{(-1 - A_{H1} \cdot \operatorname{tg}\gamma_T)^2 + (\operatorname{tg}\beta_1 + A_{H1} \cdot \operatorname{tg}\omega)^2 + (-\operatorname{tg}\beta_1 \cdot \operatorname{tg}\gamma_T + \operatorname{tg}\omega)^2} \cdot \sqrt{1 + \operatorname{tg}\beta_1^2}} \right),$ где $A_{H1} = \operatorname{tg}\gamma_T + \operatorname{tg}\beta_1 \cdot \operatorname{tg}\omega$
γ_{H2}	$\arccos \left(\frac{ -1 + A_{H2} \cdot \operatorname{tg}\gamma_T + (A_{H2} \cdot \operatorname{tg}\omega - \operatorname{tg}\beta_2) \cdot \operatorname{tg}\beta_2 }{\sqrt{(-1 + A_{H2} \cdot \operatorname{tg}\gamma_T)^2 + (A_{H2} \cdot \operatorname{tg}\omega - \operatorname{tg}\beta_2)^2 + (\operatorname{tg}\beta_2 \cdot \operatorname{tg}\gamma_T + \operatorname{tg}\omega)^2} \cdot \sqrt{1 + \operatorname{tg}\beta_2^2}} \right),$ где $A_{H2} = \operatorname{tg}\gamma_T - \operatorname{tg}\beta_2 \cdot \operatorname{tg}\omega$

$\gamma_{н3}$	$\arccos \left(\frac{ -1 - \operatorname{tg} \omega^2 }{\sqrt{(\operatorname{tg} \omega \cdot \operatorname{tg} \gamma_T)^2 + (1 + \operatorname{tg} \omega^2)^2 + \operatorname{tg} \gamma_T^2}} \right)$
γ_{c1}	$\arccos \left(\frac{ -1 - (\operatorname{tg}(\beta_1 - \nu_1))^2 }{\sqrt{1 + (\operatorname{tg}(\beta_1 - \nu_1))^2 + (\operatorname{tg}(\beta_1 - \nu_1) \cdot \operatorname{tg} \gamma_T - \operatorname{tg} \omega)^2} \cdot \sqrt{1 + \operatorname{tg}(\beta_1 - \nu_1)^2}} \right)$
γ_{c2}	$\arccos \left(\frac{ -1 - (\operatorname{tg}(\beta_2 - \nu_2))^2 }{\sqrt{1 + (\operatorname{tg}(\beta_2 - \nu_2))^2 + (\operatorname{tg}(\beta_2 - \nu_2) \cdot \operatorname{tg} \gamma_T + \operatorname{tg} \omega)^2} \cdot \sqrt{1 + \operatorname{tg}(\beta_2 - \nu_2)^2}} \right)$
γ_{c3}	$\arccos \left(\frac{ \operatorname{tg} \nu_3^2 - 1 }{\sqrt{\operatorname{tg} \nu_3^2 + 1 + (\operatorname{tg} \nu_3 \cdot \operatorname{tg} \omega - \operatorname{tg} \gamma_T)^2} \cdot \sqrt{\operatorname{tg} \nu_3^2 + 1}} \right)$
α_{c1}	$\arccos \left(\frac{ (-A_{c1} - 1)^2 }{\sqrt{(-\operatorname{tg} \beta_1 \cdot \operatorname{tg} \alpha_T)^2 + (-A_{c1} - 1)^2 + (-A_{c1} \cdot \operatorname{tg} \alpha_T)^2} \cdot \sqrt{(-A_{c1} - 1)^2}} \right),$ где $A_{c1} = \operatorname{tg} \beta_1 \cdot \operatorname{tg}(\beta_1 - \nu_1)$
α_{c2}	$\arccos \left(\frac{ (-A_{c2} - 1)^2 }{\sqrt{(\operatorname{tg} \beta_2 \cdot \operatorname{tg} \alpha_T)^2 + (-A_{c2} - 1)^2 + (-A_{c2} \cdot \operatorname{tg} \alpha_T)^2} \cdot \sqrt{(-A_{c2} - 1)^2}} \right),$ где $A_{c2} = \operatorname{tg} \beta_2 \cdot \operatorname{tg}(\beta_2 - \nu_2)$
α_{c3}	$\arccos \left(\frac{1}{\sqrt{(\operatorname{tg} \nu_3 \cdot \operatorname{tg} \alpha_T)^2 + \operatorname{tg} \alpha_T^2 + 1}} \right)$
φ_1	$\arccos \left(\frac{ -\operatorname{tg} \gamma_T \cdot \operatorname{tg} \beta_1 \cdot \operatorname{tg} \alpha_T + \operatorname{tg} \beta_1 }{\sqrt{(\operatorname{tg} \gamma_T \cdot \operatorname{tg} \beta_1 \cdot \operatorname{tg} \alpha_T + \operatorname{tg} \beta_1)^2 + (\operatorname{tg} \omega \cdot \operatorname{tg} \beta_1 \cdot \operatorname{tg} \alpha_T - 1)^2}} \right)$
φ_2	$\arccos \left(\frac{ -\operatorname{tg} \gamma_T \cdot \operatorname{tg} \beta_2 \cdot \operatorname{tg} \alpha_T + \operatorname{tg} \beta_2 }{\sqrt{(-\operatorname{tg} \gamma_T \cdot \operatorname{tg} \beta_2 \cdot \operatorname{tg} \alpha_T + \operatorname{tg} \beta_2)^2 + (-\operatorname{tg} \omega \cdot \operatorname{tg} \beta_2 \cdot \operatorname{tg} \alpha_T + 1)^2}} \right)$
φ_3	$\arccos \left(\frac{ -\operatorname{tg} \gamma_T \cdot \operatorname{tg} \alpha_T + 1 }{\sqrt{(\operatorname{tg} \gamma_T \cdot \operatorname{tg} \alpha_T - 1)^2 + (\operatorname{tg} \omega \cdot \operatorname{tg} \alpha_T)^2}} \right)$

