

УДК 621.993.2

DOI: 10.18698/0536-1044-2018-10-24-36

Теоретический расчет параметров сечения срезаемого слоя при резьбофрезеровании

О.В. Мальков¹, И.М. Головко², А.С. Карельский¹

¹ МГТУ им. Н.Э. Баумана, 105005, Москва, Российская Федерация, 2-я Бауманская ул., д. 5, стр. 1

² «Сумитомо Электрик Хартметалл ГмБХ», 107045, Москва, Российская Федерация, ул. Трубная, д. 12

Theoretical Calculation of Parameters of the Cut Layer Cross Section when Thread Milling

O.V. Malkov¹, I.M. Golovko², A.S. Karelskiy¹

¹ BMSTU, 105005, Moscow, Russian Federation, 2nd Baumanskaya St., Bldg. 5, Block 1

² Sumitomo Electric Hartmetall GmbH, 107045, Moscow, Russian Federation, Trubnaya St., Bldg. 12



e-mail: olma70@mail.ru, malkov@bmstu.ru, Igor.Golovko@sumitomotool.com, sakarel@yandex.ru, ASKarel@bmstu.ru



Представлена методика теоретического расчета параметров срезаемого слоя при резьбофрезеровании однодисковой фрезой. Разработана пространственная теоретическая модель при фрезеровании внутренней резьбы по кинематической схеме с параллельными осями. Выполнен анализ полученной модели и выведена система математических зависимостей для определения площади сечения и толщины срезаемого слоя. Установлено, что форма сечения срезаемого слоя является несимметричной и неравномерной по углу контакта с четырьмя характерными участками. Результаты проведенных исследований могут быть использованы для решения задач, связанных с оценкой прочности резьбовых фрез, расчетом силы резания и оценкой устойчивости резьбофрезерования.

Ключевые слова: резьбофрезерование, резьбовая фреза, сечение срезаемого слоя, толщина срезаемого слоя, угол контакта



The authors propose a method of theoretical calculation of parameters of the cut layer when thread milling by a single-disk milling cutter. A three-dimensional theoretical model is developed for milling an internal thread using a kinematic scheme with parallel axes. The model is analysed, and a system of mathematical relations is obtained to determine the cross section and the thickness of the cut layer. It is established that the shape of the cross section of the cut layer is non-symmetrical and non-uniform with regard to the contact angle with four characteristic areas. The results of the studies can be used for solving of problems related to evaluation of the strength of thread milling cutters, calculation of the cutting force and assessment of thread milling stability.

Keywords: thread milling, thread milling cutter, cross section of the cut layer, thickness of the cut layer, engagement angle

В настоящее время на машиностроительных предприятиях возрастает доля нарезания резьбы фрезами. Резьбофрезерование является гибким, универсальным, а иногда единственным или самым производительным способом обра-

ботки резьбы. Однако при всех известных достоинствах резьбофрезерования область его применения недостаточно широка, так как оно методически, технически и организационно отстает от других способов обработки резьбы и

нуждается в обеспечении современным инструментом, в методиках его проектирования и расчета, исследованиях процесса, разработке нормативных материалов, стандартов и т. д.

В общем случае при фрезеровании наблюдаются периодичность работы зубьев инструмента, переменные параметры и площадь сечения срезаемого слоя (ССС), непостоянное число одновременно находящихся в контакте зубьев, что приводит к переменным значениям силы резания [1, 2], момента и мощности, к увеличению температуры в зоне резания, а также к повышенному износу и снижению стойкости инструмента [3], потере его устойчивости в условиях вынужденных колебаний, ухудшению качества обработанной поверхности и изменению динамических характеристик технологической системы, особенно при фрезеровании тонкостенных деталей [4, 5]. Кроме того, параметры СССР оказывают влияние на энергоемкость фрезерования [6].

Таким образом, для решения задач, связанных с определением прочности резцовых фрез, расчетом силы резания и оценкой устойчивости резбифрезерования необходимо знать параметры и площадь СССР.

Обзор литературных источников показал, что параметры СССР используются для вычисления силы резания при фрезеровании, в частности, при резбифрезеровании. Анализ зависимостей силы резания от параметров СССР при резбифрезеровании свидетельствует о том, что теоретические зависимости слишком громоздкие и сложные для расчетов, а эмпирические ограничены принятыми условиями эксперимента [7–16]. Теоретико-экспериментальные зависимости, распространенные за рубежом [7–12], позволяют получить используемые в них экспериментальные коэффициенты, связывающие составляющие силы резания с параметрами или площадью СССР на основе небольшого числа уточняющих экспериментов.

В результате литературного обзора установлено, что в отличие от исследования параметров СССР при фрезеровании инструментами с прямолинейной и винтовой режущими кромками аналогичные исследования при резбифрезеровании имеют существенно меньший объем.

В работе [17] на основе моделирования процесса резбифрезерования предложена мультипликативная зависимость максимальной площади СССР от параметров резьбы, инструмента и подачи на зуб. Однако эта зависимость имеет

погрешность до 5 %, поэтому для более точного анализа необходимо провести теоретический расчет.

Цель работы — разработка теоретической зависимости параметров и площади СССР при резбифрезеровании от параметров резьбы, инструмента и режима обработки.

Моделирование срезаемого слоя при резбифрезеровании дисковой фрезой. Для теоретического расчета процесса резбифрезерования рассмотрены схемы фрезерования внутренней резьбы [18–20]. В качестве основы выбрана схема, предложенная А.О. Этин [20], так как она наиболее полно описывает этот процесс.

Для анализа резбифрезерования проведен эксперимент по обработке ряда типоразмеров резб с фиксированным шагом ($P = 3$ мм) на фрезерном станке с ЧПУ модели DMU 635 CTX однодисковой сборной фрезой (327-16B32EC-09 фирмы Sandvik Coromant) с применением только одного зуба при следующих параметрах режима резания: скорость резания $v = 200$ м/мин, подача на зуб $S_z = 0,15$ мм/зуб.

По полученным данным установлено, что экспериментальное время контакта зуба фрезы с заготовкой не совпадает с расчетным теоретическим значением, определенным по методике А.О. Этин. При этом погрешность составила 15...23 % (см. таблицу), что объясняется наличием части срезаемого слоя, ранее не учитываемой авторами.

На основании изложенного возникла необходимость разработать схему для более точного расчета срезаемого слоя (рис. 1), описывающую его формирование при фрезеровании гребенчатой фрезой внутренней резьбы. В связи с тем что гребенчатая фреза представляет собой совокупность дисковых фрез, срезающих одинаковый слой, полученная схема имеет обобщенный характер и может быть описана расчетной схемой резбифрезерования однодисковой фрезой.

