

Обоснование условий фрезерования карманов в корпусных деталях из алюминиевых сплавов

05, май 2014

DOI: 10.7463/0514.0709770

Грубый С. В., Зайцев А. М.

УДК 621.941.1

Россия, МГТУ им. Н.Э. Баумана

ЗЭМ РКК "Энергия"

grusv@yandex.ru

alzai82@mail.ru

Введение

Корпусные детали из алюминиевых сплавов находят широкое применение как детали авиационной и ракетно-космической техники. В соответствии со своим назначением эти детали имеют свои конструктивные особенности. В частности, корпусные детали могут характеризоваться значительными габаритными размерами и содержать большое количество карманов для снижения общей массы. Обработка таких карманов осуществляется на многокоординатных станках твердосплавными цельными или сборными концевыми фрезами. При высокопроизводительном фрезеровании корпусных деталей возможна деформация стенок и дна кармана и предлагаются технологические мероприятия для снижения деформаций [1]. В частности, контролируют силу резания в процессе фрезерования и используют связь силы фрезерования со стойкостью инструмента и выходными показателями обработки для снижения деформаций [2].

Перспективным направлением является расчет сил и контактных давлений, позволяющий на стадии технологической подготовки производства определить стратегию, последовательность и технологические режимы фрезерования, исключая деформацию стенок и дна карманов. В ряде работ зарубежных авторов приводятся методики расчета сил фрезерования, например, в работах [3, 4]. Обобщением этих методик является модель для тангенциальной F_t и радиальной F_r составляющих силы в виде [5]

$$F_t = K_t a_p h^x + K_{te} a_p, \quad F_r = K_r a_p h^x + K_{re} a_p, \quad (1)$$

где a_p - осевая глубина, h - толщина срезаемого слоя.

Удельные силы - K_t, K_{te}, K_r, K_{re} и показатель степени x в выражении (1) устанавливаются экспериментально.

В отечественной справочной литературе силовые параметры фрезерования задаются либо в табличном виде, либо степенными уравнениями [6, 7]. Основным недостатком этих источников является то, что приведенные данные и значения постоянных, показателей степеней и поправочных коэффициентов не отражают современные диапазоны режимных параметров, соответствующие условиям фрезерования твердосплавными концевыми фрезами заготовок из алюминиевых сплавов.

Широкое применение в последнее время находит методика расчета сил резания через удельную силу [8]. Согласно этой методике, для любого вида лезвийной обработки тангенциальная составляющая силы резания может быть определена как

$$F_c = bhK_cK_f = bh^{(1-m)}k_{c11}K_f, \quad (2)$$

где b, h – ширина, толщина срезаемого слоя, 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 [8].

Недостатком выражений (1) – (2), а также степенных уравнений для расчета сил при фрезеровании [7] является то, что они отражают и обобщают результаты экспериментальных данных и справедливы для конкретных условий механической обработки.

Авторы статьи в ряде своих работ предлагают теоретические методы расчета сил резания [9, 10]. В данной статье расчетная методика распространена на условия фрезерование пазов и карманов концевыми фрезами, а также учтено разупрочнение обрабатываемого материала под действием температуры резания.

Расчетные значения сил и контактных давлений использованы для анализа деформаций и напряжений на дне кармана крупногабаритной корпусной детали при его фрезеровании концевой фрезой, а также для обоснования режимов и условий обработки.

1. Расчет сил и температур при фрезеровании концевой фрезой

На рис. 1 приведена схема, поясняющая расчет толщин срезаемого слоя и сил резания при фрезеровании концевой фрезой. На схеме показана режущая кромка зуба фрезы, которая разделена на три участка: винтовая кромка 12 с углом наклона к оси фрезы ω_0 на цилиндрической части, радиусная кромка 23 с радиусом r , торцевые кромки 34, 56 под вспомогательным углом в плане φ_1 . Радиусная кромка 23 разбита на несколько участков, каждый из которых находится на своем радиусе R_i . Для торцевых кромок силы резания приложены в середине кромки на радиусе R_j . Кинематическая схема фрезерования предусматривает вращение фрезы с частотой n и вспомогательное движение по направлению вектора подачи (рис. 1). При врезании вектор подачи направлен под углом τ к горизонтальной плоскости.

Система координат XYZ с началом в точке 2 имеет ось X по направлению оси фрезы, ось Y по направлению радиуса, ось Z по направлению скорости резания.

Вектор подачи C имеет составляющую C_{xy} в основной плоскости XY , перпендикулярной скорости резания, и определяет соответствующие толщины среза: на винтовой кромке 12 – a , на участке кромки 23 – a_i , на торцевых кромках 34, 56 – a_j . В частности, на торцевых кромках 34, 56 толщина среза есть кратчайшее расстояние между двумя последовательными положениями режущей кромки в направлении вектора C_{xy} :

$$\begin{aligned} a_j &= |C_{xy}| \sin(\nu - \varphi_1) = s_z \sqrt{\sin^2 \tau + \cos^2 \tau \sin^2 \psi_0} \cdot \sin(\nu - \varphi_1), \\ a_j &= |C_{xy}| \sin(\nu + \varphi_1) = s_z \sqrt{\sin^2 \tau + \cos^2 \tau \sin^2 \Omega_0} \cdot \sin(\nu + \varphi_1). \end{aligned} \quad (3)$$

Здесь s_z – подача на зуб фрезы, φ_1 – вспомогательный угол в плане фрезы, ν – угол между вектором C_{xy} и осью Y , ψ_0 – угол контакта для кромки 34, Ω_0 – угол контакта для кромки 56.

На винтовой кромке 12 в основной плоскости действует результирующая сила N , которая раскладывается на две составляющие – радиальную и осевую P_y, P_x , а перпендикулярно основной плоскости по направлению скорости действует главная составляющая силы резания P_z . Аналогичные силы действуют на каждом участке радиусной кромки i , и на торцевых кромках в точках j .

