

Исследование концевых фрез при фрезеровании корпусных деталей из алюминиевых сплавов

12, декабрь 2013

DOI: 10.7463/1213.0634375

Грубый С. В., Зайцев А. М.

УДК 621.941.1

Россия, МГТУ им. Н.Э. Баумана
 Россия, РКК «Энергия» имени С.П. Королёва
grusv@yandex.ru
alzai82@mail.ru

Введение

В аэрокосмической промышленности и машиностроении применяются корпусные детали из алюминиевых сплавов различного назначения и габаритных размеров. Для уменьшения веса этих деталей фрезеруются пазы и карманы. У деталей больших габаритных размеров количество таких карманов может быть велико, что приводит к значительной трудоемкости механической обработки. В этой связи возникает актуальная научно-техническая задача по повышению производительности такой обработки. Одним из эффективных способов решения этой задачи является использование на многокоординатных станках с программным управлением фрез прогрессивных конструкций, оснащенных современными инструментальными материалами, на оптимальных режимах резания. В этой связи при проектировании операции фрезерования нужно учитывать ограничения по мощности и крутящему моменту шпинделя фрезерного станка.

Расчет силовых параметров фрезерования на протяжении длительного периода являлся предметом многочисленных исследований. В зарубежной литературе приводятся результаты этих работ. Так, в литературном обзоре работы [1] приведена модель расчета сил резания, предложенная М. Weck, К. Teipel (1977 г.), для которой в общем выражении сила резания записывается как $F = Ka_p h$, a_p - осевая глубина, h - толщина срезаемого слоя. Константа K зависит от обрабатываемого материала, скорости резания и определяется экспериментально.

Y. Altintas использовал и расширил этот подход и предложил выражение для расчета сил: $F = K_a p h + K_e a_p$, т.е. при нулевой толщине второе слагаемое учитывает влияние режущей кромки [2].

S.A. Tobias, G. Stepan предложили нелинейную зависимость силы от толщины срезаемого слоя [1]: $F = K_a p h^x$, где x - второй экспериментальный параметр.

R.P.H. Faassen использовал комбинацию ряда моделей для тангенциальной и радиальной составляющих силы в виде [3]:

$$F_t = K_{te} a_p h^x + K_{te} a_p; \quad F_r = K_{re} a_p h^x + K_{re} a_p. \quad (1)$$

Коэффициенты и показатель степени определены экспериментально. Например, для алюминиевого сплава марки 6082 ($\sigma_b = 295$ МПа, $\sigma_{02} = 240$ МПа, $\delta = 8\%$) эти параметры составили: $K_t = 462$; $K_{te} = 2,19 \cdot 10^{-6}$; $K_r = 38,6$; $K_{re} = 20,5$; $x = 0,744$. В статье также приведены графики, полученные по результатам обработки экспериментальных данных и характеризующие изменение этих параметров с ростом частоты вращения шпинделя станка в диапазоне 15000 – 40000 об/мин. Тогда можно проанализировать изменение составляющих силы резания с увеличением частоты вращения шпинделя станка.

Развитием изложенных подходов является распространенная в настоящее время зарубежными инструментальными фирмами методика расчета сил резания через удельную силу, изложенная подробно в справочнике по резанию GARANT [4]. Согласно этой методике для любого вида лезвийной обработки тангенциальная составляющая силы резания может быть определена как

$$F_c = b h K_c K_f = b h^{(1-m)} k_{c11} K_f, \quad (2)$$

где b , h – ширина, толщина срезаемого слоя, K_c – удельная сила резания, K_f – поправочный коэффициент, k_{c11} – удельная сила, приходящаяся на единицу площади среза, m - показатель степени. Значения удельной силы и показателя степени приведены для групп обрабатываемых материалов в справочной литературе, достаточно подробно в справочнике [4]. Например, для алюминиевых деформируемых сплавов значения этих параметров составляют: $k_{c11} = 780$ МПа, $m = 0,23$.

В отечественной справочной литературе для расчета тангенциальной силы фрезерования используют степенные уравнения вида:

$$P_z = \frac{C_p t^x s_z^y B_z^u z^p K_p}{d^q n^w}, \quad (3)$$

где входящие параметры даны в общепринятой записи.

Обобщающим серьезным недостатком выражений типа (1) – (3) является то, что они отражают и обобщают результаты экспериментальных данных, соответствующих конкретным условиям механической обработки. Изменение этих условий принято отражать некоторыми поправочными коэффициентами. В математическом смысле это означает пропорциональное масштабирование нелинейных уравнений, что может привести к значительным погрешностям аппроксимации.

Перспективным является расчет сил резания по результатам теоретического моделирования процесса. Так, в учебном пособии [5] расчет тангенциальной и радиальной составляющих силы резания сведен к выражениям:

$$P_z = C_{nn} f_{cp} + C_{zn} l_z; \quad P_{xy} = U_{nn} f_{cp} + U_{zn} l_{xy}, \quad (4)$$

где C_{nn}, U_{nn} - удельные силы на передней поверхности, C_{zn}, U_{zn} - удельные силы на задней поверхности, f_{cp} - площадь срезаемого слоя, l_z, l_{xy} - проекции длины рабочей части режущей кромки на плоскости, перпендикулярные соответствующим составляющим силы резания. Здесь удельные силы являются расчетными параметрами и связаны прежде всего со степенью сдвиговой деформации процесса стружкообразования. Предложено относительный сдвиг определять либо с помощью экспериментов, либо пользуясь обобщенной зависимостью $\varepsilon = \varepsilon_\gamma (1 - K_\gamma \gamma)$, где относительный сдвиг при нулевом значении угла ε_γ и коэффициент K_γ даны для основных групп обрабатываемых материалов, γ - передний угол в град.

Основываясь на проведенном обзоре литературных источников, обоснована необходимость развития аналитических методов расчета силовых параметров процесса резания. В статье приведена методика, позволяющая без дополнительных экспериментов рассчитать мощность и крутящий момент при фрезеровании концевыми фрезами заготовок из алюминиевых сплавов. Методика позволяет также оценить контактное давление, действующее со стороны лезвий инструмента на обрабатываемую поверхность заготовки.

Указанные расчетные параметры можно использовать для определения ограничений по станку, для расчета технологического приспособления и оценки степени деформации тонкостенных деталей в процессе обработки.

1. Расчет параметров процесса фрезерования

1.1. Характеристики алюминиевых сплавов

Обрабатываемость резанием конструкционных материалов, в том числе алюминиевых сплавов определяется их химическим составом и уровнем механических свойств. Наиболее широкое применение для корпусных деталей находит алюминиевый сплав АМг6, имеющий удовлетворительную обрабатываемость резанием, но недостаточный уровень механических свойств. Перспективными являются алюминиевые сплавы с повышенным содержанием лития, скандия, циркония. Так, алюминиевый сплав 01570С содержит в своем составе скандий и цирконий (десятые доли процента). Большая часть этих легирующих элементов в условиях литья слитков фиксируется в твердом растворе. При последующих нагревах (гомогенизации, нагреве под деформацию, термической обработке) происходит распад твердого раствора скандия и циркония в алюминии с образованием дисперсных когерентных выделений фазы $Al_3(Sc, Zr)$, оказывающих упрочняющее действие. Аналогичное влияние оказывает дополнительный легирующий элемент литий в алюминиевом сплаве В1469 (Li 1,2 - 1.3 %).

Следует ожидать в ближайшей перспективе широкого применения алюминиевых сплавов с повышенными прочностными характеристиками для ответственных деталей в аэрокосмической и авиационной промышленности.

Усредненные данные по механическим свойствам алюминиевых сплавов, рассмотренных в статье, приведены в таблице 1.