Таблица 2. Основные расчетные формулы модели силы резания [10]
 Table 2. Basic calculation formulas of the cutting force model [10]

Параметр модели	Вид зависимости
Угол сдвига β'	$\beta' = \arctg \left(\frac{0,5 \cdot \left(\frac{Pe}{F} \right)^{0,05 \cdot \sqrt{F}} \cdot K_1 \cdot E^{-0,02 \cdot E}}{(1 - \gamma_c)^{0,2} \cdot \left(1 + \frac{h_3}{\rho} \right)^{0,05}} \right),$ <p>где $Pe = v \cdot \frac{a_c}{a}$, $F = \beta \cdot \varepsilon \cdot \frac{\lambda_p}{\lambda}$, $E = \frac{\rho}{a_c}$ – безразмерные критерии подобия, зависящие от: v – скорости резания, м/с; a_c – толщины срезаемого слоя в плоскости деформации, мм; a – коэффициента температуропроводности обрабатываемого материала, м²/с; β – угла заострения режущего клина на лезвии, рад; ε – угла при вершине в плане, рад; λ_p, λ – коэффициентов теплопроводности инструментального и обрабатываемого материалов, Дж/(м·с·°С); K_1 – экспериментального коэффициента, характеризующего влияние инструментального покрытия и используемого СОТС; h_3 – величины износа на задней поверхности, мм</p>
Сила стружкообразования P_c	$P_c = \frac{\tau_p \cdot a_c \cdot b}{(\sin \beta')^2},$ <p>где τ_p – касательное напряжение в плоскости сдвига, МПа, $\tau_p = 0,8 \cdot \sigma_b$ (для стали) (здесь σ_b – предел прочности, МПа); b – ширина срезаемого слоя, мм</p>
Нормальная сила на передней поверхности N	$N = P_c \cdot \sin(2 \cdot \beta' - \gamma_c)$
Касательная сила на передней поверхности F	$F = P_c \cdot \cos(2 \cdot \beta' - \gamma_c)$
Нормальная сила на задней поверхности N'	$N' = \tau_p \cdot \psi \cdot b \cdot \Delta \cdot \cos \alpha_c \cdot \left(\frac{1}{\mu_1} + \operatorname{tg} \alpha_c \right),$ <p>где ψ – вспомогательный безразмерный коэффициент; Δ – общая длина контакта по задней поверхности, мм; μ_1 – коэффициент трения по задней поверхности</p>
Касательная сила на задней поверхности F'	$F' = \tau_p \cdot \psi \cdot b \cdot \Delta \cdot \cos \alpha_c \cdot \left(1 - \frac{\operatorname{tg} \alpha_c}{\mu_1} \right)$

