

МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССА ФРЕЗЕРОВАНИЯ С РАСЧЁТОМ СИЛ РЕЗАНИЯ ПО МЕТОДУ РОЗЕНБЕРГА

Сорокин Т. И., Донченко Е. И.

Выполнен анализ динамики процесса торцевого фрезерования с использованием метода расчёта сил резания, предложенный Розенбергом. Была улучшена существующая математическая модель процесса фрезерования. Путём моделирования в программной среде Matlab выполнен анализ динамики процесса торцевого фрезерования при различных значениях параметров обработки. Проверка математической модели на адекватность была проведена путём сравнения результатов моделирования с данными, полученными на основании эмпирических зависимостей, и показала положительный результат.

Виконано аналіз динаміки процесу торцевого фрезерування з використанням методу розрахунку сил різання, запропонований Розенбергом. Була поліпшена існуюча математична модель процесу фрезерування. Шляхом моделювання в програмному середовищі Matlab виконаний аналіз динаміки процесу торцевого фрезерування при різних значеннях параметрів обробки. Перевірка математичної моделі на адекватність була проведена шляхом порівняння результатів моделювання з даними, отриманими на підставі емпіричних залежностей, і показала позитивний результат.

The analysis of the dynamics of the face milling process using the method of calculation of cutting forces proposed by Rosenberg is made. The existing mathematical model of the milling process has been improved. The analysis of the face milling process for different values of treatment parameters is made by simulation in Matlab program environment. Verification of the mathematical model's adequacy was performed by comparing the simulation results with the data obtained on the basis of empirical dependences and it showed a positive result.

Сорокин Т. И.

Донченко Е. И.

студент ДГМА
zerosor@mail.ru
ст. преп. ДГМА

ДГМА – Донбасская государственная машиностроительная академия, г. Краматорск.

УДК 621.9.06

Сорокин Т. И., Донченко Е. И.

МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССА ФРЕЗЕРОВАНИЯ С РАСЧЁТОМ СИЛ РЕЗАНИЯ ПО МЕТОДУ РОЗЕНБЕРГА

При исследовании динамики процесса торцевого фрезерования чаще всего применяют упрощённые модели, в которых не учитываются факторы, принятые как малозначащие. Так, ряд исследователей сводят фрезерование к системе с непрерывным процессом резания [1]. Даже если процесс фрезерования показан как совокупность процессов резания отдельными зубьями [2], то в результате этот факт используется только для расчёта среднего значения сил резания. Так же в теоретических исследованиях практически не исследуется влияние процесса резания при фрезеровании «по следу». Тем не менее, для торцевого фрезерования малозубыми фрезами этот случай является одним из основных при возникновении в системе автоколебаний и приводит к снижению устойчивости при фрезеровании более, чем в 2 раза [1].

В связи с этим, процесс фрезерования рекомендуется рассматривать как совокупность процессов резания отдельными зубьями, а также учитывать влияние состояния поверхности металла от прохождения предшествующего зуба на последующий. Особенно это актуально при снижении числа зубьев фрезы, которое применяют для повышения точности фрезерования, когда возможно возникновение описанного в [1] явления снижения устойчивости.

Отсутствие тщательных исследований в данном вопросе связано с трудностью теоретического описания сложной динамической системы процесса фрезерования. Эти трудности можно преодолеть, если ее исследование проводить методами численного моделирования, а полученные частные результаты обобщать.

В работе [3] для определения сил резания применяется эмпирическая формула [4], но данная формула получена при условии точения с постоянной толщиной срезаемого слоя, и может быть использована при фрезеровании только на основании значительных допущений. Вместе с тем, предложенная модель процесса торцевого фрезерования [3] включает в себя большинство значимых факторов фрезерования и может быть использована как основа для дальнейших исследований.

Целью данной работы является уточнение предложенной [3] модели процесса фрезерования с учетом переменной толщины резания при фрезеровании.

