

Научная статья
УДК 621.91
DOI: [10.34759/trd-2022-123-11](https://doi.org/10.34759/trd-2022-123-11)

ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ СИЛ КОНТАКТНОГО ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ ПО ЗАДНЕЙ ПОВЕРХНОСТИ РЕЖУЩЕГО ЗУБА НА ДИНАМИКУ КОНЦЕВОГО ФРЕЗЕРОВАНИЯ

Никита Александрович Жуков^{1✉}, Игорь Алексеевич Киселёв²

^{1,2}Московский государственный технический университет им. Н.Э. Баумана,
МГТУ им. Н.Э. Баумана, Москва, Россия

¹jukov.n@yandex.ru ✉

²i.a.kiselev@yandex.ru

Аннотация. В настоящей работе представлена новая имитационная модель динамики концевой фрезеровки тонкостенных деталей из труднообрабатываемых сплавов. Отличительными особенностями модели являются учет пространственного силового взаимодействия как по передней, так и по задней поверхности режущих зубьев фрезы, а также эффекта регенерации поверхности при моделировании динамики лезвийной обработки. Модель позволяет рассчитывать временные законы колебательного движения обрабатываемой детали в процессе обработки фрезерованием, сил резания, а также выбирать рациональные режимы обработки по критерию производительности технологического процесса за счет проведения многовариантных расчетов при изменении технологических параметров. Приведена

структура разработанной имитационной модели, а также описаны все основные блоки, составляющие данную модель. Разработанная модель была использована для проведения численного эксперимента по исследованию влияния сил контактного взаимодействия по задней поверхности режущего зуба инструмента на динамику концевое фрезерование тонкостенной заготовки. Полученные результаты моделирования показали качественное соответствие экспериментальным данным из открытых литературных источников.

Ключевые слова: динамика резания, концевое фрезерование, демпфирование процесса, задняя поверхность зуба фрезы, имитационное моделирование

Для цитирования: Жуков Н.А., Киселёв И.А. Исследование влияния сил контактного взаимодействия по задней поверхности режущего зуба на динамику концевое фрезерование // Труды МАИ. 2022. 123. DOI: [10.34759/trd-2022-123-11](https://doi.org/10.34759/trd-2022-123-11)

INVESTIGATION OF THE INFLUENCE OF CUTTING TOOL FLANK FACE CONTACT FORCES ON THE DYNAMICS OF END MILLING

Nikita A. Zhukov^{1✉}, **Igor A. Kiselev**²

^{1,2}Bauman Moscow State Technical University, BMSTU,
Moscow, Russia

¹jukov.n@yandex.ru[✉]

²i.a.kiselev@yandex.ru

Abstract. In the modern machinery 5 axis end milling operations are widely used in the production of thin-walled workpieces with complex 3D surface geometry [1-3]. Such

processes are always accompanied by vibrations of different elements of the technological system (e.g., workpiece, tool): free, forced, parametric vibrations may arise, as well as self-oscillations. One of the most undesirable vibration types are regenerative self-oscillations, which may cause dynamic instability of the steady-state cutting process: these vibrations arise due to the fact, that each tooth of the mill is cutting the surface, formed by a previous tooth, so the time delay effect is introduced [4-6]. At the early investigations of cutting dynamics it was observed, that vibrations amplitudes of the technological system's elements decreased while machining with low spindle speeds [7,8]. This effect was called «process damping» and its presence was explained by contact interaction between the flank face of the tool and the machined surface [9]. The intensity of process damping is the higher, the lower is the ration of the mill's teeth pass frequency to the vibrations frequency [10].

Modern time-domain models of 5 axis end milling processes lack process damping accountment [17-19], so numerically simulated machining dynamics at low spindle speeds (comparatively to the arising vibrations frequencies) are not correct, which is extremely actual for machining of thin-walled workpieces from nickel and titan alloys. In this work a new time-domain numerical model of end milling dynamics of flexible workpieces is presented. This model allows to consider complex 3D contact forces between the workpiece and both rake and flank faces of the cutting tool during end milling dynamics simulation. Model's structure and its main blocks are described. The developed model was used to perform numerical experiment on the influence of contact forces, arising on the flank face of the cutting tool, on the dynamics of the flexible workpiece end milling.

Obtained numerical results qualitatively match well known experimental data from literature.

Keywords: end milling, cutting dynamics, process damping, flank face, numerical modeling

For citation: Zhukov N.A., Kiselev I.A. Investigation of the influence of cutting tool flank face contact forces on the dynamics of end milling. *Trudy MAI*, 2022, no. 123. DOI: [10.34759/trd-2022-123-11](https://doi.org/10.34759/trd-2022-123-11)

Введение

В современном машиностроении широко распространено использование многоосевого концевое фрезерования для получения тонкостенных деталей со сложной пространственной геометрией поверхности [1-3]. Данные процессы сопровождаются вибрациями в технологической системе станок-приспособление-деталь-инструмент (СПИД) различной природы: свободными, вынужденными, параметрическими и автоколебательного типа. Одним из наиболее опасных видов вибраций, приводящих к потере устойчивости установившегося процесса резания, являются регенеративные автоколебания, возникающие вследствие эффекта «резания по следу»: каждая режущая кромка инструмента обрабатывает волнообразную поверхность, сформированную предыдущей режущей кромкой, внося таким образом эффект запаздывающего влияния колебаний податливой технологической системы при предыдущем врезании инструмента в деталь [4-6].

На ранних этапах исследования динамики резания было отмечено [7,8], что при проведении обработки на режимах с низкими частотами вращения шпинделя

наблюдается значительное уменьшение амплитуд возникающих вибраций в технологической системе СПИД. Наблюдаемый эффект получил название «демпфирование процесса» и был связан с контактным взаимодействием между задней поверхностью режущего зуба инструмента и обрабатываемой деталью [9], а его влияние тем выше, чем меньше отношение частоты прохождения режущих кромок инструмента к частоте колебаний податливой технологической системы [10].

В настоящее время для увеличения точности механической обработки резанием в условиях податливой технологической системы применяются следующие подходы: использование специализированных систем управления приводами станков [11-13], установка на обрабатываемую деталь дополнительных демпфирующих устройств [14], проведение многовариантного априорного математического моделирования динамики процесса с варьированием технологических параметров обработки и выбор наиболее рациональных режимов [15].

Существующие математические методы исследования динамики многоосевого фрезерования можно разделить на две основные группы: аналитические методы анализа устойчивости в частотной области [16] и методы имитационного численного моделирования процесса обработки во временной области [17-19]. Современные модели динамики лезвийной обработки, учитывающие демпфирование процесса [4,16], в основном рассчитаны на одноточечные модели режущего инструмента и непригодны для моделирования

многоосевого фрезерования инструментом со сложной пространственной геометрией режущих кромок. Отсутствие учета демпфирования процесса приводит к некорректному представлению динамики технологической системы при проведении обработки на частотах вращения шпинделя, малых по отношению к частотам возникающих вибраций, что особенно актуально при резании труднообрабатываемых сплавов на основе никеля и титана.