Для определения параметров сечения срезаемого слоя использовалась теоретическая модель, представленная в работе [11], которая основана на получении срезаемого слоя, образованного двумя соседними положениями зубьев инструмента, смещенными на величину Δz (рис. 4). Представленная в работе [11] расчетная схема была доработана с учетом искажения профиля при сечении срезаемого слоя относительно разных положений инструмента. При расчете учитывались несимметричность сечения срезаемого слоя из-за сложной кинематики резбозерования, различные углы в сечении и неравномерность толщины между соседними проходами, ради-

альное биение инструмента. Параметры срезаемого слоя на каждой стороне определялись координатным способом с использованием зависимостей, определяющих расстояние между узловыми точками, показанными на рис. 4.

Предложенный расчет толщины срезаемого слоя корректировался с учетом радиуса округления режущей кромки и радиального биения фрезы.

Значения составляющих силы резания при фрезеровании однодисковой фрезой могут быть рассчитаны согласно (1) по углу контакта $\theta \in [\theta_{\min}; \theta_{\max}]$ (см. рис. 1) с учетом приращения угла $\Delta\theta$ по формулам

$$P_t = \begin{bmatrix} P_{t0}(\theta_{\min}) \\ P_{t1}(\theta_{\min} + 1 \cdot \Delta\theta) \\ P_{t2}(\theta_{\min} + 2 \cdot \Delta\theta) \\ \vdots \\ P_{ti}(\theta_{\min} + i \cdot \Delta\theta) \end{bmatrix}; \quad P_r = \begin{bmatrix} P_{r0}(\theta_{\min}) \\ P_{r1}(\theta_{\min} + 1 \cdot \Delta\theta) \\ P_{r2}(\theta_{\min} + 2 \cdot \Delta\theta) \\ \vdots \\ P_{ri}(\theta_{\min} + i \cdot \Delta\theta) \end{bmatrix}; \quad P_z = \begin{bmatrix} P_{z0}(\theta_{\min}) \\ P_{z1}(\theta_{\min} + 1 \cdot \Delta\theta) \\ P_{z2}(\theta_{\min} + 2 \cdot \Delta\theta) \\ \vdots \\ P_{zi}(\theta_{\min} + i \cdot \Delta\theta) \end{bmatrix}, \quad (4)$$

где i – количество приращений по углу контакта.

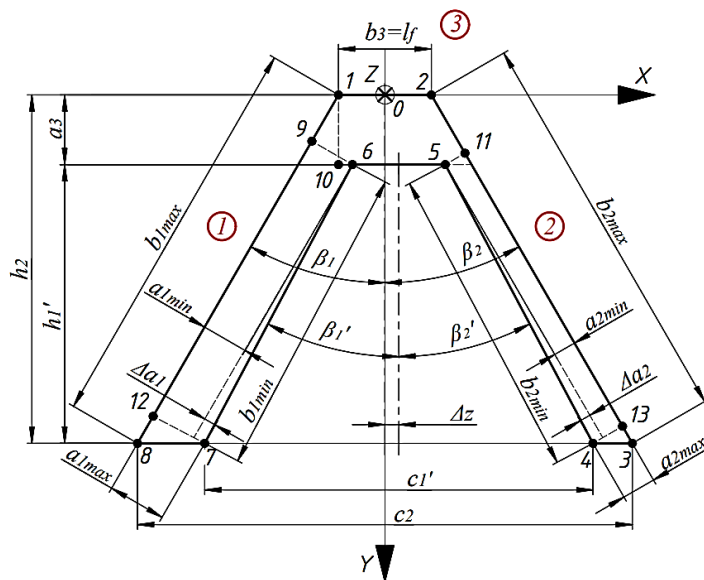


Рис. 4. Расчетная схема определения координат точек срезаемого слоя
 Fig. 4. The calculation scheme for determining the coordinates of the points of the cut layer