Для каждой режущей кромки определена результирующая сила стружкообразования через касательную силу в плоскости сдвига. Сила стружкообразования направлена под углом ω к скорости резания и равна

$$R_c = \frac{\tau_p ab}{\sin(\beta) \cos(\beta + \omega)}, \quad (4)$$

где τ_p – касательные напряжения в плоскости сдвига, β – средний угол сдвига.

Углы ω, β рассчитаны в соответствии с выражениями, приведенными в работах [9, 10].

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

где γ - передний угол инструмента.

Длина контакта стружки с передней поверхностью принята равной: $l_1 = 2a / \sin(\beta)$.

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 в виде

$$\sigma_m = \frac{P_n(n_1 + 1)}{l_1 b}, \quad (5)$$

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.

Используя расчетные значения нормального давления, определены результирующая сила на дуге округления кромки радиуса ρ , нормальная и касательная силы на задней поверхности инструмента, соответственно [9]:

$$P_m = \sigma_m \cdot AB \cdot b, \quad P_2 = \sigma_m h_z b, \quad F_2 = P_2 f_{tr}. \quad (6)$$

Здесь f_{tr} - коэффициент трения, AB - длина дуги по кромке, b - ширина срезаемого слоя, h_z - износ.

Коэффициент трения по задней поверхности принят равным молекулярной составляющей $f_{tr} = \tau_0 / HB + \beta_0$, где для алюминиевых сплавов - $\tau_0 = 120$ МПа, $\beta_0 = 0,6$, HB - твердость обрабатываемого материала.

Общая длина контакта по задней поверхности равна: $l_2 = AB + h_z$.

Главная, радиальная и осевая составляющие силы резания определены суммированием по соответствующим направлениям сил, действующих на передней поверхности, дуге округления кромки и на задней поверхности:

$$P_z = R_{cz} + P_{mz} + F_2; \quad P_y = (R_{cy} + P_{my} + P_2) \cos(\nu) = N \cos(\nu); \quad P_x = N \sin(\nu). \quad (7)$$

Выражения (4) - (7) использованы для расчета сил по всем кромкам зуба фрезы.

Интегрально, можно рассчитать суммированием общую осевую силу, а также суммарный крутящий момент:

$$P_{xc} = (P_{x12} + P_{x23} + P_{x34} + P_{x56}), \quad (8)$$

$$M_c = \frac{d}{2000} (P_{z12} + P_{z23} + P_{z34} + P_{z56}),$$

где d - диаметр фрезы.

Если на дуге контакта одновременно находятся несколько зубьев, соответствующие силы необходимо включить в суммирование по выражениям (8).

Отдельно выделены силы, действующие по нормали к задней поверхности режущих кромок зуба фрезы:

- по кромке 12 - P_{212} ;
- по кромке 23 - P_{223} ;
- по торцевым кромкам 34, 56 (при условии врезания под углом τ) - P_{234}, P_{256} .

Расчет теплофизических параметров резания выполнен по методике А.Н. Резникова [10]. Для этого на каждой режущей кромке зуба фрезы определены интенсивности тепловых потоков в плоскости сдвига, на передней поверхности и задней поверхности q_d, q_{1t}, q_{2t} , и температуры в плоскости сдвига, на передней поверхности, задней поверхности T_d, T_1, T_2 , а также усредненная температура резания T_p .

При расчете сил на цилиндрической кромке 12 и радиусной кромке 23 учтено влияние разупрочнения обрабатываемого материала под действием температуры в плоскости сдвига. Для этого использованы зависимости прочности алюминиевых сплавов от температуры:

- сплав АМг6 - $\sigma_b = 308,7 \exp(-0,0014T_d)$;
- сплав 01570С - $\sigma_b = 393,8 \exp(-0,0014T_d)$;
- сплав В1469 - $\sigma_b = 590,3 \exp(-0,0014T_d)$.

Здесь T_d - температура деформации в плоскости сдвига. Через предел прочности определены соответствующие средние касательные напряжения в плоскости сдвига - $\tau_p = 0,95\sigma_b$, входящие в выражение (4).

Последовательность формул для расчета сил, контактных давлений, температур, крутящего момента и мощности резания реализована в виде расчетного алгоритма и программы *Trailer_mill*. При расчете сил использовано максимальное значение толщины, а при расчете температур - среднее значение толщины на дуге контакта зуба фрезы.

Для анализа полученных зависимостей в качестве базового 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. В ряде расчетов приняты другие значения радиуса при вершине зуба фрезы. Инструментальным материалом является твердый сплав, соответствующий по своим параметрам марки ВК6М.

Общий вид фрезы показан на рис. 2.

