

С.А. Воронов, И.А. Киселев, С.В. Аршинов

**МЕТОДИКА ПРИМЕНЕНИЯ
ЧИСЛЕННОГО МОДЕЛИРОВАНИЯ ДИНАМИКИ
МНОГОКООРДИНАТНОГО ФРЕЗЕРОВАНИЯ
СЛОЖНОПРОФИЛЬНЫХ ДЕТАЛЕЙ
ПРИ ПРОЕКТИРОВАНИИ
ТЕХНОЛОГИЧЕСКОГО ПРОЦЕССА**

Рассмотрены вопросы учета динамических эффектов при разработке технологического процесса многокоординатной обработки фрезерованием сложнопровильных податливых деталей. Предлагаемая методика моделирования динамики фрезерования состоит из динамической модели инструмента, динамической модели обрабатываемой детали на базе метода конечных элементов и алгоритма геометрического моделирования, с помощью которого рассчитаны усилия резания и смоделирован процесс регенерации поверхности заготовки. Результаты моделирования дают возможность существенно улучшить качество и повысить производительность обработки за счет рационального выбора режимов, исключая появление нежелательных динамических эффектов.

**E-mail: voronovsa@yahoo.com, i.a.kiselev@yandex.ru,
korasv@yandex.ru**

Ключевые слова: *пятикоординатное фрезерование, динамика фрезерования, система с запаздыванием, алгоритм геометрического моделирования, буфер глубины.*

В настоящее время при производстве деталей машин со сложной геометрической формой, которые должны отвечать высоким требованиям к точности и качеству обработанной поверхности, широко используют пятикоординатные обрабатывающие центры. Фрезерование пространственных деталей, выполняемое на таких станках, дает возможность получать сложный профиль поверхности детали за один установ, обеспечивать повышение качества поверхности и производительности обработки, расширять номенклатуру выпускаемых изделий. Однако имеются и недостатки, одним из которых является высокая сложность программного обеспечения для расчета маршрута обработки. Дополнительные трудности возникают в процессе обработки фрезерованием податливых сложнопровильных деталей, таких как лопатки газотурбинных двигателей.

Отличительной особенностью фрезерования является прерывистый процесс резания. В системе фреза — деталь неизбежно происходит возбуждение вибраций, которые наблюдаются у различных механизмов: вынужденные колебания ввиду периодического характера изменения сил резания и регенеративные колебания (автоколе-

бания). Регенеративный тип вибраций возникает за счет возбуждения при резании поверхности, образованной во время предыдущего прохода режущей кромки инструмента (механизм запаздывания). Колебания системы происходят на частоте, отличной от частоты прохождения режущих кромок и стремящейся к одной из собственных частот системы. Амплитуды колебаний оказываются весьма значительными, поэтому вибрации приводят к существенному увеличению усилий резания и снижению показателей качества обработки.

При подготовке технологического процесса недостаточно разработать маршрут движения инструмента с помощью САМ-системы: требуется дополнительно смоделировать динамику обработки с целью исключения нежелательных режимов, приводящих к низкому качеству готовой детали ввиду большой амплитуды вибраций. Данная статья посвящена разработке методики комплексного имитационного моделирования динамики процесса пространственного фрезерования с учетом динамических характеристик инструмента и обрабатываемой детали.

Развитие методов исследования динамики процесса фрезерования. Первые работы в области динамики процесса резания, опубликованные в конце 1950-х годов, были посвящены исследованию автоколебаний инструмента, возникающих при тчении [1]. В фундаментальных работах [1—3] объяснены базовые механизмы возникновения автоколебаний при резании, разработана линейная теория самовозбуждающихся вибраций при резании (чаттер — от *англ.* chatter vibrations). Было установлено, что причиной возникновения автоколебаний является обработка поверхности, сформированной во время предыдущего прохода режущей кромки и содержащей в себе искажения, которые обусловлены вибрацией инструмента. В результате исследований составлены диаграммы устойчивости процесса обработки, показывающие, при каких сочетаниях технологических параметров обработка будет происходить без возникновения автоколебаний.

При прямом расширении линейной теории чаттера, разработанной в [1—4] для моделирования процесса фрезерования, столкнулись с существенными трудностями, обусловленными прерывистым характером процесса резания и вращением инструмента. При исследовании процесса плоского фрезерования (фреза с прямыми режущими кромками, направление подачи перпендикулярно оси фрезы) оказалось, что в этом случае допустимо ограничиться рассмотрением задачи в двумерной постановке — режущая кромка фрезы вырождается в точку (точечная модель). При этом переменные коэффициенты в дифференциальных уравнениях модели заменяли их средними значениями в промежутке времени между входом и выходом режущей

кромки из тела детали. Такое допущение является грубым приближением, оно не может быть обосновано теоретически и приводит к неточным результатам. Позже авторы работы [5] предложили полную теорию устойчивости процесса фрезерования, которая основывалась на численном интегрировании дифференциальных уравнений модели фрезерования для одного оборота фрезы.

Последующие работы были направлены на аналитическое исследование устойчивости процесса плоского фрезерования в различной постановке. Принимали линейную зависимость усилий резания от толщины срезаемого слоя, выражение для которой формулировали аналитически, исходя из взаимного положения текущей и предыдущей режущих кромок, а также движения подачи. Таким образом, авторы приходили к системе дифференциальных уравнений с запаздыванием и переменными во времени коэффициентами [6, 7]. Исследование устойчивости поведения такой системы проведено на основе разложения в ряд Фурье функции изменения толщины срезаемого слоя. Для построения зон устойчивости достаточно ограничиться только первым членом в разложении [6] (метод линеаризации).

В работах [8—10] авторы предложили такую модель процесса фрезерования, в которой учтены нелинейные эффекты, они использовали численное интегрирование нелинейных уравнений модели для определения границ устойчивости.

Модель фрезерования с учетом многочастотного разложения матрицы направляющих коэффициентов периодически изменяющихся во времени рассмотрена в работах [11, 12] с использованием теории Флоке для анализа дифференциальных уравнений с периодическими коэффициентами и запаздыванием, а также в работах [13—15] с учетом большого числа членов в разложении в ряд матрицы направляющих коэффициентов. Показано, что приближенное аналитическое решение достаточно точно описывает зоны устойчивости при небольших величинах глубины резания. Однако даже и при малом внедрении существуют дополнительные зоны неустойчивости [16], которые не могут быть получены приближенными методами.

Большое число публикаций посвящено применению численного моделирования для учета таких дополнительных особенностей процесса фрезерования, которые не могут быть описаны аналитически. Алгоритм расчета формы обработанной поверхности разработан авторами [17] с учетом статических отклонений фрезы и обрабатываемой детали. Однако в данной работе не принимали во внимание механизм регенерации обрабатываемой поверхности. Позже данная модель была дополнена в работе [18] механизмом учета регенерации поверхности, а также были исследованы динамические смещения фрезы и обрабатываемой детали.