Данная работа посвящена новой модели динамики многоосевого фрезерования тонкостенных деталей, учитывающей пространственный характер силового взаимодействия как по передней, так и по задней поверхности режущего инструмента.

Имитационная модель динамики концевое фрезерования тонкостенных деталей из труднообрабатываемых сплавов

Структура разработанной имитационной модели динамики многокоординатного фрезерования тонкостенных деталей из труднообрабатываемых сплавов представлена на рисунке 1 – в качестве основы была использована модель динамики фрезерования из работы [17].

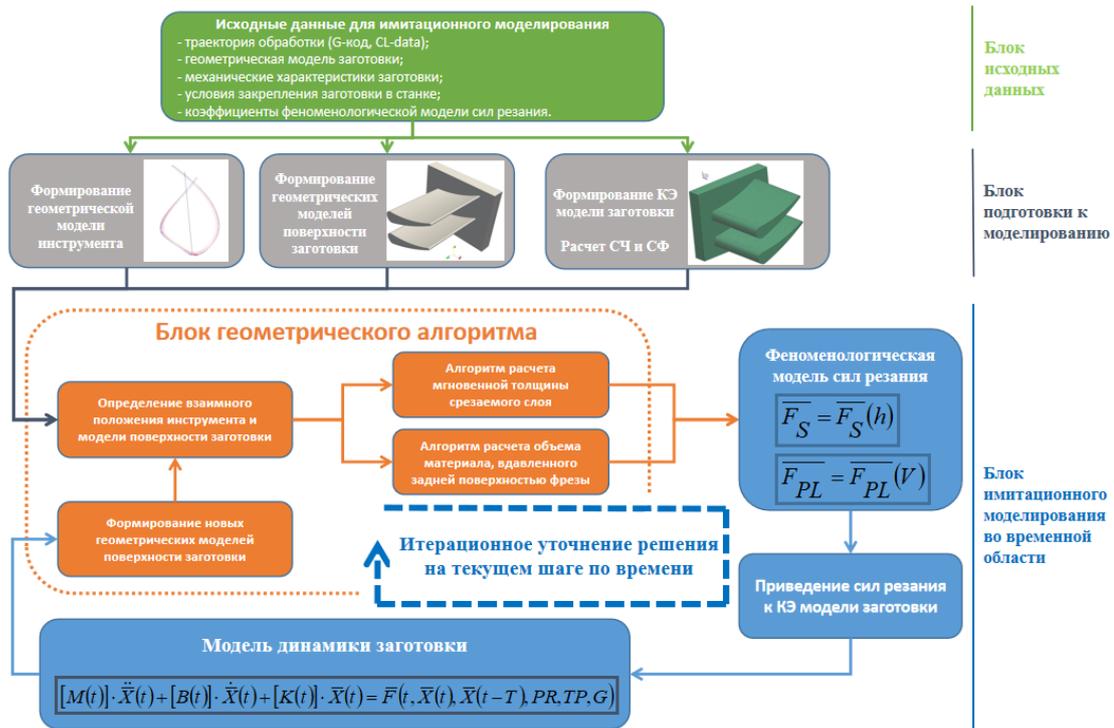


Рис. 1. Структура имитационной модели динамики многокоординатного фрезерования тонкостенных деталей из труднообрабатываемых сплавов

В разработанной модели динамики фрезерования обрабатываемая деталь считается податливой, а режущий инструмент - абсолютно жестким. Модель динамики обрабатываемой детали в процессе фрезерования описывается следующей системой нелинейных дифференциальных уравнений второго порядка с запаздыванием:

$$[M(t)] \cdot \ddot{\bar{X}}(t) + [B(t)] \cdot \dot{\bar{X}}(t) + [K(t)] \cdot \bar{X}(t) = \bar{F}(t, \bar{X}(t), \bar{X}(t - T), P, TP, TR, G) \quad (1)$$

где $\bar{X}(t), \dot{\bar{X}}(t), \ddot{\bar{X}}(t)$ – векторы перемещений, скоростей и ускорений заготовки; $[M(t)], [B(t)], [K(t)]$ – матрицы масс, демпфирования и жесткости заготовки соответственно; $\bar{F}(t, \bar{X}(t), \bar{X}(t - T), P, TP, TR, G)$ – вектор сил резания, Н; T – период прохождения режущих кромок фрезы, с; P – совокупность физических

свойств режущего инструмента и обрабатываемого материала, определяющих силы резания в зависимости от геометрических параметров взаимодействия режущего клина инструмента и поверхности заготовки; TP – траектория движения режущего инструмента в процессе обработки; TR – совокупность технологических параметров, определяющих режим обработки: скорость вращения шпинделя, подача; G – геометрия поверхности обрабатываемой заготовки.

Дискретизация обрабатываемой детали производится с использованием 10-узлового твердотельного конечного элемента (КЭ) с квадратичными функциями формы. Моделирование динамики заготовки под действием сил резания производится методом разложения движения по базису собственных форм конструкции (методом главных координат), система уравнений (1) распадается на N независимых друг от друга (при выполнении условия ортогональности собственных форм механической системы через матрицу демпфирования) дифференциальных уравнений движения (где N - число степеней свободы КЭ модели заготовки):

$$\dot{q}_k(t) + 2 \cdot p_k \cdot \xi_k \cdot q_k(t) + p_k^2 \cdot q_k(t) = Q_k(t) \cdot \frac{1}{M_k} \quad (2)$$

где $q_k(t)$ – k -ая главная координата; M_k – k -ая обобщенная масса; p_k – k -ая собственная частота заготовки, $\frac{\text{рад}}{\text{с}}$; $Q_k(t)$ – k -ая обобщенная сила; ξ_k – коэффициенты модального демпфирования.

Важнейшим преимуществом использования метода главных координат по сравнению с прямым методом решения системы дифференциальных уравнений движения механической системы (1) является возможность учета только части

наиболее значимых собственных форм (и соответствующих им уравнений динамики одномассовых осцилляторов в форме (2)) и, как следствие, сокращение размерности решаемой задачи.

Важной проблемой при решении системы нелинейных дифференциальных уравнений (1) является расчет правой части - сил резания. В данной работе для расчета сил резания на каждом шаге по времени используются два блока имитационной модели (рис. 1): блок геометрического алгоритма и феноменологическая модель сил резания.