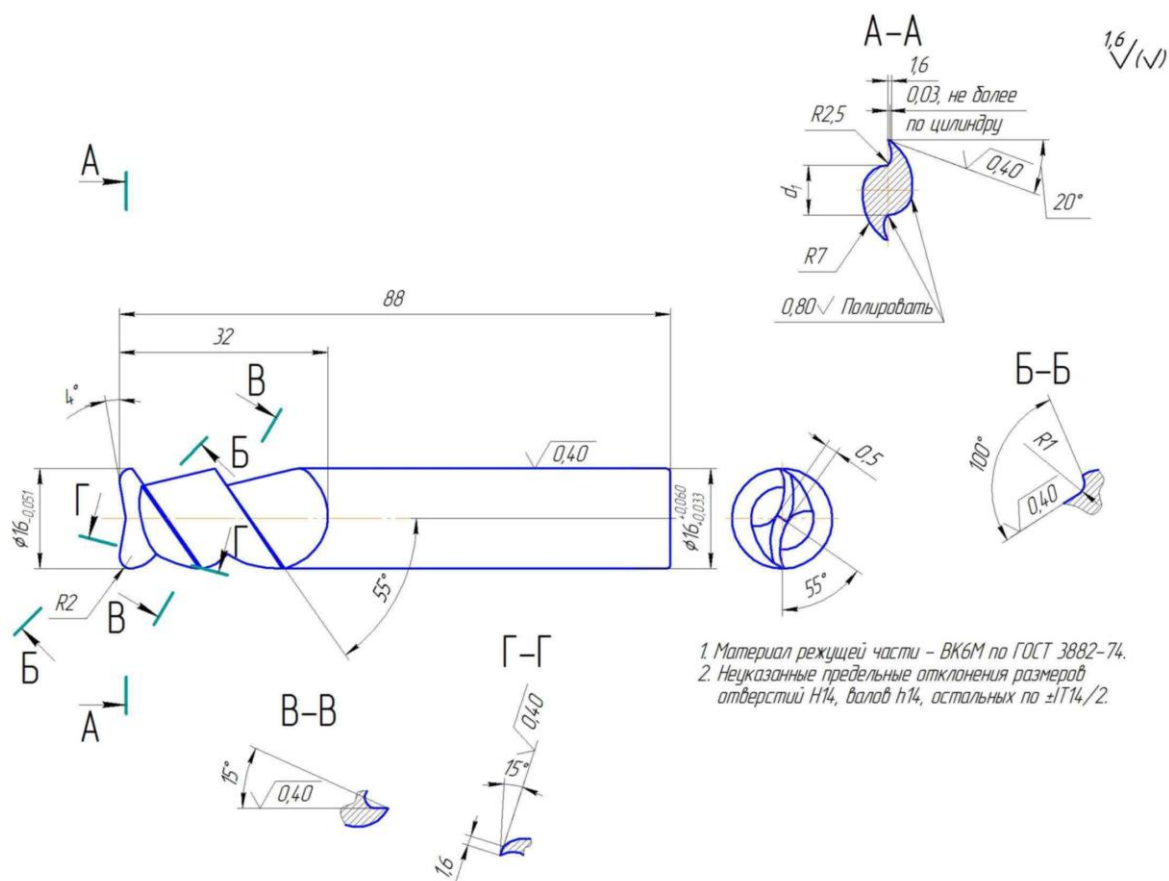


Рис. 2. Фреза концевая цельная твердосплавная

2. Анализ сил и температур фрезерования

На первом этапе анализа расчетные зависимости получены для нулевого износа зуба фрезы, нулевого значения радиуса закругления и подачи без врезания. Таким образом, исключено влияние радиусной кромки и торцевых кромок зуба фрезы.

Таблица 1 Расчетные значения силы, температуры, крутящего момента при фрезеровании заготовки из сплава АМг6

s_z , мм/зуб	Расчет по выражению (8)			Расчет по удельной силе (2) M , Нм
	P_z , Н	T_p , °C	M , Нм	
0,05	1256	323,9	10	12,2
0,08	1756	347	14	17,56
0,125	2504	394	20	24,74
0,15	2900	413,6	23,2	28,47

Примечание: $n = 3000$ об/мин, $B = 16$ мм, $t = 16$ мм, $r = 0$ мм, $h_z = 0$ мм.

Расчетные значения тангенциальной составляющей силы резания, температуры резания и крутящего момента в зависимости от подачи на зуб приведены в таблице 1. Здесь для сравнения крутящий момент рассчитан по двум методикам: по выражению (8) и по удельной силе (2). Получено закономерное увеличение силовых показателей и температуры с увеличением подачи в связи с ростом толщины срезаемого слоя.

Расчетные зависимости тангенциальной составляющей силы и температуры резания от частоты вращения шпинделя станка приведены на рис. 3. Здесь температура резания увеличивается с ростом частоты вращения прежде всего за счет увеличения скорости резания. Сила резания уменьшается из-за разупрочнения обрабатываемого материала с ростом температуры.

Аналогичный характер имеют зависимости от диаметра фрезы, представленные на рис. 4. С увеличением диаметра увеличивается скорость и температура резания. Как следствие - происходит разупрочнение обрабатываемого материала и уменьшается сила резания.

С увеличением радиуса закругления зуба фрезы изменяются длины режущих кромок. Режущая кромка 12 на цилиндрической поверхности фрезы представляет собой винтовую линию и уменьшается в пределах заданной ширины среза B . Длина дуги 23 (рис. 1) радиусной кромки увеличивается. В этой связи с увеличением радиуса уменьшается тангенциальная составляющая силы и крутящий момент на кромке 12 - P_{z12} , M_{12} , а соответствующие параметры P_{z23} , M_{23} на радиусной кромке 23 - увеличиваются. Температура резания в крайней точке 2 практически не изменяется. Влияние радиуса закругления на силовые параметры и температуру отражено в таблице 2.

Таблица 2 Влияние радиуса закругления зуба на тангенциальные силы, моменты и температуру резания

r , мм	P_{z12} , Н	P_{z23} , Н	M_{12} , Нм	M_{23} , Нм	T_p , °С
0	1756	0	14,05	0	347
0,5	1694	32,74	13,55	0,26	346,2
1	1632	68,5	13,06	0,53	345,4
1,5	1571	106	12,57	0,81	344,7
2	1510	144,7	12,08	1,09	343,8

Примечание: $n = 3000$ об/мин, $s_z = 0,08$ мм/зуб, $B = 16$ мм, $t = 16$ мм.

Для различных марок обрабатываемых алюминиевых сплавов тангенциальная сила, крутящий момент и температура резания увеличивается с увеличением их прочности. Так соотношение прочности для сплавов марок АМг6, 01570С, В1469 составляет - 1,0 : 1,28 : 1,91. В соответствии с расчетными данными, приведенными в таблице 3, практически пропорционально с ростом прочности увеличивается сила, крутящий момент и температура резания.

Таблица 3 Тангенциальная сила, температура и момент резания при фрезеровании различных марок алюминиевых сплавов

Марка алюминиевого сплава	P_z , Н	T_p , °C	M , Нм
АМг6	1339	343,9	11,6
01570С	1613	414,2	14,0
В1469	2155	553,3	18,8

Примечание: $n = 3000$ об/мин, $s_z = 0,08$ мм/зуб, $B = 16$ мм, $t = 4$ мм, $r = 2$ мм, $z = 2$.