Более точное решение можно получить путем прямого численно-го интегрирования уравнений модели, в которых площадь срезаемого слоя определяется с помощью специального алгоритма геометрического моделирования [18—20]. В работах [19, 21] рассмотрено моделирование процесса обработки винтовой цилиндрической фрезой и фрезами других типов со сложной геометрией режущей кромки. Основная идея расчета в этом случае заключается в разделении фрезы на тонкие диски вдоль оси, для каждого из которых расчет проводят аналитическими или численными методами, разработанными в рамках модели точечного фрезерования. Если для определения толщины срезаемого слоя применяют метод геометрического моделирования, то за каждым диском закрепляют отдельную двумерную модель поверхности. Существенным ограничением в данных моделях является то, что направление движения подачи обязательно должно быть перпендикулярно оси фрезы. Следовательно, невозможно напрямую использовать методы моделирования плоского фрезерования в случае разработки 3D-модели фрезерования — требуется применение трехмерных алгоритмов.

Методика, позволяющая исследовать устойчивость процесса пятикоординатного фрезерования на основе полуаналитических методов в случае простой формы заготовки, представлена в работах [22—24]. Авторы рассматривают взаимное положение обрабатываемой поверхности (простой формы) и двух положений поверхности вращения фрезы — в текущий момент времени и с отставанием на время прохода одного зуба фрезы. Аналитически, с помощью геометрических соотношений, вычисляют границы зоны резания и зависимость для толщины срезаемого слоя с учетом динамических перемещений фрезы относительно обрабатываемой поверхности. Затем проводят исследование динамической устойчивости фрезерования обычными методами, аналогичными методам для плоского фрезерования, в предположении, что границы зоны резания изменяются только в результате динамических смещений инструмента относительно обрабатываемой поверхности. Фактически исследованию подлежит динамическая устойчивость процесса фрезерования в установившемся режиме в выбранной точке маршрута обработки без учета движения относительно заготовки. Под динамической устойчивостью авторы [22—24] понимают отсутствие нарастающих амплитуд колебаний при фиксированных условиях. Образование поверхности детали не моделируется.

Следует отметить, что в реальности при обработке лопаток газотурбинного двигателя и других деталей сложной формы инструмент постоянно перемещается относительно заготовки с большой скоростью. Поэтому динамическая система все время находится в неустановившемся режиме по причине непрерывного изменения гео-

метрии зоны резания, и движение, устойчивость которого позволяет исследовать подход, предложенный в [22—24], фактически отсутствует. Таким образом, необходимо разработать имитационную модель динамики процесса фрезерования, в которой учтены главные особенности — сложная форма обрабатываемой детали, произвольная пространственная траектория движения инструмента, изменение динамических характеристик заготовки при обработке как вследствие постоянно изменяющейся зоны контакта с инструментом, так и по причине срезания части материала.

Имитационная модель динамики пространственного фрезерования. Предлагаемая в данной работе структура комплексной математической модели динамики пространственного фрезерования представлена на рис. 1. Исходными данными для моделирования служат результаты работы CAD/CAM-системы, в которой проводился первичный расчет маршрута обработки — твердотельная модель заготовки, траектория движения инструмента и его геометрические характеристики. Имитационная модель включает в себя динамическую модель заготовки, динамическую модель фрезы, численный алгоритм геометрического моделирования с учетом механизма запаздывания в системе; она позволяет оценить уровень вибраций, отклонение формы и качество поверхности, а также величины сил резания при различных сочетаниях параметров технологического процесса.

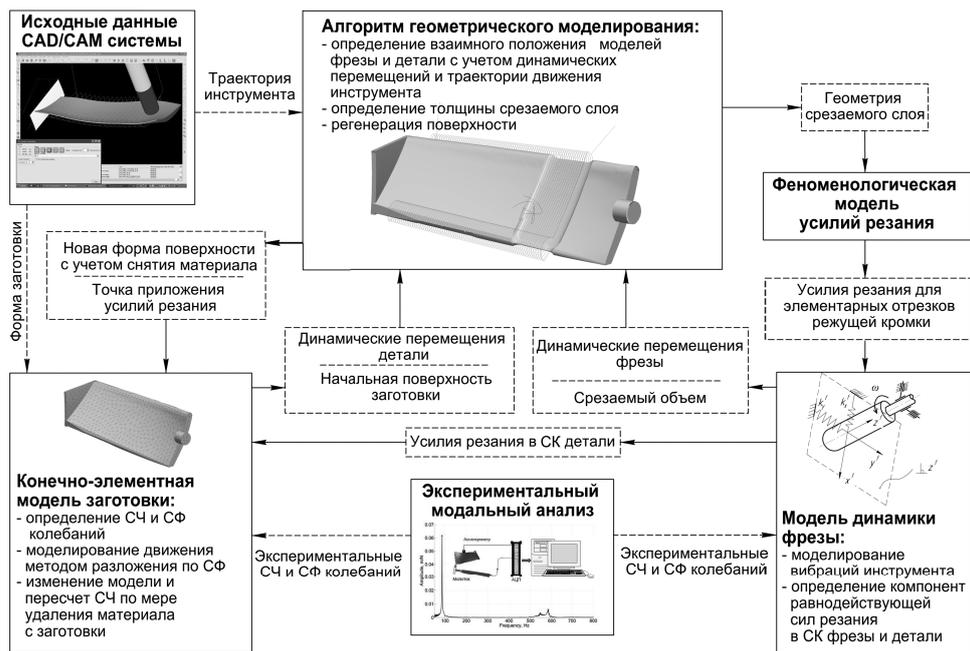


Рис. 1. Структура комплексной математической модели динамики фрезерования податливых деталей

Динамику системы в общем виде описывает система неоднородных дифференциальных уравнений второго порядка:

$$\begin{aligned} \mathbf{M}_{mc} \ddot{\mathbf{V}}(t) + \mathbf{C}_{mc} \dot{\mathbf{V}}(t) + \mathbf{K}_{mc} \mathbf{V}(t) &= \\ &= \mathbf{F}[P_m, H_{mc}, G, \mathbf{V}(t), \mathbf{W}(t), \mathbf{V}(t-T), \mathbf{W}(t-T)]; \\ \mathbf{M}_d \ddot{\mathbf{W}}(t) + \mathbf{C}_d \dot{\mathbf{W}}(t) + \mathbf{K}_d \mathbf{W}(t) &= \\ &= -\mathbf{F}[P_m, H_{mc}, G, \mathbf{V}(t), \mathbf{W}(t), \mathbf{V}(t-T), \mathbf{W}(t-T)], \end{aligned} \quad (1)$$