Таблица 1

Механические свойства алюминиевых сплавов

Марка сплава	σ_b , МПа	$\sigma_{0.2}$, МПа	E , ГПа	δ , %
АМг6	300	140	71	6
01570С	383	265	78	14
В1469	574	550	79	8,8

Примечание: по этим сплавам в статье приняты значения для касательного напряжения в плоскости сдвига, твердости, коэффициента Пуассона, соответственно - $\tau_p = 0,95\sigma_b$; $HV = \sigma_b / 0,35$; $\mu_1 = 0,33$.

В качестве инструментального материала для концевых фрез принят мелкозернистый твердый сплав марки ВК6М, имеющий значения модуля упругости и коэффициента Пуассона, соответственно - $E_2 = 640$ ГПа; $\mu_2 = 0,29$.

1.2. Параметры сечения срезаемого слоя

Концевая фреза имеет конструктивные параметры: наружный диаметр d , число зубьев z , радиус при вершине зуба r , главный угол в плане, вспомогательный угол в плане, φ, φ_1 , соответственно. Фреза обрабатывает паз или уступ с шириной резания B (размер, параллельный оси фрезы) и глубиной резания t (размер перпендикулярный оси). Кинематическими параметрами процесса являются: частота вращения фрезы n , подача s , которая в общем случае имеет направление под углом τ к продольному перемещению стола фрезерного станка. Общая схема параметров кинематических и сечения срезаемого слоя приведена на рис. 1.

Здесь режущая кромка зуба разделена на три участка: винтовая кромка 12 с углом наклона к оси фрезы ω_0 на цилиндрической части, радиусная кромка 23 с радиусом r , торцевая кромка 34 под вспомогательным углом в плане φ_1 .

Ширина винтовой кромки зуба на цилиндрической части фрезы b определена как длина винтовой линии с углом подъема ω_0 :

$$b = \sqrt{\left(\frac{d}{2}\right)^2 + \left(\frac{H}{2\pi}\right)^2} \frac{\operatorname{tg} \omega_0}{d} (B - r),$$

где H - шаг винтовой линии.

Радиусная кромка разбита на элементарные участки, каждый из которых имеет ширину $b_i = r\varepsilon/k$, где k - число участков; радиус относительно оси R_i и угловую координату ε_i .

Торцевая кромка имеет ширину $b_j = \frac{d/2 - r}{\cos \varphi_1}$, центр кромки лежит на радиусе R_j .

Наибольшая толщина среза на винтовой кромке, если глубина резания меньше половины диаметра, составляет $a = s_z \sin \psi_0 \cos \tau$, для других глубин - $a = s_z \cos \tau$, где s_z - подача на зуб, мм/зуб, ψ_0 - угол контакта.

Для расчета толщины среза на элементарном радиусном участке рассмотрим общий случай направления подачи под углом τ на схеме рис. 1. Здесь вектор \vec{c} совпадает с

направлением подачи и в системе координат XYZ , привязанной к элементарному участку так, что XY - основная плоскость, Z - направление касательной к окружности радиуса R_i , равен:

$$\bar{c} = s_z (\sin \tau \bar{i} - \cos \tau \sin \psi_0 \bar{j} + \cos \tau \cos \psi_0 \bar{k}).$$

Толщина срезаемого слоя измеряется в основной плоскости $P_o - P_o$ (XY) и составляет:

$$a_i = |\bar{c}_{xy}| \cos \theta_i = s_z (\sin \tau \cos \varepsilon_i + \cos \tau \sin \psi_0 \sin \varepsilon_i),$$

где \bar{c}_{xy} - проекция вектора \bar{c} на основную плоскость, вектор \bar{n}_i - нормаль к режущей кромке в точке i , θ_i - угол между этими векторами.

Для торцевой кромки толщина среза составляет - $a_j = s_z \sin(\tau - \varphi_1)$.

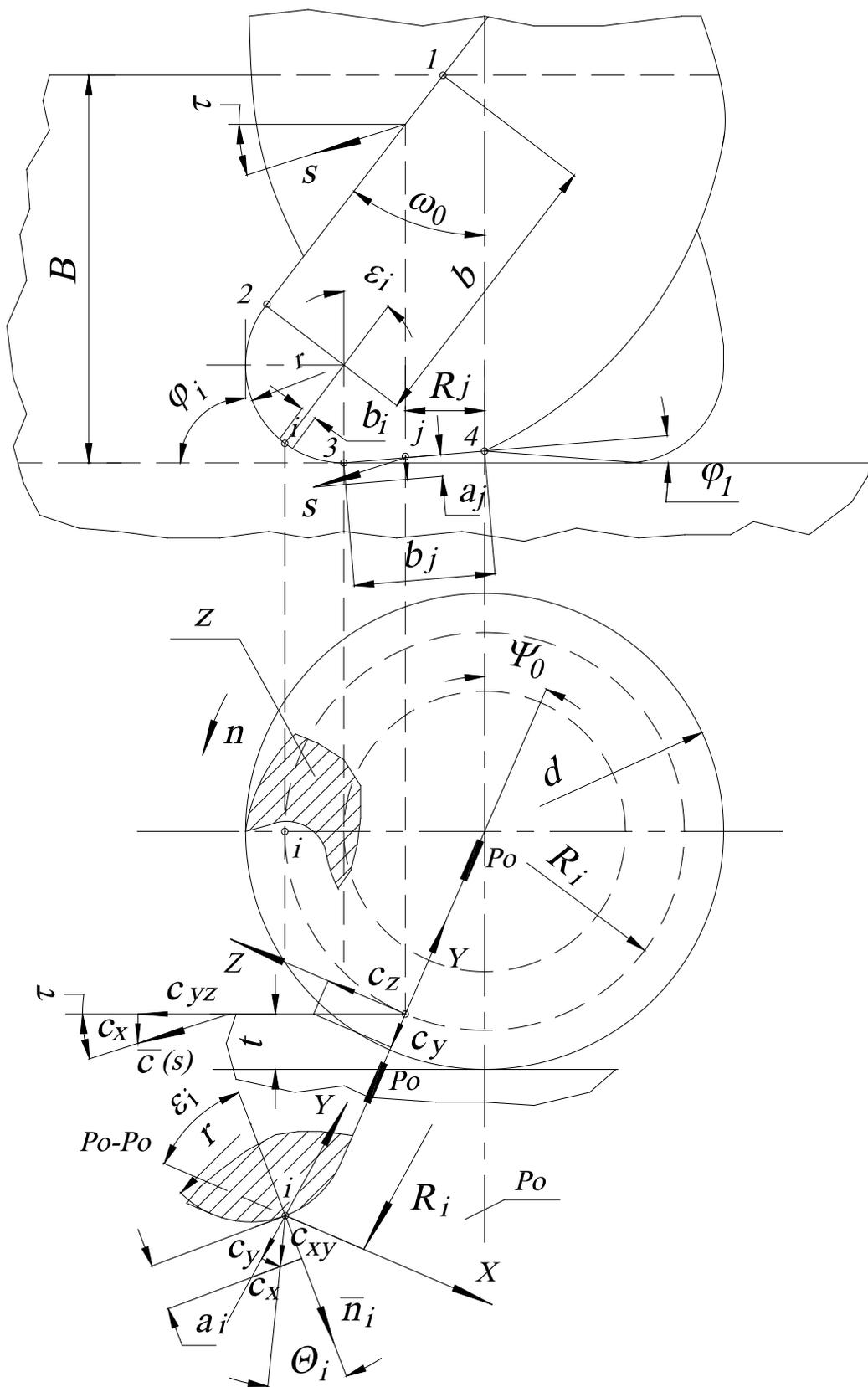


Рис. 1. Схема для расчета параметров кинематических и срезаемого слоя

1.3. Силовые параметры фрезерования

Силовые параметры рассчитаны для общей схемы фрезерования концевой фрезой паза (уступа) с движением подачи под углом τ к продольному движению стола фрезерного станка. Рассмотрены силовые параметры отдельно по кромкам: винтовой 12, радиусной 23, торцевой 34 - рис. 2. На рисунке показаны соответствующие сечения лезвия: $N-N$, N_1-N_1 , N_2-N_2 . В каждом сечении кромка имеет радиус округления ρ , а точка A разделяет толщину среза a на стружку и деформированный поверхностный слой толщиной h . Точке A соответствует отрицательный передний угол γ_k . На передней поверхности со стороны инструмента на стружку действует сила R_c под углом действия ω к скорости резания v . На задней поверхности со стороны фрезы на обработанную поверхность действует нормальная сила P_2 и касательная сила F_2 .