При резбифрезеровании фреза совершает планетарное движение D_s относительно центра

Анализ времени контакта зуба фрезы

Номинальный диаметр резьбы, мм	Время, с		Погрешность, %
	расчетное	экспериментальное	
24	0,0032	0,0042	23
30	0,0025	0,0031	19
36	0,0023	0,0027	15

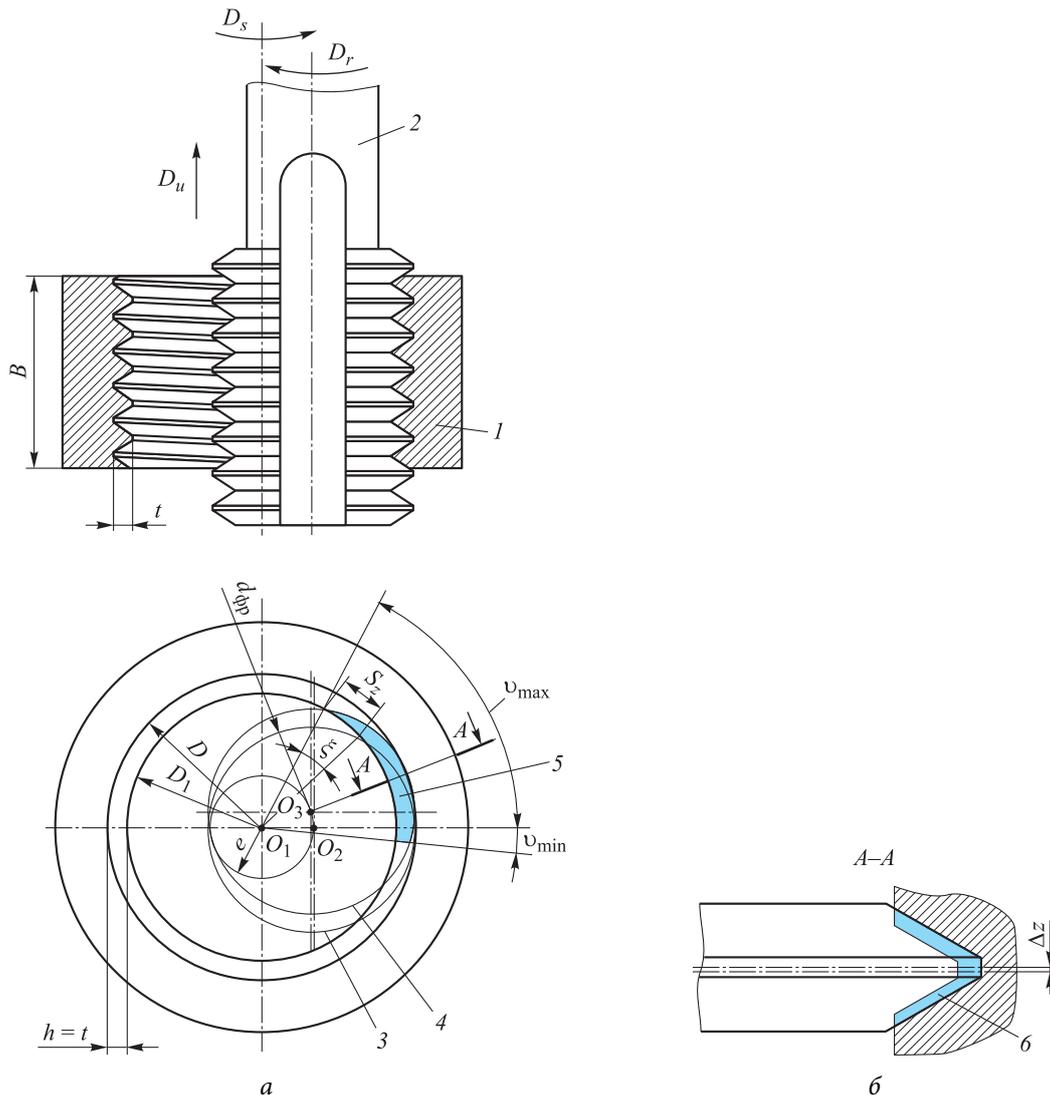


Рис. 1. Схема формирования срезаемого слоя (а) и смещения инструмента вдоль оси (б): 1 — заготовка; 2 — резьбовая гребенчатая фреза; 3 — начальное положение резьбовой фрезы; 4 — положение резьбовой фрезы, соответствующее повороту на один угловой шаг; 5 — срезаемый слой; 6 — ССС; t — глубина резьбофрезерования; h — высота профиля резьбы; B — ширина резьбофрезерования

отверстия O_1 и смещается вдоль оси (D_u) в процессе фрезерования резьбы диаметром D . Главным движением резания D_r является вращение фрезы вокруг своей оси.

Срезаемый слой формируется между двумя положениями O_2 и O_3 инструмента, смещенными по винтовой траектории диаметра $e = (D - d_{фр})/2$ на угол ξ (рис. 1, а) относительно точки O_1 и на Δz вдоль оси отверстия диаметром D_1 (рис. 1, б) внутреннего диаметра резьбы. Для упрощения дальнейшего расчета заменяем фрезу диском диаметром $d_{фр}$ с профилем метрической резьбы 60° . Фактический срезаемый слой определяется полным угловым параметром $\nu = |\nu_{\min}| + \nu_{\max}$ между точками входа и выхода фрезы из контакта с заготовкой.

На основании предложенной схемы разработана пространственная расчетная схема формирования ССС однодисковой фрезой, приведенная на рис. 2.

Для расчета параметров ССС приняты следующие допущения:

- форма и площадь поперечного ССС определяются путем исследования двух последовательных резов зубьев фрезы с положениями центра инструмента в точках O_2 и O_3 ; в процессе каждого реза центр фрезы считается неподвижным. Это условие позволяет сделать вывод о справедливости построенной математической зависимости как для встречного, так и для попутного фрезерования, а также об идентичности самого срезаемого слоя

$$\overline{O_1A} = D_1/2 - \overline{A3}; \quad (6)$$

$$\overline{O_2A} = d_{\text{фр}}/2 - (\overline{A3} + \overline{3E}). \quad (7)$$

Подставим выражения (4)–(7) в формулу (3):

$$\begin{aligned} & \left(\frac{D_1}{2}\right)^2 - \left(\frac{D_1}{2} - \overline{A3}\right)^2 = \\ & = \left(\frac{d_{\text{фр}}}{2}\right)^2 - \left[\frac{d_{\text{фр}}}{2} - \left(\overline{A3} + \frac{D-D_1}{2}\right)\right]^2. \end{aligned} \quad (8)$$

Преобразуем выражение (8) относительно отрезка $\overline{A3}$:

$$\overline{A3} = \frac{d_{\text{фр}} \frac{D-D_1}{2} - \left(\frac{D-D_1}{2}\right)^2}{D-d_{\text{фр}}}. \quad (9)$$

$$\nu' = \arccos \frac{D_1/2 - \overline{A3}}{D_1/2}. \quad (10)$$

Подставим выражение (9) в формулу (10):

$$\nu' = \arccos \left(1 - \frac{d_{\text{фр}}(D-D_1) - (D-D_1)^2/2}{D_1(D-d_{\text{фр}})} \right), \quad (11)$$

а соотношения (2) и (11) в выражение (1):

$$\begin{aligned} \nu_{\text{max}} &= \frac{2S_z}{D_1} + \\ &+ \arccos \left(1 - \frac{d_{\text{фр}}(D-D_1) - (D-D_1)^2/2}{D_1(D-d_{\text{фр}})} \right). \end{aligned}$$

Принцип определения формы и площади ССС основан на вычислении для каждого значения угла ν_i глубины и ширины резов зубьев для положений центра инструмента в точках O_2 и O_3 в сечении, проходящем через точку O_3 .