где $\mathbf{V}(t)$, $\mathbf{W}(t)$ — векторы динамических перемещений по степеням свободы фрезы и детали соответственно; \mathbf{M}_{mc} , \mathbf{C}_{mc} , \mathbf{K}_{mc} — матрицы масс, демпфирования и жесткости, описывающие модель фрезы; \mathbf{M}_d , \mathbf{C}_d , \mathbf{K}_d — матрицы масс, демпфирования и жесткости, описывающие модель детали; $\mathbf{F}[P_m, H_{mc}, G, \mathbf{V}(t), \mathbf{W}(t), \mathbf{V}(t-T), \mathbf{W}(t-T)]$ — вектор усилий резания, действующий на фрезу и обрабатываемую деталь и зависящий от параметров обрабатываемого материала (P_m), маршрута, режима обработки и движения подачи (H_m), геометрии фрезы и поверхности (G), а также динамических перемещений фрезы и детали в текущий момент времени ($\mathbf{V}(t)$, $\mathbf{W}(t)$) и с заранее не известным отставанием по времени ($\mathbf{V}(t-T)$, $\mathbf{W}(t-T)$).

Модель динамики обрабатываемой детали. С учетом сложной геометрической формы обрабатываемых деталей для построения адекватной динамической модели целесообразно использовать метод конечных элементов (МКЭ). В этом случае построение начальной конечно-элементной модели заготовки можно провести с помощью соответствующих программных комплексов с использованием твердотельной модели заготовки.

Одни из первых конечно-элементные модели обрабатываемой детали применили авторы работ [25—27], в которых рассмотрено 2,5-координатное боковое фрезерование тонкой алюминиевой пластины цилиндрической фрезой с винтовыми режущими кромками. Авторами использован итерационный алгоритм учета влияния отклонений детали на величины усилий резания, т.е. динамика обрабатываемой детали с помощью МКЭ напрямую не моделировалась. В работах [28, 29] конечно-элементная модель заготовки использована для расчета и компенсации статических отжатий. В [30] конечно-элементная модель использована для определения передаточных функций в различных точках поверхности заготовки, при этом для анализа устойчивости применяется линейная модель плоского фрезерования.

Аналогичный подход использован в работе [31], но построение зон динамической неустойчивости производится отдельно для каж-

дой собственной формы колебаний. Также в [31] приведен анализ влияния снятия материала заготовки на ее динамические характеристики. Предложенный в [20, 32] подход интересен тем, что совместно используется алгоритм геометрического моделирования для определения сил резания и учета регенерации поверхности, а моделирование динамики детали осуществляется методом конечных элементов. Однако все упомянутые выше работы не могут быть адаптированы к моделированию многоосевой обработки ввиду особенностей применяемых алгоритмов. Этот недостаток был устранен в работах [33—35]: в качестве алгоритма геометрического моделирования служит метод конструктивной твердотельной геометрии (CSG), а для моделирования динамики заготовки применена ее полная конечно-элементная модель.

В данной работе предлагаем использовать конечно-элементную модель заготовки, построенную из квадратичных 10-узловых тетраэдральных элементов. Движение детали целесообразно моделировать с помощью метода разложения по собственным формам колебаний, что позволяет существенно снизить вычислительные затраты и уменьшить зависимость от числа степеней свободы конечно-элементной модели. При этом допустимо ограничиться несколькими низшими собственными частотами заготовки. Расчет собственных частот и форм колебаний можно проводить методом итераций подпространства [36], допускающего высокую степень параллельности вычислений.

По мере снятия материала в процессе обработки необходимо корректировать конечно-элементную сетку заготовки, опираясь на модель ее поверхности, полученную в рамках алгоритма геометрического моделирования. После корректировки модели перед продолжением моделирования следует заново рассчитать собственные частоты и формы колебаний. Для ускорения расчета в качестве начального приближения к собственным частотам и собственным формам предлагаем использовать соответствующие значения, вычисленные на предыдущем этапе корректировки. Частота корректировки конечно-элементной модели определяется требуемой точностью отслеживания изменения динамических характеристик заготовки по мере снятия материала. В случае обработки лопатки газотурбинного двигателя по винтовой траектории может быть произведено до 20—40 перестроений модели на протяжении всей траектории инструмента.

Относительно небольшие погрешности, допустимые в других расчетах, при определении собственных частот и форм колебаний модели заготовки могут оказывать существенное влияние на моделирование динамики процесса фрезерования в целом и приводить к смещению зон динамической неустойчивости. Поэтому особое вни-

вание следует уделять настройке динамической модели обрабатываемой детали (в равной степени это относится и к динамической модели инструмента) с целью наиболее точного соответствия реальным динамическим характеристикам заготовки. Отличия в динамических характеристиках реальной заготовки и ее численной модели в основном могут быть объяснены неточностями при моделировании закрепления детали. В данной работе для снижения погрешностей моделирования динамики предлагаем использовать методику автоматизированной коррекции конечно-элементной модели по результатам экспериментального модального анализа на основе алгоритма эволюционной оптимизации [37].

Модель инструмента. Для описания модели фрезы и ее положения относительно поверхности заготовки введем следующие системы координат и углы наклона [38], как показано на рис. 2: xyz — система координат конечно-элементной модели заготовки; $x''y''z''$ и $x'y'z'$ — соответственно вращающаяся и невращающаяся система координат, связанная с фрезой, причем оси z' и z'' совпадают с осью фрезы; η — угол между осью фрезы и осью z ; ξ — угол между осью y и проекцией оси фрезы на плоскость xy ; φ_t — угол поворота фрезы вокруг своей оси.

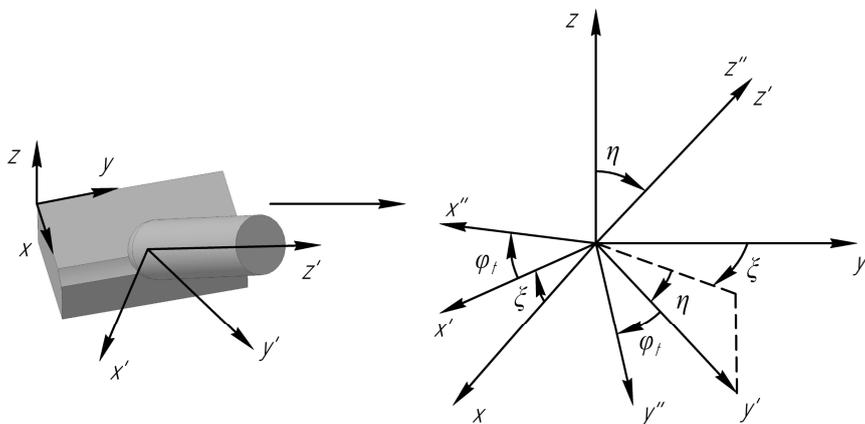


Рис. 2. Системы координат для модели фрезы

Поскольку процесс пространственного резания необходимо анализировать при общих условиях, будем рассматривать каждую режущую кромку как набор точек, соединенных прямыми отрезками (рис. 3, а). В этом случае усилия для каждого отрезка режущей кромки вычисляем независимо в соответствии с выбранной феноменологической моделью. При таком подходе отсутствуют ограничения по сложности геометрии режущих кромок и ориентации фрезы в пространстве.