В начале каждого шага по времени определяется взаимное положение геометрических моделей фрезы и обрабатываемой заготовки. Геометрическая модель концевой фрезы представляет собой совокупность элементарных режущих клиньев, полученных при дискретизации режущих зубьев инструмента: каждый элементарный режущий клин обладает задней и передней поверхностью (рис. 2).

Геометрическая модель инструмента позволяет учитывать: наличие радиуса закругления сферической концевой фрезы, наличие любого количества винтовых режущих кромок, характеризуемых своим углом подъема, а также наличие задней поверхности инструмента (или площадки износа задней поверхности) с постоянным задним углом в плоскости, перпендикулярной режущей кромке.

В настоящей работе для создания геометрической модели поверхности применяется алгоритм 3MZBL [20], являющийся модификацией метода декселей.

Алгоритм 3MZBL может быть использован для построения геометрических моделей поверхности объектов произвольной пространственной формы.

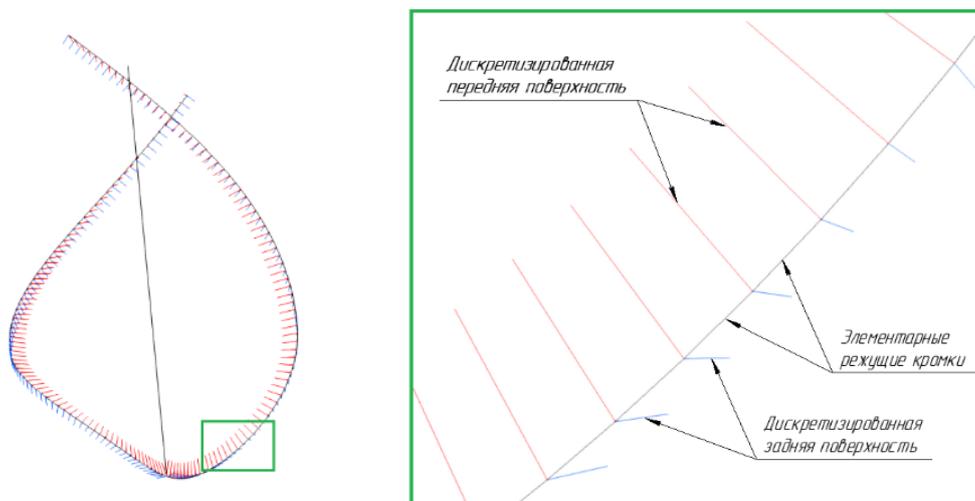


Рис. 2. Геометрическая модель инструмента

На каждом шаге по времени в блоке геометрического алгоритма для каждого элементарного режущего клина модели инструмента независимо рассчитываются две величины:

- мгновенная толщина срезаемого слоя;
- объем материала, вдавленного задней поверхностью режущего клина.

Для определения толщины срезаемого слоя из каждой точки дискретизации режущей кромки модели инструмента выполняется построение отрезка перпендикулярно линии режущей кромки в направлении оси инструмента до пересечения с моделью поверхности. Для расчета объема вдавленного материала производится дискретизация задней поверхности элементарного режущего клина (рис. 3). Из пересечения отрезков направления глубины проникновения (рис. 3) с геометрической моделью поверхности заготовки рассчитывается эпюра глубины

виртуального проникновения материала в заднюю поверхность элементарного режущего клина.

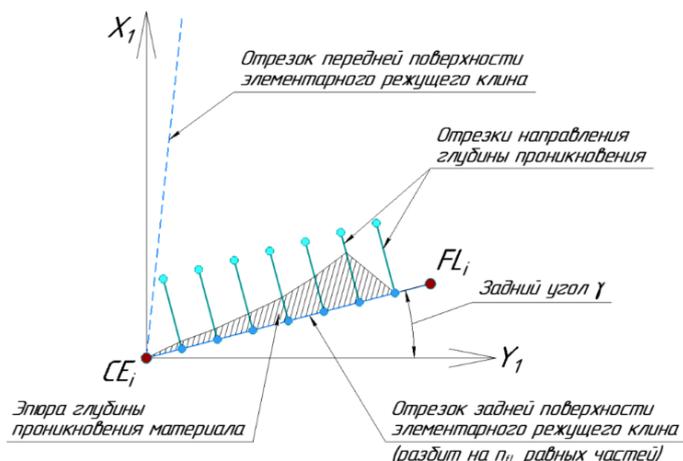


Рис. 3. Дискретизация задней поверхности элементарного режущего клина (в сечении, перпендикулярном линии режущей кромки)

Объем материала, вдавленного задней поверхностью, определяется в предположении постоянства эпюры глубины проникновения в пределах элементарного режущего клина (в направлении вдоль линии режущей кромки):

$$\Delta V_i = S_i \cdot \Delta l_i$$

$$S_i = \frac{b_{fl}}{n_{fl}} \cdot \sum_{j=1}^{n_{fl}} h_{ij}^{fl} \quad (3)$$

где ΔV_i – объем материала, вдавленного задней поверхностью i -го элементарного режущего клина, мм^3 ; S_i – площадь под эпюрой глубины проникновения, рассчитанной вдоль отрезка задней поверхности, мм^2 ; b_{fl} – длина отрезка задней поверхности, мм ; Δl_i – длина отрезка i -ой элементарной режущей

кромки, мм; h_{ij}^{fl} – глубина проникновения материала в заднюю поверхность i -го элементарного режущего клина, рассчитанная в j -ой точке отрезка задней поверхности, разбитого на n_{fl} равных частей, мм.

Результатом работы геометрического алгоритма являются пространственные эпюры распределения толщины срезаемого слоя вдоль режущих кромок концевой фрезы и глубины проникновения материала в заднюю поверхность режущих зубьев. На рисунке 4 приведен пример работы геометрического алгоритма на примере моделирования концевой фрезерования канала в 4-осевом режиме. Помимо движения подачи и основного движения резания на фрезу наложено кинематически-заданное колебательное движение по гармоническому закону в направлении, перпендикулярном плоскости заготовки (для интенсификации взаимодействия задней поверхности режущего инструмента с поверхностью заготовки).

Расчет сил резания производится для каждого элементарного режущего клина дискретизированной модели инструмента в соответствии со следующей феноменологической моделью [21]:

$$\overline{\Delta F}_i = \overline{\Delta F}_i^s(h) + \overline{\Delta F}_i^{pl}(V) \quad (4)$$

где $\overline{\Delta F}_i$ - вектор сил резания, действующих на i -ый элементарный режущий клин, Н; $\overline{\Delta F}_i^s(h)$ - вектор сил резания, действующих по передней поверхности режущего клина (является функцией толщины срезаемого слоя), Н; $\overline{\Delta F}_i^{pl}(V)$ - вектор сил резания, действующих по задней поверхности режущего клина (является функцией объема вдавленного материала детали), Н.