Сравнительный анализ теоретической и экспериментальной моделей силы

Для проверки адекватности разработанных теоретических зависимостей составляющих силы при фрезеровании резьбы однодисковой фрезой использовались данные лабораторного эксперимента по измерению силы резания [12], который заключался в реализации кинематической схемы резбофрезерования единичным резцом с использованием инструментальной системы на базе координатно-расточного станка с ЧПУ модели 24К40СФ4, которая представлена на рис. 5, а. В шпиндель станка устанавливалась расточная головка (поз. 1) с державкой (поз. 2) и установленным в державке резцом (поз. 3 на рис. 5, б) из твердого сплава ВК10, имитирующим дисковую однозубую резбовую фрезу. Резцы изготавливались с различными углами наклона режущей кромки на фасочной части резца (рис. 5, в). Для измерения составляющих силы резания использовался контрольно-измерительный диагностический стенд на базе динамометра Kistler 9257В (поз. 5), закрепленным на столе станка. В качестве заготовки (поз. 4) использовался прокат круглый из стали 45 с предварительно подготовленными полуотверстиями (поз. 4).

Для представленной системы был разработан план эксперимента (принятые константы соответствуют

рис. 6, диапазон изменения параметров плана – рис. 7), а полученные результаты обрабатывались в соответствии с методикой [12] путем совмещения положения резца по времени, снятым с динамометра с его теоретическим положением при обработке резьбы [12]. Для сравнения расчетных значений составляющих силы с экспериментальными данными все значения были приведены к углу контакта θ (см. рис. 6).

На рис. 7 представлены графики расчетных и экспериментальных значений составляющих силы при фрезеровании резьбы однодисковой фрезой. При построении экспериментальных зависимостей вычислялись средние значения максимума составляющих силы резания для всех комбинаций параметров по всему плану эксперимента. Максимальные значения по углу контакта для представленных значений параметров на рис. 6 следующие: $P_t = 90,5$ Н, $P_r = 50,8$ Н, $P_z = 34$ Н. Средняя ошибка расчетных значений по всему эксперименту не превысила 6% для касательных P_t и радиальных P_r составляющих силы. Расхождение P_z является наибольшим и не превышает 15%. Это можно объяснить тем, что P_z складывается из двух слагаемых на боковых сторонах резбообразующего профиля, разных по знаку (см. рис. 1), в результате чего на основной части срезаемого слоя получается меньшее значение составляющей P_z , чем на хвостовой части [11], когда резание одной из сторон пропадает, что свя-

зано с увеличением силы резания на тонких стружках (см. рис. 6, $\theta = 2-8^\circ$). По окончании резания одной из сторон резьбообразующего профиля предполагается, что происходит упругое воздействие на инструмент с другой стороны резьбообразующего профиля, в результате уменьшается толщина на этой боковой стороне и длина хвостовой части, что может приводить к уменьшению составляющей силы P_z , что не учитывалось в расчетной модели.

Сравнение расчетных зависимостей с экспериментальными показали соблюдение тенденций их изменений для всех составляющих силы при резьбофрезеровании. Расчетные значения (1) осевой составляющей P_z отличаются направлением и, соответственно, знаком при встречном и попутном фрезеровании. Совпадение направлений осевой составляющей с результатами эксперимента также подтвердило работоспособность системы.