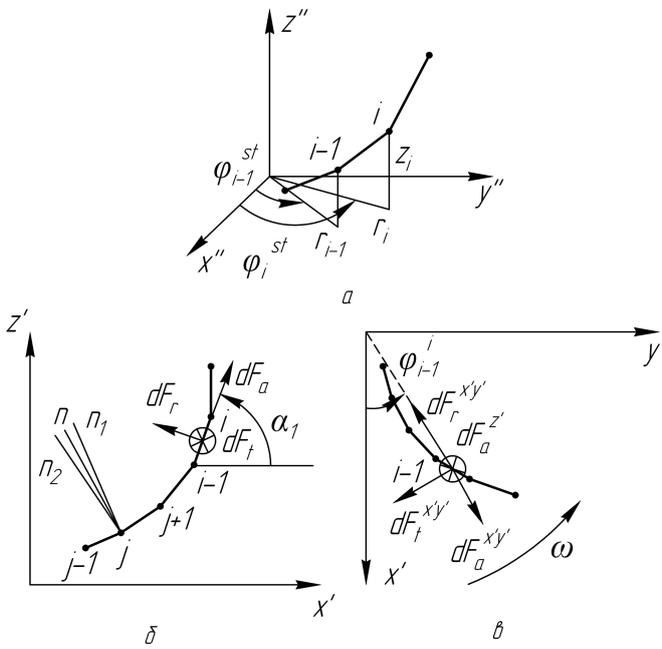


Рис. 3. Схема геометрической модели фрезы:

a — дискретизация режущей кромки; *б, в* — компоненты усилий резания, действующих на элемент режущей кромки

Различные варианты описания режущих кромок для фрез разных типов приведены в [27]. Геометрию режущей кромки можно определить соотношениями

$$\begin{aligned} z &= f_1(r); \\ \varphi^{st} &= f_2(z, r), \end{aligned} \quad (2)$$

устанавливающими расположение всех точек, с помощью которых зададим режущие кромки инструмента в цилиндрической системе координат (ось z' совпадает с осью фрезы). Для дальнейшей работы с моделью фрезы понадобится преобразовать координаты точек к системе координат $x'y'z'$. Координата z' остается без изменений, для вычисления координат x' и y' воспользуемся формулами

$$\begin{aligned} x_i'' &= r_i \cos \varphi_i^{st}; \\ y_i'' &= r_i \sin \varphi_i^{st}, \end{aligned} \quad (3)$$

положения r_i, φ_i^{st} показаны на рис. 3, *a*.

Для описания взаимодействия фрезы и детали необходимо привести координаты точек фрезы к системе координат, в которой дана поверхность, с помощью соотношений

$$\begin{Bmatrix} x \\ y \\ z \end{Bmatrix} = \mathbf{T} \begin{Bmatrix} x'' \\ y'' \\ z'' \end{Bmatrix} + \begin{Bmatrix} x_f \\ y_f \\ z_f \end{Bmatrix} + \begin{Bmatrix} x_d^m \\ y_d^m \\ z_d^m \end{Bmatrix} - \begin{Bmatrix} x_d^d \\ y_d^d \\ z_d^d \end{Bmatrix}, \quad (4)$$

где $\{x_f \ y_f \ z_f\}^T$ — вектор смещения фрезы относительно обрабатываемой поверхности за счет движения подачи; $\{x_d^m \ y_d^m \ z_d^m\}^T$ — вектор динамических смещений фрезы; $\{x_d^d \ y_d^d \ z_d^d\}^T$ — вектор динамических смещений детали; \mathbf{T} — матрица поворота, определяется для введенных на рис. 2 систем координат и углов соотношением

$$\mathbf{T} = \begin{bmatrix} C_\xi C_\varphi - S_\xi C_\eta S_\varphi & S_\xi C_\varphi + C_\xi C_\eta S_\varphi & S_\eta S_\varphi \\ -C_\xi S_\varphi - S_\xi C_\eta C_\varphi & -S_\xi S_\varphi + C_\xi C_\eta C_\varphi & S_\eta C_\varphi \\ S_\xi S_\eta & -C_\xi S_\eta & C_\eta \end{bmatrix}. \quad (5)$$

Здесь $C_\xi = \cos \xi$; $S_\xi = \sin \xi$.

Согласно расчетной схеме динамической модели, предполагается движение фрезы по двум степеням свободы в плоскости, перпендикулярной оси фрезы. Это допустимо в случае, когда производится концевое фрезерование и размер области фрезерования мал по сравнению с длиной консольной части фрезы, т. е. отсутствует необходимость учитывать изгиб оси фрезы в геометрической модели. Движение фрезы описывается первым дифференциальным уравнением системы (1). Усилия резания в правой части уравнения должны быть записаны в системе координат $x'y'z'$. Размерность системы зависит от числа учитываемых собственных частот колебаний фрезы. В результате интегрирования уравнений движения системы в каждый момент времени получим вектор смещений фрезы по степеням свободы $\mathbf{V} = \{x'_m \ y'_m\}^T$. Для учета динамических смещений фрезы в алгоритме геометрического моделирования следует привести полученные динамические перемещения к системе координат xuz , воспользовавшись преобразованием

$$\begin{Bmatrix} x_d^m \\ y_d^m \\ z_d^m \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 & -S_\eta \\ -S_\xi & C_\eta C_\xi \\ C_\xi & C_\eta S_\xi \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} x'_m \\ y'_m \end{Bmatrix}. \quad (6)$$

В случае необходимости моделирования процесса фрезерования, когда резание производится большей частью длины фрезы, возможно

использование конечно-элементной модели фрезы с учетом ее деформирования. Также при моделировании высокоскоростной обработки можно учитывать гироскопические и кориолисовы силы.