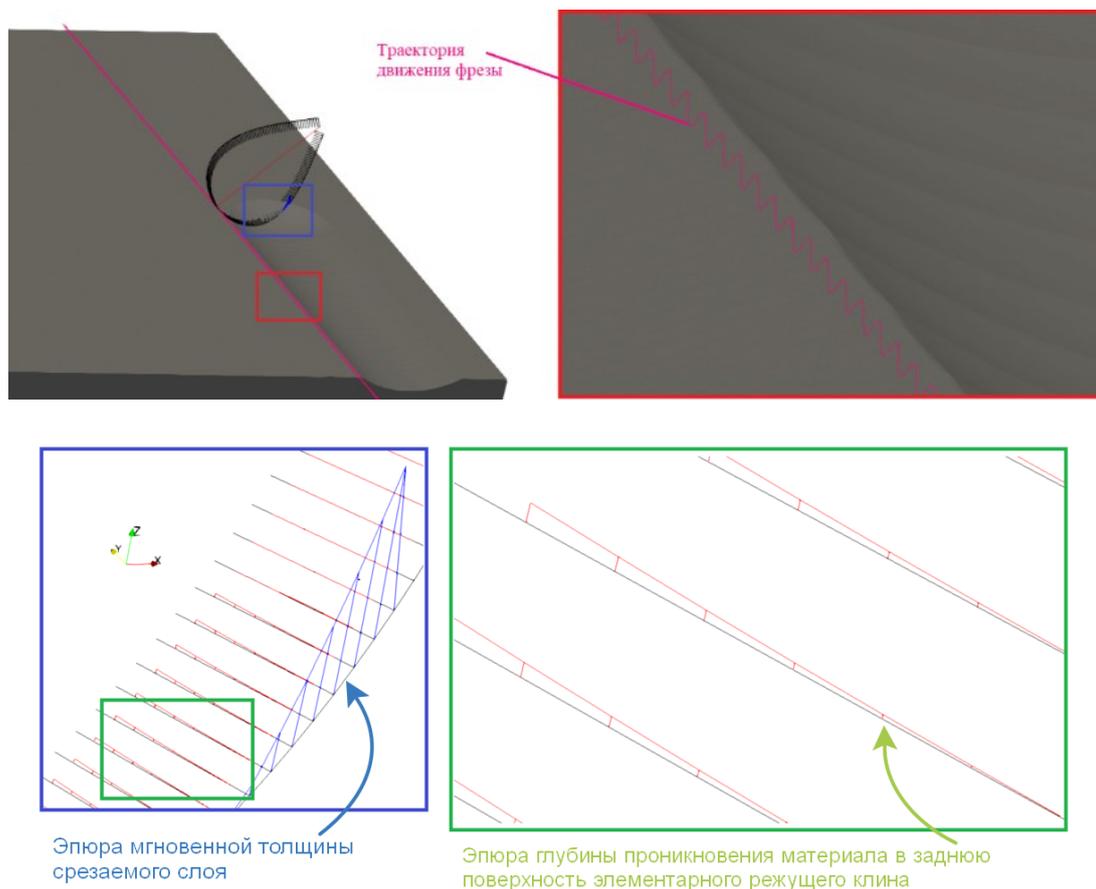


Рис. 4. Результаты работы геометрического алгоритма на шаге по времени

Расчет компонент вектора сил резания $\overline{\Delta F_i^S}(h)$, действующих по передней поверхности, производится в локальной системе координат, связанной с режущей кромкой i -го элементарного режущего клина, в соответствии с линейной феноменологической моделью [10]:

$$\Delta F_{ji}^S = K_{jC} \cdot h_i \cdot \Delta b_i \quad (5)$$

где i – номер рассматриваемого элементарно режущего клина; j – индекс компоненты вектора сил резания $\overline{\Delta F_i^S}$: $j = t, r$, а тангенциальная, радиальная и осевая компонента соответственно; K_{jC} – коэффициенты феноменологической модели сил резания, МПа; h_i – толщина срезаемого слоя для i -го элементарного режущего клина, мм; Δb_i – ширина резания i -го элементарного режущего клина

(рассчитывается как длина элементарной режущей кромки $\cdot \Delta l_i$ вдоль образующей тела вращения фрезы) , мм.

Силы резания $\overline{\Delta F_i^{pl}}(V)$, действующие по задней поверхности элементарного режущего клина, разделяются на статическую $\overline{\Delta F_i^{pl,st}}$ и динамическую $\overline{\Delta F_i^{pl,d}}(V)$ компоненты. Статическая компонента $\overline{\Delta F_i^{pl,st}}$ сил резания по задней поверхности возникает вследствие наличия точки разделения материала на скруглении у вершины режущего клина, возникает независимо от наличия вибраций в технологической системе и рассчитывается по следующему закону [10]:

$$\Delta F_{ji}^{pl,st} = K_{jb} \cdot \Delta l_i \cdot H(h_i) \quad (6)$$

где K_{jb} – коэффициент феноменологической модели кромочных сил резания, $\frac{H}{\text{мм}}$; Δl_i – длина отрезка i -ой элементарной режущей кромки, мм; $j = t, r, a$ тангенциальная, радиальная и осевая компонента локальной системы координат, связанной с элементарной режущей кромкой; $H(h_i)$ – функция Хевисайда от толщины срезаемого слоя

Динамическая компонента $\overline{\Delta F_i^{pl,d}}$ сил резания, действующих по задней поверхности, возникает только при наличии вибраций, является линейной функцией от объема вдавненного материала детали [21] и действует в плоскости, перпендикулярной элементарной режущей кромке. Нормальная компонента сил $\Delta F_{ni}^{pl,d}$ перпендикулярна отрезку задней поверхности элементарного режущего клина и направлена от оси фрезы при записи сил, действующих на обрабатываемую

заготовку. Касательная компонента $\Delta F_{ti}^{pl,d}$ перпендикулярна нормальной компоненте $\Delta F_{ni}^{pl,d}$: положительное направление компоненты $\Delta F_{ti}^{pl,d}$ образует острый угол с вектором главного движения резания \bar{V} при записи сил, действующих на заготовку. Расчет компонент вектора динамических сил $\overline{\Delta F_i^{pl,d}}$, действующих по задней поверхности элементарного режущего клина, производится согласно следующим выражениям:

$$\begin{aligned} \Delta F_{ni}^{pl,d} &= K_V \cdot \Delta V_i \\ \Delta F_{ti}^{pl,d} &= \mu \cdot \Delta F_{ni}^{pl,d} \end{aligned} \quad (7)$$

где K_V – коэффициент индентирования, $\frac{H}{\text{мм}^3}$; μ – коэффициент трения; ΔV_i – объем материала, вдавливаемого задней поверхностью i -го элементарного режущего клина, мм^3 .

