

УДК 621.941.1

Оптимизация режимных параметров фрезерования карманов в корпусных деталях из алюминиевых сплавов

Грубый С. В.^{1,*}, Зайцев А. М.²

* grusv@yandex.ru

¹МГТУ им. Н.Э. Баумана, Москва, Россия

²ЗЭМ РКК «Энергия», Королев, Россия

Целью работы является разработка методики для расчета параметров, характеризующих процесс фрезерования корпусных деталей с вафельной конструкцией обечайки из высокопрочных алюминиевых сплавов. Расчетные параметры представлены как функции скорости, глубины, подачи, диаметра фрезы и ширины фрезерования, и аппроксимированы степенными и полиномиальными уравнениями. По результатам оптимизации показано, что для черновой обработки пазов технологическим ограничением является мощность шпинделя станка. При чистовой обработке и врезании при назначении подачи нужно учитывать инерционность линейных приводов оборудования, а также подача инструмента должна быть ограничена для предотвращения деформации дна кармана. Установлены оптимальные режимы фрезерования, которые рекомендованы для реализации в технологических процессах обработки деталей ракетно-космической техники из высокопрочных алюминиевых сплавов.

Ключевые слова: фрезерование, момент, стойкость, алюминиевые сплавы, износ, концевая фреза, оптимизация

Введение

Мировой рынок космических изделий характеризуется устойчивой конкуренцией между основными производителями ракетно-космической техники (РКТ). В связи с этим конкурентоспособность отечественной ракетно-космической промышленности в значительной степени определяется задачами модернизации технологической базы, внедрением новых методов и средств организации и управления производством. Современные и перспективные изделия РКТ характеризуются принципиально новыми конструктивными решениями, среди которых такие как применение высокопрочных алюминиевых сплавов для крупногабаритных корпусных деталей с вафельной конструкцией обечайки (ВКО).

Вафельная конструкция обечайки – это тонкостенная оболочка с продольными и поперечными ребрами, обеспечивающими оболочке повышенную жесткость. Поэтому

основной задачей обработки на технологичность при изготовлении является определение возможности механической обработки ВКО в соответствии с заданными параметрами без деформаций дна и стенок конструкции.

В отечественных и зарубежных литературных источниках имеются рекомендации самого общего характера по механической обработке деталей с ВКО, в частности по фрезерованию карманов, моделированию процесса и расчету параметров [1 - 5].

С целью определения оптимальной стратегии обработки кармана ВКО проведен анализ врезания и обработки в САПР «АДЕМ». Основными критериями при оптимизации стратегии обработки принята трудоемкость и условия равномерности нагружения фрезы. Ограничениями являются технические характеристики оборудования и инструмента, а при врезании – сила, действующая на дно кармана. На основании проведенной оптимизации обработки кармана рекомендована комбинация стратегии обработки «спираль» и стратегии врезания «спиральное по контуру».

Стратегия обработки «спираль» обеспечивает одинаковое сечение срезаемого слоя вдоль всей траектории и соответственно постоянную нагрузку на инструмент. Стратегия врезания «спиральное по контуру» обеспечивает работу фрезы с плавными изменениями нагрузки и вызывает минимальное усилие на дно кармана.

Для оптимизации режимов резания с учетом исключения деформаций элементов ВКО рассчитаны силы, действующие при фрезеровании кармана. В основе расчета использована методика, разработанная на кафедре МТ-2 МГТУ им. Баумана профессором Грубым С.В., но отличительной особенностью является расчет сил и давлений от торцевой кромки фрезы.

1. Расчет характеристик резания

Методика по расчету характеристик резания в обобщенном виде изложены в учебном пособии и монографии [6, 7]. Аналогично эта методика использована для расчета характеристики резания для цельной твердосплавной концевой фрезы при обработке пазов и карманов в заготовках из алюминиевых сплавов [8, 9].

Основной особенностью расчета характеристик резания является учет механических характеристик инструментального и обрабатываемого материалов, и их разупрочнение под действием температуры резания, а также расчет скорости изнашивания задней поверхности зуба инструмента с последующим расчетом величины износа и стойкости инструмента.

Схемы и алгоритмы расчета сил, действующих на зуб концевой фрезы, приведены в статьях [8, 9].

В таблице 1 приведены механические характеристики алюминиевых сплавов: традиционно используемого для деталей РКТ сплава марки АМг6 и перспективных алюминий-скандиевого и алюминий-литиевого с повышенными механическими характеристиками марок 01570С, В-1469.

Таблица 1 Механические характеристики алюминиевых сплавов

№	Алюминиевый сплав	Механические характеристики		
		σ_b , МПа	$\sigma_{0,2}$, МПа	δ , %
1	Алюминий-магниевый сплав АМг6	300	140	6
2	Алюминий-скандиевый сплав 01570С	383	265	14
3	Алюминий-литиевый сплав В-1469	574	550	8,8

Для алюминиевых сплавов принято:

- связь касательного напряжения в условной плоскости сдвига с пределом прочности $\tau_p = 0,95\sigma_b$, МПа;

- связь твердости и прочности $HB = \sigma_b / 0,35$;

- разупрочнение под действием температуры T_d в плоскости сдвига для сплава АМг6 - $\sigma_b = 308,7 \exp(-0,0014T_d)$, для сплава 01570С - $\sigma_b = 393,8 \exp(-0,0014T_d)$, для сплава В1469 - $\sigma_b = 590,3 \exp(-0,0014T_d)$;

- модуль упругости принят постоянным для сплава АМг6 - $E = 71$, для сплава 01570С - $E = 78$, для сплава В1469 - $E = 79$, ГПа;

- коэффициент теплопроводности принят равным $\lambda = 0,29$ кал/(см·с·град), коэффициент температуропроводности $w = 0,53$ см²/с.

Одним из расчетных параметров является главная (тангенциальная) составляющая силы резания на цилиндрической части, которая определена суммированием по соответствующим направлениям сил, действующим на передней поверхности R_{cz} , дуге округления кромки P_{mz} и на задней поверхности зуба фрезы F_2 :

$$P_{z12} = R_{cz} + P_{mz} + F_2 . \quad (1)$$

Аналогичные выражения использованы для расчета главной составляющей силы резания P_{zi} по участкам на радиусной кромке, соединяющей цилиндрическую и торцевую кромки. Тогда интегрально рассчитан суммарный крутящий момент, действующий на зуб фрезы:

$$M = \frac{P_{z12}d}{2000} + \sum_{i=1}^k \frac{P_{zi}R_i}{1000} , \quad (2)$$

где d - диаметр фрезы, R_i - радиус участка на радиусной кромке, P_{z12} - тангенциальная составляющая силы на цилиндрической кромке, P_{zi} - тангенциальная составляющая силы на радиусной кромке, k – количество участков.

Если на дуге контакта одновременно находятся несколько зубьев, соответствующие силы необходимо включить в суммирование по выражению (2).

Выполнен расчет теплофизических параметров резания. Для этого на каждой режущей кромке зуба фрезы определены интенсивности тепловых потоков в плоскости сдвига, на передней поверхности и задней поверхности q_d, q_{1r}, q_{2r} , и температуры в плоскости сдвига, на передней поверхности, задней поверхности T_d, T_1, T_2 , соответственно, а также усредненная температура резания

$$T_p = \frac{T_1 l_1 + T_2 l_2}{l_1 + l_2} + \Delta T, \quad (3)$$

где ΔT учитывает поправку от действия теплового источника предыдущего зуба фрезы на дуге контакта, l_1, l_2 - длины контакта по передней и задней поверхности зуба.

Приняты соотношения твердости как функции температуры:

- для твердого сплава марки ВК8 - $HV = 12976,9 - 9,2 \cdot \Theta$;
- для твердого сплава марки ВК6М - $HV = 13448,1 - 8,7 \cdot \Theta$;
- для твердого сплава с износостойким покрытием ВК6-TiN - $HV = 24495,2 - 22,7 \cdot \Theta$.

Здесь использована формула для расчета средней температуры резания

$$\Theta = \frac{l_1^2 M_1}{\lambda_p (l_1 + l_2)} \cdot \frac{0,142 \frac{\sqrt{w}}{\lambda} \sqrt{\frac{K_l l_1}{v}} q_{1r} + (1+c) T_d}{M_1 \frac{l_1}{\lambda_p} + 0,148 \frac{\sqrt{w}}{\lambda} \sqrt{\frac{K_l l_1}{v}}}, \quad (4)$$

где λ_p - теплопроводность твердого сплава; λ, w - теплопроводность и температуропроводность обрабатываемого материала; K_l - коэффициент укорочения (усадка стружки); c - коэффициент, учитывает подогрев поверхностного слоя материала стружки; M_1 - коэффициент, учитывает влияние прерывистого характера обработки на температуру фрезерования.

Учитывая установленное количественное влияние скорости резания на силу, контактное давление и температуру, в монографии [7] предложено использовать связь скорости изнашивания задней поверхности инструмента с обобщенным параметром, характеризующим процесс резания.