P_z , Н T_p , °C

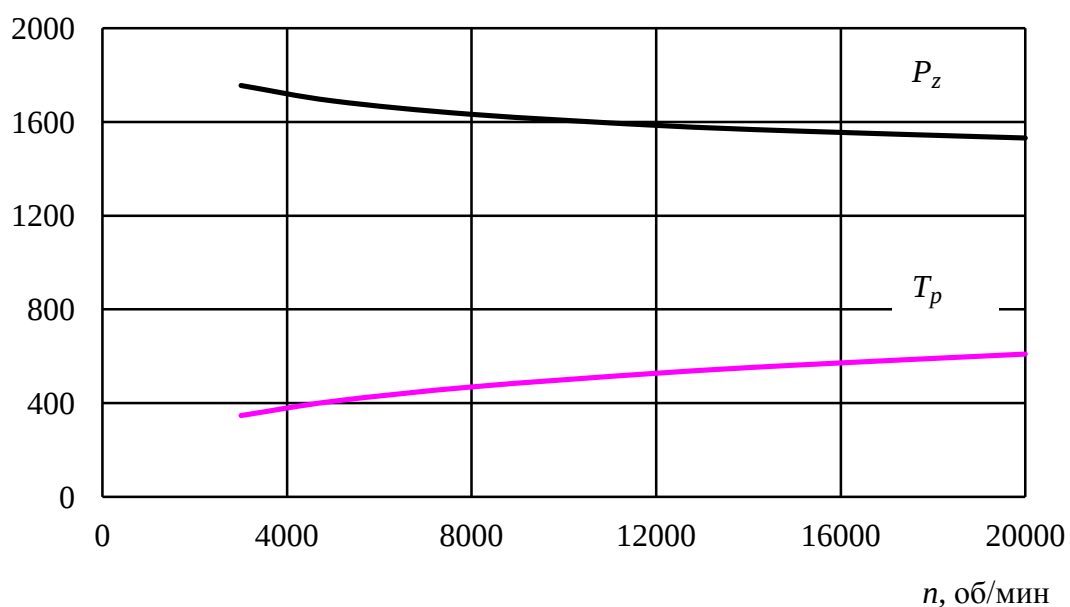


Рис. 3. Влияние частоты вращения на тангенциальную силу и температуру резания: $s_z = 0,08$ мм/зуб, $B = 16$ мм, $t = 16$ мм

P_z, H $T_p, \text{°C}$

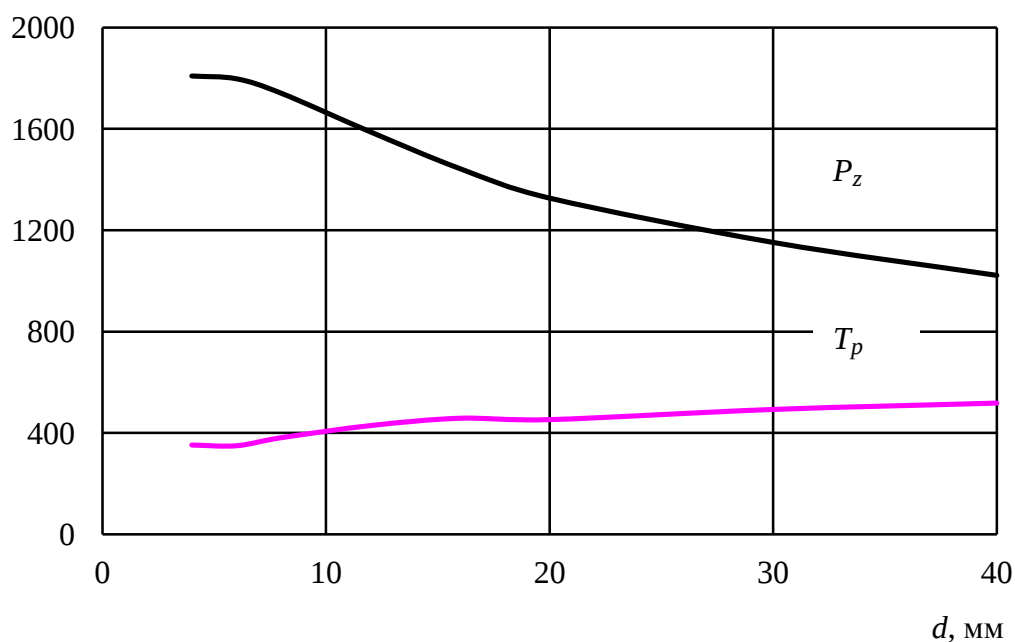


Рис. 4. Влияние диаметра фрезы на тангенциальную силу и температуру резания: $n = 8000$ об/мин, $s_z = 0,08$ мм/зуб, $B = 16$ мм, $t = 4$ мм

При фрезеровании с врезанием могут участвовать в процессе резания торцевые кромки зуба фрезы. В расчетной программе принято условие существования процесса резания, если толщина срезаемого слоя превышает 0,01 мм.

В таблице 4 приведены значения составляющих силы и суммарного крутящего момента, мощности и суммарной осевой силы резания при чистовом врезании фрезы в зависимости от угла врезания. Следует отметить, что для принятого значения подачи торцевая режущая кромка 56 начинает работать с угла врезания 7 град., торцевая кромка 34 - с угла 15 град. Крутящий момент и мощность увеличиваются, а осевая сила имеет тенденцию к увеличению с ростом угла врезания.

Таблица 4 Влияние угла врезания на момент, мощность и осевую силу резания

τ , град	M_{23} , Нм	M_{34} , Нм	M_{56} , Нм	M , Нм	N , кВт	P_x , Н
3	1,02	0	0	1,02	0,64	111,3
7	1,05	0	1,31	2,36	1,48	622,8
11	1,09	0	1,33	2,42	1,52	586,1
15	1,12	1,31	1,4	3,83	2,41	1095,8
20	1,17	1,31	1,51	3,99	2,51	1047,3
30	1,24	1,57	1,73	4,54	2,85	1101,5

Примечание: $n = 6000$ об/мин, $s_z = 0,067$ мм/зуб, $B = 1$ мм, $t = 16$ мм, $r = 2$ мм, $h_z = 0,1$ мм, сплав - 01570С.