Определим глубину h_{1i} и ширину c_{1i} первого реза зуба (положение центра фрезы в точке O_2):

$$h_{1i} = (\overline{14})_i, \text{ мм};$$

$$c_{1i} = 2 \text{tg } 30^\circ h_{1i} + l_f, \text{ мм}, \quad (12)$$

где l_f — длина фаски профиля резьбы, мм.

Найдем для каждого значения угла ν_i глубину h_{1i} . Рассмотрим треугольник $1O_2$ (см. рис. 2):

$$h_{1i} = \frac{d_{\text{фр}}}{2} - (\overline{1O_2})_i; \quad (13)$$

$$(\overline{1O_2})_i = \frac{|\overline{12})_i|}{\sin \varphi'_i}; \quad (14)$$

$$(\overline{12})_i = \sin \nu_i \frac{D_1}{2}. \quad (15)$$

Знак модуля в выражении (14) означает, что величина $(\overline{12})_i$ может принимать отрицательные значения в зависимости от знака угла ν_i .

$$\varphi'_i = \arctg \frac{|\overline{12})_i|}{(\overline{O_22})_i}; \quad (16)$$

$$(\overline{O_22})_i = \frac{d_{\text{фр}}}{2} - \left[(\overline{23})_i + \frac{D-D_1}{2} \right]; \quad (17)$$

$$(\overline{23})_i = (1 - \cos \nu_i) \frac{D_1}{2}. \quad (18)$$

Теперь подставим: выражение (18) в формулу (17):

$$(\overline{O_22})_i = \frac{d_{\text{фр}}}{2} - \left((1 - \cos \nu_i) \frac{D_1}{2} + \frac{D-D_1}{2} \right), \quad (19)$$

соотношения (15) и (19) в выражение (16):

$$\varphi'_i = \arctg \frac{|\sin \nu_i| D_1}{d_{\text{фр}} + \cos \nu_i D_1 - D}, \quad (20)$$

формулы (15) и (20) в выражение (14):

$$(\overline{1O_2})_i = \frac{|\sin \nu_i| D_1}{2 \sin \left(\arctg \frac{|\sin \nu_i| D_1}{d_{\text{фр}} + \cos \nu_i D_1 - D} \right)}, \quad (21)$$

соотношение (21) в формулу (13):

$$h_{1i} = \frac{d_{\text{фр}}}{2} - \frac{|\sin \nu_i| D_1}{2 \sin \left(\arctg \frac{|\sin \nu_i| D_1}{d_{\text{фр}} + \cos \nu_i D_1 - D} \right)}. \quad (22)$$

После подстановки выражения (22) в формулу (12) получаем ширину первого реза зуба

$$\begin{aligned} c_{1i} &= l_f + \text{tg } 30^\circ \times \\ &\times \left[d_{\text{фр}} - \frac{|\sin \nu_i| D_1}{\sin \left(\arctg \frac{|\sin \nu_i| D_1}{d_{\text{фр}} + \cos \nu_i D_1 - D} \right)} \right]. \end{aligned}$$

Аналогично определим глубину h_{2i} и ширину c_{2i} второго реза зуба (положение центра фрезы в точке O_3 (см. рис. 2):

$$c_{2i} = 2 \text{tg } 30^\circ h_{2i} + l_f, \text{ мм}. \quad (23)$$

Рассмотрим треугольник $1O_3$:

$$h_{2i} = \frac{d_{\text{фр}}}{2} - (\overline{1O_3})_i; \quad (24)$$

$$(\overline{1O_3})_i = \frac{(\overline{16})_i}{\sin \psi'_i}; \quad (25)$$

$$\psi'_i = \arctg \frac{(\overline{16})_i}{(\overline{O_3 6})_i}; \quad (26)$$

$$(\overline{16})_i = (\overline{12})_i + \overline{O_3 C} \text{ при } \nu_i < 0; \quad (27)$$

$$(\overline{16})_i = |(\overline{12})_i - \overline{O_3 C}| \text{ при } \nu_i \geq 0. \quad (28)$$

Выполняя условия выражений (27) и (28) для любых значений ν_i , получаем

$$(\overline{16})_i = |-(\overline{12})_i + \overline{O_3 C}|; \quad (29)$$

$$\overline{O_3 C} = \overline{O_1 O_3} \sin \xi; \quad (30)$$

$$\overline{O_1 O_3} = \overline{O_1 O_2} = \frac{D - d_{\text{фп}}}{2}. \quad (31)$$

Подставим выражения (2) и (31) в формулу (30):

$$\overline{O_3 C} = \frac{D - d_{\text{фп}}}{2} \sin \frac{2S_z}{D_1}, \quad (32)$$

а соотношения (15) и (32) в выражение (29):

$$(\overline{16})_i = \left| -\sin \nu_i \frac{D_1}{2} + \frac{D - d_{\text{фп}}}{2} \sin \frac{2S_z}{D_1} \right|. \quad (33)$$

$$(\overline{O_3 6})_i = (\overline{O_2 2})_i + \overline{O_2 C}, \quad (34)$$

где

$$\overline{O_2 C} = \overline{O_1 O_3} (1 - \cos \xi). \quad (35)$$

Подставим: формулы (2) и (31) в выражение (35):

$$\overline{O_2 C} = \frac{D - d_{\text{фп}}}{2} \left(1 - \cos \frac{2S_z}{D_1} \right), \quad (36)$$

соотношения (19) и (36) в формулу (34):

$$(\overline{O_3 6})_i = \frac{D_1}{2} \cos \nu_i - \frac{D - d_{\text{фп}}}{2} \cos \frac{2S_z}{D_1}, \quad (37)$$

выражения (33) и (37) в формулу (26):

$$\psi'_i = \arctg \frac{\left| -\sin \nu_i D_1 + (D - d_{\text{фп}}) \sin \frac{2S_z}{D_1} \right|}{\cos \nu_i D_1 - (D - d_{\text{фп}}) \cos \frac{2S_z}{D_1}}, \quad (38)$$

соотношения (33) и (38) в выражение (25):

$$\begin{aligned} & (\overline{1O_3})_i = \\ & = \frac{\left| -\sin \nu_i D_1 + (D - d_{\text{фп}}) \sin \frac{2S_z}{D_1} \right|}{2 \sin \left(\arctg \frac{\left| -\sin \nu_i D_1 + (D - d_{\text{фп}}) \sin \frac{2S_z}{D_1} \right|}{\cos \nu_i D_1 - (D - d_{\text{фп}}) \cos \frac{2S_z}{D_1}} \right)}, \quad (39) \end{aligned}$$

формулу (39) в выражение (24):

$$\begin{aligned} & h_{2i} = \frac{d_{\text{фп}}}{2} - \\ & - \frac{\left| -\sin \nu_i D_1 + (D - d_{\text{фп}}) \sin \frac{2S_z}{D_1} \right|}{2 \sin \left(\arctg \frac{\left| -\sin \nu_i D_1 + (D - d_{\text{фп}}) \sin \frac{2S_z}{D_1} \right|}{\cos \nu_i D_1 - (D - d_{\text{фп}}) \cos \frac{2S_z}{D_1}} \right)}, \quad (40) \\ & \text{соотношение (40) в формулу (23):} \\ & c_{2i} = l_f + \text{tg } 30^\circ d_{\text{фп}} - \\ & - \frac{\text{tg } 30^\circ \left| -\sin \nu_i D_1 + (D - d_{\text{фп}}) \sin \frac{2S_z}{D_1} \right|}{\sin \left(\arctg \frac{\left| -\sin \nu_i D_1 + (D - d_{\text{фп}}) \sin \frac{2S_z}{D_1} \right|}{\cos \nu_i D_1 - (D - d_{\text{фп}}) \cos \frac{2S_z}{D_1}} \right)}. \end{aligned}$$

Таким образом, получены выражения для вычисления ширины двух последовательных резцов зубьев.