Более точно силу резания в случае переменной толщины срезаемого слоя, что характерно для торцевого фрезерования, можно определить по способу расчёта сил резания Розенберга [5]. Ю.А. Розенберг, предложил способ [5], основанный на теоретическом определении усадки стружки, а также на положении о том, что касательная напряжения на передней поверхности инструмента не являются постоянными и зависят от средней температуры резания. Так же им принята схема с единственной плоскостью сдвига. Режущая кромка инструмента рассматривается как совокупность элементарных участков шириной Δb . На кромку действует сила резания ΔP , которую можно разложить на две оставляющие: первая совпадает по направлению с вектором скорости резания (ΔP_z), а вторая расположена в плоскости, перпендикулярной вектору скорости резания (ΔP_{xy}). Каждая из этих составляющих, в свою очередь, состоит из сил, действующих на передней (ΔP_1 и ΔP_2) и задней (ΔF_2 и ΔN_2) поверхности инструмента. Соответствующие полные составляющие силы резания получают путём суммирования проекций этих сил на заданные направления X' , Y' и Z' , как показано на рис. 1.

При фрезеровании направление координатных осей X' , Y' и Z' изменяется. Таким образом, необходимо выполнять перерасчёт составляющих сил резания с учётом угла поворота зуба фрезы.

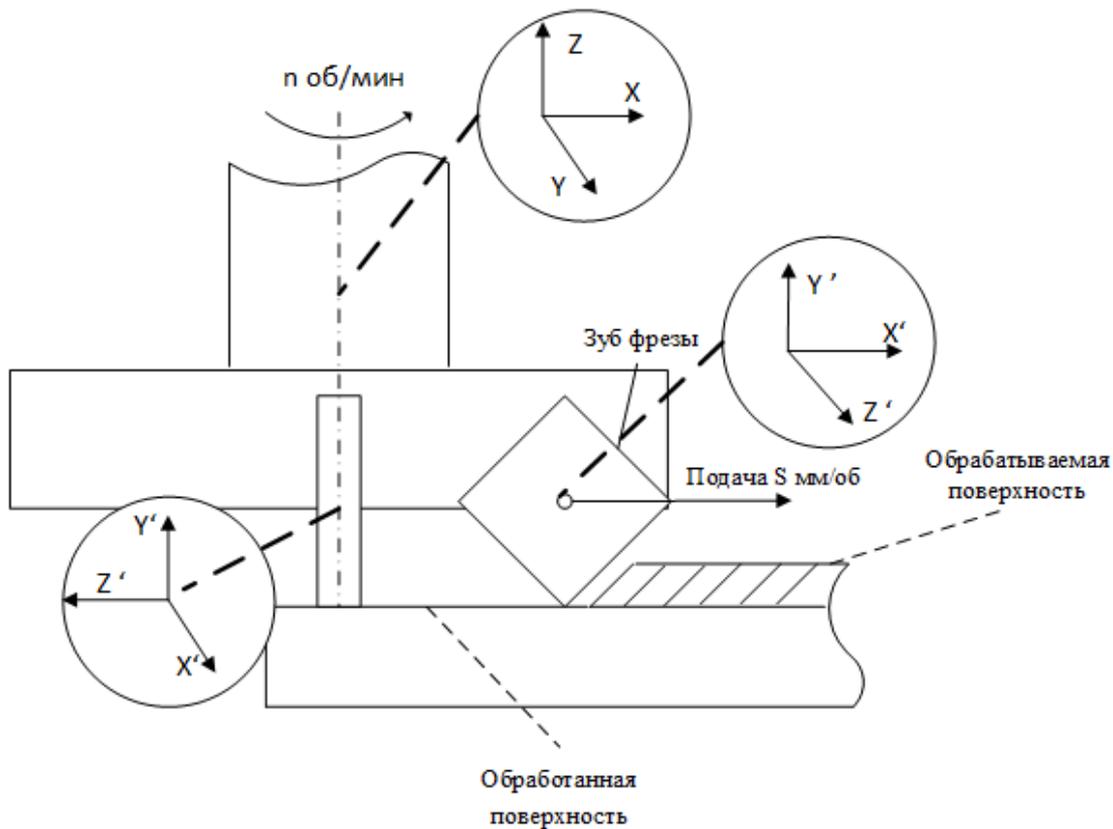


Рис. 1. Иллюстрация принятых обозначений

Алгоритм расчёта составляющих сил резания имеет следующую последовательность [5]:

1) Ввод исходных данных: элементы режима резания (глубина резания t , м; подача S , м/об; скорость резания V , м/с) и геометрические параметры лезвия инструмента (передний угол γ , град; вспомогательный угол в плане ϕ , град; вспомогательный угол в плане ϕ_1 , град; угол наклона главной режущей кромки λ , град; радиус округления режущей кромки ρ , м; радиус при вершине r , м; угол в плане переходной режущей кромки ϕ_n).