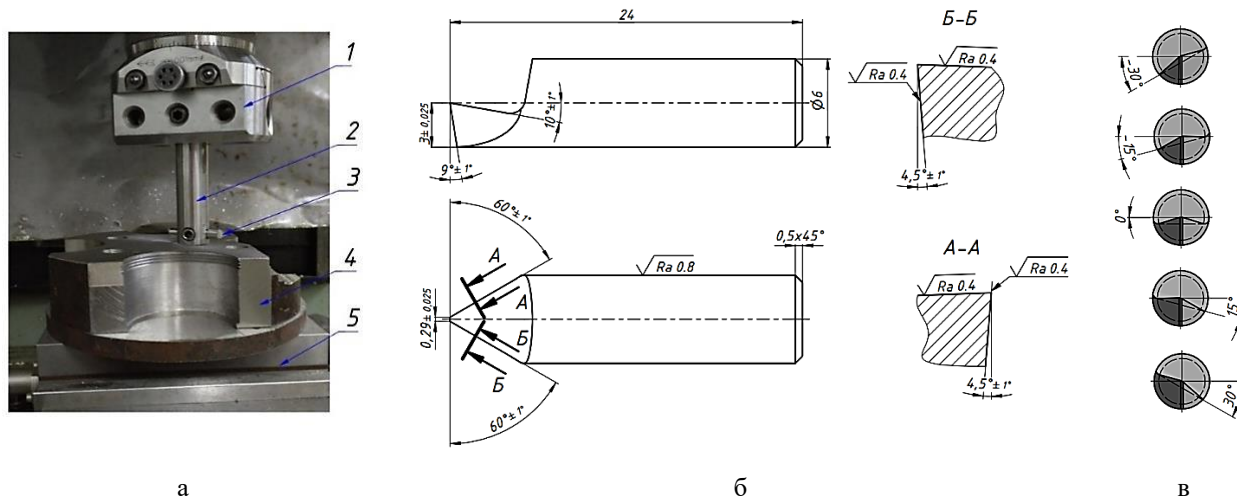


Рис. 5. Инструментальная система для измерения составляющих силы резания: а – общий вид: 1 – расточная головка; 2 – державка; 3 – резьбовой резец; 4 – заготовка; 5 – динамометрическая система; б – параметры резьбового резца; в – вид резца при разных углах наклона режущей кромки на фасочной части ω

Fig. 5. The tool system for measuring the components of cutting force: a is a general view: 1 is a boring head, 2 is a holder, 3 is a thread tool, 4 is a workpiece, 5 is a dynamometer system; б are parameters of the thread tool; в is the type of the cutter at different angles of inclination of the cutting edge on chamfer ω

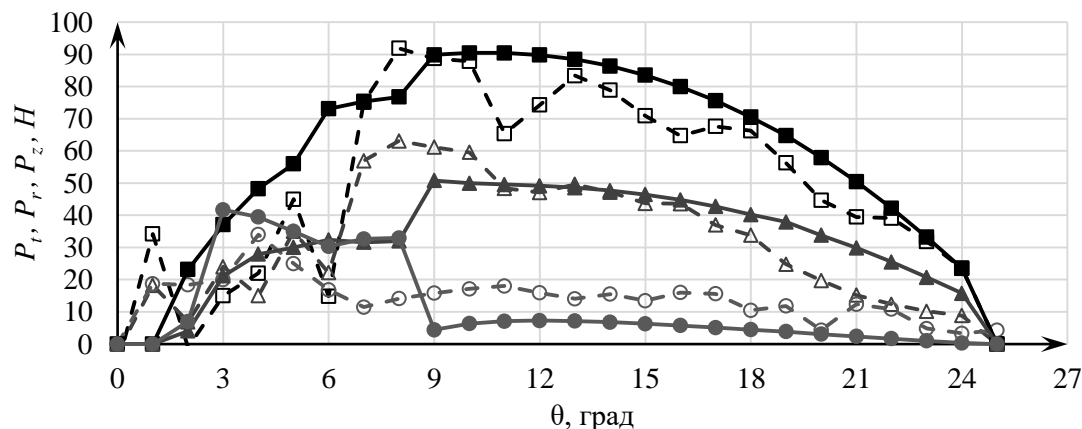


Рис. 6. Сравнение экспериментальных $P_t(\square)$, $P_r(\Delta)$, $P_z(\circ)$ и расчетных $P_t(\blacksquare)$, $P_r(\blacktriangle)$, $P_z(\bullet)$ составляющих силы резания вдоль угла контакта θ ($D = 68$ мм, $P = 2$ мм, $D_l = 66$ мм, $d_p = 48$ мм, $l_f = 0,29$ мм, $\omega = 0^\circ$, $\gamma_T = 10^\circ$, $\alpha_T = 9^\circ$, $\rho_1 = 0,015$ мм; $\rho_2 = 0,015$ мм; $\rho_3 = 0,022$ мм; $h_{31} = 0,07$ мм; $h_{32} = 0,07$ мм; $h_{33} = 0,08$ мм, $V = 90$ м/мин, $S_z = 0,12$ мм/зуб, направление фрезерования: попутное)