Для расчета среднего значения угла сдвига использовано выражение, учитывающее влияние параметров срезаемого слоя и упругих свойств обрабатываемого и инструментального материалов по предложению Старкова В.К. [6], и после преобразований принимает вид:

$$\beta = \pi / 2 - \operatorname{arctg} \frac{1,08 \cdot \sqrt[4]{(\eta E_1 b / a)} + \cos \gamma - \sin \gamma}{\cos \gamma + \sin \gamma}, \quad (5)$$

где упругая постоянная двух соприкасающихся тел составляет $\eta = (1 - \mu_1^2) / E_1 + (1 - \mu_2^2) / E_2$; E_1 , E_2 – модули упругости обрабатываемого и инструментального материалов; μ_1 , μ_2 – коэффициенты Пуассона; a , b – толщина и ширина срезаемого слоя; γ (γ_{sr} , γ_{sri} , γ_{srj}) – средний передний угол с учетом округления кромки.

Коэффициент укорочения (усадка стружки) определен через угол сдвига по известной формуле: $K_L = \cos \gamma \cdot \operatorname{ctg} \beta + \sin \gamma$, а угол действия ω между равнодействующей силой на передней поверхности и скоростью резания рассчитан с учетом поправки ρ' , предложенной в работах [5, 7]:

$$\omega = \pi / 4 + \rho' - \beta, \quad \rho' = \frac{\operatorname{tg}(\beta - \gamma)}{\operatorname{tg}(\beta - \gamma) + 2} \quad (6)$$

Выражение (5) экспериментально проверено и было использовано для расчета угла сдвига при точении в работах одного из авторов, например [8].

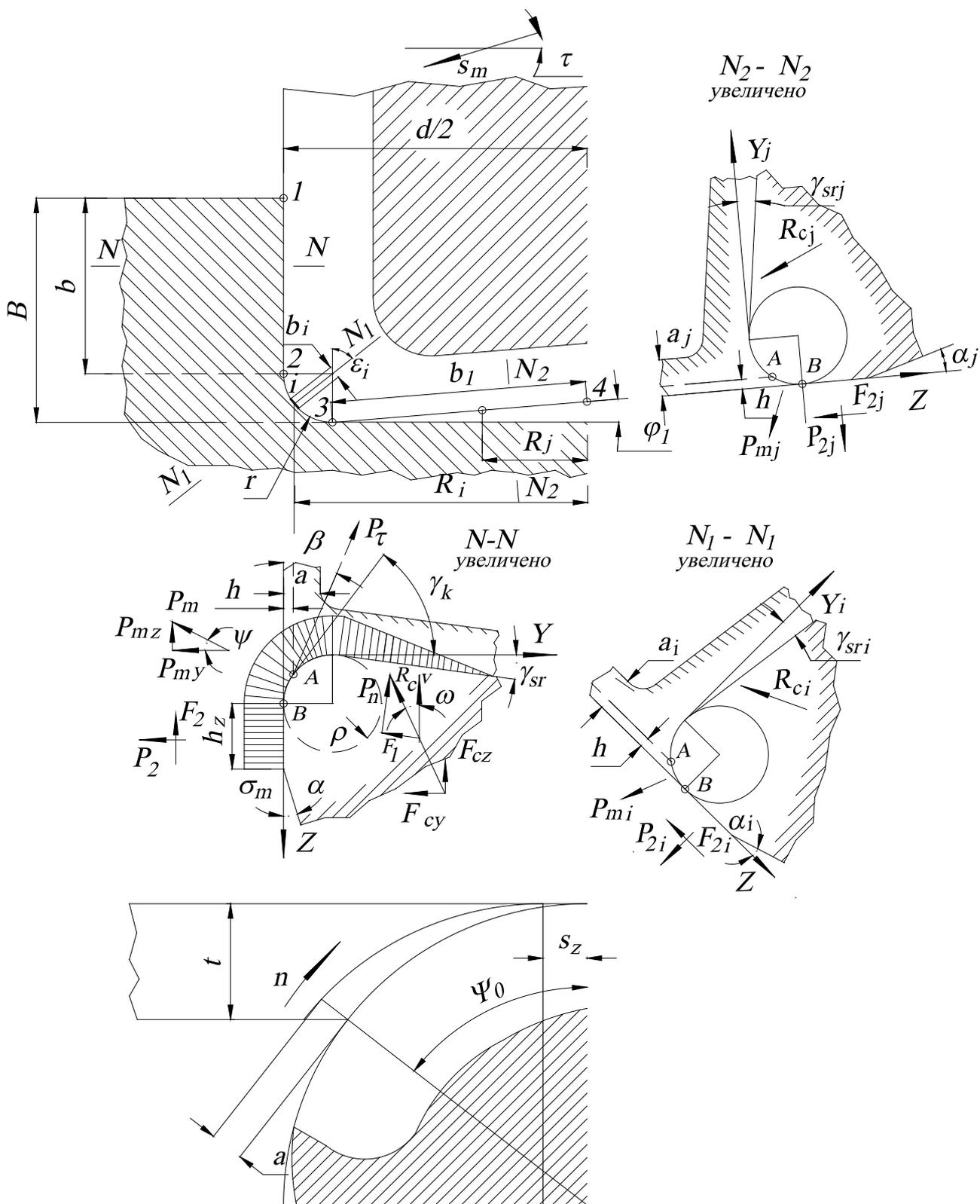


Рис. 2. Схема для расчета сил и контактных нагрузок

Результирующая сила стружкообразования направлена под углом действия ω к скорости резания и определена через касательную силу в плоскости сдвига P_τ

$$R_c = \frac{P_\tau}{\sin(\beta) \cos(\beta + \omega)} = \frac{\tau_p ab}{\sin(\beta) \cos(\beta + \omega)}, \quad (7)$$

где τ_p - касательные напряжения в плоскости сдвига.

Тогда выражения для расчёта касательной и нормальной составляющих силы на передней поверхности инструмента могут быть определены из геометрических соотношений:

$$F_1 = R_c \sin(\omega + \gamma); \quad P_n = R_c \cos(\omega + \gamma),$$

а составляющие силы стружкообразования вдоль осей Z, Y будут равны, соответственно:

$$R_{cz} = R_c \cos \omega; \quad R_{cy} = R_c \sin \omega. \quad (8)$$

Принимая гипотезу о том, что максимальное значение контактного давления вдоль всей режущей кромки одинаково, это значение можно выразить через нормальную силу на передней поверхности и площадь контакта:

$$\sigma_m = \frac{P_n(n_1 + 1)}{l_1 b}, \quad (9)$$

где n_1 - показатель степени в выражении для эпюры контактного давления $\sigma_p = \sigma_m(1 - m)^{n_1}$, m - относительное расстояние от режущей кромки вдоль передней поверхности инструмента, l_1 - длина контакта стружки.

Показатель степени принят равным $n_1=1$, т.е. контактное нормальное давление на передней поверхности распределено по треугольной эпюре.