2) Определение положения плоскости стружкообразования [5]:

$$\psi_1 = \arctg \frac{\sin(\phi_{cp} + \phi_{1cp})}{\frac{t}{l_B} \sin \phi_{cp} + \cos(\phi_{cp} + \phi_{1cp})}; \quad (1)$$

$$\psi_2 = -\arctg[(\sin \lambda)(1 - tg \gamma)], \quad (2)$$

где ϕ_{cp} и ϕ_{1cp} – средние главный и вспомогательный углы в плане, град; l_B – длина активной части вспомогательной режущей кромки, м. $\phi_{cp} = \phi$, $\phi_{1cp} = 0$.

$$\psi = \psi_1 + \psi_2. \quad (3)$$

3) Расчёт величин действительного переднего угла в плоскости стружкообразования используя методику [5]:

$$\gamma_{cmp} = \arctg \left[tg \gamma \frac{\cos \psi}{\cos \lambda} - tg \lambda \sin \psi \right]. \quad (4)$$

4) Определение касательных напряжений в условной плоскости сдвига τ_ϕ [5].

$$\tau_\phi = 0.7 \cdot S_k, \quad (5)$$

$$S_k = P_m(1 + A), \quad (6)$$

где R_m – предел прочности обрабатываемого материала, Па; A – относительное удлинение.

5) Определение усадки стружки K_L , средних касательных напряжений на передней поверхности инструмента q_{F1} , относительно сдвига – ε [5].

Метод теоретического определения усадки стружки базируется на уравнении мощности процесса резания для расчёта схемы стружкообразования с единственной плоскостью сдвига, из которого выводится величина характеристического параметра K_1 :

$$K_1 = \varepsilon + \frac{q_{F1}}{\tau_\phi} \cdot \frac{l_1}{aK_L}. \quad (7)$$

$$q_{F1} = [0.4 - 0.125 \cdot 10^{-3} (\theta_{cp} - 600)] S_k; \quad (8)$$

θ_{cp} – средняя температура в зоне контакта стружки с передней поверхностью инструмента, °C:

$$\theta_{cp} = D + Q(1 - D/2000)/(1.33 + Q/2000); \quad (9)$$

$$D = \frac{\tau_\phi \varepsilon}{C_v}; \quad (10)$$

$$Q = S_b \sqrt{\frac{0.6 \cdot V l_1}{K_L k C_v}} \quad (11)$$

C_v – удельная объёмная теплоёмкость обрабатываемого материала, Дж/(м³·°C); k – коэффициент теплопроводности обрабатываемого материала; ε – относительный сдвиг.

$$\varepsilon = \frac{K_L^2 - 2K_L \sin \gamma_{cmp} + 1}{K_L \cos \gamma_{cmp}}; \quad (12)$$

6) Расчёт удельных сил на передней и задней поверхности инструмента [5].

$$P_1 = \tau_\phi ab(\varepsilon + 1), \quad (13)$$

Для определения силы P_2 можно использовать её связь с силой P_1 :

$$P_2 = P_1 \operatorname{tg} \omega. \quad (14)$$

На основании зависимостей (13), (14) удельную касательную (СПП) и нормальную к ней (УПП) силы на передней поверхности можно определить следующим образом:

$$C_{III} = \tau_\phi (\varepsilon + 1); \quad (15)$$

$$U_{III} = C_{III} \operatorname{tg} \omega. \quad (16)$$

Для определения удельных сил на задней поверхности предлагается использовать так называемые условия силы, которые включают в себя силы, действующие на округления режущей кромки, и силы, действующее непосредственно на площадку износа:

$$F_2 = (1.5 \tau_\phi \varepsilon \rho k_p + \mu_1 R_{eH} h_3); \quad (17)$$

$$N_2 = [1.5 \tau_\phi \rho (3.17 \varepsilon + 1) \operatorname{tg} \omega k_p + R_{eH} h_3], \quad (18)$$