Скорость изнашивания есть отношение приращения износа по направлению скорости резания к соответствующему времени обработки. В качестве обобщенного параметра принято отношение скорости резания к твердости изнашиваемой инструментальной поверхности как функции температуры резания: $x = v / HV(T_p)$, где v - скорость, м/с, HV - твердость или микротвердость по Виккерсу, МПа.

Для случая обработки алюминиевого сплава связь скорости изнашивания и обобщенного параметра представлена в виде уравнения I_{nt} , мм/мин:

$$I_{nt} = 1,03 \cdot 10^7 (v / HV)^{2,47} K_I, \quad (5)$$

где твердость инструментального материала есть функция температуры.

Коэффициент $K_I = 0,0026$ выведен на основании рекомендации по коэффициенту скорости резания $K_v = 9,0$ [10] при фрезеровании твердосплавными концевыми фрезами алюминиевого сплава.

Уравнение (5) является инвариантным для любых условий фрезерования концевыми фрезами заготовок из алюминиевых сплавов. Используя это уравнение, вычисляли период резания, соответствующий заданной величине износа как сумму приращений времени на каждой итерации на величину Δ_t , мин: $t_{0,i+1} = t_{0i} + \Delta_t$. Тогда соответствующее приращение величины износа найдено через скорость изнашивания и составляет: $\Delta_{hz} = \Delta_t \cdot I_{nt,i}$, а суммарный износ - $h_{z,i+1} = h_{zi} + \Delta_{hz}$, мм.

Стойкость инструмента соответствует периоду резания, когда износ станет равным максимально допустимой величине $h_{z\max}$:

$$T = t_{0,i+1}; \quad h_{z,i+1} = h_{z\max}. \quad (6)$$

Максимально допустимая величина износа по задней поверхности зуба фрезы на основании производственных наблюдений и стойкостных исследований по концевому фрезерованию алюминиевых сплавов была принята равной $h_{z\max} = 0,1$ мм [8].

Последовательность формул для расчета сил, крутящего момента, температур, скорости изнашивания, износа и стойкости фрез реализована в виде расчетного алгоритма и соответствующей расчетной программы. В качестве толщины среза использовано среднее значение толщины на дуге контакта зуба фрезы.

Для анализа полученных зависимостей в качестве базового режущего инструмента принята цельная твердосплавная концевая фреза с параметрами: диаметр $d = 16$ мм, число зубьев $z = 2$, угол наклона кромки к оси $\omega_0 = 55$ град, радиус закругления при вершине зуба $r = 2$ мм, радиус округления кромки $\rho = 0,01$ мм. Инструментальным материалом являются твердые сплавы марок: ВК8, ВК6М, ВК6-TiN.

В качестве примера приведены расчетные зависимости для условий фрезерования паза концевой фрезой в заготовках из алюминиевых сплавов:

- кривые скорости изнашивания от времени обработки на рис. 1 и соответствующие кривые износа задней поверхности зуба фрезы на рис. 2 для различных марок алюминиевых сплавов, глубина $t = 16$ мм, ширина $B = 8$ мм, частота вращения шпинделя $n = 10400$ об/мин;

- кривые износа зуба фрезы для различных марок твердых сплавов при фрезеровании заготовки из алюминиевого сплава марки 01570С на рис. 3.

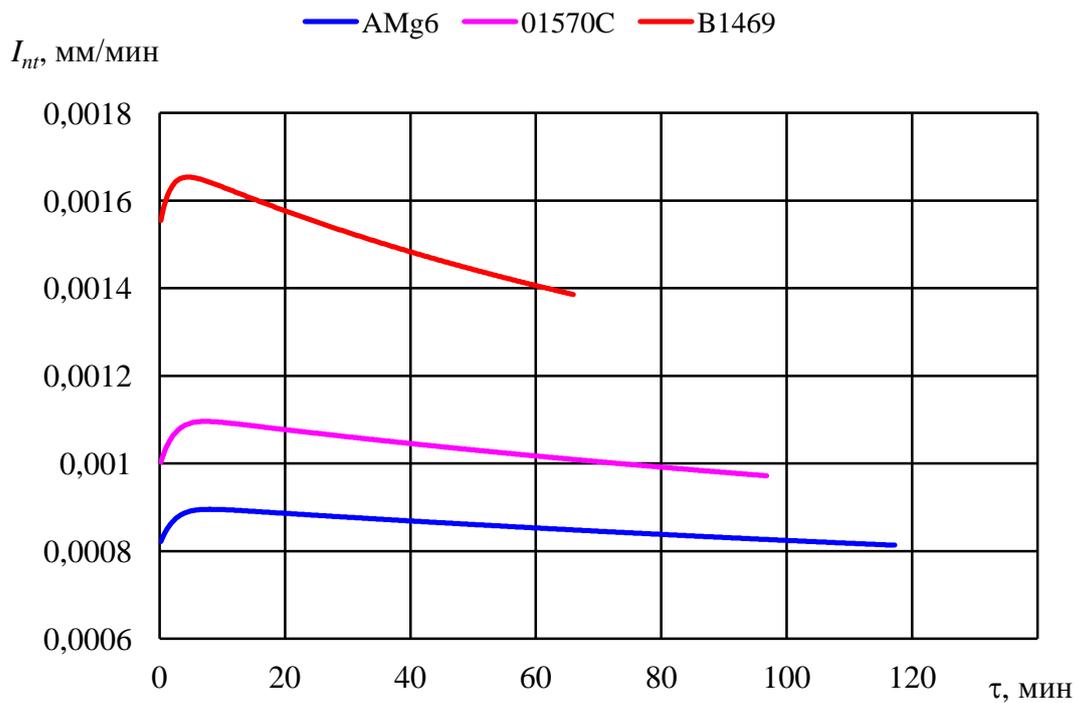


Рис. 1. Изменение скорости изнашивания задней поверхности зуба фрезы от времени обработки для различных марок алюминиевых сплавов