Нормальные силы на задней поверхности на радиусной и торцевых кромках изменяются в небольших пределах при увеличении угла врезания. Изменение нормальных сил связано с изменением толщин среза, среднего значения переднего угла на этих кромках. В таблице 5 приведены значения нормальных сил в зависимости от угла врезания, рассчитанные по исходным данным табл. 4.

С увеличением износа по задней поверхности зуба фрезы силы, крутящие моменты увеличиваются. В таблице 6 приведены расчетные значения тангенциальной сил на кромке 12 - P_{z12} , момента резания на кромках 12, 23 и суммарного M_{12}, M_{23}, M , а также суммарной осевой силы P_x в зависимости от величины износа по задней поверхности зуба фрезы. Величина износа принята условно постоянной и равной по всей длине режущих кромок.

Таблица 5 Влияние угла врезания на нормальные силы на задней поверхности по режущим кромкам 23, 34, 56

τ , град	P_{223} , Н	P_{234} , Н	P_{256} , Н
3	82,2	0	0
7	80,5	0	279,5
9	80	0	265,5
15	78,8	254,9	244,3
20	78,9	246,8	236,2
30	78,6	235,7	229,4

Таблица 6 Влияние износа задней поверхности зуба фрезы на силы и моменты резания

h_z , мм	P_{z12} , Н	M_{12} , Нм	M_{23} , Нм	M , Нм	P_x , Н
0	1405,7	11,25	1,04	12,29	47
0,05	1467,2	11,74	1,36	13,1	81,5
0,1	1526,8	12,21	1,63	13,84	112,3
0,15	1586	12,69	1,89	14,58	143
0,2	1646,2	13,07	2,1	15,17	167,6
0,3	1765,5	14,12	2,62	16,74	229,1

Примечание: $n = 8000$ об/мин, $s_z = 0,08$ мм/зуб, $B = 16$ мм, $t = 16$ мм, $r = 2$ мм, сплав - АМг6, подача без врезания

3. Анализ контактных давлений

Врезание фрезы с подачей под углом τ на чистовом проходе может привести к деформации дна кармана. Для оценки величины деформации проведен анализ сил и контактных давлений на задней поверхности зубьев фрезы.

На рис. 5 приведены графики, характеризующие влияние угла врезания на силы резания: P_x - суммарная осевая сила; P_{234} - нормальная сила на задней поверхности торце-

вой кромки 34; P_{256} - нормальная сила на задней поверхности торцевой кромки 56. Осевая сила увеличивается с увеличением угла врезания. Нормальные силы на задней поверхности стабилизируются (значения нормальных сил составляют около 230 Н для сплава марки 01570С и соответствующих исходных данных).

Контактные давления на задней поверхности торцевых кромок зависят от прочности алюминиевого сплава соответствующей марки – рис. 6. Для сплава марки 01570С при подаче 0,08 мм/зуб контактное давление в зависимости от текущего радиуса участка торцевой кромки изменяется в пределах $\sigma_m = 380 \div 430$ МПа. Для диапазона подач 0,06 – 0,3 мм/зуб диапазон контактных давлений увеличивается до значений $\sigma_m = 380 \div 511$ МПа.

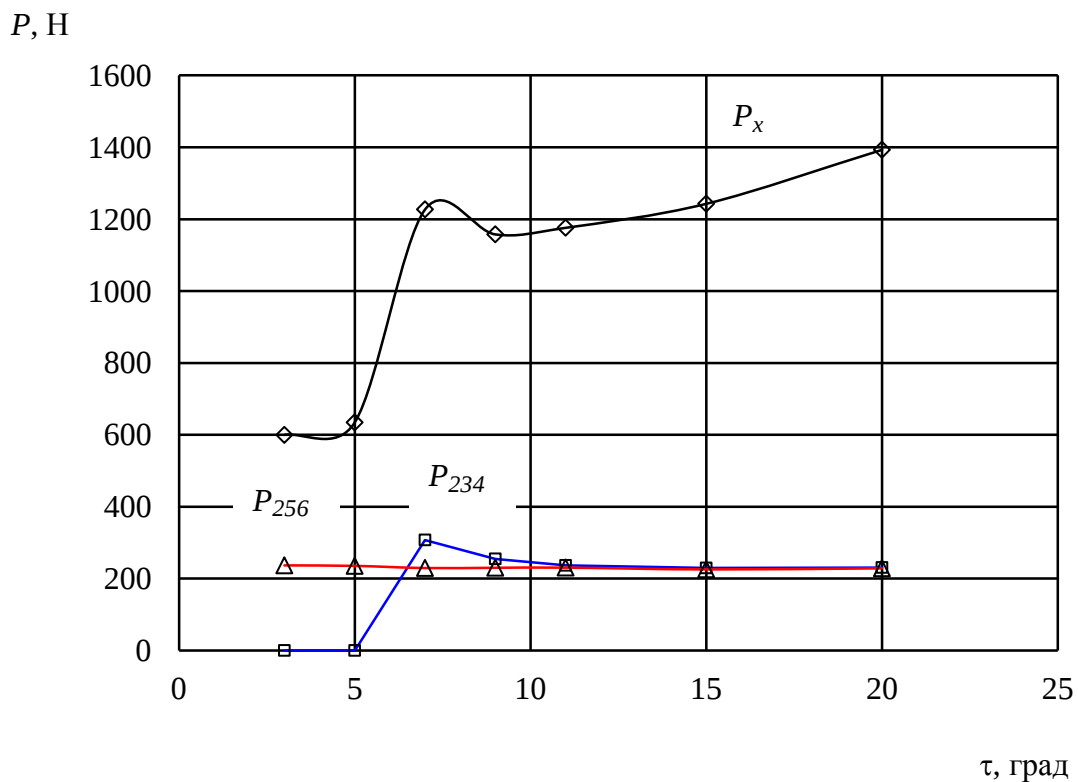


Рис. 5. Изменение сил в зависимости от угла врезания: $n = 6000$ об/мин, $s_z = 0,2$ мм/зуб, $B = 1$ мм, $t = 16$ мм, $r = 2$ мм, $h_z = 0,1$ мм, сплав – 01570С