Контактное давление имеет максимальное значение на длине дуги АВ, которая определена глубиной подминаемого слоя $h = \rho/3$. На длине дуги действует результирующая сила $P_m = \sigma_m \cdot \overset{\sim}{AB} \cdot b$, которая направлена под углом ψ к оси Y . Эта сила раскладывается на составляющие вдоль осей Z, Y :

$$P_{mz} = P_m \sin \psi; \quad P_{my} = P_m \cos \psi. \quad (10)$$

Для задней поверхности принято, что контактное нормальное давление имеет равномерное распределение. Тогда нормальная сила P_2 на площадке износа h_z определена через контактное давление и площадь контакта. Касательная сила F_2 рассчитана через средний коэффициент трения:

$$P_2 = \sigma_m h_z b; F_2 = P_2 f_{tr}. \quad (11)$$

Определив касательные силы, действующие по направлению скорости резания вдоль оси Z , можно рассчитать суммарный крутящий момент резания $M = M_{12} + M_3 + M_{34}$, где слагаемые соответствуют режущим кромкам:

- винтовой

$$M_{12} = (R_{cz} + P_{mz} + F_2) \frac{d \cdot z_p}{2000};$$

- радиусной (суммированием по элементарным участкам)

$$M_{23} = \sum_{i=1}^k (R_{czi} + P_{mzi} + F_{2i}) \frac{R_i z_{pi}}{1000};$$

- торцевой

$$M_{34} = (R_{czj} + P_{mzj} + F_{2j}) \frac{R_j \cdot z_{pj}}{1000},$$

где z_p - число одновременно режущих зубьев для соответствующих кромок, составляющие силы резания определены по (8), (10), (11).

Мощность резания рассчитывается по формуле: $N = Mn / 9554$.

В соответствии со схемой рис. 2 лезвие зуба инструмента оказывает силовое воздействие на обработанную поверхность по площадке износа величиной h_z и по дуге режущей кромки AB . Здесь принято равномерное контактное давление σ_m . Величина этого давления является одним из выходных параметров расчетного алгоритма и может быть использована для моделирования деформации тонкостенных деталей из алюминиевых сплавов.

Расчеты по приведенному алгоритму показывают, что при фрезеровании концевыми фрезами мощность и крутящий момент резания могут достигать существенных значений. Выявлено, что наибольшее влияние на крутящий момент оказывает марка алюминиевого

сплава, геометрические параметры инструмента, режимные параметры. В качестве примера на рис. 3 приведены зависимости влияния подачи на крутящий момент фрезерования для трех марок алюминиевых сплавов (табл. 1). Условия операции приняты следующими: цельная твердосплавная фреза, $d = 16$ мм, $z = 2$, $\omega_0 = 55^\circ$, $r = 2$ мм; ширина фрезерования $B = 16$ мм, $t = 16$ мм, $n = 8000$ об/мин, величина износа $h_z = 0,1$ мм. Соотношения крутящего момента для трех марок сплавов соответствует соотношению прочности.

Аналогичные результаты получены для сборной фрезы Iscar HM90 EAL-D32-C32-L150-15 со сменными многогранными твердосплавными пластинами AXCR 150520R-P ($d = 32$ мм, $z = 2$, $\omega_0 = 0^\circ$, $r = 2$ мм) с шириной фрезерования $B = 6$ мм, глубиной $t = 32$ мм, частотой вращения шпинделя $n = 4800$ об/мин. Для условий обработки заготовки из сплава 01570С при изменении подачи на зуб от 0,04 до 0,2 мм крутящий момент увеличился от 20,5 до 59,8 Нм.

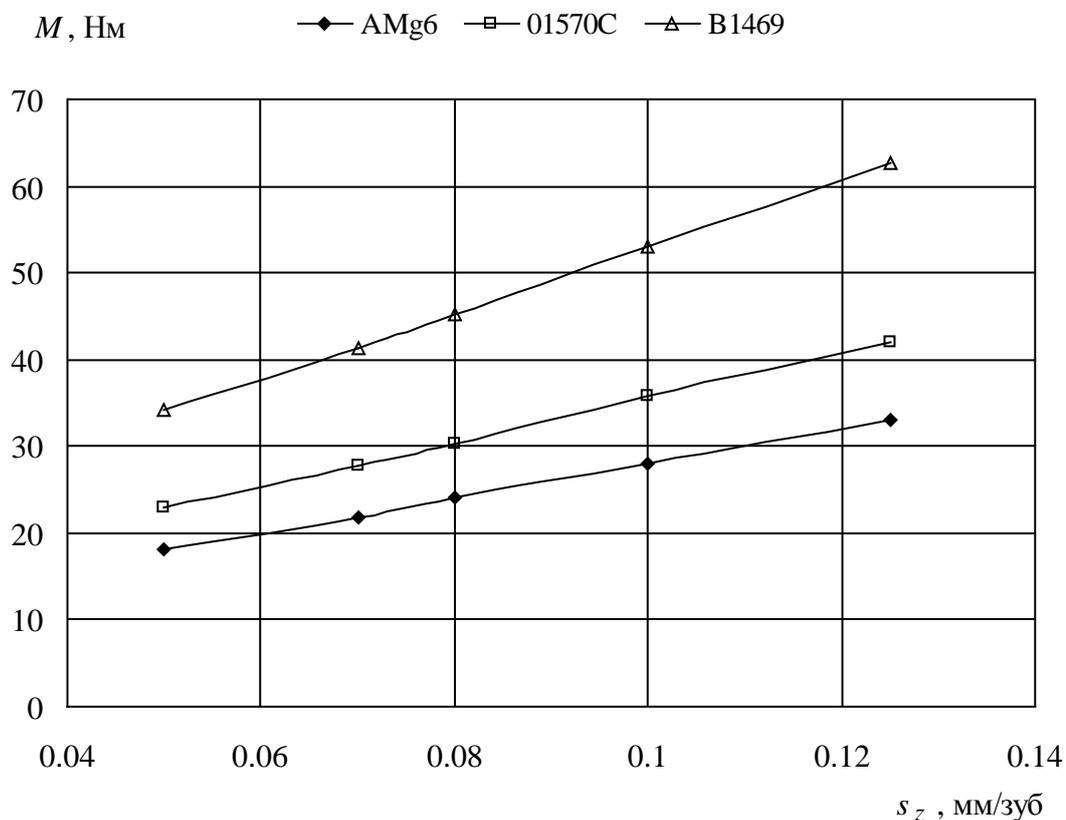


Рис. 3. Влияние подачи на крутящий момент при фрезеровании заготовок из алюминиевых сплавов, фреза – $d = 16$ мм, $z = 2$, $\omega_0 = 55^\circ$, $r = 2$ мм, $h_z = 0,1$ мм

Мощность резания также может иметь существенное значение. На рис. 4 приведены расчетные зависимости мощности резания от частоты вращения шпинделя станка (условия обработки соответствуют рис. 3).

По расчетным зависимостям рис. 3, 4 можно сделать вывод о том, что крутящий момент и мощность резания для алюминиевых сплавов АМг6, 01570С, В1469 находятся в соотношении 1,0; 1,3; 1,9, соответственно. Характерно, что соотношение прочности на растяжение для этих сплавов такое же.

При фрезеровании с горизонтальной подачей вклад в суммарный момент резания вносит винтовая кромка 12 и (или) радиусная 23. С увеличением угла врезания τ начинает оказывать влияние на крутящий момент торцевая кромка 34. При угле $\tau = 90^\circ$, что соответствует осевому врезанию фрезы, работает только радиусная и торцевая кромки. О соотношениях крутящих моментов можно судить по графикам, показанным на рис. 5. Здесь приняты условия фрезерования: алюминиевый сплав 01570С, частота вращения шпинделя $n = 8000$ об/мин, подача $s_z = 0,08$ мм/зуб, ширина фрезерования $B = 1$ мм, глубина фрезерования $t = 16$ мм, величина износа $h_z = 0,1$ мм. Для фрезы с радиусом при вершине зуба $r = 2$ мм эти условия означают, что в резании участвует только радиусная кромка 23. Торцевая кромка 34 будет резать при таком угле врезания τ , для которого толщина среза больше 0,005 мм. На рис. 5 крутящий момент на торцевой кромке 34 появляется, начиная с угла $\tau = 11^\circ$. На практике угол врезания не превышает 20° .