Силы резания, рассчитанные для каждого элементарного режущего клина, приводятся к неподвижной глобальной системе координат, а затем преобразовываются в узловые силы в КЭ модели заготовки.

Особенностью численного моделирования динамики процесса фрезерования является наличие нелинейной правой части в системе дифференциальных уравнений движения (1). Значение величины сил резания, действующих на заготовку, на конец текущего шага по времени неизвестно и зависит от взаимного положения в пространстве режущего инструмента и обрабатываемой заготовки в тот же момент времени. В то же время взаимное расположение инструмента и заготовки на конец

текущего шага по времени определяется не только движениями подачи инструмента, но и вибрациями заготовки, зависящими от закона изменения внешних сил за шаг по времени. Для решения нелинейной системы дифференциальных уравнений движения (1) применяется итерационная процедура, основанная на методе простой итерации.

После проведения итерационной процедуры решения нелинейной системы дифференциальных уравнений движения (1) в блоке геометрического моделирования производится изменение геометрической модели обрабатываемой заготовки в соответствии с параметрами срезаемого слоя материала. Изменение поверхности при моделировании динамики фрезерования с учетом возникающих в динамической системе вибраций позволяет естественным образом учитывать регенеративный эффект, приводящий к потере динамической устойчивости установившегося процесса резания при использовании определенных технологических режимов обработки.

Результатами имитационного численного моделирования динамики фрезерования являются временные законы изменения сил резания, действующих по задней и передней поверхностям зубьев режущего инструмента, суммарных сил резания, колебаний податливой заготовки, а также геометрия обработанной поверхности заготовки с учетом вибрационных отметин, оставленных режущим инструментом. Полученные результаты моделирования могут быть использованы для определения рациональных режимов обработки, свободных от высокоамплитудных вибраций.

Моделирование динамики концевой фрезерования канавки

Разработанная имитационная модель была использована для моделирования динамики концевой фрезерования дорожки на податливой заготовке с условиями резания, соответствующими чистовому фрезерованию тонкостенных деталей ГТД: радиальная глубина резания 100 мкм, подача на зуб 60 мкм\зуб. Обрабатываемой заготовкой является пластина из алюминиевого сплава с размерами 6х66х136 мм, консольно закрепленная с одного из своих краев (Рис. 5). В качестве инструмента используется твердосплавная концевая сферическая фреза радиусом 3 мм. Вектор оси концевой фрезы составляет с осью Y глобальной СК угол 30° и сохраняется постоянным в процессе обработки.

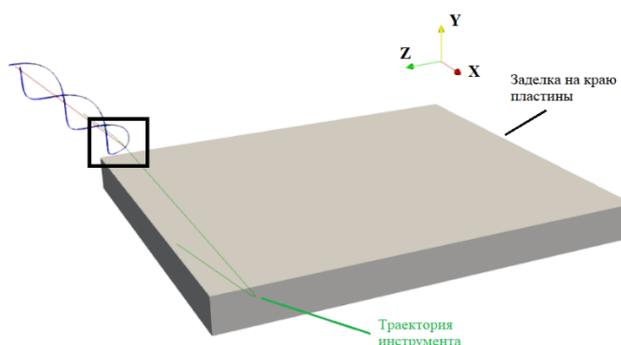


Рис. 5. Схема обработки фрезерованием в численном эксперименте

При моделировании динамики обрабатываемой заготовки с использованием метода главных координат (2) учитывались первые пять собственных форм заготовки (Рис. 6): количество учитываемых собственных форм определялось таким образом, чтобы наивысшая учитываемая собственная частота десятикратно превышала наибольшую рассматриваемую частоту внешнего возбуждения (частоту прохождения режущих кромок).

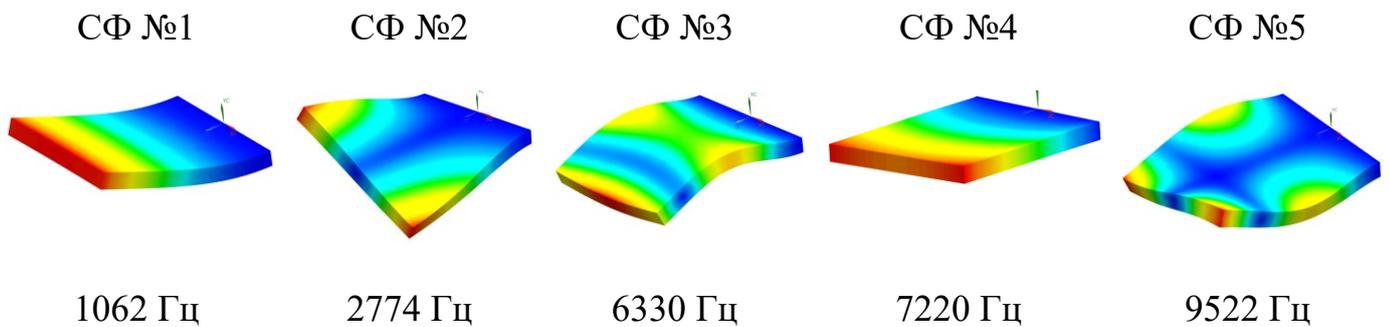


Рис. 6. Собственные частоты и собственные формы обрабатываемой заготовки

Для исследования влияния контактного взаимодействия по задней поверхности режущего клина инструмента на динамику концевого фрезерования с малой радиальной глубиной резания было проведено две серии расчетов с варьированием относительной частоты вращения шпинделя: без учета силового взаимодействия по задней поверхности фрезы и с учетом данного силового взаимодействия. Относительная частота вращения шпинделя равняется количеству колебаний, которое успевают сделать заготовка на своей первой собственной частоте за период прохождения одной режущей кромки фрезы:

$$\omega_{rel} = \frac{60 \cdot p_1}{m \cdot \omega} \quad (8)$$

где ω_{rel} – относительная частота вращения шпинделя; p_1 – первая собственная частота заготовки, Гц; m – количество режущих кромок фрезы; ω – размерная частота вращения шпинделя, об/мин.

При моделировании было использовано фиксированное значение заднего угла режущего клина фрезы, равное $\gamma = 1^\circ$. Для рассматриваемой пары режущих

инструмент - обрабатываемый материал были использованы коэффициенты феноменологической модели сил резания, перечисленные в таблице 1.