Тогда удельную касательную (СЗП), Н/м, и нормальную к ней (УЗП), Н/м, силы на задней поверхности зуба можно определить:

$$C_{ЗП} = 1.5 \tau_\phi \varepsilon \rho k_p + \mu_1 R_{eH} h_3; \quad (19)$$

$$U_{ЗП} = 1.5 \tau_\phi (3.17 \varepsilon + 1) \operatorname{tg} \omega k_p + R_{eH} h_3; \quad (20)$$

где μ_1 – коэффициент трения скольжения между зубом и заготовкой; R_{eH} – предел текучести обрабатываемого материала, Па; h_3 – ширина фаски износа по задней поверхности, м; k_p – коэффициент, учитывающий влияние малой толщины срезаемого слоя.

Угол действия определяется следующим образом:

$$\omega = 45^\circ - \phi + \Delta, \quad (21)$$

$$\phi = \operatorname{arctg} \left(\frac{\cos \gamma_{cmp}}{K_L - \sin \gamma_{cmp}} \right). \quad (22)$$

$$\Delta = \operatorname{arctg} \left(\frac{\operatorname{tg}(\phi - \gamma_{cmp})}{\operatorname{tg}(\phi - \gamma_{cmp}) + 2} \right) \quad (23)$$

7) Определение технологических составляющих силы резания [5].

Величины элементарных технологических составляющих силы резания могут быть получены проецированием на соответствующие направления составляющих элементарной силы резания (на участке Δb), одна из которых совпадает по направлению с вектором скорости резания (ΔP_z), а другая расположена в плоскости, перпендикулярной этому вектору (ΔP_{xy}).

$$\Delta P_z = \tau_\phi a \Delta b (\varepsilon + 1) + \Delta b C_p k_p + \Delta b \mu_1 R_{eH} h_3; \quad (24)$$

$$\Delta P_{xy} = \tau_\phi a \Delta b (\varepsilon + 1) \operatorname{tg} \omega + \Delta b U_p k_p + \Delta b R_{eH} h_3; \quad (25)$$

где $a \Delta b = \Delta f_{cp}$ – элементарная площадь срезаемого слоя, м².

$$\Delta P_x = \Delta P_{xy} \sin \varphi_{np}; \quad (26)$$

$$\Delta P_y = \Delta P_{xy} \cos \varphi_{np}, \quad (27)$$

где $\varphi_{np} = \varphi_{cp} - \psi_1 - \psi_2$ – приведённый главный в плане

Окончательно:

$$P'_z = C_{III} S_t + C_{3II} \sum l_{xy}; \quad (28)$$

$$P'_y = U_{III} S_t \cos \varphi_{np} + U_{3II} \sum l_{xz}; \quad (29)$$

$$P'_x = U_{III} S_t \sin \varphi_{np} + U_{3II} t; \quad (30)$$

где $\sum l_{xy}$ и $\sum l_{xz}$ – проекции длин активных участков режущей кромки зуба на координатные плоскости, перпендикулярные соответствующим сил резания. Величина $\sum l_{xy}$ (при определении силы P_x) принимается равной глубине резания t .

$$\sum l_{xy} = \frac{t}{\sin \varphi} + S; \quad (31)$$

$$\sum l_{xz} = t \cdot \operatorname{ctg} \varphi + S. \quad (32)$$

Для моделирования процесса фрезерования была усовершенствована существующая модель [3]. Практическая реализация доработанной модели процесса фрезерования в среде Matlab представлена на рис. 2.