В соответствии с разработанным алгоритмом можно детально проанализировать параметры процесса. В качестве примера в таблице 2 и 3 приведены расчетные параметры на передней и задней поверхностях:

- $\varepsilon, \gamma_{sr}, \beta$ - угловая координата участка на радиусной кромке, средний передний угол, угол сдвига;

- R, a, b - радиус участка относительно оси вращения фрезы, толщина, ширина срезаемого слоя;

- σ_m - нормальное давление на режущей кромке.

Исходные параметры соответствовали чистовой обработке стенки кармана с проходом по спирали и были приняты следующими: алюминиевый сплав 01570С, ширина $B = 5$ мм, глубина $t = 5$ мм, частота вращения $n = 8000$ об/мин, подача $s_z = 0,08$ мм/зуб, угол врезания $\tau = 0^\circ$, величина износа $h_z = 0,1$ мм.

По расчетам длина контакта стружки с передней поверхностью составила $l_1 = 0,46$ мм, угол действия - $\omega = 28^\circ$, длина дуги $AB = 0,008$ мм, угол $\Psi = 24,1^\circ$. Расчетные параметры табл. 2, 3 позволяют представить реальную картину нагружения обработанной поверхности по рис. 2, и могут быть использованы для моделирования и расчета деформации стенки кармана.

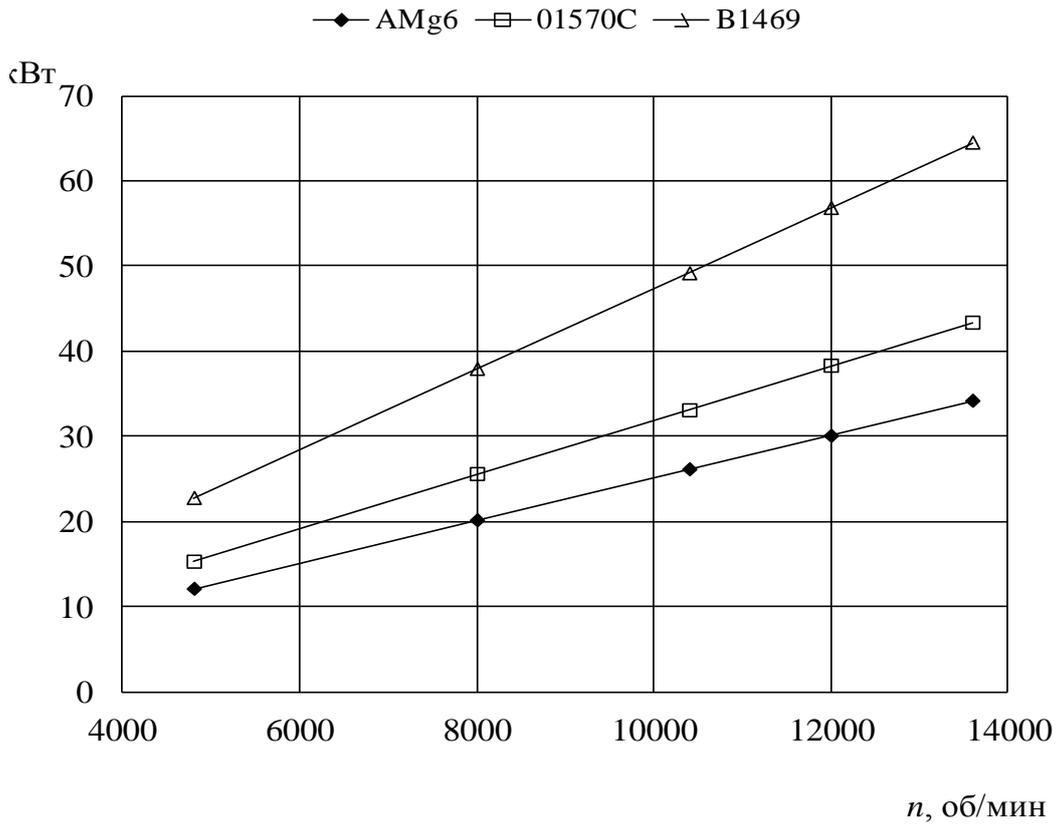


Рис. 4. Влияние частоты вращения шпинделя на мощность фрезерования

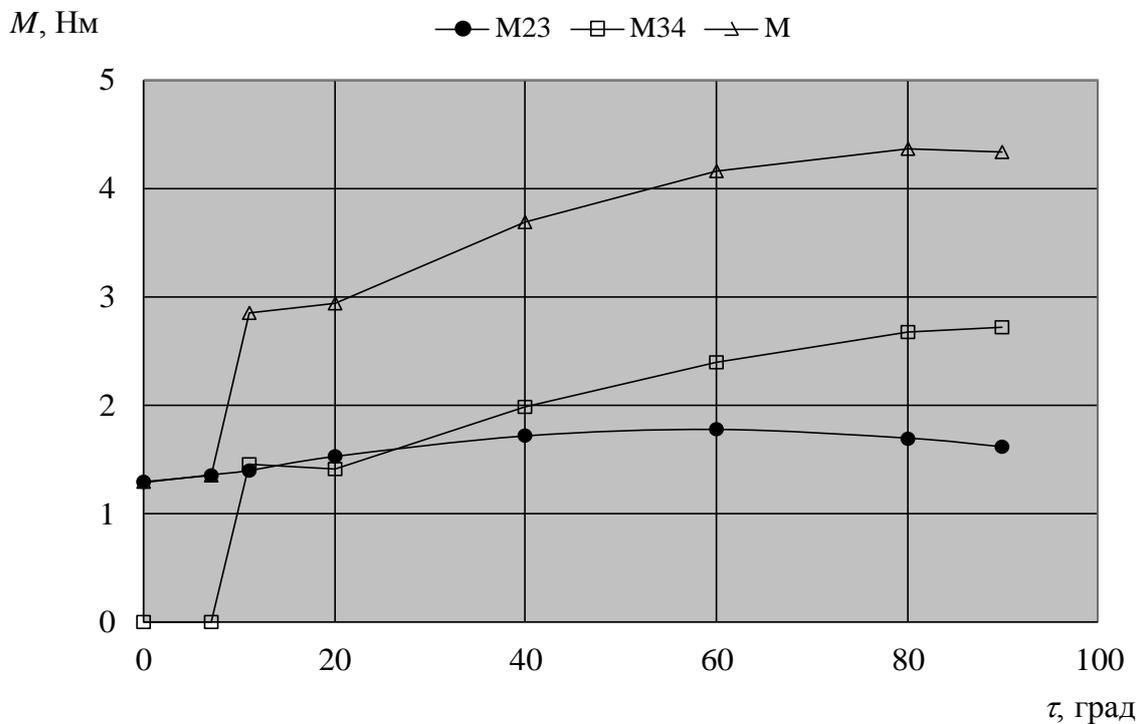


Рис. 5. Изменение крутящего момента суммарного M , по радиусной режущей кромке M_{23} и торцевой кромке M_{34} концевой фрезы в зависимости от угла врезания