Определим ν_{\min} — второе граничное значение угла ν_i . Угол ν_{\min} рассчитывается из условия, описываемого рис. 1, а:

$$c_2(\nu_{\min})/2 + \Delta z = c_1(\nu_{\min})/2 \quad (\nu_{\min} < 0).$$

Значение ν_{\min} рассчитывается численными методами.

Для сравнения с имеющимися моделями проведем пересчет углового параметра ν_i в фактический угол контакта θ_i , используя треугольник $1O_1O_3$ (см. рис. 2), по следующей формуле:

$$\theta_i = \nu_i + \arctg \frac{\sin(\nu_i - \xi)(D - d_{\text{фп}})}{D_1 - \cos(\nu_i - \xi)(D - d_{\text{фп}})}. \quad (41)$$

Фактический угол контакта θ_i , рассчитанный по выражению (41), имеет минимальное θ_{\min} и максимальное θ_{\max} значения, в результате чего полный угол контакта $\theta = |\theta_{\min}| + \theta_{\max}$.

Моделирование способом, описанным в работе [17] (рис. 3, а), позволило выявить четыре основных типа ССС в диапазоне $[\nu_{\min}, \nu_{\max}]$ при изменении параметра ν_i (отсчет осуществляется из центра резьбы относительно отрезка, проходящего через центр резьбы и центр фрезы в начальном положении), рассматриваемых в осевом сечении фрезы во втором положении центра в точке O_3 .

Сечение типа I, представляющее собой трапецию, зависит от подачи на зуб S_z и соответ-

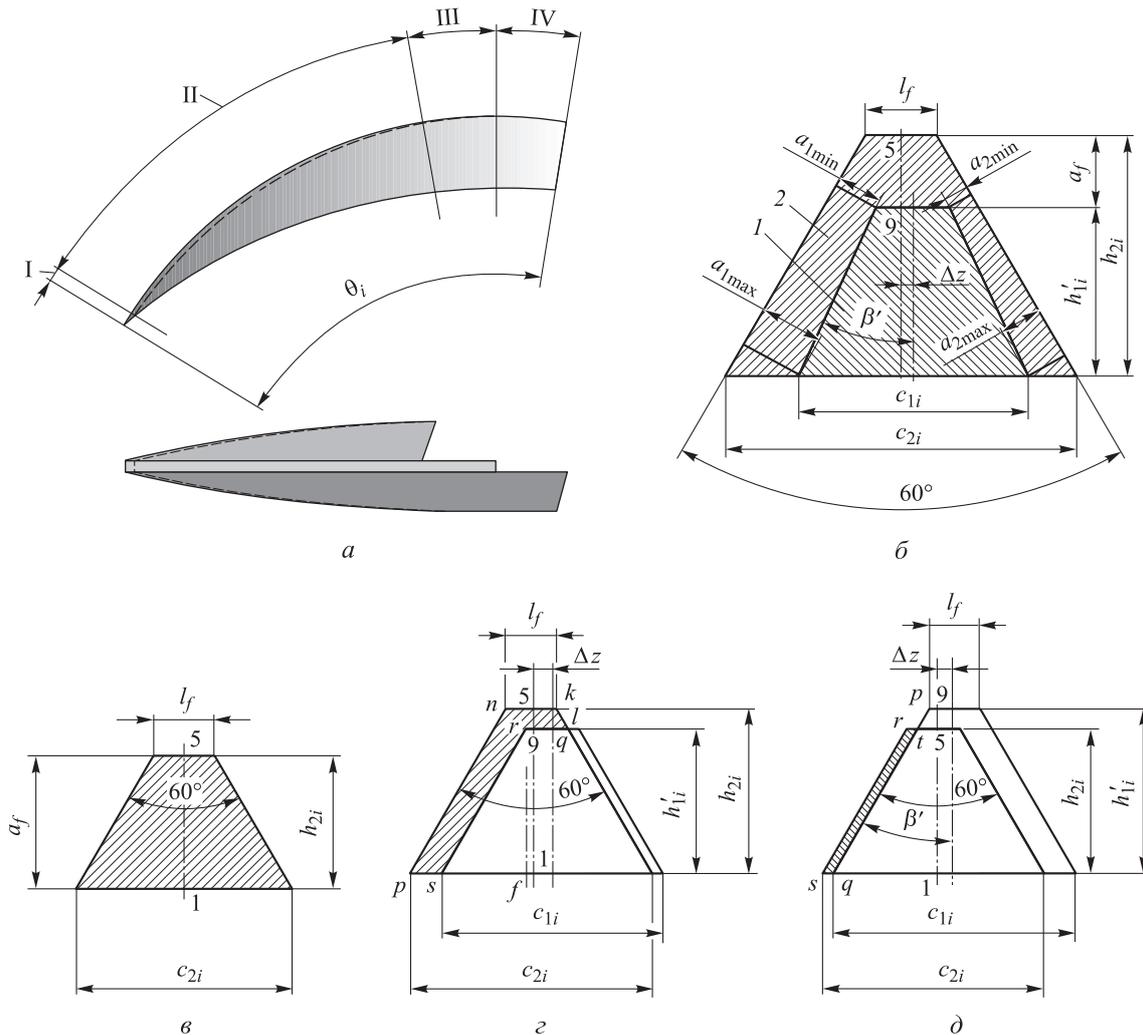


Рис. 3. Типы ССС при резьбофрезеровании первым (1) и вторым зубом (2)

ствует диапазону $v_i \in [v_{\max} - \xi, v_{\max}]$ (рис. 3, в). Толщина срезаемого слоя будет равна высоте трапеции на длине фаски резбового профиля l_f .

Сечение типа II, являющееся разницей трапеций, похоже на букву «Л» (рис. 3, б). Переход на следующий участок происходит, когда пропадает одна боковая сторона из-за разницы высот текущего и предыдущего резов и смещения вдоль оси отверстия на $\Delta z = PS_z / (D_1 \pi)$. Исходя из этого диапазон $v_i \in [v'', v_{\max} - \xi]$. Здесь v'' — угол, определяемый из условия $h_2(v'') - h'_1(v'') = \Delta z / \text{tg } 30^\circ$, где $h'_1(v'') = 19(v'')$ — высота профиля первого реза в осевом сечении второго положения фрезы. Толщина срезаемого слоя на этом участке неравномерна. Можно выделить три характерные толщины: фасочной части a_f , левой a_1 и правой a_2 сторон.