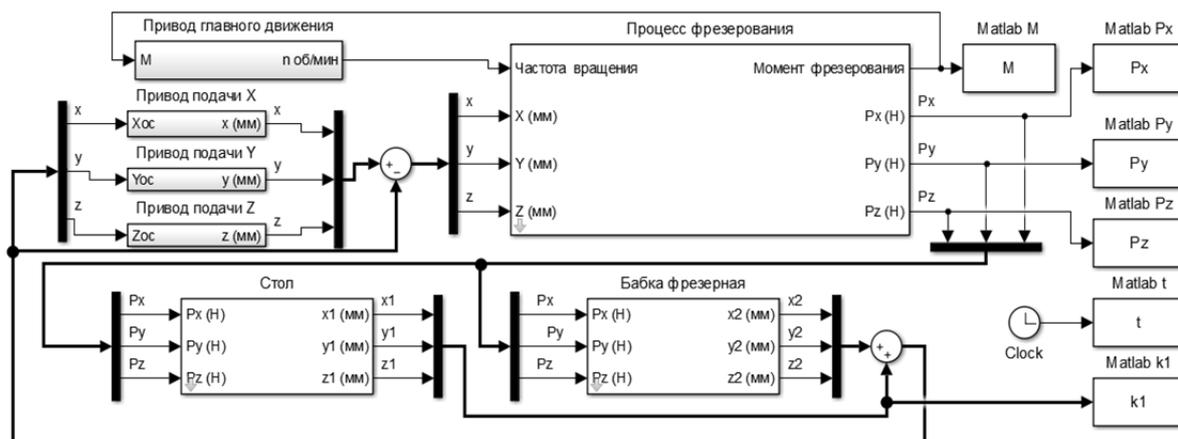


Рис. 2. Структурная схема модели процесса фрезерования

На рис. 3. представлена структурная схема фрагмента модели процесса фрезерования, предназначенная для расчёта матриц проекций сил резания по методу Розенберга. Блоки N, O, P содержат программный m-код реализующий алгоритм расчёта сил резания. В связи с этим было принято решение отказаться от принятой в [3] передаточной функции апериодического звена моделирующего запаздывание процесса резания. Матрицы проекций сил резания используются для расчёта момента фрезерования и проекций силы фрезерования на оси координат.

Полученные в результате моделирования значения сил резания P_z, P_x, P_y , представлены соответственно на рис. 4, рис. 5, рис. 6.

Для проверки адекватности математической модели используем эмпирические формулы расчёта среднего значения сил резания при фрезеровании, рекомендованные для применения в промышленности [4].

$$P_z = C_{p_z} \cdot t^{xp_z} \cdot S^{xp_z} \cdot V^{np_z} \cdot K_{p_z}; \tag{33}$$

$$P_z = 300 \cdot 11^{1.0} \cdot 1.22^{0.75} \cdot 70^{-0.15} \cdot 1 = 2066 \text{ H.}$$

$$P_x = C_{p_x} \cdot t^{xp_x} \cdot S^{xp_x} \cdot V^{np_x} \cdot K_{p_x}; \tag{34}$$