Для того чтобы проинтегрировать уравнения движения (1), вычислим усилия резания, действующие на режущие кромки фрезы в процессе обработки. При этом следует опираться на значения толщины срезаемого слоя, определенные для каждой точки на режущей кромке фрезы с помощью алгоритма геометрического моделирования. Толщину срезаемого слоя для каждой точки модели режущей кромки фрезы вычисляем в направлении средней линии n между направлениями нормали n_1 и n_2 к двум отрезкам режущей кромки, примыкающим к выбранной точке дискретизации (рис. 3, б). Элементарные усилия косоугольного резания, действующие на отрезок режущей кромки, определим по толщине срезаемого слоя с помощью различных феноменологических методик [6, 39—41]. В рамках предлагаемого алгоритма моделирования можно использовать как линейные, так и нелинейные соотношения.

Усилия, действующие на элементы режущей кромки, преобразуем к общей системе координат фрезы $x'y'z'$, используя следующее преобразование (индекс $i-1$, i опущен для краткости):

$$\begin{Bmatrix} dF_{x'} \\ dF_{y'} \\ dF_{z'} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} -C_\varphi S_{\alpha_1} & S_\varphi & C_\varphi C_{\alpha_1} \\ -S_\varphi S_{\alpha_1} & -C_\varphi & -S_\varphi C_{\alpha_1} \\ C_{\alpha_1} & 0 & S_{\alpha_1} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} dF_r \\ dF_t \\ dF_a \end{Bmatrix}, \quad (7)$$

где φ — текущий угол положения отрезка режущей кромки фрезы с учетом вращения и геометрии режущей кромки, его определяем приближенным соотношением

$$\varphi_{i-1}^i = \omega t + (\varphi_{i-1}^{st} + \varphi_i^{st}) / 2. \quad (8)$$

Полные усилия, возникающие в зоне резания, найдем из суммирования по всем отрезкам режущих кромок:

$$\begin{Bmatrix} F_{x'} \\ F_{y'} \\ F_{z'} \end{Bmatrix} = \sum_{f=0}^{N_f} \sum_{i=1}^{N_p} \begin{Bmatrix} dF_{x'} \\ dF_{y'} \\ dF_{z'} \end{Bmatrix}_{i-1,i}^f, \quad (9)$$

где N_f — число режущих кромок фрезы; N_p — число точек разбиения по длине режущей кромки.

Первые две компоненты вектора усилий, определенного соотношением (9), используем при интегрировании дифференциального

уравнения движения фрезы. Для интегрирования уравнений движения детали требуется определить усилия, действующие со стороны фрезы на деталь в системе координат поверхности, по формуле

$$\begin{Bmatrix} F_x \\ F_y \\ F_z \end{Bmatrix} = - \begin{bmatrix} C_\xi & C_\eta S_\xi & S_\eta S_\xi \\ -S_\xi & C_\eta C_\xi & S_\eta C_\xi \\ 0 & -S_\eta & C_\eta \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} F_{x'} \\ F_{y'} \\ F_{z'} \end{Bmatrix}. \quad (10)$$

Алгоритм геометрического моделирования. При моделировании многоосевого фрезерования значительную сложность представляет определение усилий резания $\mathbf{F}[P_m, H_{mc}, G, \mathbf{V}(t), \mathbf{W}(t), \mathbf{V}(t-T), \mathbf{W}(t-T)]$, входящих в выражение (1). Усилия резания главным образом зависят от мгновенного значения толщины срезаемого слоя, учитывающего историю обработки поверхности, и параметров обрабатываемого материала (коэффициентов модели сил резания). Ввиду высокой геометрической сложности аналитическая формулировка зависимости толщины срезаемого слоя от времени затруднительна, поэтому в данном случае в литературе рекомендуют применять численные алгоритмы геометрического моделирования.

Наиболее распространенными численными методами для геометрического моделирования пространственного фрезерования при четырех- и пятикоординатной обработке являются алгоритмы конструктивной твердотельной геометрии (CSG — constructive solid geometry) [42—47], октарного дерева [48, 49] и буфера глубины (Z-буфер) [50—52]. Каждый из методов имеет свои достоинства и недостатки, подробное описание которых выходит за рамки данной статьи. В большинстве работ, несмотря на разные способы представления модели заготовки, используется одинаковый подход: изменение поверхности при срезании материала проводят на основе определения срезаемого объема, который представляет собой геометрическую разность объема заготовки и ометаемого объема фрезы. Толщину срезаемого слоя устанавливают с помощью пересечения срезаемого объема с лучами-направлениями толщины срезаемого слоя, определяемыми геометрией режущей кромки. Таким образом, при изменении поверхности не учитывается реальная траектория движения режущей кромки, что может приводить к неправильному описанию процесса регенерации поверхности и вносить погрешности при моделировании механизма запаздывания в динамической системе.

В данной работе предлагаем использовать алгоритм геометрического моделирования, основанный на технологии Z-буфера и содержащий ряд оригинальных модификаций. В рамках традиционного метода Z-буфера выбирают плоскость проецирования с регулярной сеткой точек на ней, из каждой точки в направлении, перпендикуляр-

ном плоскости проецирования, проводят луч и определяют все точки его пересечения с поверхностью детали. Таким образом, Z-буфер представляет собой аппроксимацию толщины детали, построенную на регулярной сетке. Достоинство метода заключается в независимости отдельных лучей проецирования и возможности осуществлять быструю безытерационную навигацию по модели поверхности за счет постоянного шага сетки. Недостатком является нулевой порядок аппроксимации поверхности детали (поверхность детали приобретает «ступенчатый» вид, такой же недостаток присущ и методу октарного дерева) и плохое качество аппроксимации поверхности в тех местах, где касательная плоскость к ней составляет малый угол (до $10...20^\circ$) с направлением проецирования.

Для устранения первого недостатка в данной работе предлагаем алгоритм построения ячеек поверхности с билинейной аппроксимацией на основе точек пересечения лучей проецирования с поверхностью детали. Второй недостаток предлагаем устранить за счет одновременного использования трех взаимно перпендикулярных направлений проецирования (рис. 4). В рамках каждого направления проецирования проводить построение только тех ячеек поверхности, угол наклона которых к направлению проецирования не превышает некоторого заранее определенного значения. Таким образом, каждое направление проецирования дает аппроксимацию части полной по-