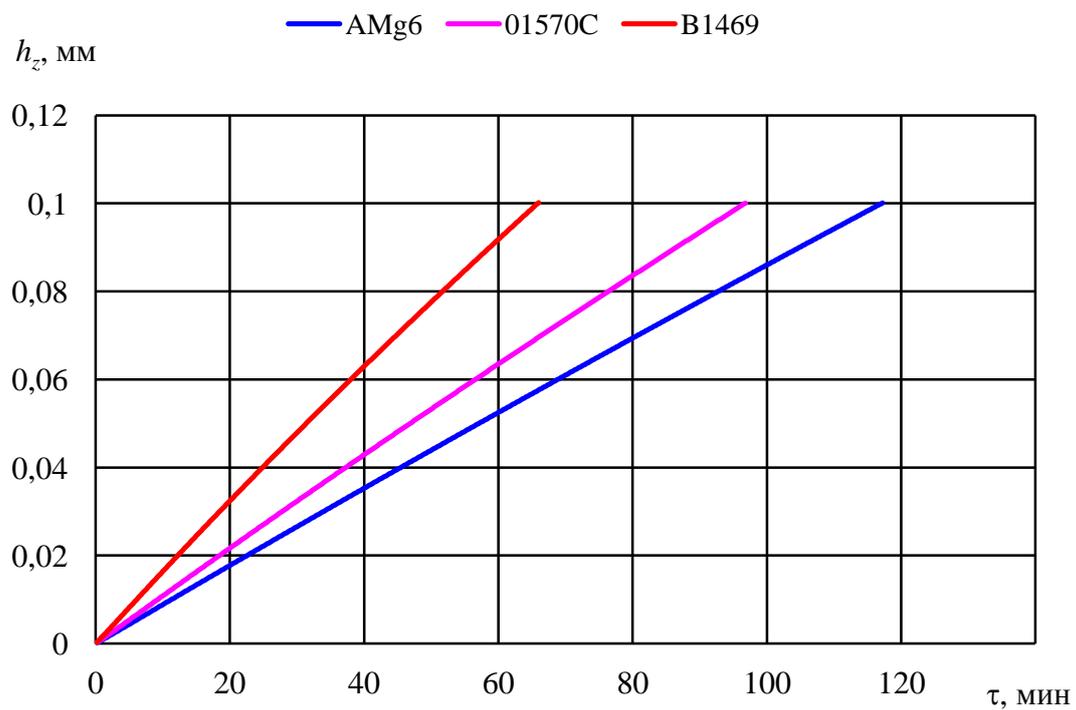


Рис. 2. Изменение износа по задней поверхности зуба фрезы от времени обработки

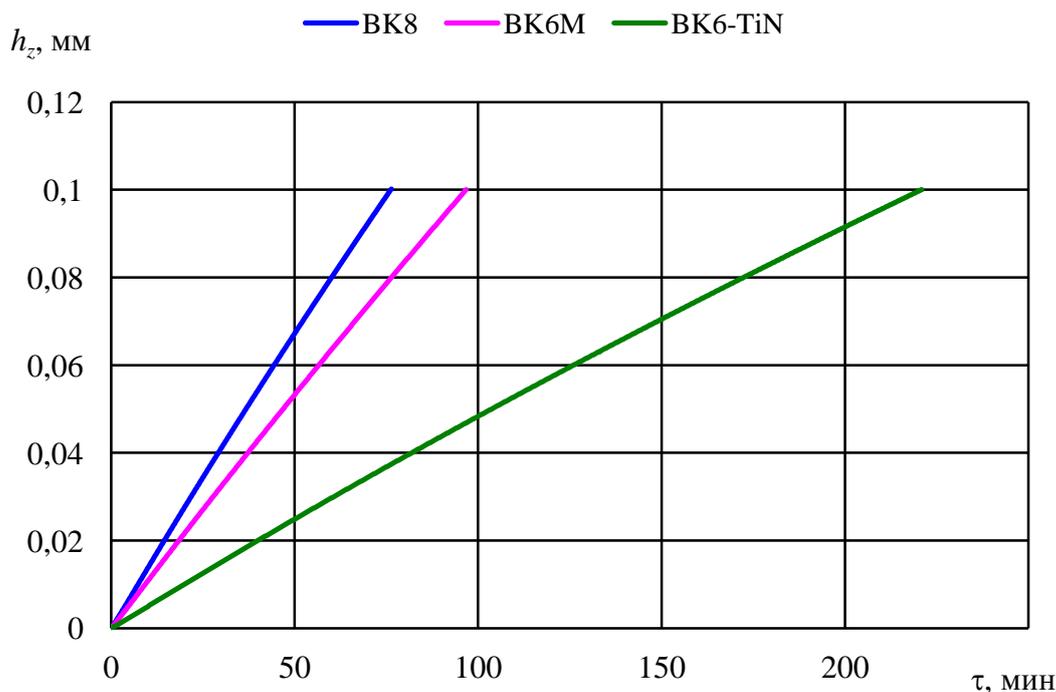


Рис. 3. Изменение износа по задней поверхности зуба фрезы от времени обработки сплава 01570С концевыми фрезами из различных марок твердых сплавов

Аналогичные зависимости получены расчетным путем и отражают влияние основных действующих факторов - подачи, глубины, ширины фрезерования. В таблицах приведены соответствующие значения стойкости для фрезы из сплава BK6M при обработке заготовок из алюминиевого сплава марки 01570С в зависимости от:

- подачи на зуб, глубина $t = 16$ мм, ширина $B = 8$ мм, частота вращения шпинделя $n = 10400$ об/мин - табл. 2;
- глубины фрезерования (размер, перпендикулярный оси фрезы), подача $s_z = 0,08$ мм/зуб, ширина $B = 8$ мм - табл. 3;
- ширины фрезерования (размер, параллельный оси фрезы), подача $s_z = 0,08$ мм/зуб, глубина $t = 16$ мм - табл. 4.

Таблица 2 Влияние подачи на стойкость фрезы

s_z , мм/зуб	0,05	0,08	0,12	0,15	0,2	0,25	0,3
T , мин	118,2	96,8	95,2	86	74	64,4	56,4

Таблица 3 Влияние глубины резания на стойкость фрезы

t , мм	1	3	6	8	10	12	16
T , мин	167,6	130,2	115,4	113,2	112,8	111,8	96,8

Таблица 4 Влияние ширины фрезерования на стойкость фрезы

B, мм	3	5	8	12	16	20
T, мин	118,6	105,4	96,8	90,8	87,2	84,4

Полученные данные качественно и количественно соответствуют влиянию основных факторов на стойкость инструмента при концевом фрезеровании.

2. Полиномиальные и степенные уравнения стойкости и момента резания

Методика обобщения расчетных значений функций разработана и представлена в ряде работ, например [6, 7]. Полиномиальное уравнение можно представить в общем виде:

$$y_i = \sum_{j=1}^k b_j \cdot f_{ij}(\mathbf{x}_i); \quad i = 1, 2, \dots, N \quad (7)$$

или в матричном виде

$$y = \mathbf{B}^T \cdot \mathbf{f}(\mathbf{x}),$$

где N - общее число расчетных точек, k - число коэффициентов (членов) модели, \mathbf{x}_i - матрица-столбец входных переменных, $f_{ij}(\mathbf{x}_i)$ - функции (полиномы), b_j - неизвестные коэффициенты, \mathbf{B} - матрица коэффициентов.

Для расчета коэффициентов полиномиальных многофакторных моделей использован метод стохастической аппроксимации (МСА). Общую итерационную процедуру для расчета матрицы коэффициентов по алгоритму МСА можно представить в виде:

$$\mathbf{B}_r = \mathbf{B}_{r-1} + g_r \cdot \mathbf{f}(\mathbf{x}_i) \cdot [y_{ei} - \mathbf{B}_{r-1}^T \cdot \mathbf{f}(\mathbf{x}_i)] \quad (8)$$

где y_{ei} - исходное значение функции в i -ой точке факторного пространства; g_r - последовательность положительных стремящихся к нулю чисел; r - номер итерации.

При реализации метода (8) полиномиальные уравнения можно классифицировать как адаптивные и видоизменять их путем добавления или исключения членов. Так, при разработке уравнений стойкости полиномиальная модель последовательно усложнялась от линейной до модели третьего порядка.

Полиномиальная модель третьего порядка для пяти исследуемых переменных включает 45 членов и имеет общий вид:

$$y = \lg T = b_1 x_1 + b_2 x_2 + \dots + b_6 x_6 + \dots + b_{44} x_6 x_4^2 + b_{45} x_6 x_5^2, \quad (9)$$

где T - стойкость, мин, $x_1=1$ - фиктивная переменная.

Остальные переменные $x_2 \dots x_6$ включены в уравнение (9) в кодированном (безразмерном) виде в соответствии с общей процедурой:

$$x_i = C_{od}(x_{in}, x_{max}, x_{min}) = \frac{2 \cdot (\lg x_{in} - \lg x_{max})}{\lg x_{max} - \lg x_{min}} + 1, \quad (10)$$

где x_{in} – натуральное значение соответствующей переменной, x_{max} , x_{min} – максимальное и минимальное значения.

В соответствии с процедурой (10) связь кодированных и натуральных значений переменных, входящих в уравнение (9), принимает вид:

$$\begin{aligned} x_1 &= 1; x_2 = C_{od}(d, 40, 4); x_3 = C_{od}(v, 900, 300); \\ x_4 &= C_{od}(t, 16, 1); x_5 = C_{od}(s_z, 0, 3; 0, 02); x_6 = C_{od}(B, 20; 2, 1), \end{aligned} \quad (11)$$

где d – диаметр фрезы, мм; v – скорость резания, м/мин; t – глубина фрезерования, мм; s_z – подача, мм/зуб; B – ширина, мм.

Таким образом, в соответствии с выражениями (11) предельные значения переменных составляют: диаметра $d = 4 \div 40$ мм, скорости резания $v = 300 \div 900$ м/мин, глубины $t = 1 \div 16$ мм, подачи $s_z = 0,02 \div 0,3$ мм/зуб, ширины $B = 2,1 \div 20$ мм.

Предварительно была сформирована программно "сетка" сочетаний 5-ти рассмотренных переменных на 5-ти уровнях каждый, всего $N = 5^5 = 3125$ точек в пределах минимальных и максимальных значений по процедурам (11). Из этих точек исключены технически невыполнимые точки по условию $t > d$, т.е. для фрезерования концевой фрезой глубина не может быть больше диаметра фрезы, а также точки с очень малыми значениями стойкости. По оставшимся $N = 2425$ точкам сочетаний переменных выполнен расчет стойкости и крутящего момента, и таким образом были сформированы исходные базы данных для аппроксимации полиномиальными уравнениями. Исходная база стойкости включает значения в пределах $7,8 \div 1012,8$ мин, а база крутящего момента - в пределах $0,14 \div 148,2$ Н·м.

Последовательно рассмотрены полиномиальные модели для расчета стойкости: линейная, квадратичная, квадратичная со взаимодействиями переменных, кубическая со взаимодействиями переменных. Модели последовательно усложнялись для анализа и уменьшения погрешностей аппроксимации.

В таблице 5 приведены функции-полиномы, составляющие модель третьего порядка со взаимодействиями переменных для расчета стойкости и крутящего момента для фрезы из твердого сплава марки ВК6М при обработке заготовки из алюминиевого сплава марки 01570С, и даны соответствующие коэффициенты.