Сечением типа III (рис. 3, з) служит разница трапеций в виде буквы «Г». Это ССС присутствует до тех пор, пока не пропадет фасочная

часть длиной l_f . Диапазон этого участка $v_i \in [v''', v'']$, v''' — угол, определяемый из условия $h'_1(v''') = h_2(v''')$. Толщина срезаемого слоя состоит из двух частей — толщин боковой стороны a_1 и фасочной части a_f .

Сечение типа IV является боковой стороной разницы трапеций (рис. 3, д) вследствие увеличения высоты второго реза относительно высоты после первого реза в секущей плоскости. Диапазон данного участка $v_i \in [v_{\min}, v''']$. Толщина срезаемого слоя соответствует толщине боковой части a_1 .

Проведем расчет площади ССС и толщины срезаемого слоя для всех типов сечений. На первом участке (см. рис. 3, в) площадь ССС

$$f_{1i} = (c_{2i} + l_f) \frac{h_{2i}}{2} = h_{2i}^2 \text{tg } 30^\circ + l_f h_{2i}, \text{ мм}^2,$$

толщина срезаемого слоя

$$a_f = h_{2i}.$$

На втором участке (см. рис. 3, б) площадь ССС

$$f_{2i} = (c_{2i} + l_f) \frac{h_{2i}}{2} - (c_{1i} + l_f) \frac{h'_{1i}}{2}.$$

Для вычисления высоты запишем $h'_{1i} = (\overline{19})_i$ (см. рис. 2), где

$$(\overline{19})_i = \frac{(\overline{17})_i}{\cos \psi'_i}. \quad (42)$$

Составим выражение, которое справедливо для $v_i \in [v_{\min}, v_{\max} - \xi]$:

$$(\overline{17} + \overline{O_2 2})^2 = (d_{\text{фп}}/2)^2 - (\overline{97} + \overline{78})^2; \quad (43)$$

$$\overline{97} = \overline{17} \operatorname{tg} \psi'; \quad (44)$$

$$\overline{78} = |\overline{12}|. \quad (45)$$

Подставим выражения (44) и (45) в формулу (43):

$$(\overline{17} + \overline{O_2 2})^2 = (d_{\text{фп}}/2)^2 - (\overline{17} \operatorname{tg} \psi' + |\overline{12}|)^2. \quad (46)$$

Решим квадратное уравнение (46) относительно $\overline{17}$ и отберем положительный корень:

$$\begin{aligned} \overline{17} = & -\frac{(\overline{O_2 2} + |\overline{12}| \operatorname{tg} \psi')}{1 + \operatorname{tg}^2 \psi'} + \\ & + \frac{\sqrt{(\overline{O_2 2} + |\overline{12}| \operatorname{tg} \psi')^2 - (1 + \operatorname{tg}^2 \psi')}}{1 + \operatorname{tg}^2 \psi'} \times \\ & \times \left[|\overline{12}|^2 + (\overline{O_2 2})^2 - (d_{\text{фп}}/2)^2 \right]. \quad (47) \end{aligned}$$

Подставим соотношение (47) в выражение (42):

$$\begin{aligned} h'_{1i} = & \frac{1}{\cos \psi'_i (1 + \operatorname{tg}^2 \psi'_i)} \left\{ \left[(\overline{O_2 2})_i + |\overline{12}| \operatorname{tg} \psi'_i \right]^2 - \right. \\ & \left. - (1 + \operatorname{tg}^2 \psi'_i) \left[|\overline{12}|^2 + (\overline{O_2 2})_i^2 - d_{\text{фп}}/2 \right]^2 \right\}^{1/2} - \\ & - \frac{(\overline{O_2 2})_i + |\overline{12}| \operatorname{tg} \psi'_i}{\cos \psi'_i (1 + \operatorname{tg}^2 \psi'_i)}. \end{aligned}$$

Определим толщину срезаемого слоя каждой части — для отрезков 23, 12 и 34 (рис. 4).

Для отрезка 23 искомой величиной является толщина срезаемого слоя фасочной части

$$a_f = h_{2i} - h'_{1i}. \quad (48)$$

Найдем толщину срезаемого слоя для отрезка 12. Так как рассматривается ССС в осевой

плоскости второго положения фрезы, след боковых сторон профиля после первого реза представляет собой гиперболу в этой плоскости. Для упрощения решения принимаем, что боковые части профиля после первого реза являются прямыми с углом профиля

$$\beta' = \operatorname{arctg} \frac{c_{1i} - l_f}{2h'_{1i}}, \quad \beta' < 30^\circ. \quad (49)$$

Угол профиля β' является неравномерным и отличен от 30° [19].

В связи с этим толщина срезаемого слоя вдоль боковой стороны профиля будет изменяться от минимального значения $a_{1\min}$ до максимального $a_{1\max}$:

$$a_{1\min} = [(h_{2i} - h'_{1i}) \operatorname{tg} 30^\circ + \Delta z] \cos 30^\circ;$$

$$a_{1\max} = a_{1\min} + \Delta a, \quad (50)$$

где Δa — максимальное увеличение толщины вдоль боковой стороны,

$$\Delta a = \frac{h'_{1i}}{\cos \beta'} \sin (30^\circ - \beta').$$

Средняя толщина

$$a_{1\text{cp}} = \frac{a_{1\min} + a_{1\max}}{2}. \quad (51)$$

Для отрезка 34 — боковой стороны профиля с меньшей толщиной (см. рис. 4) — максимальная $a_{2\max}$ и средняя $a_{2\text{cp}}$ толщины срезаемого слоя определяются по формулам, аналогичным выражениям (50) и (51) соответственно, а минимальная толщина

$$a_{2\min} = [(h_{2i} - h'_{1i}) \operatorname{tg} 30^\circ - \Delta z] \cos 30^\circ.$$

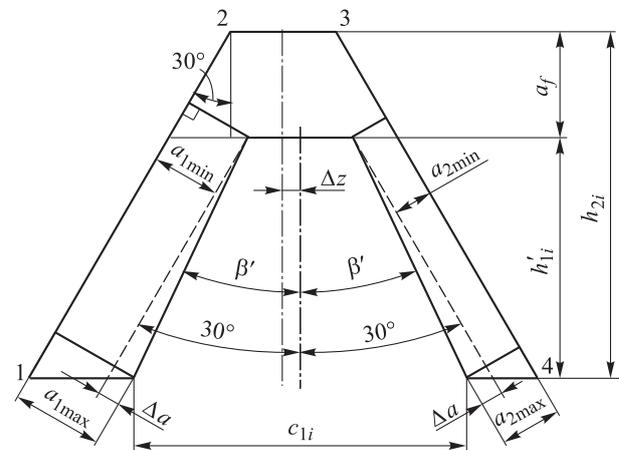


Рис. 4. Расчетная схема определения толщины срезаемого слоя

На третьем участке (см. рис. 3, з) площадь ССС

$$f_{3i} = (f_{5np1} - f_{9rs1}) + f_{5kl9}; \quad (52)$$

$$f_{5np1} = (c_{2i} + l_f) \frac{h_{2i}}{4}; \quad (53)$$

$$f_{9rs1} = \left(\frac{c_{1i} + l_f}{4} - \Delta z \right) h'_{1i}; \quad (54)$$

$$f_{5kl9} = (h_{2i} - h'_{1i}) \left(\frac{l_f}{2} + (h_{2i} - h'_{1i}) \frac{\text{tg } 30^\circ}{2} \right). \quad (55)$$

Подставим соотношения (53)–(55) в выражение (52):

$$f_{3i} = \frac{c_{2i} + 3l_f}{4} h_{2i} - \left(\frac{c_{1i} + 3l_f}{4} - \Delta z \right) h'_{1i} + (h_{2i} - h'_{1i})^2 \frac{\text{tg } 30^\circ}{2}.$$

На этом участке присутствуют два отрезка толщиной a_f и a_{1cp} , расчет которых осуществляется по формулам (48) и (51).