Fig. 6. Comparison of experimental $P_t(\square)$, $P_r(\Delta)$, $P_z(\circ)$ and calculated $P_t(\blacksquare)$, $P_r(\blacktriangle)$, $P_z(\bullet)$ components of cutting force along contact angle θ ($D = 68$ мм, $P = 2$ мм, $D_l = 66$ мм, $d_p = 48$ мм, $l_f = 0.29$ мм, $\omega = 0^\circ$, $\gamma_T = 10^\circ$, $\alpha_T = 9^\circ$, $\rho_1 = 0.015$ мм; $\rho_2 = 0.015$ мм; $\rho_3 = 0.022$ мм; $h_{31} = 0.07$ мм; $h_{32} = 0.07$ мм; $h_{33} = 0.08$ мм, $V = 90$ м/мин, $S_z = 0.12$ мм/tooth, down milling)

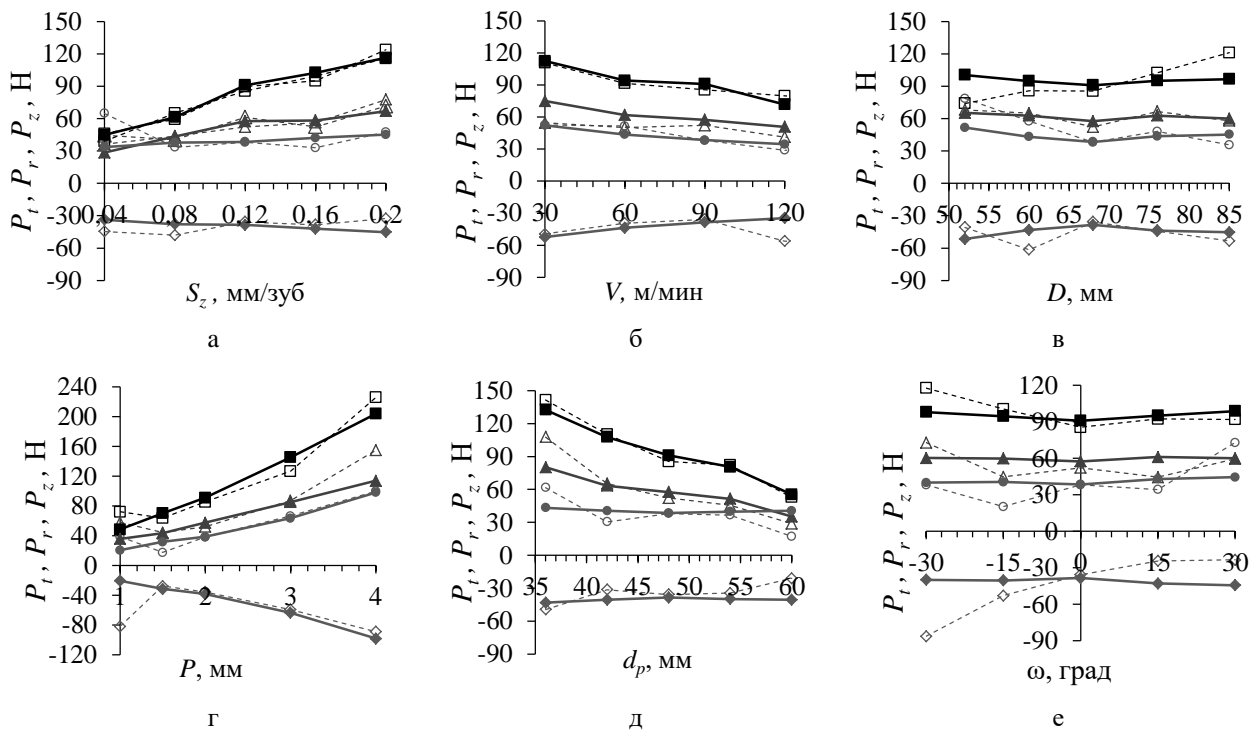


Рис. 7. Графики расчетных зависимостей ($P_r(\blacksquare), P_r(\blacktriangle)$, для попутного - $P_z(\bullet)$ и для встречного $P_z(\blacklozenge)$) и экспериментальных зависимостей ($P_r(\square), P_r(\triangle)$, для попутного - $P_z(\circ)$, для встречного - $P_z(\diamond)$) составляющих силы резания от подачи S_z (а), скорости резания V (б), диаметра резьбы D (в), шага резьбы P (г), диаметра рабочей части инструмента d_p (д) и угла наклона режущей кромки на фасочной части ω (е)