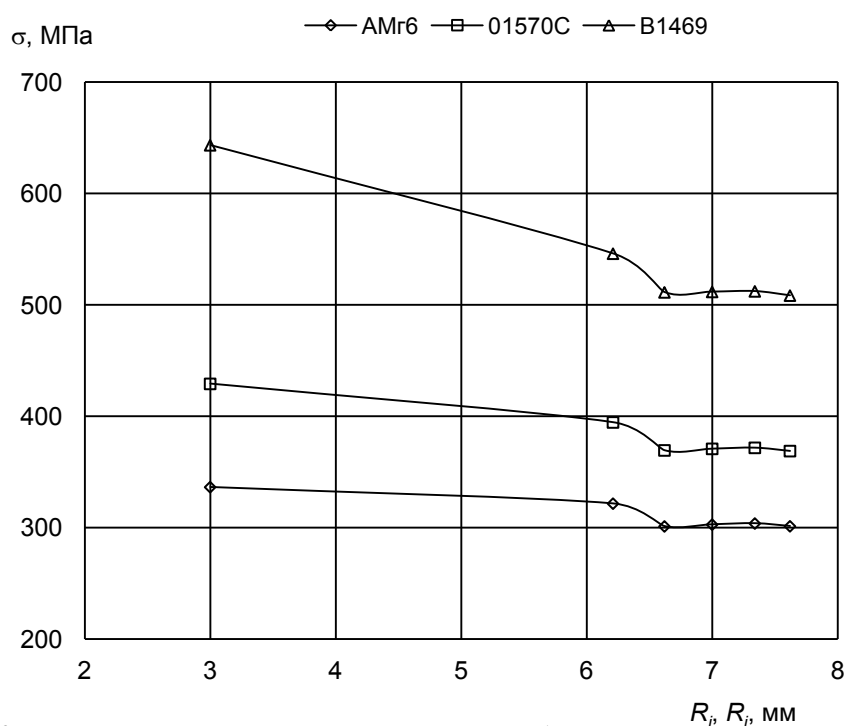


Рис. 6. Контактные давления на задней поверхности зуба в зависимости от радиуса участка на торцевой кромке при угле врезания $\tau = 7$ град для различных марок алюминиевых сплавов: $n = 8000$ об/мин, $s_z = 0,08$ мм/зуб, $B = 1$ мм, $t = 16$ мм, $r = 2$ мм $z = 2$, $h_z = 0,1$ мм, ВК6М - АМг6

В таблице 7 приведены расчетные значения контактных давлений и соответствующих нормальных сил, действующих на задних поверхностях вдоль соответствующих кромок зубьев фрезы при постоянном угле врезания и различных подачах.

Данные табл. 7 использованы для расчета эквивалентных напряжений и деформаций дна кармана из сплава 01570С при врезании фрезы на чистовом проходе. В момент окончания врезания и начала фрезерования с горизонтальной подачей толщина дна кармана должна составлять 2 мм. Расчет деформаций и эквивалентных напряжений выполнен по методу конечных элементов. Установлено, что эквивалентные напряжения по Мизесу больше предела текучести алюминиевого сплава. Величина остаточных деформаций на пятне контакта в момент окончания врезания достигает значения 0,25 мм, т.е. конечная толщина дна может выходить за пределы допуска.

Таблица 7 Расчетные значения давления и нормальных сил на торцевых кромках зубьев фрезы при угле врезания $\tau = 7$ град

s_z , мм/зуб	кромка 23		кромка 34		кромка 56	
	σ_m , МПа	P_{223} , Н	σ_m , МПа	P_{234} , Н	σ_m , МПа	P_{256} , Н
0,06	384,9	80,6	-	-	487,4	293,2
0,08	380,3	79,7	-	-	429,3	258,2
0,125	379,2	79,4	-	-	393,7	236,8
0,2	376,2	80,4	511,1	307,4	381,6	229,5
0,25	380,1	81,3	462,6	278,3	383	230,4
0,3	390,4	81,8	428,1	257,5	383,8	230,9

Примечание: $n = 6000$ об/мин, $B = 1$ мм, $t = 16$ мм, $r = 2$ мм, $z = 2$, $h_z = 0,1$ мм, ВК6М - 01570С.

Разработаны рекомендации по оптимальной траектории движения фрезы с врезанием под углом 5 град, исключая утолщение дна кармана.

4. Апробация результатов исследований

Производственно-экспериментальная проверка результатов исследований выполнена на примере изготовления сегмента корпуса с вафельной конструкцией обечайки. Сегмент корпуса изготовлен в натуральную величину из плиты алюминиевого сплава 01570С. Общий вид сегмента и фотография обработанных карманов показаны на рис. 7.