На четвертом участке (рис. 3, д) площадь ССС

$$f_{4i} = f_{trs4} = (f_{5rs1} - f_{9pq1}) + f_{9pt5}. \quad (56)$$

Здесь

$$f_{5rs1} = \frac{c_{2i} + l_f}{4} h_{2i}; \quad (57)$$

$$f_{9pq1} = \left(\frac{c_{1i} + l_f}{4} - \Delta z \right) h'_{1i}; \quad (58)$$

$$f_{9pt5} = \frac{\overline{p9} + (\overline{t5})_i}{2} (h'_{1i} - h_{2i}), \quad (59)$$

где

$$\overline{p9} = \frac{l_f}{2} - \Delta z; \quad (60)$$

$$(\overline{t5})_i = (h'_{1i} - h_{2i}) \text{tg } \beta' + \overline{p9}. \quad (61)$$

Подставим соотношения (49) и (60) в формулу (61):

$$(\overline{t5})_i = (h'_{1i} - h_{2i}) \left(\frac{c_{1i} - l_f}{2h'_{1i}} \right) + \left(\frac{l_f}{2} - \Delta z \right), \quad (62)$$

а выражения (62) и (60) — в формулу (59):

$$f_{9pt5} = (h'_{1i} - h_{2i})^2 \left(\frac{c_{1i} - l_f}{4h'_{1i}} \right) + \left(\frac{l_f}{2} - \Delta z \right) (h'_{1i} - h_{2i}). \quad (63)$$

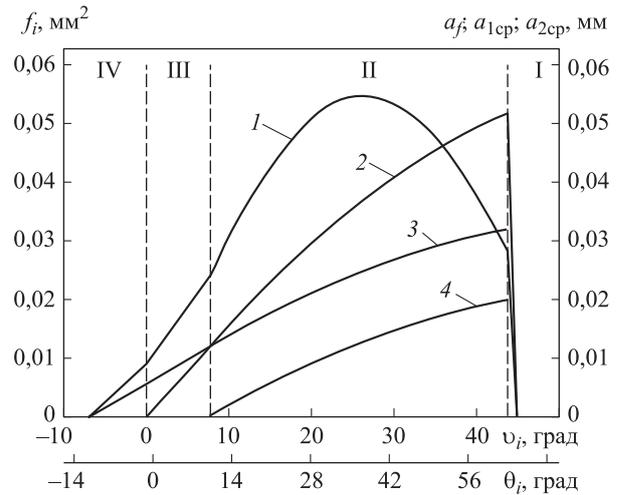


Рис. 5. Зависимость площади ССС f_i (1), толщины срезаемого слоя фасочной части a_f (2) и средних толщин срезаемого слоя вдоль большей a_{1cp} (3) и меньшей a_{2cp} (4) боковых сторон профиля от углового параметра v_i и угла контакта θ_i

После подстановки соотношений (57), (58) и (63) в выражение (56) получаем

$$f_{i4} = \left(\frac{l_f}{4} + \frac{c_{2i}}{4} - \frac{c_{1i}}{2} + \Delta z \right) h_{2i} + (c_{1i} - l_f) \frac{h_{2i}^2}{4h'_{1i}}.$$

На четвертом участке имеется отрезок толщиной a_{1cp} , рассчитываемой по формуле (51).

Для оценки достоверности результатов выполнено сравнение полученной теоретической модели и геометрической, описанной в статье [17], при следующих исходных параметрах: резьба М20 × 2,5, $d_{фр} = 13,33$ мм, $l_f = 0,5$ мм, $S_z = 0,15$ мм/зуб.

По полученным данным построена зависимость площади ССС и толщины срезаемого слоя от углового параметра v_i и угла контакта θ_i (рис. 5).

Максимальное отклонение площади ССС и ширины срезаемого слоя математической модели от таковых для геометрической модели, описанной в статье [17], не превысило 1 %. Эта погрешность обусловлена неточностью сопоставления углового параметра v_i математической модели и угла контакта θ_i геометрической модели и погрешностью приближения при замене криволинейных сторон профиля прямыми.

Угол контакта θ_i , рассчитанный по выражению (41), составил $77,375^\circ$, а вычисленный по формуле, предложенной А.О. Этин [20], — $64,387^\circ$. Это подтверждает, что фактический угол

контакта фрезы и заготовки имеет большее значение из-за неучтенных участков [18–20].

Выводы

1. Разработана пространственная теоретическая модель формы срезаемого слоя при резьбофрезеровании внутренней резьбы по кинематической схеме с параллельными осями резьбы и инструмента.

2. Анализ полученной модели показал, что форма ССС является несимметричной и неравномерной по углу контакта θ ; с четырьмя характерными участками.

3. Для каждого участка предложен алгоритм расчета площади сечения и толщины срезаемого слоя. Установлено, что расхождение с геометрической моделью, полученной путем моделирования резьбофрезерования, не превышает 1 %.