Таблица 2

Расчетные параметры на передней поверхности

ε , град	R , мм	γ_{sr} , град	β , град	σ_m , град	a , мм	b , мм	Примечание
90	8	15	18,9	389,5	0,074	3,69	Винтовая кромка на цилиндрической части
81	7,98	15	25,6	437,1	0,073	0,63	Радиусная кромка
63	7,78	15	25,2	433,8	0,066	0,63	
45	7,41	12,4	23,2	438,4	0,052	0,63	
27	6,91	9,4	20,4	440,6	0,033	0,63	
9	6,31	-10,5	11	523,9	0,011	0,63	

Таблица 3

Расчетные параметры на задней поверхности

ε , град	R , мм	Нормальная сила на кромке P_m , Н	Нормальная сила на задней поверхности P_2 , Н	Касательная сила на задней поверхности F_2 , Н
90	8	12,08	143,57	101,88
81	7,98	2,31	27,5	19,5
63	7,78	2,29	27,3	19,3
45	7,41	2,32	27,5	19,5
27	6,91	2,33	27,7	19,6
9	6,31	2,77	32,9	23,4

Для условий чистовой обработки дна кармана выполнены аналогичные расчеты. Чистовой проход выполняется с шириной $B = 1$ мм, глубиной $t = 5$ мм, остальные исходные данные такие же. Здесь будет работать только радиусная кромка, торцевая кромка не участвует в резании. Графики, характеризующие изменение нормального контактного давления для двух марок алюминиевого сплава по участкам с характерным текущим радиусом, показаны на рис. 6.

Расчетные параметры для обработки дна кармана с врезанием приведены в таблице 4. Здесь принята ширина $B = 1$ мм, глубина $t = 16$ мм, угол врезания $\tau = 7^\circ$, частота вращения $n = 8000$ об/мин, подача $s_z = 0,125$ мм/зуб, величина износа зуба фрезы $h_z = 0,1$ мм.

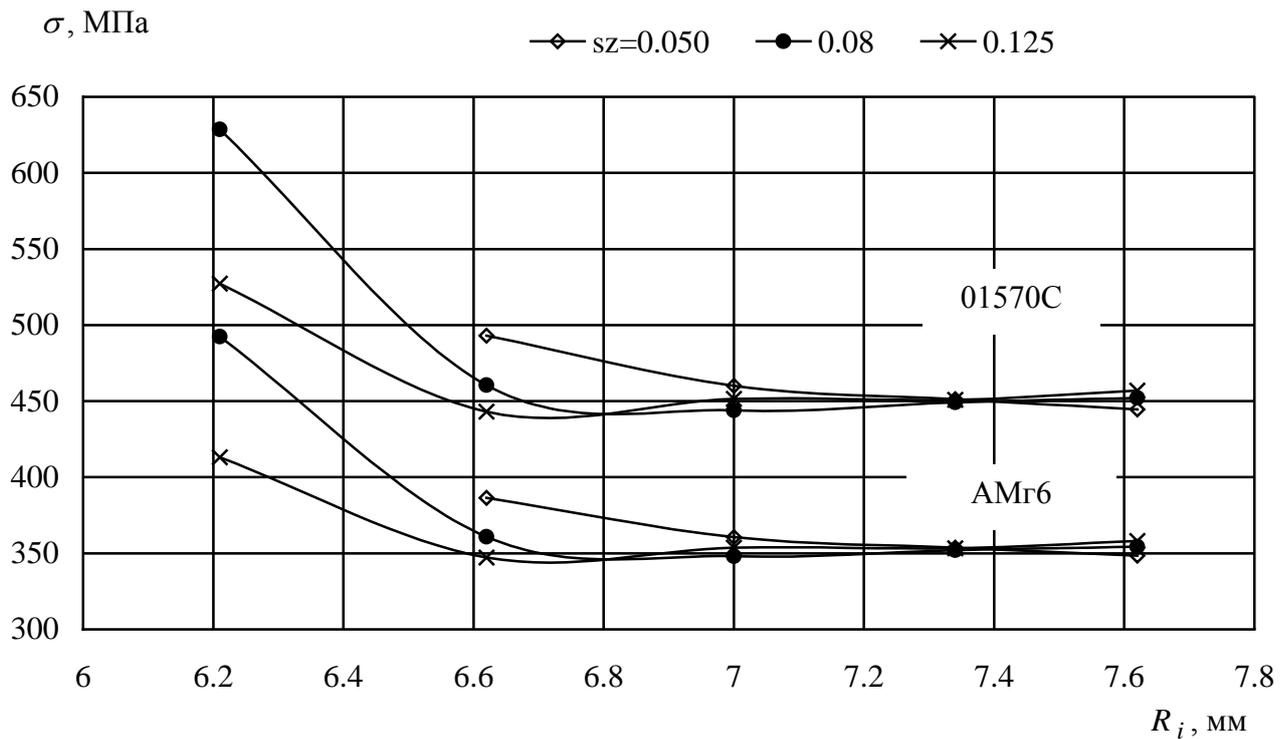


Рис. 6. Значения контактного давления для радиусной кромки для условий чистового фрезерования дна кармана в зависимости от значения радиуса участка

Таблица 4

Расчетные параметры для обработки дна кармана с врезанием

ε , град	R , мм	γ_{sr} , град	β , град	σ_m , МПа	a , мм	b , мм	P_m , Н	P_2 , Н	F_2 , Н	Примечание
54	7,62	15	28,9	462,2	0,109	0,419	1,63	19,4	13,7	Радиусная кромка
42	7,34	15	28,3	457,5	0,094	0,419	1,61	19,2	13,6	
30	7	15	27,4	450,3	0,075	0,419	1,59	18,9	13,4	
18	6,62	12,5	24,9	450,4	0,053	0,419	1,59	18,9	13,4	
6	6,21	8,5	21	451,1	0,028	0,419	1,59	18,9	13,4	
--	6 - 0	-29,54	3	626,8	0,007	6,015	31,71	377	267,5	Торцевая кромка

Примечание: $\Psi = 24,1^\circ$

2. Экспериментальные исследования фрезерования концевыми фрезами

Исследование влияния режимов резания на обрабатываемость алюминиевых сплавов проведено в производственных условиях ЗЭМ РКК "Энергия" и в лаборатории кафедры "Инструментальная техника и технологии" МГТУ им. Н.Э. Баумана (динамика фрезерования). Основной целью проведенных исследований являлся анализ режимных параметров фрезерования заготовок из алюминиевых сплавов применительно к изготовлению корпусных деталей ракетно-космической техники и получение практических рекомендаций для современного высокоскоростного металлорежущего оборудования в различных условиях, а именно:

- черновая фрезерная обработка типовых элементов (карманов, пазов) цельными твердосплавными концевыми фрезами и сборными фрезами со сменными многогранными платинами (СМП);

- предварительная и чистовая фрезерная обработка типовых элементов (карманов, пазов, уступов) цельными твердосплавными концевыми фрезами (в том числе с радиусом на торце), фрезами с СМП, а также фрезами со сменными твердосплавными головками и др.

Технологические исследования проведены на 5-координатном вертикальном обрабатывающем центре TOYODA UG550 с системой ЧПУ Heidenhain iTNC530 и обрабатывающем центре TOYODA FH550SX.

Для проведения технологических исследований использованы режущие инструменты прогрессивных конструкций различных фирм, оснащенных инструментальными материалами, предназначенными для обработки алюминиевых сплавов: сборная концевая фреза $\varnothing 32$ Iscar NM90 EAL-D32-C32-L150-15, $z=3$ с пластиной NM90 AXCR 150504R-P IC28; сборная концевая фреза $\varnothing 25$ Iscar NM90 EAL-D25-C25-L140-15, $z=2$ с пластиной NM90 AXCR 150520R-P IC28; цельная твердосплавная концевая фреза $\varnothing 16$ Guhring 3202 16.0, $z=4$; цельная твердосплавная концевая фреза $\varnothing 16$ Master Cut Tool R2,0, $z=2$. Примеры фрезерования заготовок показаны на рис. 7, 8.