Таблица 5 Функции-полиномы и коэффициенты полиномиальных уравнений

№ члена модели	Функции - полиномы	Функции	
		$y = \lg(T)$	$y = \lg(M)$
1	x_1	2,07199	0,756
2	x_2	0,09267	0,40923
3	x_3	-0,65195	-0,03646
4	x_4	-0,01941	0,06787

5	x_5	-0,10417	0,22575
6	x_6	-0,08811	0,5722
7	x_2^2	0,00643	0,01471
8	x_3^2	-0,00444	-0,00837
9	x_4^2	0,06897	-0,08497
10	x_5^2	-0,05458	0,02168
11	x_6^2	0,03792	-0,05193
12	x_2x_3	0,03158	-0,00409
13	x_2x_6	0,00826	0,0241
14	x_2x_4	-0,0528	0,05214
15	x_2x_5	0,05168	-0,01715
16	x_3x_4	-0,03171	0,00552
17	x_3x_5	-0,0513	0,01011
18	x_3x_6	-0,01985	-0,00377
19	x_4x_5	-0,05259	0,03763
20	x_4x_6	0,00258	-0,05637
21	x_6x_5	-0,01718	-0,06074
22	x_3^3	-0,01159	0,0156
23	x_4^3	-0,0359	-0,01761
24	x_5^3	-0,06285	0,08597
25	x_6^3	-0,02218	0,02704
26	$x_2x_3^2$	-0,00051	0,0034
27	$x_2x_6^2$	-0,01366	-0,00514
28	$x_2x_4^2$	-0,05451	0,06385
29	$x_2x_5^2$	0,02765	-0,03482
30	$x_3x_2^2$	-0,00966	0,00086
31	$x_3x_4^2$	0,00236	-0,00112
32	$x_3x_5^2$	-0,02544	0,00268
33	$x_3x_6^2$	0,00637	0,00116
34	$x_4x_2^2$	0,00541	0,00125
35	$x_4x_3^2$	-0,00705	0,0023
36	$x_4x_5^2$	-0,03411	0,03859
37	$x_4x_6^2$	0,00873	0,03457
38	$x_5x_2^2$	-0,0063	-0,0025
39	$x_5x_3^2$	-0,01381	0,00254
40	$x_5x_4^2$	-0,00335	0,00205
41	$x_5x_6^2$	0,00496	0,03533
42	$x_6x_2^2$	-0,01351	-0,01399
43	$x_6x_3^2$	-0,00275	0,00285
44	$x_6x_4^2$	0,01113	0,03601
45	$x_6x_5^2$	-0,00302	0,01571

В практике инженерных расчетов используют степенные модели для расчета стойкости, скорости резания и крутящего момента в виде

$$T = \frac{C_T d^{q_T}}{v^{m_T} t^{x_T} s_z^{y_T} B^{u_T}}, v = \frac{C_v d^{q_v}}{T^{m_v} t^{x_v} s_z^{y_v} B^{u_v}}, M = C_m d^{q_m} t^{x_m} s_z^{y_m} B^{u_m} / v^{m_m} . \quad (12)$$

Уравнения (12) могут быть преобразованы в линейные полиномы. Например, для уравнения стойкости соответствующее полиномиальное уравнение примет вид:

$$y = \lg T = \lg C_T + q_T \lg d - m_T \lg v - x_T \lg t - y_T \lg s_z - u_T \lg B = b_1 x_1 + b_2 x_2 + \dots + b_6 x_6, \quad (13)$$

где переменные представлены выражениями

$$x_1 = 1; x_2 = \lg d; x_3 = \lg v; x_4 = \lg t; x_5 = \lg s_z; x_6 = \lg B .$$

Коэффициенты уравнения (13) определены по той же базе данных и по алгоритму (8). Аналогичный расчет выполнен для уравнения крутящего момента. Затем выполнен алгебраический переход к постоянным и показателям степеней для уравнений (12). Соответствующие постоянные и показатели степеней приведены в таблице 6.

Таблица 6 Значения постоянных и показателей степеней в уравнениях (12)

Постоянные, показатели степеней	Значения	Функция
C_T	$2,09 \cdot 10^9$	Стойкости T , мин
q_T	0,244	
m_T	2,764	
x_T	0,219	
y_T	0,299	
u_T	0,230	
C_v	2356,2	Скорости резания v , м/мин
q_v	0,088	
m_v	0,362	
x_v	0,079	
y_v	0,108	
u_v	0,083	
C_m	0,754	Крутящего момента M , Н·м
q_m	0,819	
m_m	0,222	
x_m	0,218	
y_m	0,538	
u_m	1,222	

Примечание: твердый сплав марки ВК6М, алюминиевый сплав 01570С.

В таблице 7 даны результаты анализа уравнений стойкости – для каждого уравнения приведено число членов (параметров), средняя квадратичная погрешность Q_{ksr} , средняя арифметическая погрешность Q_{ar} . Следует отметить, что при переходе от линейного уравнения до уравнения третьего порядка погрешность уменьшилась в несколько раз. Погрешности линейного полиномиального и степенного уравнений близки.

Таблица 7 Анализ полиномиальных и степенных уравнений стойкости

Вид модели		Число членов или параметров	Средняя квадратичная погрешность Q_{ksr} , мин	Средняя арифметическая погрешность Q_{sr} , мин
Полиномиальная	Линейная	6	48,8	17,3
	Квадратичная	11	45,0	16,2
	Квадратичная со взаимодействиями	21	15,0	6,1
	Кубическая со взаимодействиями	45	11,8	5,5
Степенная		6	40,9	19,4

Из анализа погрешностей следует, что степенную модель можно использовать для предварительных инженерных расчетов. Для решения задач оптимизации использована модель кубическая со взаимодействиями переменных в виде полиномиальных уравнений по табл. 5.

Аналогично могут быть рассчитаны уравнения для других марок алюминиевых сплавов.

3. Целевая функция и технологические ограничения

Учитывая значительную трудоемкость обработки крупногабаритных деталей с ВКО, целевой функцией принято штучное время обработки. Для выбранных постоянных условий $d, t, B = const$ целевая функция записана в виде:

$$f_o = t_{st} = \frac{C_1 C_\tau}{v s_z} + \frac{C_1 T_{cm}}{v s_z T(v, s_z)} \rightarrow \min, \quad (14)$$

где постоянная C_1 характеризует длину обработки, диаметр и число зубьев фрезы, постоянная C_τ - вспомогательное время, T_{cm} - время на смену инструмента за период стойкости, T - стойкость как функция скорости резания и подачи с расчетом по уравнению (9) и табл. 5.

Иллюстрацией функции (14) являются линии уровня штучного времени, показанные на графике рис. 4.

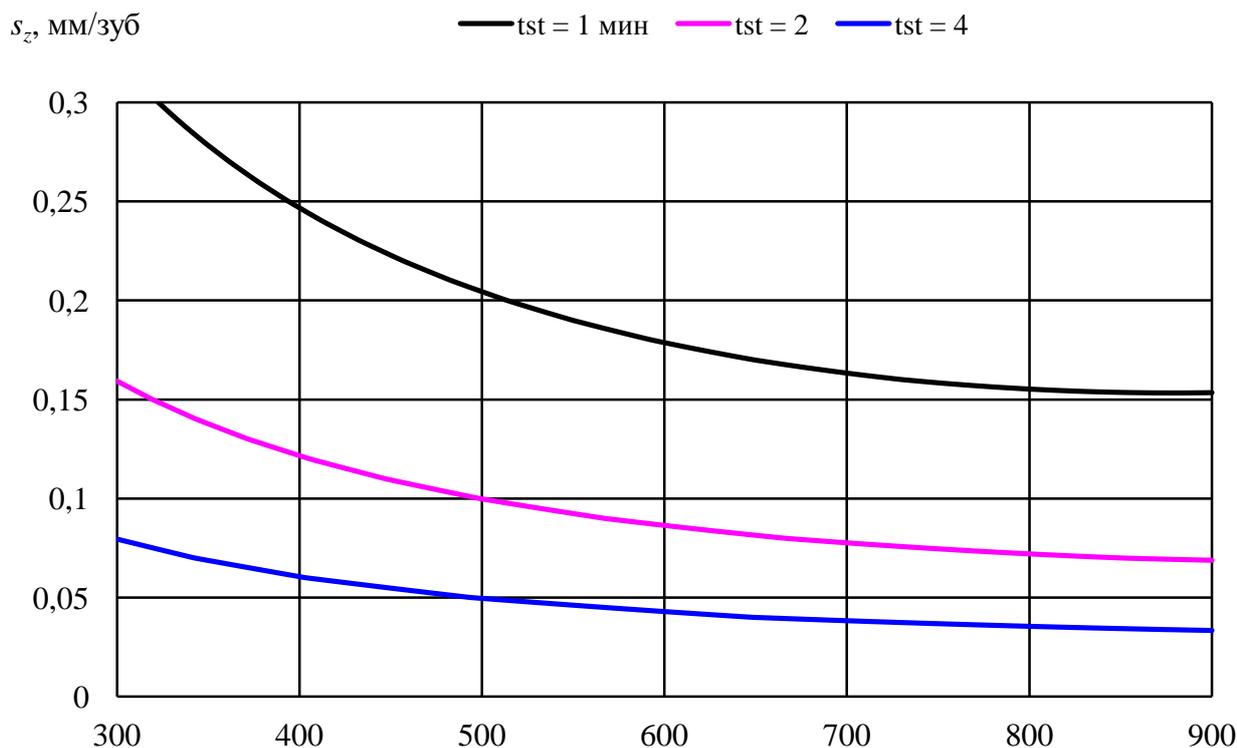


Рис. 4. Линии уровня штучного времени

Из графиков рис. 4 следует тривиальное заключение, что фрезерование должно выполняться с максимально возможной подачей, а уравнение (14) без учета технологических ограничений не дает оптимального значения режимных параметров.