Таблица 1 – Коэффициенты феноменологической модели сил резания

$K_{tC}, \frac{H}{MM^2}$	$K_{tB}, \frac{H}{MM}$	$K_{rC}, \frac{H}{MM^2}$	$K_{rB}, \frac{H}{MM}$	$K_{aC}, \frac{H}{MM^2}$	$K_{aB}, \frac{H}{MM}$	$K_V, \frac{H}{MM^3}$	μ
794,0	6,8	109,4	6,4	233,4	1,3	10000,0	0,3

Результаты многовариантного моделирования приведены на рисунке 7 в форме трехмерных отображений амплитуд колебаний заготовки. По оси ординат отложены величины относительной частоты вращения шпинделя, по оси абсцисс – значения естественной координаты вдоль маршрута обработки, т.о. каждая горизонтальная линия на графике соответствует результатам моделирования динамики процесса фрезерования с фиксированной частотой вращения шпинделя. Вдоль третьей оси отложены величины максимальных амплитуд колебаний заготовки в направлении оси Y ГСК (перпендикулярно поверхности заготовки) в окрестности текущей точки маршрута обработки. Изображение пространственных графиков на рисунке 7 произведено в форме проекции на плоскость, образованную осями абсцисс и ординат, индикация величин амплитуд колебаний обеспечивается за счет использования цветовой шкалы.

Анализ построенных отображений показывает, что при учете контактного взаимодействия по задней поверхности режущего клина инструмента расчетные амплитуды колебаний заготовки существенно уменьшаются в широком диапазоне используемых частот вращения шпинделя. Подавление повышенных амплитуд

вибраций усиливается при повышении параметра ω_{rel} (снижение реальной частоты вращения шпинделя), что качественно совпадает с экспериментальными данными из открытых литературных источников [7, 8]

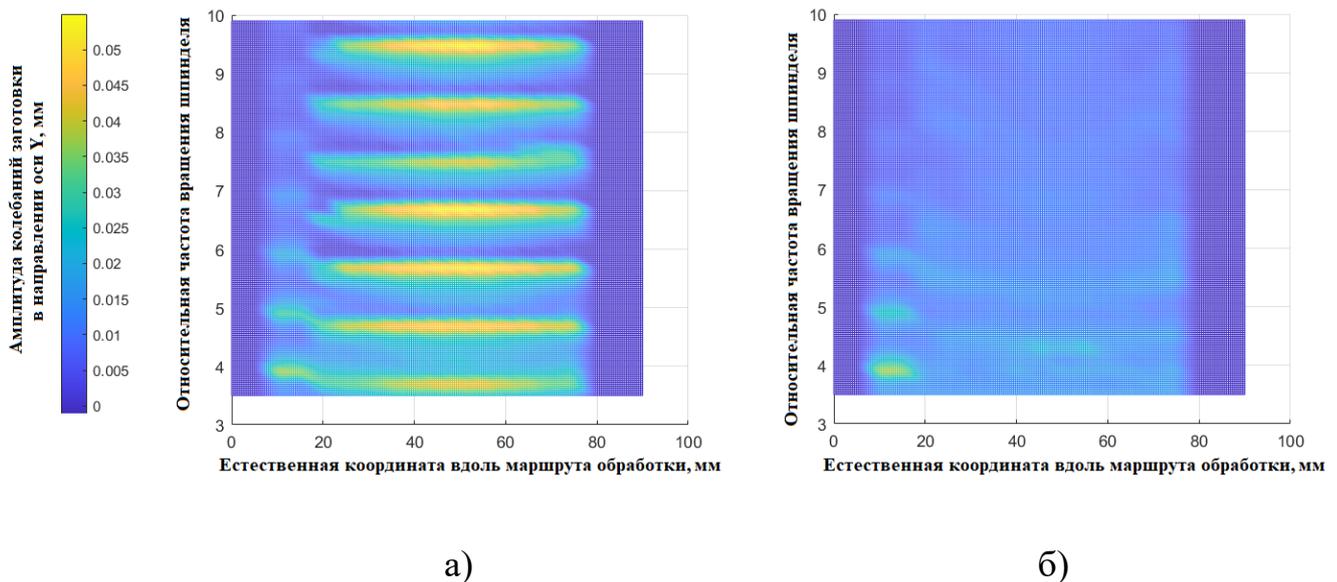


Рис. 7. Трехмерные отображения амплитуд колебаний заготовки в направлении оси Y, полученные в результате многовариантного

Исследование характера влияния контактного взаимодействия по задней поверхности инструмента на динамику обработки показано на рисунке 8 на примере результатов моделирования для режима $\omega_{rel} = 8,5$ (соответствует реальной частоте вращения шпинделя $\omega = 3748 \frac{\text{об}}{\text{мин}}$). Учет сил контактного взаимодействия по задней поверхности режущего инструмента приводит как к уменьшению амплитуд колебаний, возникающих в динамической системе (Рис. 8 а,б), так и суммарных сил резания, действующих на обрабатываемую заготовку в процессе фрезерования (Рис. 8 в,г).