Реализованы следующие режимы обработки:

- при фрезеровании сборными фрезами частота вращения шпинделя в пределах 2400 – 5200 об/мин, подача на зуб 0,05 - 0,225 мм/зуб;

- при фрезеровании цельными твердосплавными фрезами частота вращения шпинделя в пределах 4800 – 13600 об/мин, подача на зуб 0,05 - 0,125 мм/зуб.

Наибольшая производительность фрезерования $525 \text{ см}^3/\text{мин}$ достигнута при обработке паза 32×6 мм сборной фрезой $\varnothing 32$, $z=3$.

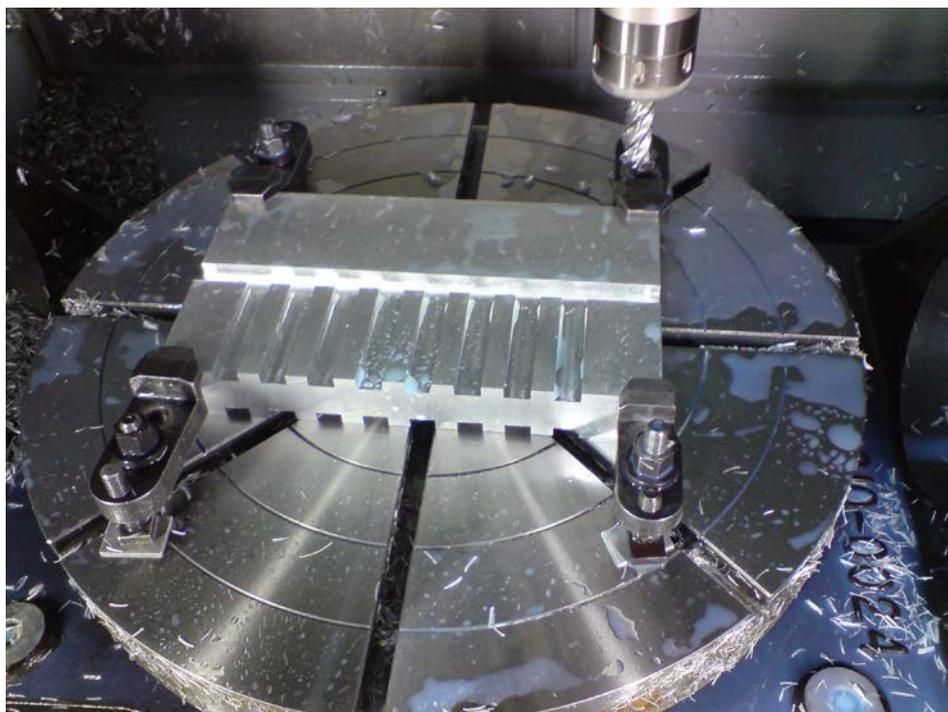


Рис. 7. Фрезерование цельной твердосплавной фрезой заготовки из алюминий-литиевого сплава



Рис. 8. Черновая обработка паза концевой фрезой Iscar HM90 EAL-D32-C32-L150-15

Параметры шероховатости обработанной поверхности измерены на заготовках и образцах, обработанных на режимах резания в соответствии с методикой проведения экспериментов. Для измерения параметров шероховатости использован портативный профилометр "Surftest SJ-301".

Обработка большого объема результатов по шероховатости обработанных поверхностей показала, что для условий и режимов фрезерования, обеспечивающих отсутствие вибраций, значения шероховатости находится в пределах R_a 0,2 - 1,0 мкм. Закономерного изменения значений шероховатости от режимных параметров обработки не установлено. В качестве примера на рис. 9 приведены измеренные значения шероховатости торцевой и боковой поверхности пазов, обработанных цельной твердосплавной фрезой $d = 16$ мм, в зависимости от частоты вращения шпинделя станка.

Возникновение вибраций, а следовательно и увеличение шероховатости обработанной поверхности может быть вызвано значительным по величине крутящим моментом резания. Предварительный расчет по алгоритму (5) - (11) позволяет сопоставить крутящий момент резания с крутящим моментом шпинделя станка и исключить возникновение вибраций.

Помимо силовых параметров процесса важное значение имеет оценка работоспособности инструмента с точки зрения объема выполненной работы и стойкости. Проведены исследования по работоспособности и режущим свойствам цельной твердосплавной фрезы $d = 16$ мм, $r = 2$ мм, $z = 2$. Эскиз фрезы показан на рис. 10.

Этой фрезой обработаны следующие поверхности на заготовках и деталях из алюминиевого сплава В1469:

- пазы $B = 8$ мм, $t = 16$ мм;
- уступы $B = 8$ мм, $t = 8$ мм;
- элемент вафельной конструкции 300x325x70 мм с карманами размером 50x70 мм, толщиной стенки между пазами и по дну паза $3 \pm 0,2$ мм;
- кронштейн;
- рамка.

Помимо этой обработки был спланирован, подготовлен и проведен специальный "стойкостной" эксперимент - на заготовке 350x300 мм фрезеровались уступы шириной $B = 4$ мм, глубиной $t = 4$ мм. Всего обработано 14 горизонтальных слоев, 75 проходов в каждом слое.



Рис. 9. Шероховатость обработанных поверхностей в зависимости от частоты вращения шпинделя, подача $s_z = 0,08$ мм/зуб

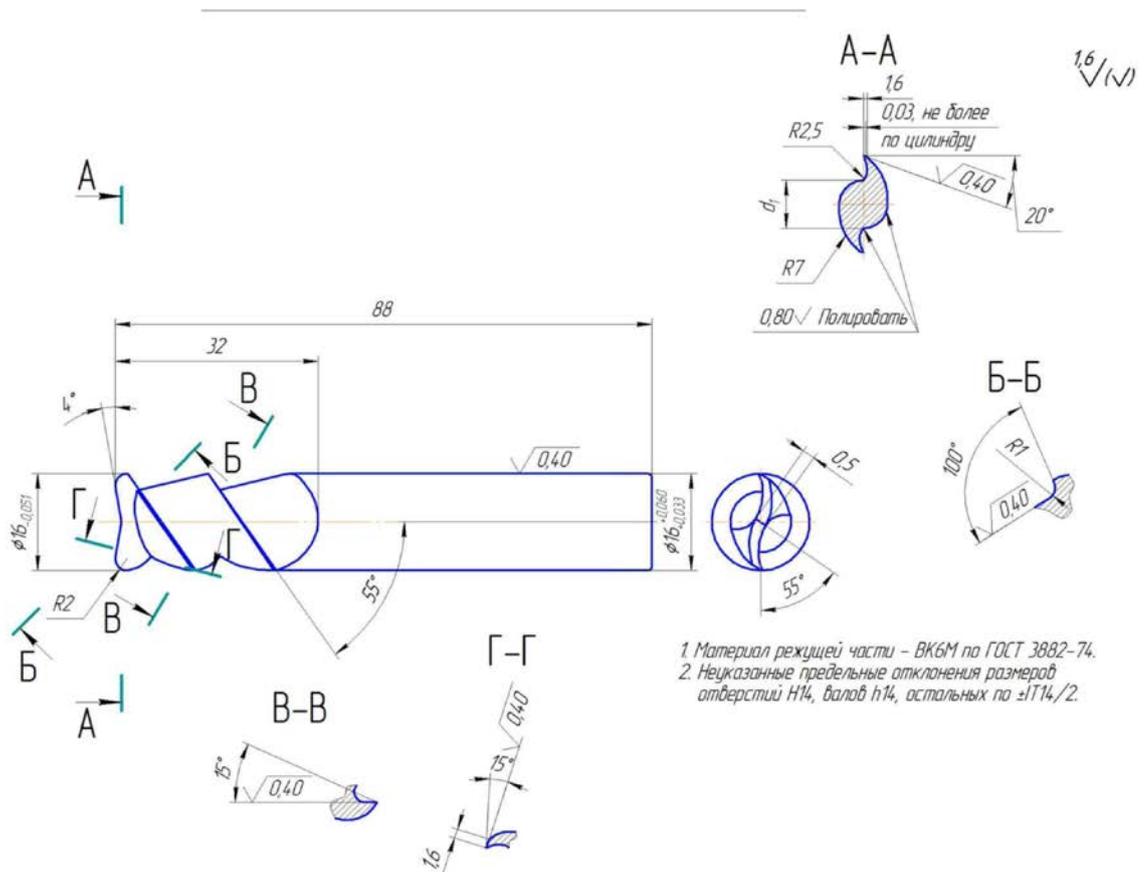


Рис. 10. Цельная твердосплавная фреза для проведения экспериментов $d = 16$ мм, $z = 2$