Литература

- [1] Виноградов Д.В., Потапова М.С. Обзор фрез с криволинейной режущей кромкой. *Наука и образование: научное издание МГТУ им. Н.Э. Баумана*, 2014, № 11, с. 21–33, doi: 10.7463/1114.0740472. URL: <http://technomagelpub.elpub.ru/jour/article/viewFile/718/720> (дата обращения 15 апреля 2018).
- [2] Виноградов Д.В., Мелкерис Т.В. Определение силы резания для криволинейного сечения срезаемого слоя. *Наука и образование: научное издание МГТУ им. Н.Э. Баумана*, 2014, № 12, с. 124–135, doi: 10.7463/0815.9328000. URL: <http://technomagelpub.elpub.ru/jour/article/view/820/822> (дата обращения 15 апреля 2018).
- [3] Андреев В.Н., Боровский Г.В., Боровский В.Г., Григорьев С.Н. *Инструмент для высокопроизводительного и экологически чистого резания*. Москва, Машиностроение, 2010. 480 с.
- [4] Воронов С.А., Киселев И.А., Аршинов С.В. Методика применения численного моделирования динамики многокоординатного фрезерования сложнопрофильных деталей при проектировании технологического процесса. *Вестник МГТУ им. Н.Э. Баумана. Сер. Машиностроение*, 2012, № 6, с. 50–69.
- [5] Иванов И.И., Киселёв И.А. Влияние режимов обработки на динамику податливого инструмента при плоском фрезеровании. *Машиностроение и инженерное образование*, 2014, № 3, с. 47–54.
- [6] Малькова Л.Д. Оценка энергопотребления при механической обработке плоскостей различными способами фрезерования. *Инженерный журнал: наука и инновации*, 2016, № 12(60), doi: 10.18698/2308-6033-2016-12-1559. URL: <http://engjournal.ru/catalog/mesc/temp/1559.html> (дата обращения 15 апреля 2018).
- [7] Altintas Y. *Manufacturing Automation: Metal Cutting Mechanics, Machine Tool Vibrations, and CNC Design*. Cambridge, Cambridge University Press, 2000. 286 p.
- [8] Lacerda H.B., Lima V.T. Evaluation of cutting forces and prediction of chatter vibrations in milling. *Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering*, 2004, vol. 26, no. 1, pp. 74–81.
- [9] Araujo A.C., Silveira J.L., Kapoor S. Force prediction in thread milling. *Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering*, 2004, vol. 26, no. 1, pp. 82–88.
- [10] Lee S.W., Kasten A., Nestler A. Analytic mechanistic cutting force model for thread milling operations. *14th CIRP Conference on Modeling of Machining Operations (CIRP CMMO)*. *Procedia CIRP*, 2013, vol. 8, pp. 546–551.
- [11] Araujo A.C., Silveira J.L.A. Model for Micro Thread Milling Operation (MTMO). *Proc. of the Canadian Society for Mechanical Engineering Forum (CSME Forum'2010)*, June 7–9, 2010, Victoria, British Columbia, Canada, Universidad Federal do Rio de Janeiro, 2010, pp. 1–8.
- [12] Мальков О.В., Головки И.М. Моделирование силы резания при резьбофрезеровании. *Будущее машиностроения России. Сб. тр. Всерос. конф. молодых ученых и специалистов*, Москва, 26–29 сентября 2012, Москва, МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2012, с. 24–25.

- [13] Мальков О.В., Головки И.М. Экспериментальное определение модели силы при резьбофрезеровании. *Инновации в машиностроении. Сб. тр. Междунар. молодеж. конф.*, Юрга, 27–29 августа 2012 г., Томск, Изд-во Томского политехнического университета, 2012, с. 73–77.
- [14] Косарев В.А. Исследование величин срезаемого слоя при планетарном внутреннем резьбофрезеровании. *Вестник МГТУ СТАНКИН*, 2012, № 1, с. 32–35.
- [15] Сайкин С.А. *Повышение эффективности фрезерования внутренней резьбы в деталях из труднообрабатываемых материалов*. Дис. ... канд. техн. наук. Рыбинск, РГТУ им. П.А. Соловьева, 2009. 246 с.
- [16] Дальский А.М., Сулов А.Г., Косилова А.Г., Мещеряков Р.К., ред. *Справочник технолога-машиностроителя. В 2 т. Т. 2*. Москва, Машиностроение-1, 2001. 944 с.
- [17] Мальков О.В., Карельский А.С. Моделирование срезаемого слоя при резьбофрезеровании. *Известия высших учебных заведений. Машиностроение*, 2017, № 9, с. 54–64.
- [18] Левицкий М.Я. *Основы резьбофрезерования*. Киев, МАШГИЗ, 1953. 153 с.
- [19] Зорохович А.А. *Резьбофрезерование и резьбофрезерные станки*. Москва, ОБОРОНГИЗ, 1940. 142 с.
- [20] Этин А.О. *Кинематический анализ методов обработки металлов резанием*. Москва, Машиностроение, 1964. 326 с.

References

- [1] Vinogradov D.V., Potapova M.S. Obzor frez s krivolineynoy rezhushchey kromkoy [Overview of Curved Cutting Edge Mills]. *Nauka i obrazovanie: nauchnoe izdanie MGTU im. N.E. Baumana* [Science and Education of Bauman MSTU]. 2014, no. 11, pp. 21–33, doi: 10.7463/1114.0740472. Available at: <http://technomagelpub.elpub.ru/jour/article/viewFile/718/720> (accessed 15 April 2018).
- [2] Vinogradov D.V., Melkeris T.V. Opredelenie sily rezaniya dlya krivolineynogo secheniya srezhaемого sloya [Determining a Cutting Force for Curved Section of Cutting Layer]. *Nauka i obrazovanie: nauchnoe izdanie MGTU im. N.E. Baumana* [Science and Education of Bauman MSTU]. 2014, no. 12, pp. 124–135, doi: 10.7463/0815.9328000. Available at: <http://technomagelpub.elpub.ru/jour/article/view/820/822> (accessed 15 April 2018).
- [3] Andreev V.N., Borovskiy G.V., Borovskiy V.G., Grigor'ev S.N. *Instrument dlya vysokoproizvoditel'nogo i ekologicheskogo chistogo rezaniya* [Tools for high-performance and environmentally friendly cutting]. Moscow, Mashinostroenie publ., 2010. 480 p.
- [4] Voronov S.A., Kiselev I.A., Arshinov S.V. Metodika primeneniya chislennogo modelirovaniya dinamiki mnogokoordinatnogo frezerovaniya slozhnoprofil'nyh detaley pri proektirovani tekhnologicheskogo protsessa [The method of numerical simulation of the dynamics of multi-coordinate milling of complex-profile parts in the process design]. *Vestnik MGTU im. N.E. Baumana. Ser. Mashinostroenie* [Herald of the Bauman Moscow State Technical University. Series Mechanical Engineering]. 2012, no. 6, pp. 50–69.
- [5] Ivanov I.I., Kiselev I.A. Vliyanie rezhimov obrabotki na dinamiku podatlivogo instrumenta pri ploskom frezerovanii [Influence of process conditions on the flexible tool dynamics during plane milling]. *Mashinostroenie i inzhenernoe obrazovanie* [Mechanical Engineering and Engineering Education]. 2014, no. 3, pp. 47–54.
- [6] Mal'kova L.D. Otsenka energopotrebleniya pri mekhanicheskoy obrabotke ploskostey razlichnymi sposobami frezerovaniya [Estimating power consumption for flat surface machining employing various milling techniques]. *Inzhenernyy zhurnal: nauka i innovatsii* [Engineering Journal: Science and Innovation]. 2016, no. 12(60), doi: 10.18698/2308-6033-2016-12-1559. Available at: <http://engjournal.ru/catalog/mesc/tempp/1559.html> (accessed 15 April 2018).