К технологическим ограничениям отнесены: максимальное значение подачи, мощность, крутящий момент, частота вращения шпинделя станка, шероховатость обработанной поверхности, стойкость инструмента.

Величина минутной подачи ограничена в пределах $s_{max} = 2000$ мм/мин, в виду инерционности приводов при обработке относительно небольших по размерам карманов ВКО с частой сменой направления движения, что автоматически приводит к торможениям в углах траектории.

Величина допустимой подачи при врезании также непосредственно связана с технологичностью ВКО. Здесь основной задачей является определение возможности обработки ВКО в соответствии с заданными параметрами, без деформаций дна и стенок конструкции. Технологичность ВКО предложено связать с коэффициентом дна K_d , представляющими собой отношение минимальной длины кармана к толщине дна. Например, для типового кармана с размерами в плане 100x100 мм и толщиной дна 2 мм коэффициент дна составляет $K_d = 50$.

С помощью разработанной программы был произведен расчет сил, действующих на дно при врезании со стороны задней поверхности зуба фрезы [9]. При помощи САПР САТИА методом конечных элементов с учетом полученных значений сил рассчитаны эквивалентные напряжения и деформации дна кармана в момент врезания. На рис. 5 приведены расчетные зависимости деформации дна кармана от угла врезания при различных значениях подачи на зуб фрезы.

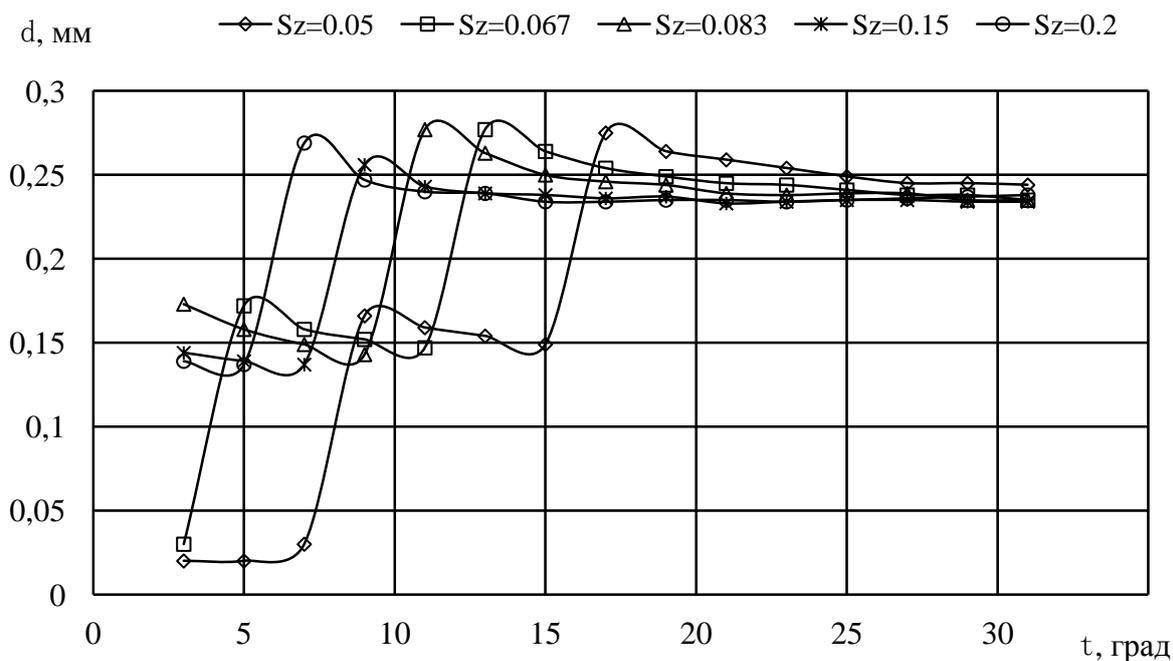


Рис. 5. Изменение деформации дна кармана от угла врезания для различных значений подачи

Ограничивая допустимую деформацию дна кармана значением 0,2 мм, получена зависимость связи между максимальной подачей и углом врезания: $s_z = 1,8\tau^{-1,34}$, справедливая для заданного коэффициента дна $K_d = 50$. Тогда при угле врезания $\tau = 5^\circ$ максимальная подача составляет $s_z = 0,2$ мм/зуб, при угле врезания $\tau = 7^\circ$ максимальная подача - $s_z = 0,13$ мм/зуб.

Силовые характеристики шпинделя непосредственно связаны с моделью станка и для современного оборудования, используемого при производстве деталей РКТ, могут значительно отличаться. Например, шпиндель ОЦ Hermle SK40 имеет крутящий момент $M_{st} = 87$ Н·м до значения частоты 1100 об/мин, мощность $N_{st} = 10$ кВт до значения частоты 18000 об/мин.

Шпиндель ОЦ Toyota UG550 имеет крутящий момент $M_{st} = 115$ Н·м до значения частоты 3200 об/мин, мощность $N_{st} = 20$ кВт до значения частоты 14000 об/мин.

Фрезерная головка для чистовой обработки токарно-карусельного станка MultiTurn 6000 AM WALDRICH COBURG имеет максимальную частоту вращения 16000 об/мин и мощность $N_{st} = 38$ кВт.

Данные по шероховатости обработанной поверхности при фрезеровании алюминиевых сплавов приведены в литературных источниках в ограниченном объеме и только для быстрорежущих фрез в соответствующем диапазоне скоростей резания. Поэтому проведены лабораторные и производственные исследования по шероховатости обработанных поверхностей на заготовках из алюминиевых сплавов при обработке

цельными и сборными твердосплавными концевыми фрезам на современном оборудовании с ЧПУ. Методика и частично результаты по шероховатости приведены в статье [8].

Для проведения технологических исследований использованы режущие инструменты прогрессивных конструкций различных фирм, оснащенных твердыми сплавами, предназначенными для обработки алюминиевых сплавов:

- концевая фреза Ø16 Guhring 3202 16.0 z=4;
- концевая фреза Ø16 R2 Master Cut Tool R2,0 z=2;
- концевая фреза Ø32 Iscar HM90 EAL-D32-C32-L150-15 z=3, пластина Iscar HM90 AXCR 150504R-P IC28;
- концевая фреза Ø25 Iscar HM90 EAL-D25-C25-L140-15 z=2, пластина Iscar HM90 AXCR 150520R-P IC28.

Дополнительно использованы режущие инструменты, изготовленные на станке ANCA RX7 из заготовок - твердосплавных прутков (ТС) поставки различных инструментальных фирм:

- концевая фреза Ø16, z=3, R=2 (поставщик ТС - Guhring);
- концевая фреза Ø16, z=3, R=2 (поставщик ТС - Iscar);
- концевая фреза Ø16, z=3, R=2 (поставщик ТС - Technopolice).

Указанные режущие инструменты используются на ЗЭМ РКК "Энергия" в технологических процессах обработки деталей РКТ из алюминиевых сплавов.

Из полученного обширного объема экспериментальных данных на рис. 6, 7 приведены зависимости «параметр шероховатости - подача и частота вращения шпинделя» при фрезеровании пазов в заготовке из сплава марки В-1469 цельной твердосплавной фрезой $d = 16$ мм, $z = 2$ с глубиной $t = 16$ мм, шириной $B = 8$ мм. На этих рисунках также показано предельное значение шероховатости обработанных поверхностей на деталях РКТ в соответствии с требованиями чертежной документации.