В проведенных технологических исследованиях частота вращения шпинделя изменялась в пределах 8000 – 12000 об/мин, минутная подача - 800 – 2000 мм/мин. Обработка проведена с использованием в качестве СОЖ 5-7%-ной эмульсии Blasocut 4000 CF.

Поверхности и детали обработаны в производственных условиях ЗЭМ РКК "Энергия" на современных фрезерных обрабатывающих центрах с программным управлением.

Для обработки использована одна фреза, результаты по времени обработки каждой из номенклатуры поверхностей приведены в таблице 5.

Таблица 5

Результаты технологических исследований твердосплавной фрезы

Наименование поверхностей и деталей	Количество проходов или деталей:	Время работы фрезы, мин:
Пазы	30 проходов	2,4
Уступы	36 проходов	2,7
Кронштейн	1 деталь	37,1
Рамка	3 детали	42,0
Элемент с вафельной конструкцией	1 деталь	107,5
"Стойкостной" эксперимент	1050 проходов	306,3

Таким образом, суммарное время фрезерования одной фрезой составил 498 мин. Износ фрезы выражен в увеличении радиуса округления кромки; величина износа зуба по задней поверхности не превышает 0,1 мм.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Анализ механических свойств алюминиевых сплавов показывает перспективность новых марок с легированием скандием, цирконием, литием для изготовления деталей аэрокосмической техники. Силовые показатели обрабатываемости резанием новых марок алюминиевых сплавов хуже, чем стандартного сплава марки АМг6.

Расчетная методика позволяет определить силовые параметры фрезерования - мощность, крутящий момент без проведения экспериментальных исследований. При обработке пазов цельными твердосплавными и сборными концевыми фрезами мощность и крутящий момент необходимо рассматривать как ограничения и сопоставлять с соответствующими характеристиками шпинделя фрезерного станка. Значения контактного давления зуба фрезы на обрабатываемую поверхность для алюминиевого сплава марки 01570С находятся в пределах

$\sigma_m = 350 - 630$ МПа и могут быть использованы для расчета деформации тонкостенных деталей в процессе обработки.

Стойкость цельных твердосплавных концевых фрез при обработке заготовок из алюминиевых сплавов в рассмотренном диапазоне режимных параметров не является ограничивающим показателем для процесса фрезерования.

Список литературы

1. Rott O., Homberg D., Mense C. A comparison of analytical cutting force models. Preprint No. 1151, WIAS, Berlin, 2006. 23 p.
2. Altintas Y. Manufacturing Automation. Cambridge University Press, 2000. 286 p.
3. Faassen R.P.H., van de Wouw N., Oosterling J.A.J., Nijmeijer H. Prediction of regenerative chatter by modelling and analysis of high-speed milling // International Journal of Machine Tools & Manufacture. 2003. Vol. 43, iss. 14. P. 1437-1446. DOI: [10.1016/S0890-6955\(03\)00171-8](https://doi.org/10.1016/S0890-6955(03)00171-8)
4. GARANT. Machining Handbook [Справочник по обработке резанием]. Режим доступа: http://www.hoffmann-group.com/fileadmin/catalog/en/BK_ZHB_2009_en/blaetterkatalog/index.html (дата обращения 01.11.2013).
5. Розенберг Ю.А., Тахман С.И. Силы резания и методы их определения. Ч. 1. Общие положения: учеб. пособие. Курган: КМИ, 1995. 128 с.
6. Старков В.К. Физика и оптимизация резания материалов. М.: Машиностроение, 2009. 640 с.
7. Розенберг Ю.А. Резание материалов: учебник для техн. вузов. Курган: Изд-во ОАО «Полиграфический комбинат «Зауралье», 2007. 294 с.
8. Грубый С.В. Моделирование процесса резания твердосплавными и алмазными резцами: учеб. пособие. М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2010. 107 с.

Research of end mills during milling of body parts made of aluminum alloys

12, December 2013

DOI: 10.7463/1213.0634375

Grubyy S., V., Zaicev A.M.

Bauman Moscow State Technical University, 105005, Moscow, Russian Federation
Russia, S.P. KOROLEV ROCKET AND SPACE CORPORATION «ENERGIA»

grusv@yandex.ru

alzai82@mail.ru

Conditions of milling cut of work pieces made of aluminum alloys by end mills were considered in this article. The authors analysed parameters of the cross-section cutting layer, shear angle, contact pressure on working surfaces of the tooth's cutting edge. A technique for calculating power, torque and contact pressure from a tool's cutting edge on the processed surface during milling cut by end mills was developed. The method was designed for taking into account the restrictions on power parameters of the milling process when selecting operational parameters. In the experimental part of this work cutting properties of interlocking and solid hard-alloy end mills were investigated during milling of grooves, pockets, ledges in work pieces made of aluminium alloys.

Publications with keywords: [torque](#), [milling](#), [power](#), [aluminium alloys](#), [wear](#), [end mills](#), [contact pressure](#), [roughness of the processed surface](#)

Publications with words: [torque](#), [milling](#), [power](#), [aluminium alloys](#), [wear](#), [end mills](#), [contact pressure](#), [roughness of the processed surface](#)

References

1. Rott O., Homberg D., Mense C. *A comparison of analytical cutting force models*. Preprint no. 1151, WIAS, Berlin, 2006. 23 p.
2. Altintas Y. *Manufacturing Automation*. Cambridge University Press, 2000. 286 p.
3. Faassen R.P.H., van de Wouw N., Oosterling J.A.J., Nijmeijer H. Prediction of regenerative chatter by modelling and analysis of high-speed milling. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 2003, vol. 43, iss. 14, pp. 1437-1446. DOI: [10.1016/S0890-6955\(03\)00171-8](https://doi.org/10.1016/S0890-6955(03)00171-8)
4. GARANT. *Machining Handbook*. Available at: http://www.hoffmann-group.com/fileadmin/catalog/en/BK_ZHB_2009_en/blaetterkatalog/index.html, accessed 01.11.2013.

5. Rozenberg Yu.A., Takhman S.I. *Sily rezaniya i metody ikh opredeleniya. Ch. 1. Obshchie polozheniya* [Cutting forces and methods of their identification. Part 1. General provisions]. Kurgan, KMI Publ., 1995. 128 p.

6. Starkov V.K. *Fizika i optimizatsiya rezaniya materialov* [Physics and optimization of cutting of materials]. Moscow, Mashinostroenie, 2009. 640 p.

7. Rozenberg Yu.A. *Rezanie materialov* [Cutting of materials]. Kurgan, Publishing House "Zaural'e", 2007. 294 p.

8. Grubyy S.V. *Modelirovanie protsessa rezaniya tverdosplavnymi i almaznymi reztsami* [Modeling of process of cutting hard-alloy and diamond tools]. Moscow, Bauman MSTU Publ., 2010. 107 p.