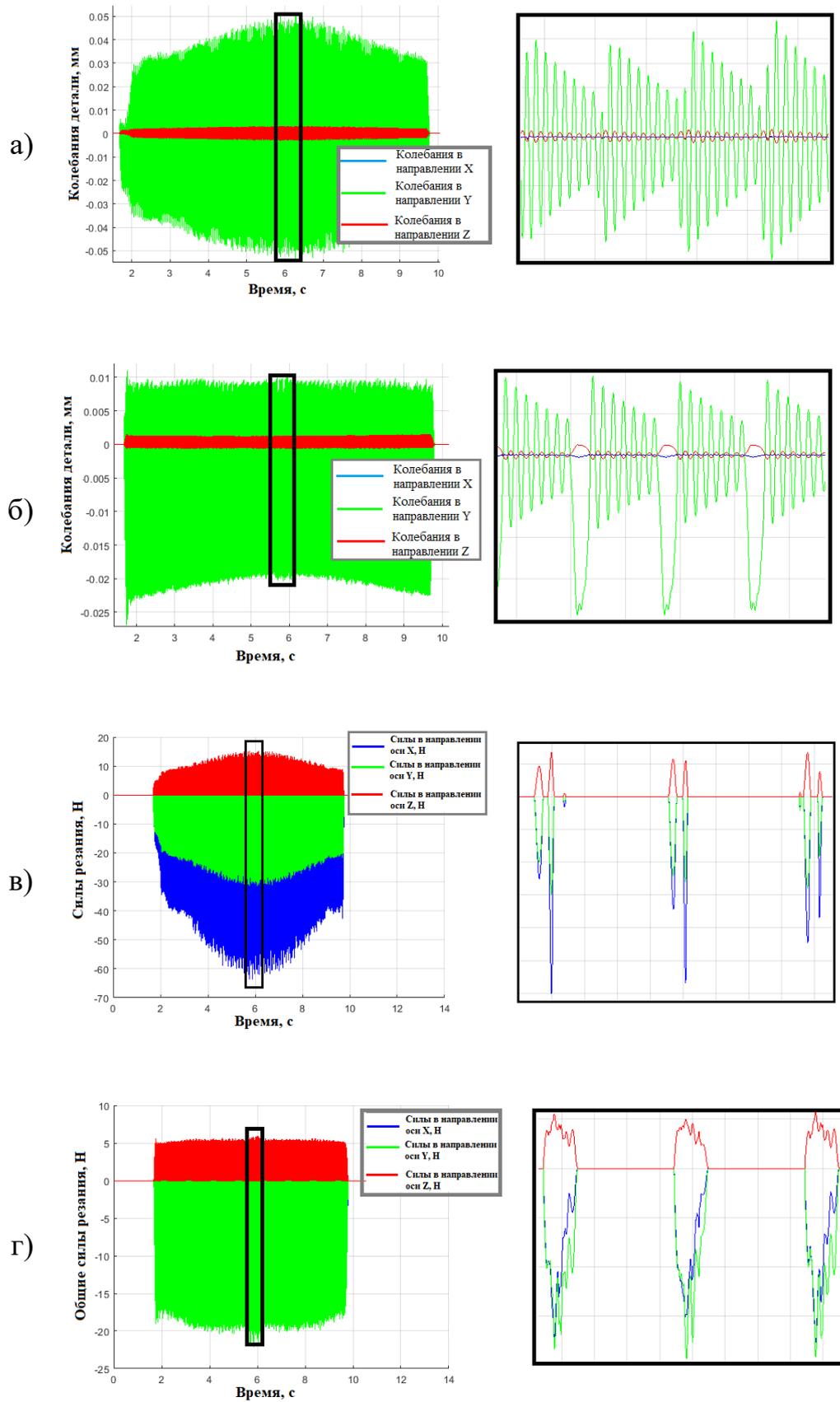


Рис. 8. Сравнение результатов моделирования динамики концевого фрезерования для режима $\omega_{rel} = 8,5$: а), б) колебания заготовки при отсутствии

учета\учете сил контактного взаимодействия по задней поверхности фрезы; в),г)
силы резания при отсутствии учета\учете сил контактного взаимодействия по задней
поверхности фрезы

Заключение

В работе представлена новая численная модель динамики многоосевого фрезерования тонкостенных деталей, учитывающая нелинейность динамической системы, контактное взаимодействие между фрезой и обрабатываемой деталью по передней и задней поверхностям режущего инструмента, а также эффект регенерации поверхности. Особенностью модели является возможность учета демпфирования процесса обработки в случае применения режущего инструмента с пространственной геометрией режущих кромок. Модель позволяет рассчитывать временные законы колебательного движения обрабатываемой детали в процессе обработки фрезерованием, сил резания, а также выбирать рациональные режимы обработки по критерию производительности технологического процесса за счет проведения многовариантных расчетов при изменении технологических параметров. Результаты численного моделирования динамики для задачи концевой фрезерования канавки на податливой заготовке показали качественное соответствие экспериментальным данным из открытых литературных источников, подтверждая адекватность разработанной математической модели.

Список источников

1. Коротыгин А.А., Багров С.В., Пятунин К.Р. Разработка конструкции моноколеса вентилятора с полыми лопатками для ТРДД высокой степени двухконтурности // Труды МАИ. 2011. № 45. URL: <http://trudymai.ru/published.php?ID=25419>
2. Глушков Т.Д., Митрофович В.В. Влияние особенности конструкции лопаток входного направляющего аппарата вентилятора на его характеристики // Труды МАИ. 2018. № 101. URL: <http://trudymai.ru/published.php?ID=96592>
3. Болховитин М.С., Ионов А.В. Повышение качества изготовления штамповой оснастки для компрессоров газотурбинных двигателей // Труды МАИ. 2013. № 71. URL: <http://trudymai.ru/published.php?ID=46719>
4. Altintas Y. Manufacturing automation. New York (USA), Cambridge University Press, 2012, 366 p.
5. Tlusty J., Polacek M. The stability of machine tools against self-excited vibrations in machining // Proceedings of the ASME International Research in Production Engineering, Pittsburgh, USA, 1963, pp. 465-474.
6. Tobias S., Fishwick W. Theory of regenerative machine tool chatter, London (UK), The Engineer, 1958, 258 p.
7. Tobias S. The chatter of lathe tools under orthogonal cutting conditions // Transactions of ASME, 1958, vol. 80, pp. 1079-1085. DOI:[10.1115/1.4012609](https://doi.org/10.1115/1.4012609)

8. Andrew C. Chatter in horizontal milling // Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, 1964, vol. 179, no. 1, pp. 877-906. DOI:[10.1243/PIME_PROC_1964_179_054_02](https://doi.org/10.1243/PIME_PROC_1964_179_054_02)
9. Sisson T.R., Kegg R.L. An explanation of low-speed chatter effects // Journal of engineering for Industry, 1969, vol. 91, no.4, pp. 951-958. DOI: [10.1115/1.3591778](https://doi.org/10.1115/1.3591778)
10. Altintas Y., Weck M. Chatter stability of metal cutting and grinding // CIRP annals, 2004, vol. 53, no. 2, pp. 619-642. DOI:[10.1016/S0007-8506\(07\)60032-8](https://doi.org/10.1016/S0007-8506(07)60032-8)
11. Генералов Л.К. Управление формообразованием деталей с использованием упреждающих сигналов // Труды МАИ. 2011. № 44. URL: <http://trudymai.ru/published.php?ID=24993>
12. Легаев В.П., Генералов Л.К. Управление приводом металлорежущего станка с компенсацией эксцентриситета шпинделя // Труды МАИ. 2011. № 44. URL: <http://trudymai.ru/published.php?ID=24995>
13. Ivanov I.I., Larkin A.A., Pleshcheev I.I. Influence of parameters of adaptive control system on vibratory drilling efficiency // Journal of Physics: Conference Series. IOP Publishing, 2020, vol. 1546, no. 1, pp. 012081. DOI:[10.1088/1742-6596/1546/1/012081](https://doi.org/10.1088/1742-6596/1546/1/012081)
14. Губанов Г.А., Деев К.А. Применение технологических демпферов при фрезеровании нежестких деталей // Материалы XXVIII научно-технической конференции по аэродинамике (п. Володарского, 20-21 апреля 2017): сборник трудов. - Жуковский: Изд-во ЦАГИ, 2017. С. 106.