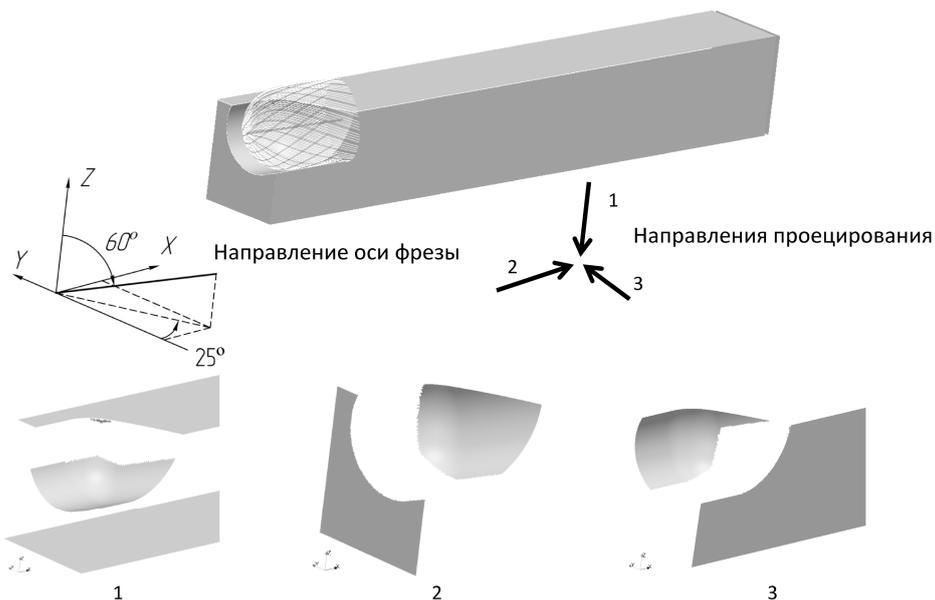


Рис. 4. Использование Z-буфера с тремя направлениями проецирования для моделирования фрезерования канавки в бруске концевой сферической фрезой

верхности детали, ячейки аппроксимации имеют оптимальный наклон к направлению проецирования, что повышает точность модели. Допустимый угол наклона ячеек необходимо задавать, исходя из того, что участки поверхности, полученные при различных направлениях проецирования, должны перекрываться и в сумме описывать полную поверхность детали. Изложенные выше усовершенствования позволяют снизить требования к величине шага сетки Z-буфера и существенно повысить качество определения толщины срезаемого слоя вдоль режущих кромок фрезы.

Учет динамики фрезерования при разработке технологического процесса. Традиционный процесс подготовки управляющей программы для станка с ЧПУ [53] с помощью современных CAD/CAM программных комплексов, как правило, состоит из следующих основных этапов.

1. *Разработка электронного чертежа и трехмерных CAD-моделей детали и заготовки.*

2. *Проектирование технологического процесса (ТП) обработки заготовки в САМ-системе.* На данном этапе 3D-модель заготовки и детали импортируют в САМ-систему, технолог-программист выбирает поверхности и элементы, подлежащие обработке в рамках проектируемого ТП, назначает стратегию обработки, режущий инструмент и режим обработки. Выбор режима обработки осуществляют на основе рекомендаций и опыта технолога с учетом пробной обработки деталей (этап 5). Результатом данного этапа является определение траектории движения инструмента.

3. *Верификация созданной траектории движения инструмента в САМ-системе.* Геометрическое моделирование процесса формирования поверхностей обрабатываемой детали и сравнение результата с желаемой формой детали реализуется в САМ-системе. Дополнительно проводится анализ столкновений инструмента, патрона и шпинделя с элементами обрабатываемой детали и станка при движении по рассчитанной траектории. Обнаруженные на данном этапе ошибки технолог-программист исправляет, вернувшись к этапу 2.

4. *Создание управляющей программы для выбранного станка с ЧПУ средствами САМ-системы.*

5. *Контрольная обработка детали по разработанной программе и проверка соответствия детали заданным требованиям.* Для анализа соответствия формы обработанной детали конструкторским требованиям на данном этапе могут быть применены координатно-измерительные машины и другие средства. Если обнаружены отклонения размеров или качества обработанной поверхности, не укладываемые в допуск, технолог исправляет недочеты управляющей программы (УП), вернувшись к этапу 2.

6. *Оптимизация ТП в целях повышения производительности обработки при сохранении качества.* Данный этап подготовки ТП желателен, хотя и не является обязательным, поскольку позволяет повысить экономическую эффективность производства. Фактически на этом этапе должно происходить экспериментальное определение допустимых пределов интенсивности режимов обработки за счет многократной корректировки УП, т. е. прохождения этапов 2—6.

7. *Передача отлаженной программы для серийной обработки детали.* Приведенная выше последовательность действий при подготовке УП станка с ЧПУ содержит в своей структуре три уровня коррекции УП станка, с повышением уровня растет сложность внесения изменений. На первом уровне выявляют грубые ошибки технолога, коррекция происходит виртуально — технолог изменяет программу в САМ-системе и ее же встроенными средствами проводит верификацию. Таким образом, на данном этапе исключены использование станка и реальная обработка, т. е. данный этап отладки является относительно «дешевым».

На втором уровне появляется возможность выявить и устранить неточности ТП, связанные с упругим поведением системы (отжатия, отклонения формы) и вибрациями инструмента или обрабатываемой детали (плохое качество поверхности, вибрационные отметины). Поскольку в существующих в настоящий момент САМ-программах отсутствует возможность учета упругих и динамических характеристик системы инструмент — деталь, второй этап отладки УП традиционно основан на реальной обработке пробных деталей на выбранном станке с ЧПУ. Ситуация осложняется тем, что технолог не имеет информации о динамическом и упругом поведении обрабатываемой детали и инструмента и, соответственно, не может осуществлять рациональную корректировку параметров ТП (например, с целью минимизировать уровень вибраций или снизить отжатия). Таким образом, данный уровень коррекции УП является более ресурсо- и времязатратным, чем первый.

На третьем уровне ситуация дополнительно осложняется высокой вероятностью возникновения неблагоприятных (неустойчивых) вибрационных режимов обработки, обусловленных интенсификацией режимов обработки, которая приводит к увеличению уровня усилий резания. Третий уровень отладки в рамках данной схемы подготовки ТП, за редким исключением, не выполняют ввиду высоких затрат и низкой вероятности положительного результата (повышения производительности при сохранении качества обработки). Таким образом, подготовленный к внедрению ТП часто оказывается пригодным с точки зрения итогового качества детали, но недостаточно эффективным с точки зрения производительности.

При отладке ТП описанные выше трудности тем серьезнее, чем выше сложность геометрической формы и меньше жесткость обрабатываемой детали. Если деталь отличается сложной формой и высокой податливостью, число итераций на втором и третьем уровнях отладки может оказаться достаточно большим. В целях упрощения отладки УП для многокоординатных станков с ЧПУ при производстве сложнопрофильных податливых деталей (например, лопаток компрессора ГТД) *в данной работе предлагаем в процедуру разработки ТП ввести этап численного моделирования динамики процесса фрезерования*. Использование соответствующего программного комплекса позволяет оценить уровень вибраций, отклонение формы и качество поверхности, а также величины сил резания до проведения реальной обработки на станке и в случае необходимости принять меры для коррекции УП с целью выбора оптимальных режимов. Этапы 2—4 процесса разработки УП не изменяются, на этапе 1, помимо САД-моделей, требуется также разработать конечно-элементные модели детали и заготовки, а этапы 5—7 имеют следующее содержание.