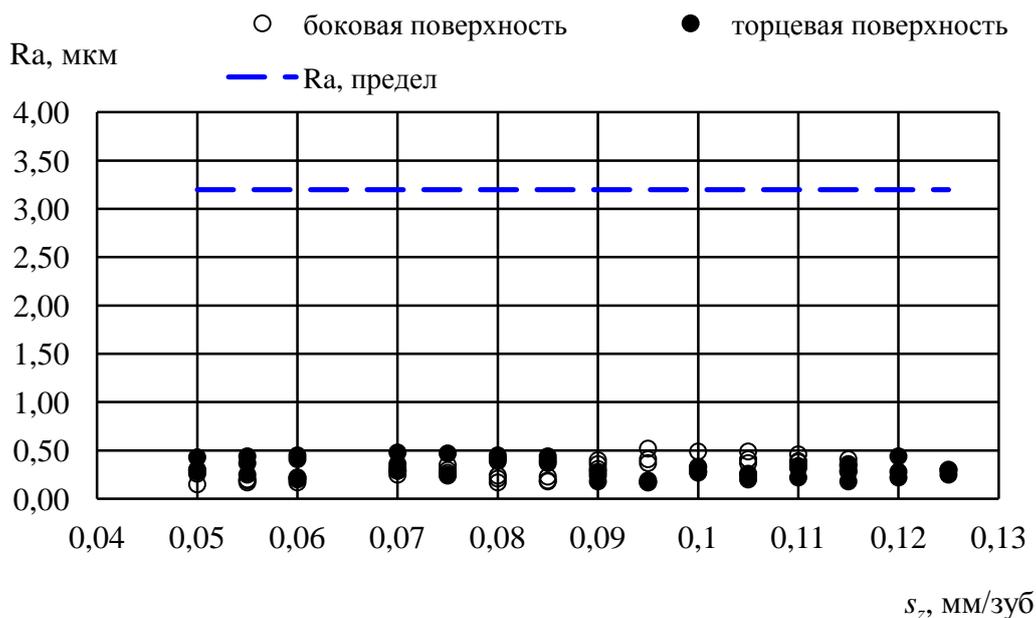


Рис. 6. Экспериментальные значения шероховатости в зависимости от подачи

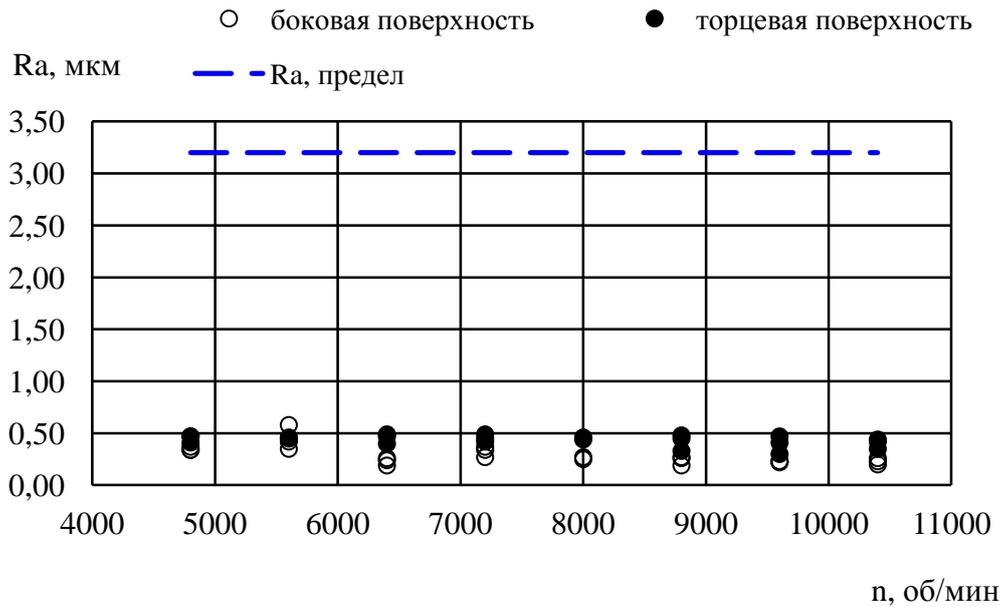


Рис. 7. Экспериментальные значения шероховатости в зависимости от частоты вращения шпинделя

Эксперименты по исследованию шероховатости показали, что для условий высокой жесткости технологической системы и при использовании оборудования достаточной мощности, а также цельных и сборных твердосплавных концевых фрез шероховатость обработанных поверхностей значительно ниже предельно допустимой.

4. Оптимизация режимных параметров

Методы оптимизации режимных параметров (ОРП) механической обработки подробно рассмотрены в монографии [7]. Для фрезерования деталей РКТ из алюминиевых сплавов задача ОРП может быть сведена к глобальной минимизации штрафной функции, учитывающей влияние целевой функции (14) и технологических ограничений:

$$L(v, s_z) = t_{st}(v, s_z) + r_k \sum_{i=1}^m 1/\varphi_i \rightarrow \min, \quad (15)$$

где φ_i - функции – технологические ограничения, r_k - параметр штрафа (коэффициент).

Рассмотренные технологические ограничения записаны в виде функций:

$$\begin{aligned} \varphi_1 &= T(v, s_z) - T_{\min}; \varphi_2 = N_{st} - N(v, s_z); \\ \varphi_3 &= M_{st} - M(v, s_z); \varphi_4 = \frac{s_{\max} \pi d}{1000 v s_z} - s_z, \end{aligned} \quad (16)$$

где T_{\min} - заданная стойкость инструмента, N_{st}, M_{st} - мощность и крутящий момент шпинделя станка, s_{\max} - максимальное значение минутной подачи.

Решения функции (15) найдено методом градиентного спуска, а инженерный анализ этих решений для фрезерования цельной твердосплавной концевой фрезой $d = 16$ мм, $z = 2$ алюминиевого сплава марки 01570С проиллюстрирован соответствующими линиями уровня технологических ограничений.

Для черновой обработки паза с глубиной $t = 16$ мм, шириной $B = 16$ мм существенными являются ограничения по мощности станка. На рис. 8 показаны линии уровня мощности $N = 10, 15, 20$ кВт и линии уровня стойкости $N = 120, 180$ мин.

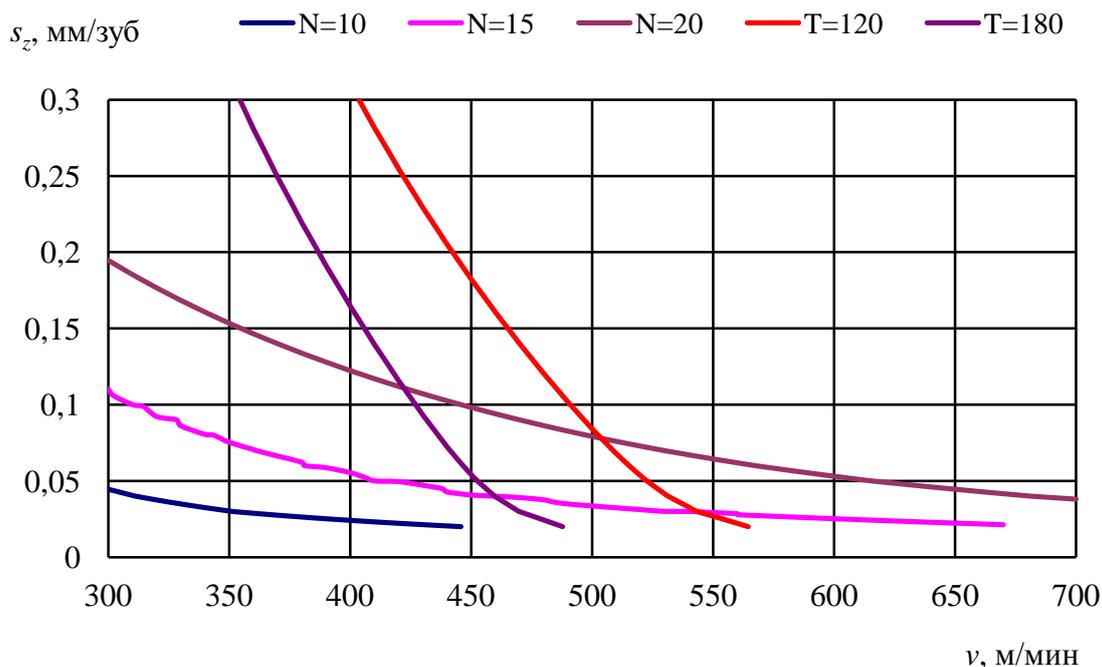


Рис. 8. Линии уровня мощности и стойкости. $t = 16$ мм. $B = 16$ мм

Для выбранного станка область допустимых значений ограничена линией уровня соответствующей мощности и назначенной стойкости, например $N_{st} = 20$ кВт, $T_{min} = 180$ мин. Если построить те же линии уровня в координатах "частота вращения шпинделя - минутная подача" (рис. 9) то видно, что оптимальной является точка пересечения линии уровня мощности и максимальной подачи: $n = 7690$ об/мин, $s_{max} = 2000$ мм/мин, $s_z = 0,13$ мм/зуб.

Для обработки уступа с глубиной $t = 5$ мм, шириной $B = 5$ мм ограничение по мощности несущественно в связи с относительно малыми значениями силовых параметров. Здесь в качестве ограничения можно учитывать только максимальное значение подачи. На рис. 10 показаны линии уровня стойкости и максимальной подачи. Задавая значение стойкости $T_{min} = 180$ мин, формальными оптимальными режимными параметрами являются: $n = 8930$ об/мин, $s_{max} = 2000$ мм/мин, $s_z = 0,11$ мм/зуб.