- [7] Altintas Y. *Manufacturing Automation: Metal Cutting Mechanics, Machine Tool Vibrations, and CNC Design*. Cambridge, Cambridge University Press, 2000. 286 p.
- [8] Lacerda H.B., Lima V.T. Evaluation of cutting forces and prediction of chatter vibrations in milling. *Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering*, 2004, vol. 26, no. 1, pp. 74–81.
- [9] Araujo A.C., Silveira J.L., Kapoor S. Force prediction in thread milling. *Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering*, 2004, vol. 26, no. 1, pp. 82–88.
- [10] Lee S.W., Kasten A., Nestler A. Analytic mechanistic cutting force model for thread milling operations. *14th CIRP Conference on Modeling of Machining Operations (CIRP CMMO)*. *Procedia CIRP*, 2013, 8, pp. 546–551.
- [11] Araujo A.C., Silveira J.L.A. Model for Micro Thread Milling Operation (MTMO). *Proc. of the Canadian Society for Mechanical Engineering Forum (CSME Forum'2010)*, June 7–9, 2010, Victoria, British Columbia, Canada, Universidad Federal do Rio de Janeiro, 2010, pp. 1–8.
- [12] Mal'kov O.V., Golovko I.M. Modelirovanie sily rezaniya pri rez'bofrezerovanii [Modeling of cutting force during thread milling]. *Budushchee mashinostroeniya Rossii. Sb. tr. Vseross. konf. molodyh uchenykh i spetsialistov* [The future of machine building in Russia. Proceedings of the All-Russian conference of young scientists and specialists]. Moscow, 26–29 September 2012, Moscow, Bauman Press, 2012, pp. 24–25.
- [13] Mal'kov O.V., Golovko I.M. Eksperimental'noe opredelenie modeli sily pri rez'bofrezerovanii [Experimental determination of the model the forces during thread milling]. *Innovatsii v mashinostroenii: sb. tr. Mezhdunar. molodezhnoi konf.* [Innovations in mechanical engineering: proceedings of the International youth conference]. Iurga, 27–29 August 2012, Tomsk, Tomskii politekhnicheskii universitet publ., 2012, pp. 73–77.
- [14] Kosarev V.A. Issledovanie velichin srezaemogo sloia pri planetarnom vnutrennem rez'bofrezerovanii [Research of sizes of a cut off layer at planetary internal carving milling]. *Vestnik MGTU Stankin* [Vestnik MSTU STANKIN]. 2012, no. 1, pp. 32–35.
- [15] Saykin S.A. *Povyshenie effektivnosti frezerovaniia vnutrennei rez'by v detaliakh iz trudnoobrabatyvaemykh materialov*. Diss. kand. tekhn. nauk [Improving the efficiency of milling internal threads in parts made of difficult to machine materials. Cand. tech. sci. diss.]. Rybinsk, 2009. 246 p.
- [16] *Spravochnik tekhnologa-mashinostroitel'ya. V 2 t. T. 2* [Reference technologist-mechanical engineer. In 2 vol. Vol. 2]. Ed. Dal'skiy A.M., Suslov A.G., Kosilova A.G., Meshcheryakov R.K. Moscow, Mashinostroenie-1 publ., 2001. 944 p.
- [17] Mal'kov O.V., Karel'skiy A.S. Modelirovanie srezaemogo sloya pri rez'bofrezerovanii [Modelling the Cut Layer When Thread Milling]. *Izvestiya vysshikh uchebnykh zavedeniy. Mashinostroenie* [Proceedings of Higher Educational Institutions. Machine Building]. 2017, no. 9, pp. 54–64.
- [18] Levitskiy M.Ya. *Osnovy rez'bofrezerovaniya* [Thread milling basics]. Kiev, MASHGIZ publ., 1953. 153 p.
- [19] Zorohovich A.A. *Rez'bofrezerovanie i rez'bofrezernye stanki* [Thread milling and thread milling machines]. Moscow, OBORONGIZ publ., 1940. 142 p.
- [20] Etin A.O. *Kinematicheskiy analiz metodov obrabotki metallov rezaniem* [Kinematic analysis of metal cutting methods]. Moscow, Mashinostroenie publ., 1964. 326 p.

Статья поступила в редакцию 02.07.2018

Информация об авторах

МАЛЬКОВ Олег Вячеславович (Москва) — кандидат технических наук, доцент кафедры «Инструментальная техника и технологии». МГТУ им. Н.Э. Баумана (105005, Москва, Российская Федерация, 2-я Бауманская ул., д. 5, стр. 1, e-mail: olma70@mail.ru, malkov@bmstu.ru).

ГОЛОВКО Игорь Михайлович (Москва) — инженер. «Сумитомо Электрик Хартметалл ГмбХ» (107045, Москва, Российская Федерация, ул. Трубная, д. 12, e-mail: Igor.Golovko@sumitomotool.com).

КАРЕЛЬСКИЙ Александр Сергеевич (Москва) — инженер второй категории кафедры «Инструментальная техника и технологии». МГТУ им. Н.Э. Баумана (105005, Москва, Российская Федерация, 2-я Бауманская ул., д. 5, стр. 1, e-mail: sakarel@yandex.ru, ASKarel@bmstu.ru).

Information about the authors

MALKOV Oleg Vyacheslavovich (Moscow) — Candidate of Science (Eng.), Associate Professor, Department of Tools and Tooling Technology. Bauman Moscow State Technical University (105005, Moscow, Russian Federation, 2nd Bauman-skaya St., Bldg. 5, Block 1, e-mail: malkov@bmstu.ru).

GOLOVKO Igor Mikhailovich (Moscow) — Engineer. Sumitomo Electric Hartmetall GmbH (107045, Moscow, Russian Federation, Trubnaya St., Bldg. 12, e-mail: Igor.Golovko@sumitomotool.com).

KARELSKIY Aleksandr Sergeevich (Moscow) — Engineer of the 2nd Category, Department of Tools and Tooling Technology. Bauman Moscow State Technical University (105005, Moscow, Russian Federation, 2nd Baumanskaya St., Bldg. 5, Block 1, e-mail: sakarel@yandex.ru, ASKarel@bmstu.ru).

Просьба ссылаться на эту статью следующим образом:

Мальков О.В., Головки И.М., Карельский А.С. Теоретический расчет параметров сечения срезаемого слоя при резьбофрезеровании. *Известия высших учебных заведений. Машиностроение*, 2018, № 10, с. 24–36, doi: 10.18698/0536-1044-2018-10-24-36.

Please cite this article in English as:

Malkov O.V., Golovko I.M., Karelskiy A.S. Theoretical Calculation of Parameters of the Cut Layer Cross Section when Thread Milling. *Proceedings of Higher Educational Institutions. Machine Building*, 2018, no. 10, pp. 24–36, doi: 10.18698/0536-1044-2018-10-24-36.



В Издательстве МГТУ им. Н.Э. Баумана
вышел в свет учебник под редакцией
Г.Б. Евгенева и А.Х. Хараджиева

«Программирование обработки на оборудовании с ЧПУ» В двух томах. Том 1

Изложены теоретические основы и практические методы программирования обработки на станках и роботах с ЧПУ в соответствии с профессиональной деятельностью бакалавров и инженеров по направлению «Автоматизация технологических процессов и производств». Описаны языки представления знаний и модель жизненного цикла изделий машиностроения. Дано описание основных характеристик оборудования с ЧПУ, оснастки, систем ЧПУ и автоматизированного программирования. Приведены физические принципы и методы программирования резки и наплавки, являющейся основой аддитивных технологий.

Содержание учебника соответствует курсу лекций, читаемых в МГТУ им. Н.Э. Баумана.

По вопросам приобретения обращайтесь:

105005, Москва, 2-я Бауманская ул., д. 5, стр. 1.
Тел.: +7 499 263-60-45, факс: +7 499 261-45-97;
press@bmstu.ru; www.baumanpress.ru