Fig.7. Graphs of calculated dependencies ($P_r(\blacksquare), P_r(\blacktriangle)$, for down milling $P_z(\bullet)$ and for up milling $P_z(\blacklozenge)$) and experimental dependencies ($P_r(\square), P_r(\triangle)$, for down milling $P_z(\circ)$, for up milling $P_z(\diamond)$) components of cutting force from feed S_z (а), cutting speed V (б), thread diameter D (в), thread pitch P (г), diameter of the working part of the tool d_p (д) and the angle of inclination of the cutting edge on chamfer ω (е)

Заклучение

Полученные результаты позволяют сделать вывод, что разработанная теоретическая модель силы резания при резьбофрезеровании однодисковой фрезой подтверждена результатами экспериментального исследования и может быть использована в дальнейшем как для расчета силы при фрезеровании однодисковыми резьбовыми фрезами, так и является основой для разработки комплексной модели для определения силы при обработке гребенчатыми резьбовыми фрезами, анализа конусности резьбы, исследования равномерности резьбофрезерования и управления амплитудой составляющих силы при резьбофрезеровании.

Список источников

1. Зорохович А.А. Резьбофрезерование и резьбофрезерные станки. М.: Оборонгиз, 1940. 147 с.
2. Сайкин С.А., Цветков Е.В., Толкачев А.В. Измерение силы резания и крутящего момента при резьбофрезеровании // Наукоемкие технологии в

- машиностроении. 2023. №1(139). С. 24-30. DOI: 10.30987/2223-4608-2023-1-24-30
3. Косарев В.А., Гречишников В.А., Косарев Д.В. Исследование силовых параметров при фрезеровании внутренних резьб с планетарным движением инструмента // СТИН. 2009. №8. С. 19-22.
4. A model for thread milling cutting forces / Araujo A.C., Silveira J.L., Jun M.B., Kapoor S.G., DeVor R. // International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2006, vol. 46 (15), pp. 2057-2065.
5. Мальков О.В., Головки И.М. Экспериментальное определение модели силы при резьбофрезеровании // Инновации в машиностроении: сборник трудов Международной молодежной конференции. Томск: Изд-во Томского политехнического университета, 2012. С. 73-77.
6. Araujo A.C., Fromentin G., Poulachon G. Analytical and experimental investigations on thread milling forces in titanium alloy // International Journal of Machine Tools & Manufacture, 2013, vol. 67, pp. 28-34.
7. Волков Д.И., Сайкин С.А. Расчет силы резания при фрезеровании внутренней резьбы в жаропрочных сплавах // Вестник Рыбинской государственной авиационной технологической академии им. П.А. Соловьева. 2010. №1(16). С. 145-150.

8. Бобров В.Ф. Многопроходное нарезание крепежных резьб резцом. М.: Машиностроение, 1982. 104 с.
9. Розенберг Ю.А., Тахман С.И. Силы резания и методы их определения: учеб. пособие. Ч. 1. Общие положения. Курган: Изд-во Курганского машиностроительного ун-та, 1995. 130 с.
10. Рыкунов А.Н. Триботехнические особенности чистовой лезвийной обработки и их влияние на силу резания // Физика, химия и механика трибосистем. 2011. №11. С. 123-131.
11. Мальков О.В., Головки И.М., Карельский А.С. Теоретический расчет параметров сечения срезаемого слоя при резбозерезерования // Известия вузов. Машиностроение. 2018. №10 [703]. С. 24-36. DOI: 10.18698/0536-1044-2018-10-24-36
12. Malkov O.V., Karelskiy A.S. Cutting Force Analysis During Thread Milling // Proceedings of the 7th International Conference on Industrial Engineering (ICIE 2021). ICIE 2021. Lecture Notes in Mechanical Engineering. Cham, Springer, 2022, pp. 563-573. https://doi.org/10.1007/978-3-030-85230-6_67