15. Kuts V.A., Nikolaev S.M., Kiselev I.A. Application of combined technique for chatter prediction in 5-Axis milling // International Conference on Industrial Engineering, Springer, Cham, 2018, pp. 683-691. DOI:[10.1007/978-3-319-95630-5_71](https://doi.org/10.1007/978-3-319-95630-5_71)
16. Tuysuz O., Altintas Y. Analytical Modeling of Process Damping in Machining // Journal of Manufacturing Science and Engineering, 2019, vol. 141, no. 6. DOI:[10.1115/1.4043310](https://doi.org/10.1115/1.4043310)
17. Voronov S.A., Kiselev I.A. Dynamics of flexible detail milling //Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part K // Journal of Multi-body Dynamics, 2011, vol. 225, no. 4, pp. 299-309. DOI:[10.1177/1464419311418735](https://doi.org/10.1177/1464419311418735)
18. Biermann D., Kersting P., Surmann T. A general approach to simulating workpiece vibrations during five-axis milling of turbine blades // CIRP annals, 2010, vol. 59, no. 1, pp. 125-128. DOI:[10.1016/j.cirp.2010.03.057](https://doi.org/10.1016/j.cirp.2010.03.057)
19. Lorong P. et al. Simulation of a finishing operation: milling of a turbine blade and influence of damping // ASME 2012 11th Biennial Conference on Engineering Systems Design and Analysis, American Society of Mechanical Engineers Digital Collection, 2012, pp. 89-98. DOI:[10.1115/ESDA2012-82534](https://doi.org/10.1115/ESDA2012-82534)
20. Воронов С.А., Киселев И.А. Геометрический алгоритм 3MZBL для моделирования процессов обработки резанием. Алгоритм изменения поверхности и определения толщины срезаемого слоя // Инженерный журнал: наука и инновации. 2012. № 6 (6).

21. Wu D.W. A new approach of formulating the transfer function for dynamic cutting processes // *Journal of Engineering for Industry*, 1989, vol. 111, pp. 37-47. DOI:[10.1115/1.3188730](https://doi.org/10.1115/1.3188730)

References

1. Korotygin A.A., Bagrov S.V., Pyatunin K.R. *Trudy MAI*, 2011, no. 45. URL: <http://trudymai.ru/eng/published.php?ID=25419>
2. Glushkov T.D., Mitrofovich V.V. *Trudy MAI*, 2018, no. 101. URL: <http://trudymai.ru/eng/published.php?ID=96592>
3. Bolkhovitin M.S., Ionov A.V. *Trudy MAI*, 2013, no. 71. URL: <http://trudymai.ru/eng/published.php?ID=46719>
4. Altintas Y. *Manufacturing automation*. New York (USA), Cambridge University Press, 2012, 366 p.
5. Tlustý J., Poláček M. The stability of machine tools against self-excited vibrations in machining, *Proceedings of the ASME International Research in Production Engineering*, Pittsburgh, USA, 1963, pp. 465-474.
6. Tobias S., Fishwick W. *Theory of regenerative machine tool chatter*, London (UK), The Engineer, 1958, 258 p.
7. Tobias S. The chatter of lathe tools under orthogonal cutting conditions // *Transactions of ASME*, 1958, vol. 80, pp. 1079-1085. DOI:[10.1115/1.4012609](https://doi.org/10.1115/1.4012609)

8. Andrew C. Chatter in horizontal milling, *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers*, 1964, vol. 179, no. 1, pp. 877-906. DOI:[10.1243/PIME_PROC_1964_179_054_02](https://doi.org/10.1243/PIME_PROC_1964_179_054_02)
9. Sisson T.R., Kegg R.L. An explanation of low-speed chatter effects, *Journal of engineering for Industry*, 1969, vol. 91, no.4, pp. 951-958. DOI: [10.1115/1.3591778](https://doi.org/10.1115/1.3591778)
10. Altintas Y., Weck M. Chatter stability of metal cutting and grinding, *CIRP annals*, 2004, vol. 53, no. 2, pp. 619-642. DOI:[10.1016/S0007-8506\(07\)60032-8](https://doi.org/10.1016/S0007-8506(07)60032-8)
11. Generalov L.K. *Trudy MAI*, 2011, no. 44. URL: <http://trudymai.ru/eng/published.php?ID=24993>
12. Legaev V.P., Generalov L.K. *Trudy MAI*, 2011, no. 44. URL: <http://trudymai.ru/eng/published.php?ID=24995>
13. Ivanov I.I., Larkin A.A., Pleshcheev I.I. *Journal of Physics: Conference Series*. IOP Publishing, 2020, vol. 1546, no. 1, pp. 012081. DOI:[10.1088/1742-6596/1546/1/012081](https://doi.org/10.1088/1742-6596/1546/1/012081)
14. Gubanov G.A., Deev K.A. *Materialy XXVIII nauchno-tehnicheskoi konferentsii po aerodinamike*, Zhukovskii, Izd-vo TsAGI, 2017, pp. 106.
15. Kuts V.A., Nikolaev S.M., Kiselev I.A. Application of combined technique for chatter prediction in 5-Axis milling, *International Conference on Industrial Engineering*, Springer, Cham, 2018, pp. 683-691. DOI:[10.1007/978-3-319-95630-5_71](https://doi.org/10.1007/978-3-319-95630-5_71)
16. Tuysuz O., Altintas Y. Analytical Modeling of Process Damping in Machining, *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 2019, vol. 141, no. 6. DOI:[10.1115/1.4043310](https://doi.org/10.1115/1.4043310)

17. Voronov S.A., Kiselev I.A. Dynamics of flexible detail milling //Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part K, *Journal of Multi-body Dynamics*, 2011, vol. 225, no. 4, pp. 299-309. DOI:[10.1177/1464419311418735](https://doi.org/10.1177/1464419311418735)
18. Biermann D., Kersting P., Surmann T. A general approach to simulating workpiece vibrations during five-axis milling of turbine blades, *CIRP annals*, 2010, vol. 59, no. 1, pp. 125-128. DOI:[10.1016/j.cirp.2010.03.057](https://doi.org/10.1016/j.cirp.2010.03.057)
19. Lorong P. et al. Simulation of a finishing operation: milling of a turbine blade and influence of damping, *ASME 2012 11th Biennial Conference on Engineering Systems Design and Analysis, American Society of Mechanical Engineers Digital Collection*, 2012, pp. 89-98. DOI:[10.1115/ESDA2012-82534](https://doi.org/10.1115/ESDA2012-82534)
20. Voronov S.A., Kiselev I.A. *Inzhenernyi zhurnal: nauka i innovatsii*, 2012, no. 6 (6).
21. Wu D.W. A new approach of formulating the transfer function for dynamic cutting processes, *Journal of Engineering for Industry*, 1989, vol. 111, pp. 37-47. DOI:[10.1115/1.3188730](https://doi.org/10.1115/1.3188730)

Статья поступила в редакцию 07.03.2022; одобрена после рецензирования 21.03.2022; принята к публикации 20.04.2022

The article was submitted on 07.03.2022; approved after reviewing on 21.03.2022; accepted for publication on 20.04.2022.