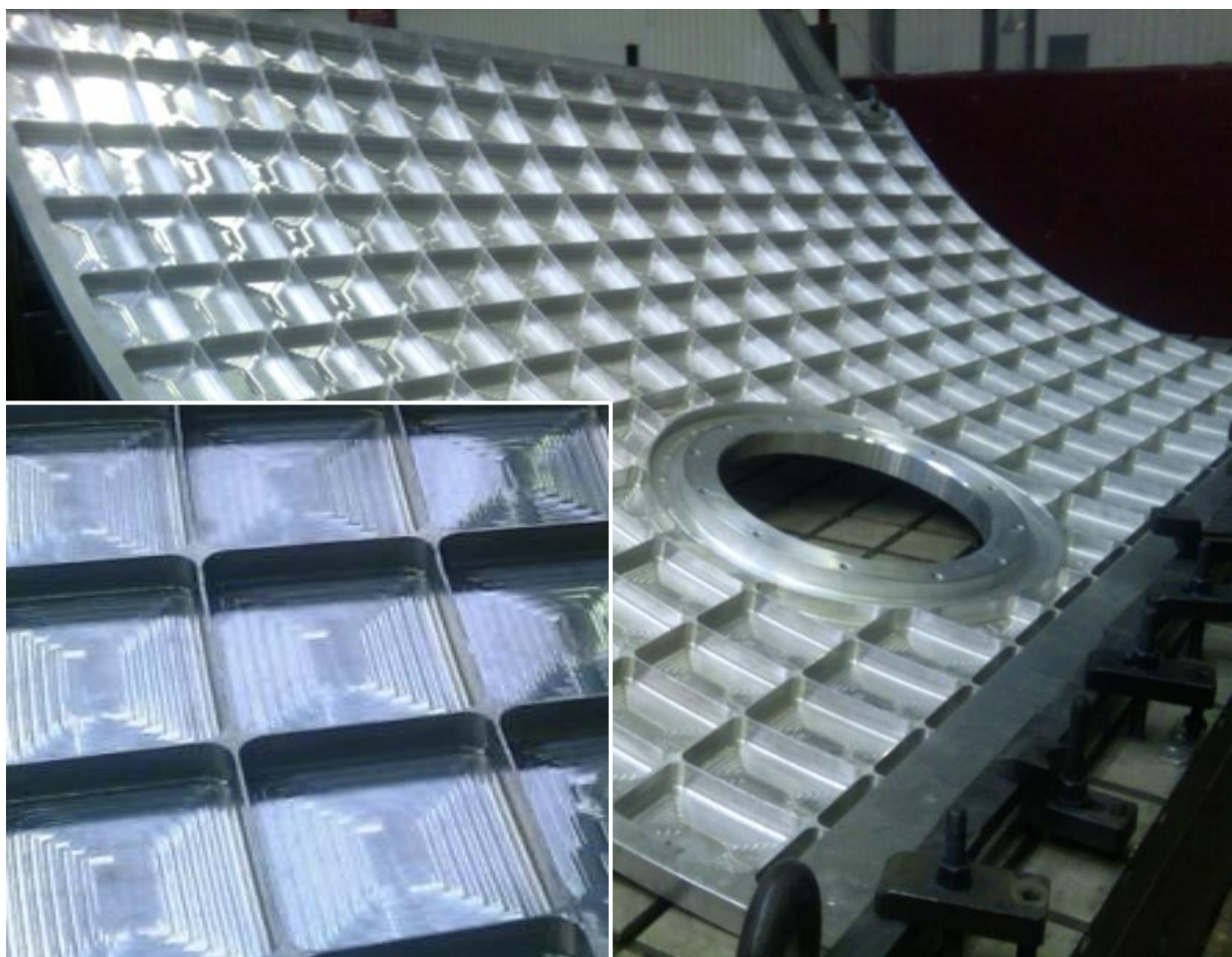


Рис. 7. Сегмент вафельной конструкции обечайки из алюминиевого сплава марки 01570С

Размеры кармана составили 100x100мм, толщина дна – 2 мм, толщина ребра – 4 мм, высота ребра – 28мм, количество карманов - 171 шт.

Была принята стратегия врезания при чистовой обработке дна – спиральное движение подачи вдоль контура, угол врезания 5 град, частота вращения шпинделя 6000 об/мин, подача 0,04 мм/зуб, ширина фрезерования 1 мм, глубина – 16 мм.

По результатам апробации разработаны технологические процессы обработки по двум вариантам:

- фрезерование карманов в сегменте корпуса с последующей сваркой отдельных сегментов;

- фрезерование карманов в крупногабаритного корпуса после сварки.

По двум вариантам технологических процессов выбрано оборудование, спроектированы приспособления, выбраны режущие инструменты и рекомендованы режимы обработки.

Результаты исследований будут использованы при изготовлении крупногабаритных деталей ракетно-космической техники из алюминиевых сплавов.

Заключение

Разработана методика расчета сил, температур, контактных давлений при фрезеровании концевыми фрезами деталей из алюминиевых сплавов. Методика не требует проведения дополнительных экспериментальных исследований. Отличительной особенностью методики является учет влияния разупрочнения обрабатываемого материала под действием температуры деформации в плоскости сдвига.

По анализу результатов расчетов установлены общие зависимости фрезерования:

- силы и температуры увеличиваются с увеличением подачи, глубины и ширины фрезерования;

- силы резания уменьшаются, а температуры увеличиваются с увеличением частоты вращения шпинделя инструмента;

- силы уменьшаются, а температуры увеличиваются с увеличением диаметра инструмента;

- силы, контактные давления и температуры увеличиваются с увеличением прочности алюминиевого сплава;

- силовые параметры увеличиваются с увеличением износа задней поверхности зуба фрезы;

- с увеличением угла врезания подачи фрезы увеличивается суммарная осевая сила, нормальные силы и контактные давления на задней поверхности изменяются незначительно.

Последовательность обработки кармана должна включать чистовой проход с углом врезания 5 град и подачей 0,04 – 0,05 мм/зуб со стратегией обработки, исключающей увеличение толщины дна за пределы допуска из-за упругой деформации под действием нормальных сил на задней поверхности зуба фрезы.