5'. Моделирование динамики процесса обработки детали фрезерованием. Результатом моделирования являются: уровень вибраций детали и инструмента, качество обработанной поверхности, отклонения от желаемых размеров детали. При необходимости оптимизации ТП (выбора производительных режимов) проводится многократное моделирование с различными значениями режимов обработки.

6'. Корректировка УП в целях повышения производительности обработки при сохранении качества. Корректировка проводится на основании данных, рассчитанных на этапе 5', при этом минимизация уровня вибраций реализуется в основном за счет рационального выбора скорости вращения инструмента, а отклонения формы поверхности — за счет корректировки координат положений инструмента в УП. Выбор новых режимов осуществляется на основе методов теории оптимального проектирования с использованием результатов моделирования динамики обработки так, чтобы при заданных ограничениях обеспечивать высокую производительность обработки. Таким образом, второй и третий уровни отладки объединены общим алгоритмом и проводятся с помощью численного моделирования.

7'. Контрольная обработка детали по разработанной УП.

8'. Передача отлаженной программы для серийной обработки детали.

Несмотря на то что в данном случае также остается этап 7' — проверки качества обработки непосредственно на станке с последующей возможной корректировкой УП, — за счет предлагаемого подхода появляется возможность существенно снизить число итераций

доработки УП вручную, повысить ее общее качество и производительность обработки.

На основе проведенного в работе анализа существующих методик расчета динамики процесса фрезерования разработан комплексный расчетно-экспериментальный подход к моделированию динамики фрезерования при обработке податливых деталей со сложной геометрической формой. Предложенная методика объединяет в себе положительные стороны расчетных подходов, выработанных ранее, и содержит ряд оригинальных модификаций. Изложен возможный способ применения данной методики моделирования в рамках подготовки ТП обработки фрезерованием лопаток ГТД. В целом описание методики моделирования в рамках данной работы носит обзорный характер. Авторы надеются выпустить отдельные статьи, посвященные более подробному рассмотрению каждого из расчетных модулей и результатов моделирования.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Tobias S.A., Fishwick W. Theory of regenerative machine tool chatter // *The Engineer*. –1958. – Vol. 205. – P. 199–203.
2. Tlustý J., Poláček M. The stability of the machine tool against self-excited vibration in machining // *ASME Production Engineering Research Conference*. – Pittsburg, 1963. – P. 465–474.
3. Merritt H.E. Theory of self-excited machine tool chatter // *ASME Journal of Engineering for Industry*. –1965. – November. – P. 447–454.
4. Opitz H., Bernardi F. Investigation and calculation of the chatter behaviour of lathes and milling machines // *Annals of the CIRP*. – 1970. – Vol. 18. – P. 335–343.
5. Sridhar R., Hohn R.E., Long G.W. A stability algorithm for the general milling process: Contribution to machine tool chatter research-7 // *ASME Journal of Engineering for Industry*. – 1968. – Vol. 90. – P. 330–334.
6. Altintas Y. *Manufacturing automation*. – Cambridge: Cambridge University Press, 2000. – 286 p.
7. Altintas Y., Budak E. Analytical prediction of stability lobes in milling // *Annals of the CIRP*. – 1995. – Vol. 44/1. – P. 357–362.
8. Tlustý J., Ismail F. Special aspects of chatter in milling // *ASME Journal of Vibration, Stress, and Reliability in Design*. – 1983. – Vol. 105. – P. 24–32.
9. Tlustý J., Ismail F. Basic non-linearity in machining chatter // *Annals of the CIRP*. – 1981. – Vol. 30. – P. 229–304.
10. Smith S., Tlustý J. Efficient simulation programs for chatter in milling // *Annals of the CIRP*. – 1993. – Vol. 42/1. – P. 463–466.
11. Minis I., Yanushevsky T. A new theoretical approach for the prediction of machine tool chatter in milling // *Trans. ASME Journal of Engineering for Industry*. – 1993. – Vol. 115. – P. 1–8.
12. Insuperger T., Stepan G. Stability of the milling process // *Periodical Polytechnic-Mechanical Engineering*. – 2000. – Vol. 44/1. – P. 47–57.

13. Budak E., Altintas Y. Analytical prediction of chatter stability in milling. Part I: General formulation // ASME J. Dyn. Syst., Meas., Control. – 1998. – Vol. 120. – P. 22–30.
14. Budak E., Altintas Y. Analytical prediction of chatter stability conditions for multi-degree of systems in milling. Part II: Applications // ASME J. Dyn. Syst., Meas., Control. – 1998. – Vol. 120. – P. 31–36.
15. Merdol D., Altintas Y. Multi-frequency solution of chatter stability for low immersion milling // ASME J. Manuf. Sci. Eng. – 2004. – Vol. 126.3. – P. 459–466.
16. Stability of up-milling and down-milling. Part 1: Alternative analytical methods / T. Insperger, B.P. Mann, G. Stepan, P.V. Bayly // Int. J. of Machine Tools and Manufacture. – 2003. – Vol. 43. – P. 25–34.
17. Kline W.A., Devor R. E., Shareef I. A. The prediction of surface accuracy in end milling // ASME J. Eng. Ind. – 1982. – Vol. 104. – P. 272–278.
18. Elbestawi M. A., Sagherian R. Dynamic modeling for the prediction of surface errors in milling of thin-walled sections // Theor. Comput. Fluid Dyn. – 1991. – Vol. 25. – P. 215–228.
19. Campomanes M.L., Altintas Y. An improved time domain simulation for dynamic milling at small radial immersions // Trans. ASME. J. of Manuf. Sci. and Eng. – 2003. – Vol. 125. – P. 416–425.
20. Paris H., Peigne G., Mayer R. Surface shape prediction in high-speed milling // Int. J. of Machine Tools and Manufacture. – 2004. – Vol. 44/15. – P. 1567–1576.
21. Altintas Y., Lee P. A general mechanics and dynamics model for helical end mills // Annals of the CIRP. – 1996. – Vol. 45. – P. 59–64.
22. Ozturk E., Budak E. Modeling of 5-axis milling processes // Machining Science and Technology. – 2007. – Vol. 11, no. 3. – P. 287–311.
23. Budak E., Ozturk E., Tunc L.T. Modeling and simulation of 5-axis milling processes // Annals of CIRP. Manufacturing Technology. – 2009. – Vol. 58. – P. 347–350.
24. Ozturk B., Lazoglu I. Machining of free-form surfaces. Part I: Analytical chip load // Int. J. of Machine Tools and Manufacture. – 2006. – Vol. 46. – P. 728–735.
25. Altintas Y., Montgomery D., Budak E. Dynamic peripheral milling of flexible structures // Comput. Model. Simul. Manuf. Proc. ASME. – 1990. – MD 20. – P. 25–35.
26. Altintas Y., Montgomery D., Budak E. Dynamic peripheral milling of flexible structures // J. Eng. Ind. ASME. – 1992. – Vol. 114 (2). – P. 137–145.
27. Budak E., Altintas Y. Modeling and avoidance of static form errors in peripheral milling of plates // Int. J. of Machine Tools and Manufacture. – 1995. – Vol. 35 (3). – P. 459–476.
28. Tsai J.S., Liao C.L. Finite-element modelling of static surface errors in the peripheral milling of thin-walled workpiece // J. of Materials Processing Technology. – 1999. – Vol. 94. – P. 235–246.
29. Milling error prediction and compensation in machining of low-rigidity parts / S. Ratchev, S. Liu, W. Huang, A. Becker // Int. J. of Machine Tools and Manufacture. – 2004. – Vol. 44 (15). – P. 1629–1641.