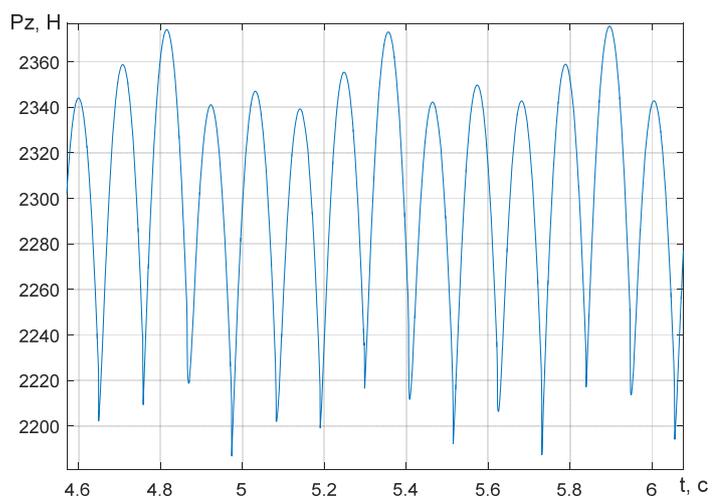
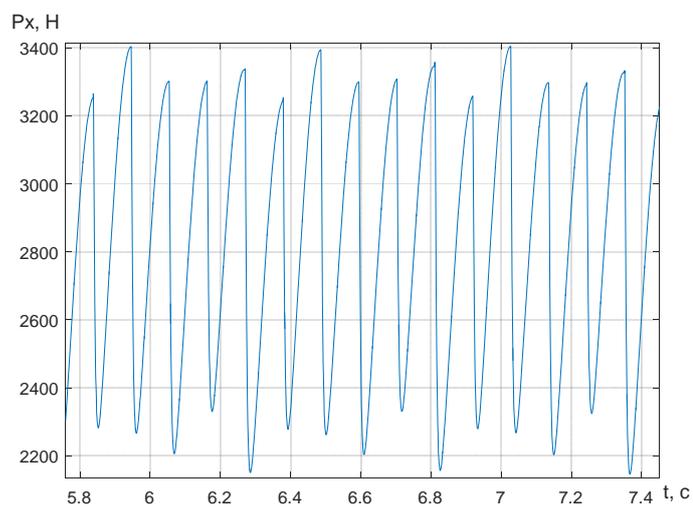
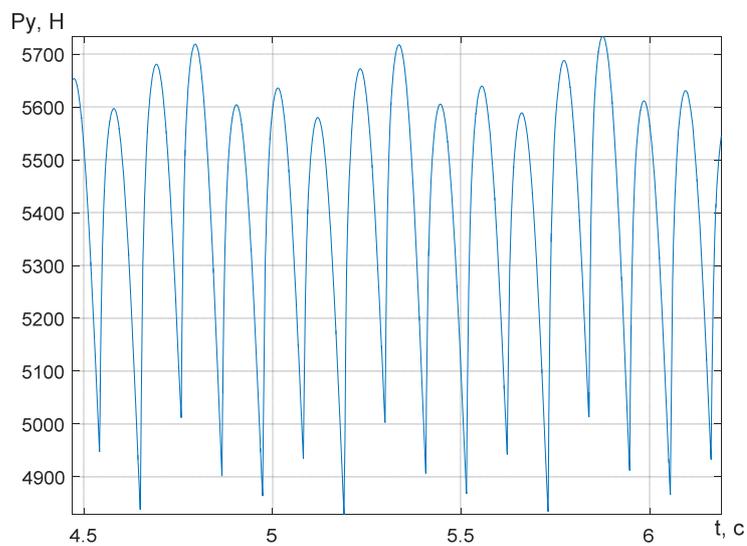
$$P_x = 243 \cdot 11^{1.0} \cdot 1.22^{0.5} \cdot 70^{-0.4} \cdot 1 = 2538 \text{ H.}$$

$$P_y = C_{p_y} \cdot t^{xp_y} \cdot S^{xp_y} \cdot V^{np_y} \cdot K_{p_y}; \tag{35}$$

$$P_y = 339 \cdot 11^{0.9} \cdot 1.22^{0.6} \cdot 70^{-0.3} \cdot 1 = 5925 \text{ H.}$$



Рис. 3. Расчёт матриц проекций сил резания

Рис. 4. Диаграмма проекции силы P_z Рис. 5. Диаграмма проекции силы P_x Рис. 6. Диаграмма проекции силы P_y

На основе полученных графиков были вычислены средние значения сил резания для сравнения со значениями сил резания, полученными по эмпирическим зависимостям [4].

Диапазон параметров для вычисления был взят из рекомендаций [4]. Для проверки адекватности математической модели используется критерий Фишера.

Таблица 1

Результаты экспериментов

№	t, мм	S, мм/мин	$\Delta P_{x1}, \%$	$\Delta P_{y1}, \%$	$\Delta P_{z1}, \%$
При n=111 об/мин, V=70 м/мин					
1	2	30	17.19	16.5	15.62
2	3	45	16.79	15.64	9.75
3	4	50	15.79	14.41	11.03
4	5	70	15.96	14	14.16
5	6	80	16.08	13.34	15.2
6	7	90	16.21	12.7	15.32
7	8	100	16.38	12.24	16.7
8	9	110	16.5	11.7	17.3
9	10	120	16.65	11.29	17.8
При n=191 об/мин, V=120 м/мин					
№	t, мм	S, мм/мин	$\Delta P_{x2}, \%$	$\Delta P_{y2}, \%$	$\Delta P_{z2}, \%$
1	2	30	16.1	15	9.27
2	3	45	15.47	15.23	8.6
3	4	50	15.38	14.5	10.01
4	5	70	13.56	15.81	13.37
5	6	80	15.14	14.44	14.47
6	7	90	15.12	14.21	15.37
7	8	100	15.13	14	17.97
8	9	110	15.16	13.8	17.44
9	10	120	15.3	13.49	17.25