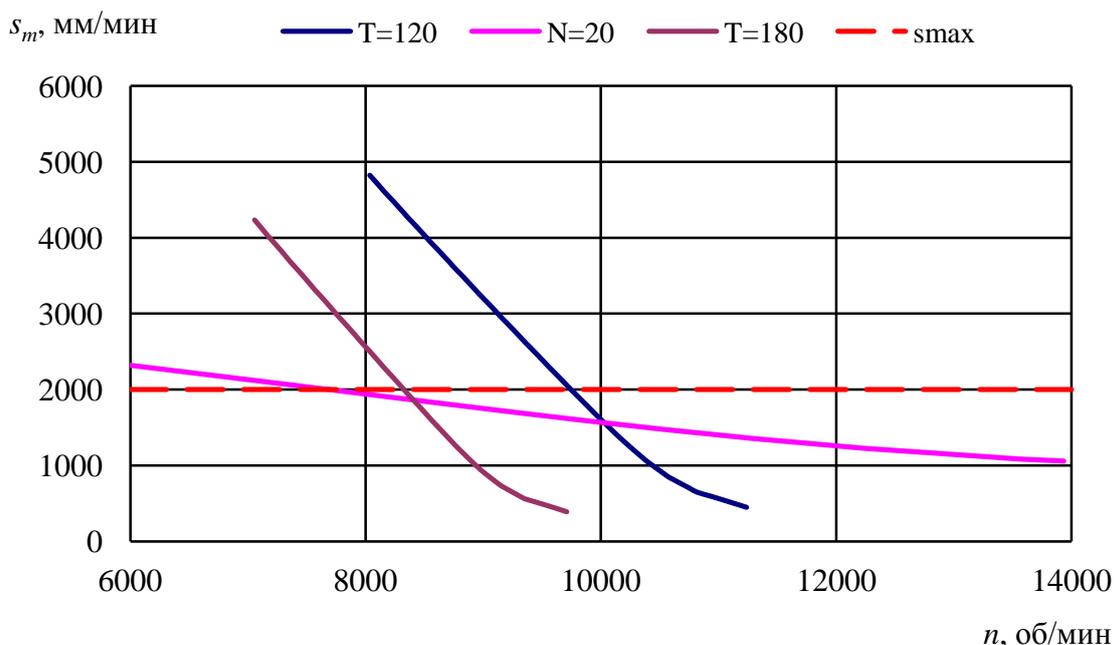


Рис. 9. Линии уровня технологических ограничений, $t = 16$ мм, $B = 16$ мм

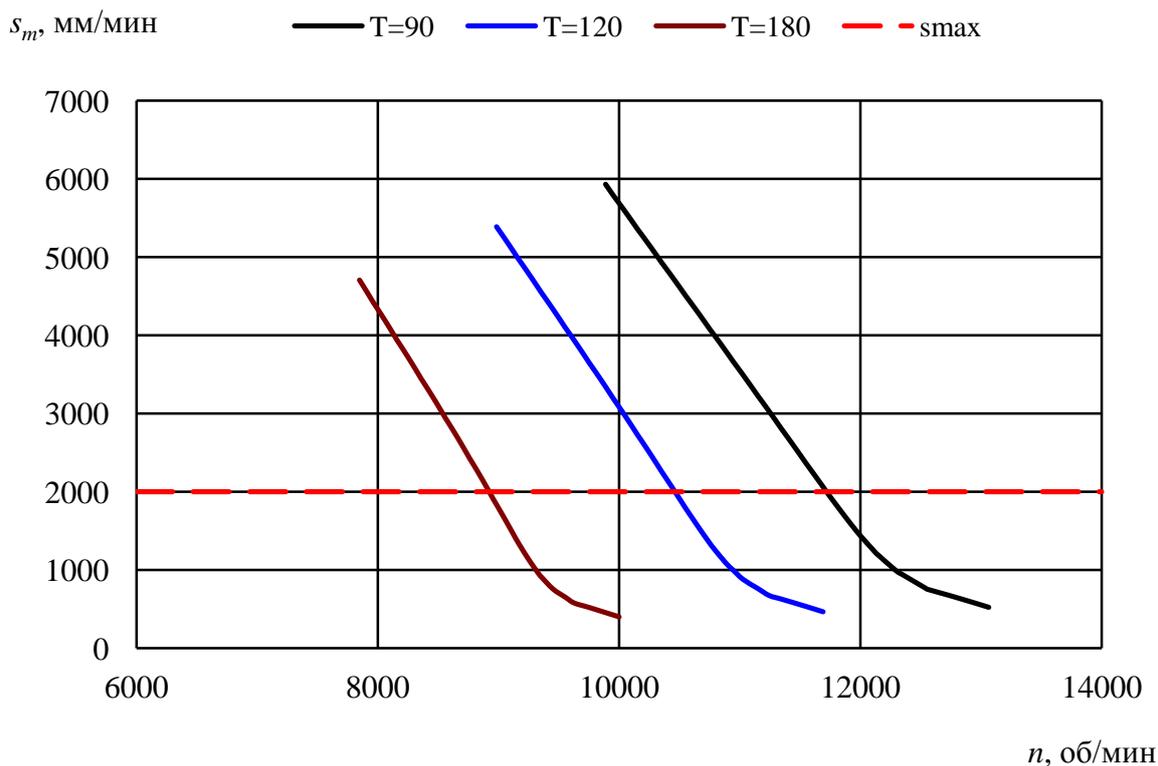


Рис. 10. Линии уровня стойкости, максимальной подачи, $t = 5$ мм, $B = 5$ мм

Анализ режимов врезания фрезы по спирали и чистового фрезерования дна кармана показывает, что необходимо учитывать влияние ограничения по подаче из-за инерционности приводов станка (s_{max}) и ограничения по подаче для предотвращения

деформации дна кармана – $s_z = 0,13$ мм/зуб при угле врезания $\tau = 7^\circ$. Условия врезания и чистового прохода соответствуют глубине резания $t = 16$ мм и ширине $B = 2$ мм. Линии уровня стойкости и соответствующих подач показаны на рис. 11. Формальными оптимальными значениями режимных параметров при заданной стойкости инструмента $T_{\min} = 180$ мин являются: $n = 9920$ об/мин, $s_{max} = 2000$ мм/мин, $s_z = 0,10$ мм/зуб.

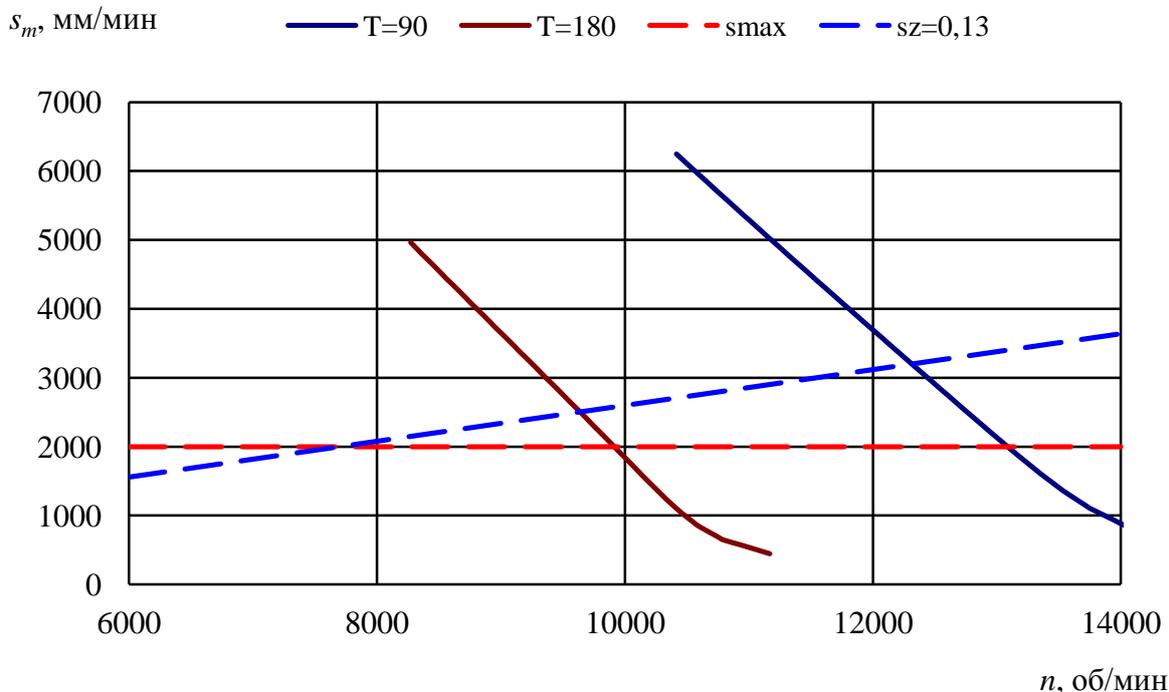


Рис. 11. Линии уровня стойкости, максимальных подач при врезании и чистовой обработке дна кармана

По результатам ОРП фрезерования кармана в таблице 8 приведены рекомендуемые значения режимных параметров.