30. Stability limits of milling considering the flexibility of the workpiece and the machine / U. Bravo, O. Altuzarra, L.N. López de Lacalle, J.A. Sánchez, F.J. Campa // *Int. J. of Machine Tools and Manufacture*. – 2005. – Vol. 45. – P. 1669–1680.
31. Influence of material removal on the dynamic behaviour of thin-walled structures. Peripheral milling / V. Thevenot, L. Arnaud, G. Dessein, G. Gazenave-Larroche // *Machining Science and Technology*. – 2006. – Vol. 10, no. 3. – P. 275–287.
32. Simulation of low rigidity part machining applied to thin-walled structures / L. Arnaud, O. Gonzalo, S. Seguy, H. Jauregi, G. Peigne // *Int. J. of Advanced Manufacturing Technology*. – 2011. – Vol. 54. – P. 479–488.
33. Modeling regenerative workpiece vibrations in five-axis milling / K. Weinert, P. Kersting, T. Surmann, D. Biermann // *Prod. Eng. Res. Devel.* – 2008. – No. 2. – P. 255–260.
34. Kersting P., Biermann D. Simulation concept for predicting workpiece vibrations in five-axis milling // *Machining Science and Technology*. – 2009. – Vol. 13, no. 2. – P. 196–209.
35. Biermann D., Kersting P., Surmann T. A general approach to simulating workpiece vibrations during five-axis milling of turbine blades // *CIRP Annals. Manufacturing Technology*. – 2010. – Vol. 59. – P. 125–128.
36. Bathe K. Finite element procedures. – NJ: Prentice-Hall, Inc., 1996. – 1037 p.
37. Воронов С.А., Киселев И.А., Николаев С.М. Расчетно-экспериментальная методика идентификации параметров модели механической системы с помощью модального анализа: сб. тр. 5-й Междунар. конф. «Проблемы механики современных машин», Улан-Удэ, 26–30 июня 2012 г. – Улан-Удэ: Изд-во ВСГУТУ, 2012. – С. 96–100.
38. Voronov S., Kiselev I. Dynamics of flexible detail milling // *Proc. of the Inst. of Mech. Eng. Part K: Journal of Multi-body Dynamics*. – 2011. – Vol. 225, no. 3. – doi:10.1177/1464419311418735
39. Lee P., Altintas Y. Prediction of ball-end milling forces from orthogonal cutting data // *Int. J. of Machine Tool and Manufacture*. – 1996. – Vol. 36 (9). – P. 1059–1072.
40. Budak E., Altintas Y., Armarego E.J.A. Prediction of milling force coefficients from orthogonal cutting data // *ASME J. of Manuf. Sci. and Eng.* – 1996. – Vol. 118(2). – P. 216–224.
41. Calculation of the specific cutting coefficients and geometrical aspects in sculptured surface machining / A. Lamikiz, L. N. Lopez de Lacalle, J. A. Sanchez, U. Bravo // *Machining Science and Technology*. – 2005. – Vol. 9, no. 3. – P. 411–436.
42. Voelcker H.B., Hunt W.A. The role of solid modeling in machining process modeling and NC-verification // *Technical Report 810195*. SAE. – 1981.
43. General geometric modeling approach for machining process simulation / H. El-Mounayri, M.A. Elbestawi, A.D. Spence, S. Bedi // *Int. J. Adv. Manuf. Technol.* – 1997. – Vol. 13. – P. 237–247.
44. Spence A.D., Altintas Y. A Solid modeller based milling process simulation and planning system // *Trans. ASME*. – 1994. – Vol. 116. – P. 61–69.

45. Weinert K., Surmann T. Approaches for modeling engagement conditions in milling simulations / C.A. van Luttervelt (ed.) // 4th CIRP Int. Workshop Modeling of Machining Operations. Delft (The Netherlands). August 17–18, 2001. – P. 67–69.
46. Weinert K., Surmann T. Modeling of surface structures resulting from vibrating milling tools: Production Engineering – Research and Development // Annals of the German Academic Society for Production Engineering. – 2006. – XIII (2). – P. 133–138.
47. Surmann T., Enk D. Simulation of milling tool vibration trajectories along changing engagement conditions // Int. J. of Machine Tools and Manufacture. – 2007. – Vol. 47 (9). – P. 1442–1448.
48. Pham T., Kim Y., Ko S. Development of a software for effective cutting simulation using advanced octree algorithm // Proc. of the 2007 Int. Conf. Comput. Sc. and its Applications. – P. 324–334.
49. Meagher D. Geometric modeling using octree method // Comput. Graphics and Image Proc. – 1982. – Vol. 19. – P. 129–147.
50. A cutting simulation system for machinability evaluation using a workpiece model / S. Takata, M.D. Tsai, M. Inui, T. Sata // Annals of the CIRP. – 1989. – Vol. 38/1. – P. 417–420.
51. Kim G.M., Cho P.J., Chu C.N. Cutting force prediction of sculptured surface ball-end milling using Z-map // Int. J. of Machine Tools and Manufacture. – 2000. – Vol. 40. – P. 277–291.
52. Guzel B.U., Lazoglu I. Sculpture surface machining: a generalized model of ball-end milling force system // Int. J. of Machine Tools and Manufacture. – 2003. – Vol. 43 (5). – P. 453–462.
53. Ловыгин А.А., Васильев А.В., Кривцов С.Ю. Современный станок с ЧПУ и CAD/CAM-система. – М.: «Эльф ИПР», 2006. – 286 с.

Статья поступила в редакцию 28.09.2012