$$F_{эмн} = \frac{S_x}{S_y}; \quad (36)$$

$$S_x = \frac{1}{n} \cdot \sum (x_i - x_{cp})^2; \quad (37)$$

$$S_y = \frac{1}{n} \cdot \sum (y_i - y_{cp})^2. \quad (38)$$

По табличным данным для F – критерия при степенях свободы в обоих случаях равных $df = 9 - 1 = 8$, находим $F_{кр}$:

$$3.44 \text{ для } p \leq 0.05;$$

$$6.02 \text{ для } p \leq 0.01.$$

Вместо S_x принимается значение P_{x1}, P_{y1}, P_{z1} , вместо S_y принимается значение P_{x2}, P_{y2}, P_{z2} , где x_i, y_i – данные по каждому из экспериментов; x_{cp}, y_{cp} – среднее значение экспериментов.

$$F_{эмп} P_x = 0.43 ;$$

$$F_{эмп} P_y = 0.17 ;$$

$$F_{эмп} P_z = 0.52 .$$

Все полученных значения $F_{эмп}$ находятся в зоне незначимости, следовательно, различие в экспериментах можно считать несущественным, таким образом, разработанная модель проявляет достаточную адекватность.

ВЫВОДЫ

Предложенный Розенбергом метод расчёта сил резания был успешно использован в исследовании динамики торцевого фрезерования. Благодаря использованию метода Розенберга была улучшена существующая математическая модель процесса фрезерования, и проведено моделирование процесса фрезерования. Был выполнен сравнительный анализ значений сил резания, полученных по методу Розенберга с эмпирическими значениями. Проверка итоговой математической модели на адекватность показала положительный результат.

СПИСОК ИСПОЛЬЗОВАННОЙ ЛИТЕРАТУРЫ

1. Козловский Н.А. Жесткость и виброустойчивость тяжёлых фрезерных станков / Н.А. Козловский, М.П. Зайкин. Под ред. П.И. Яцерицына. – Мн.: Наука и техника, 1986. – 135 с.
2. Алхаджи Ахмад. Система адаптивного управления электроприводом подачи станка для стабилизации момента резания. Диссертация на соискание к. т. н. – Одесса: ОПИ. – 1993.
3. Донченко Е.И. Моделирование динамики процесса торцевыми фрезами / Е. И. Донченко, А. А. Сердюк, В. С. Гузенко. – 2006. – 8 с.
4. Справочник технолога машиностроителя. В 2-ч т. Т2 / Под ред. А.Г. Косиловой, Р.К. Мецеракова. – 4 изд., перераб. И доп. – М.: Машиностроение, 1985. – 496 с.
5. Основы теории резания материалов: учебник 2-е изд. / Н.П. Мазур, Ю.Н. Внуков, А.И. Грабченко [и др.]. Под общ. ред. Н.П. Мазура, А. И. Грабченко. – Харьков: ХПИ, 2013. – 535 с.
6. Остафьев Е.Ф. Повышение точности и производительности точения на станках с ЧПУ на основе управления параметрами технологической системы. Диссертация на соискание учёной степени д. т. н. – М.: МИП. – 1993
7. Жарков И.Г. Вибрации при обработке лезвийным инструментом / И. Г. Жарков. – Л.: Машиностроение. Ленинградское отделение, 1986. – 184 с.
8. Музафаров Т.И. Разработка методов расчёта и сравнительный анализ динамических характеристик агрегатно-фрезерных станков. Диссертация на соискание учёной степени к. т. н. – М.: ЭНИМС. – 1989.