Таблица 8 Рекомендуемые значения режимных параметров при фрезеровании твердосплавной концевой фрезой $d = 16$ мм, $z = 2$ кармана в алюминиевом сплаве марки 01570С

Вид обработки	Глубина t , мм	Ширина B , мм	Частота вращения n , об/мин	Минутная подача s_m , мм/мин	Подача на зуб s_z , мм/зуб
Фрезерование паза	16	16	7690	2000	0,13
Фрезерование уступа	5	5	8930	2000	0,11
Врезание, чистовая обработка дна	16	2	9920	2000	0,10

Примечание: стойкость $T = 180$ мин.

Заключение

По результатам моделирования процесса резания получены полиномиальные и степенные уравнения для расчета стойкости и крутящего момента при концевом

фрезеровании заготовок из высокопрочных алюминиевых сплавов на современном оборудовании с ЧПУ.

Показано, что для черновой обработки пазов в технологическом ограничении может являться мощность шпинделя станка. При чистовой обработке и врезании подача инструмента должна быть ограничена для предотвращения деформации дна кармана.

При обработке карманов в крупногабаритных деталях с ВКО при назначении подачи нужно учитывать инерционность линейных приводов оборудования.

Оптимальные режимы фрезерования рекомендованы для реализации в технологических процессах обработки деталей РКТ из алюминиевых сплавов.

Список литературы

1. Юрцев Е.С. Высокоскоростная обработка «вафельных» обечаек из алюминиевых сплавов // Технология машиностроения. 2012. № 9. С. 5-8.
2. Machining of Complex Sculptured Surfaces / ed. by J. Paulo Davim. Springer-Verlag London Limited, 2012. 255 p. DOI: [10.1007/978-1-4471-2356-9](https://doi.org/10.1007/978-1-4471-2356-9)
3. Soichi Ibaraki, Takuya Shimizu. A long-term control scheme of cutting forces to regulate tool life in end milling processes // Precision Engineering. 2010. Vol. 34, no. 4. P. 675–682. DOI: [10.1016/j.precisioneng.2010.05.001](https://doi.org/10.1016/j.precisioneng.2010.05.001)
4. 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, no. 14. P. 1437–1446. DOI: [10.1016/S0890-6955\(03\)00171-8](https://doi.org/10.1016/S0890-6955(03)00171-8)
5. Bravo U, Altuzarra O., Lo´pez de Lacalle L.N., Sa´nchez J.A., Campa F.J. Stability limits of milling considering the flexibility of the workpiece and the machine // International Journal of Machine Tools & Manufacture. 2005. Vol. 45, no. 15. P. 1669–1680. DOI: [10.1016/j.ijmachtools.2005.03.004](https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2005.03.004)
6. Грубый С.В. Физические закономерности процесса изнашивания твердосплавных и алмазных инструментов: учеб. пособие. М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2013. 123 с.
7. Грубый С.В. Оптимизация процесса механической обработки и управление режимными параметрами. М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2014. 149 с.
8. Грубый С. В., Зайцев А.М. Исследование концевых фрез при фрезеровании корпусных деталей из алюминиевых сплавов // Наука и образование. МГТУ им. Н.Э. Баумана. Электрон. журн. 2013. № 12. С. 31-54. DOI: [10.7463/1213.0634375](https://doi.org/10.7463/1213.0634375)
9. Грубый С. В., Зайцев А.М. Обоснование условий фрезерования карманов в корпусных деталях из алюминиевых сплавов // Наука и образование. МГТУ им. Н.Э. Баумана. Электрон. журн. 2014. № 5. С. 12-30. DOI: [10.7463/0514.0709770](https://doi.org/10.7463/0514.0709770)
10. Гузеев В.И., Батуев В.А., Сурков И.В. Режимы резания для токарных и сверлильно-фрезерно-расточных станков с числовым программным управлением: Справочник / под ред. В.И. Гузеева. М.: Машиностроение, 2005. 368 с.

Best Cutting Conditions for Pocket Milling in Aluminium Alloy Body Parts

S.V. Grubyy^{1,*}, A. M. Zaicev²

* grusv@yandex.ru

¹Bauman Moscow State Technical University, Moscow, Russia

²ZEM RSC "Energia", Korolev, Russia

Keywords: milling, torque, tool life, aluminium alloys, wear, end mill, optimization

Essentially, new constructive solutions, among which there are such as application of high-strength aluminum alloys for large-size case parts with the wafer design of the shell (WDS) characterize modern and perspective products of the missile and space equipment (MSE). To define optimum strategy of WDS pocket treatment, the paper presents a strategy analysis of penetration and treatment in CAID "ADEM". Based on the performed optimization a combination "spiral" and penetration "spiral on a contour" has been accepted as a strategy of the pocket treatment.

To optimize the cutting modes, taking into consideration an elimination of the WDS element deformations, are calculated the hard-alloy mill forces, temperatures, wear rate, size of wear, and tool life, when milling a pocket as a standard element of WDS. A calculation technique which distinctive feature is to take into account the forces and pressure from the face edge of a mill tooth is used. In particular, there is functional relationship between the wear rate of a back surface of the tool and the generalized parameter, i.e. the cutting speed relation to hardness of the wearing tool surface as a function of the cutting temperature for milling conditions of aluminum alloys on the modern CN equipment.

The paper presents a sequence of formulas implemented as a calculating algorithm and appropriate calculating program. It shows power and polynomial equations obtained to establish relations of the tool life and a torque of cutting with the variable parameters, i.e. the speed, depth, feed, mill diameter and width.

Modeling and optimization results show that for rough treatment of grooves, a technological restriction is machine spindle power. With fine finish and penetration a feed of the tool has to be restricted to prevent deformation of a pocket bottom.

During treatment of pockets in large-size parts with WDS a lag effect of the linear drives of equipment has to be taken into consideration, when feeding.

The optimum milling modes are advisable for using in technological processing of the MSE parts from high-strength aluminum alloys.

References

1. Yurtsev Ye.S. High-velocity manufacturing of aluminium waffle shell rings. *Tekhnologiya Mashinostroeniya*, 2012, no. 9, pp. 5-8. (in Russian).
2. Davim J. Paolo, ed. *Machining of Complex Sculptured Surfaces*. Springer-Verlag London Limited, 2012. 255 p. DOI: [10.1007/978-1-4471-2356-9](https://doi.org/10.1007/978-1-4471-2356-9)
3. Soichi Ibaraki, Takuya Shimizu. A long-term control scheme of cutting forces to regulate tool life in end milling processes. *Precision Engineering*, 2010, vol. 34, no. 4, pp. 675–682. DOI: [10.1016/j.precisioneng.2010.05.001](https://doi.org/10.1016/j.precisioneng.2010.05.001)
4. 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, no. 14, pp. 1437–1446. DOI: [10.1016/S0890-6955\(03\)00171-8](https://doi.org/10.1016/S0890-6955(03)00171-8)
5. Bravo U, Altuzarra O., Lo´pez de Lacalle L.N., Sa´nchez J.A., Campa F.J. Stability limits of milling considering the flexibility of the workpiece and the machine. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 2005, vol. 45, no. 15, pp. 1669–1680. DOI: [10.1016/j.ijmachtools.2005.03.004](https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2005.03.004)
6. Grubiy S.V. *Fizicheskie zakonomernosti protsessa iznashivaniya tverdosplavnykh i almaznykh instrumentov* [Physical laws of process of wear of carbide and diamond tools]. Moscow, Bauman MSTU Publ., 2013. 123 p. (in Russian).
7. Grubiy S.V. *Optimizatsiya protsessa mekhanicheskoi obrabotki i upravlenie rezhimnymi parametrami* [Optimization of machining process and control of regime parameters]. Moscow, Bauman MSTU Publ., 2014. 149 p. (in Russian).
8. Grubiy S. V., Zaitsev A.M. Research of end mills during milling of body parts made of aluminum alloys. *Nauka i obrazovanie MGTU im. N.E. Baumana = Science and Education of the Bauman MSTU*, 2013, no. 12, pp. 31-54. DOI: [10.7463/1213.0634375](https://doi.org/10.7463/1213.0634375) (in Russian).
9. Grubiy S. V., Zaitsev A.M. The provement of the conditions of end mill operation in external panels of the aluminum alloys. *Nauka i obrazovanie MGTU im. N.E. Baumana = Science and Education of the Bauman MSTU*, 2014, no. 5, pp. 12-30. DOI: [10.7463/0514.0709770](https://doi.org/10.7463/0514.0709770) (in Russian).
10. Guzeev V.I., Batuev V.A., Surkov I.V. *Rezhimy rezaniya dlya tokarnykh i sverlil'no-frezerno-rastochnykh stankov s chislovyim programmnyim upravleniem: Spravochnik* [Cutting data for turning and drilling-milling-boring machines with CNC: Handbook]. Moscow, Mashinostroenie Publ., 2005. 368 p. (in Russian).