Список литературы

1. Bravo U., Altuzarra O., Lopez de Lacalle L.N., Sanchez J.A., Campa F.J. Stability limits of milling considering the flexibility of the workpiece and the machine // International Journal of Machine Tools and Manufacture. 2005. Vol. 45, no. 15. P. 1-12. DOI: [10.1016/j.ijmachtools.2005.03.004](http://dx.doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2005.03.004)

2. 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)
3. Rott O., Homberg D., Mense C. A comparison of analytical cutting force models. Preprint No. 1151, WIAS, Berlin, 2006. 23 p.
4. Altintas Y. Manufacturing Automation. Cambridge University Press, 2000. 286 p.
5. 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)
6. 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.
7. Справочник технолога-машиностроителя. В 2 т. Т. 2 / под ред. А.Г. Косиловой и Р.К. Мещерякова. 4-е изд., перераб. и доп. М.: Машиностроение, 1985. 496 с.
8. GARANT. Machining Handbook [Справочник по обработке резанием]. Режим доступа: <http://www.hoffmann-group.com/int/garant/services/machining-handbook.html> (дата обращения 01.04.2014).
9. 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. Режим доступа: <http://technomag.bmstu.ru/doc/634375.html> (дата обращения 01.04.2014). DOI: [10.7463/1213.0634375](https://doi.org/10.7463/1213.0634375)
10. Грубый С.В. Моделирование процесса резания твердосплавными и алмазными резцами: учеб. пособие. М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2010. 107 с.
11. Резников А.Н. Теплофизика процессов механической обработки материалов. М.: Машиностроение, 1981. 279 с.

The provement of the conditions of end mill operation in external panels of the aluminum alloys

05, May 2014

DOI: 10.7463/0514.0709770

S.V. Grubyy, A.M. Zaicev

Bauman Moscow State Technical University, 105005, Moscow, Russian Federation
S.P. Korolev Rocket And Space Corporation «Energia», 141070, Korolev, Russian Federation

grusv@yandex.ru

alzai82@mail.ru

The external panels from the aluminum alloys are widely spread as components in aeronautical and rocket-and-space equipment. Due to their function, these components have their own design features. In case, the external panels can be of overall sizes and can contain the large amount of pockets for weight-saving. These pockets' processing is held on multiaxes machines with the help of all-in-one hardmetal or assemblage end-milling cutters. The deformation of the pockets bottom and sides may happen within the high-speed of the external panels mill operation. So the different technological procedures for reducing deformation are being suggested and processed. These procedures include the force cutting control in the process of mill operation and it is also set the connection between the mill operation force, tool durability and processing final figures.

The purpose of our research is the development of the calculation procedure that is aimed at theoretical definition of forces, contact pressures, that has an effect from the tooth tool on the processing pocket side surface and bottom with the following evaluation of strained state and deformation using the finite element analysis.

As a research method, it has been accepted to simulate the cutting process of the aluminum alloy component with end-milling cutter. The created techniques and recommendations have been tested in manufacturing environment while mill operating the rocket-and-space components from the aluminum alloys.

The main results are the created techniques as a consequence of interconnected formulas and the calculation program and also the correlations that characterize forces and contact pressures as mill operation functions, the aluminum alloy make, cutting angle and other characteristics.

This article is an essential addition to the earliest papers on the force calculation techniques in mill operation. The fundamental difference of this calculation technique is the absence

in carrying out any other testing and additional experimental research on variation mill operating.

The research application is the development of the engineering recommendations that can help to determine the strategy, the consequence and mill operation techniques that prevent pockets sides and bottom deformation even on the stage of technological processing preparations.

Using the results of the calculation we can make a conclusion that the mill cutting under the angle to the horizontal surface creates the great elastic deformation of the pocket bottom under the effect of the cutting force from the end side teeth of the end-milling cutter. The processing strategy should be chosen in such a way to make the deformation figure cover the depth of the pocket bottom. The recommendations on the reasonable technical characteristics of the rocket-and-space components from the aluminum alloys mill operation have also been worked out in this article.

Publications with keywords: [cemented carbides](#), [milling](#), [aluminium alloys](#), [cutting force](#), [end mills](#), [contact pressure](#), [pockets in external panels](#)

Publications with words: [cemented carbides](#), [milling](#), [aluminium alloys](#), [cutting force](#), [end mills](#), [contact pressure](#), [pockets in external panels](#)

References

1. Bravo U., Altuzarra O., Lopez de Lacalle L.N., Sanchez J.A., Campa F.J. Stability limits of milling considering the flexibility of the workpiece and the machine. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2005, vol. 45, no. 15, pp. 1-12. DOI: [10.1016/j.ijmachtools.2005.03.004](https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2005.03.004)
2. 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)
3. Rott O., Homberg D., Mense C. *A comparison of analytical cutting force models*. Preprint No. 1151, WIAS, Berlin, 2006. 23 p.
4. Altintas Y. *Manufacturing Automation*. Cambridge University Press, 2000. 286 p.
5. 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)
6. Guzeev V.I., Batuev V.A., Surkov I.V. *Rezhimy rezaniya dlya tokarnykh i sverlil'no-frezerno-rastochnykh stankov s chislovym programmnyim upravleniem: Spravochnik* [Cutting data for turning and drilling-milling-boring machines with CNC]. Moscow, Mashinostroenie Publ., 2005. 368 p. (in Russian).

7. Kosilova A.G., Meshcheryakov R.K., eds. *Spravochnik tekhnologa-mashinostroitelya. V 2 t. T. 2* [Handbook of technologist-mechanician. In 2 vols. Vol. 2]. Moscow, Mashinostroenie Publ., 1985. 496 p. (in Russian).
8. GARANT. Machining Handbook. Available at: <http://www.hoffmann-group.com/int/garant/services/machining-handbook.html> , accessed 01.04.2014.
9. Grubyy S.V., Zaytsev 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. DOI: [10.7463/1213.0634375](https://doi.org/10.7463/1213.0634375) (in Russian).
10. Grubyy S.V. *Modelirovanie protsessa rezaniya tverdospлавnymi i almaznymi reztsami* [Modeling process of cutting using hard-alloy and diamond tools], Moscow, Bauman MSTU Publ., 2010. 107 p. (in Russian).
11. Reznikov A.N. *Teplofizika protsessov mekhanicheskoy obrabotki materialov* [Thermal physics of processes of machining materials]. Moscow, Mashinostroenie, 1981. 279 p. (in Russian).