References

1. Zorokhovich A.A. *Rezbofrezzerovanie i rezbofrezernye stanki* [Threading and threading machines]. Moscow: Oborongiz, 1940, 147 p. (In Russ.)
2. Saikin S.A., Tsvetkov E.V., Tolkachev A.V. Measurement of cutting force and torque during thread milling. *Naukoemkie tekhnologii v mashinostroyeni* [Science Intensive Technologies in Mechanical Engineering]. 2023;(1(139)):24-30. (In Russ.) DOI: 10.30987/2223-4608-2023-1-24-30
3. Kosarev V.A., Grechishnikov V.A., Kosarev D.V. Study on force parameters during milling of internal threads with planetary movement of the tool. *STIN* [Machines and Tools]. 2009;(8):19-22. (In Russ.)
4. Araujo A.C., Silveira J.L., Jun M.B., Kapoor S.G., DeVor R. A model for thread milling cutting forces. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. 2006;46(15):2057-2065.
5. Malkov O.V., Golovko I.M. Experimental determination of the force model during thread milling. *Innovatsii v mashinostroyeni: sbornik trudov Mezhdunarodnoy molodezhnoy konferentsii* [Innovations in Mechanical Engineering: Proceedings of the International Youth Conference]. Tomsk: Publishing House of Tomsk Polytechnic University, 2012, pp. 73-77. (In Russ.)
6. Araujo A.C., Fromentin G., Poulachon G. Analytical and experimental investigations on thread milling forces in titanium alloy. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*. 2013;67:28-34.
7. Volkov D.I., Saikin S.A. Calculation of cutting force, when milling internal threads in heat-resistant alloys. *Vestnik Rybinskoy gosudarstvennoy aviatsionnoy tekhnologicheskoy akademii im. P.A. Solovyeva* [Vestnik of Solovyev Rybinsk State Aviation Technological Academy]. 2010;(1(16)):145-150. (In Russ.)
8. Bobrov V.F. *Mnogoprokhodnoe narezanie krepzhenykh rezb reztsom* [Multi-pass cutting of fastening threads with a cutter. Moscow: Mashinostroyeni, 1982, 104 p. (In Russ.)
9. Rozenberg Yu.A., Takhman S.I. *Sily rezaniya i metody ikh opredeleniya: ucheb. posobie. Chast 1. Obshchie polozheniya* [Cutting forces and methods of their determination: study guide. Part 1. General provisions]. Kurgan: Publishing House of Kurgan Mechanical Engineering University, 1995, 130 p. (In Russ.)
10. Rykunov A.N. Tribotechnological features of finishing edge cutting machining and their influence on cutting force. *Fizika, khimiya i mekhanika tribosistem* [Physics, Chemistry and Mechanics of Tribosystems]. 2011;(11):123-131. (In Russ.)
11. Malkov O.V., Golovko I.M., Karelskiy A.S. Theoretical calculation of the parameters of the section of the cut layer during threading. *Izvestiya vuzov. Mashinostroyeni* [Proceedings of Higher Educational Institutions. Machine Building]. 2018;(10(703)):24-36. (In Russ.) DOI: 10.18698/0536-1044-2018-10-24-36
12. Malkov O.V., Karelskiy A.S. Cutting force analysis during thread milling. Proceedings of the 7th International Conference on Industrial Engineering (ICIE 2021). ICIE 2021. Lecture Notes in Mechanical Engineering. Cham, Springer, 2022, pp. 563-573. https://doi.org/10.1007/978-3-030-85230-6_67

Поступила 17.08.2023; принята к публикации 05.09.2023; опубликована 25.12.2023
Submitted 17/08/2023; revised 05/09/2023; published 25/12/2023

Мальков Олег Вячеславович – кандидат технических наук, доцент,
Московский государственный технический университет им. Н.Э. Баумана, Москва, Россия.
Email: malkov@bmstu.ru. ORCID 0000-0002-2373-4547

Карельский Александр Сергеевич – кандидат технических наук, ассистент,
Московский государственный технический университет им. Н.Э. Баумана, Москва, Россия.
Email: askarel@bmstu.ru. ORCID 0000-0002-8335-7579

Oleg V. Malkov – PhD (Eng.), Associate Professor, Bauman Moscow State Technical University, Moscow, Russia.
Email: malkov@bmstu.ru. ORCID 0000-0002-2373-4547

Aleksandr S. Karelskiy – PhD (Eng.), Assistant, Bauman Moscow State Technical University, Moscow, Russia.
Email: askarel@bmstu.ru. ORCID 0000-0002-8335-7579