

УДК 621.92

Обзор литературных источников по моделированию динамики процесса сверления

Гуськов А. М.¹, Воронов С. А.¹,

Киселёв И. А.^{1,*}, Жуков Н. А.¹,

Иванов И. И.¹, Николаев С. М.¹

[*i.a.kiselev@yandex.ru](mailto:i.a.kiselev@yandex.ru)

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

В работе представлен обзор литературных источников, посвященных моделированию процесса сверления. Рассмотрены различные расчетные схемы, используемые в работах, приведено основное уравнение динамики явления с учетом регенеративного эффекта. Изложены основные подходы для расчета мгновенной толщины срезаемого слоя, используемой в модели сил резания. Подробно рассмотрен вопрос о методах учета регенеративного эффекта в процессе сверления: аналитический подход исследования устойчивости и численное имитационное моделирование процесса с применением геометрических алгоритмов. Большое внимание в данной работе уделено анализу различных применяемых моделей сил резания, в том числе и моделей сил взаимодействия по задней грани и в зоне перемычки, где имеет место вдавливание инструмента в поверхность детали.

Ключевые слова: динамика сверления, автоколебания, динамическая устойчивость, геометрический алгоритм, обзор источников

Введение

Технологический процесс обработки сверлением широко применяется в различных отраслях промышленности: для обработки деталей двигателей внутреннего сгорания и тормозной системы в автомобилестроении, трубных досок теплообменников в энергетическом машиностроении, при производстве стволов огнестрельного оружия и другой военной техники и т.д. К процессу сверления предъявляются две основных группы требований: по качеству обработанных отверстий (увод оси, огранка и др.) и по технологичности (отвод стружки, стойкость инструмента, производительность и др.).

С точки зрения динамики, процесс обработки резанием, в том числе и процесс сверления, имеет характерную особенность, заключающуюся в наличии эффекта запаздывания. Было установлено [1], что основной причиной возникновения данного эффекта является обработка поверхности, сформированной во время предыдущего прохода режущей кромки инструмента. Запаздывание в системе образуется следующим образом: уровень

вибраций зависит от величины усилия резания, усилие резания зависит от толщины срезаемого слоя; толщина срезаемого слоя определяется текущим положением режущей кромки и формой обрабатываемой поверхности, которая в свою очередь определяется вибрациями инструмента во время предыдущего прохода режущей кромки. При определенных технологических параметрах вибрации во время обработки такой поверхности могут стать неустойчивыми и их амплитуда начнет быстро нарастать. В этом случае можно говорить о возбуждении в динамической системе автоколебаний по механизму регенерации поверхности с запаздыванием - так называемого «чаттера», от англ. chatter vibrations.

Вибрации, возникающие в технологической системе при сверлении, могут оказывать как положительный, так и отрицательный эффект на качество и производительность обработки. Возбуждение вибраций в направлении, поперечном по отношению к оси отверстия, приводит к негативным последствиям: появляется огранка боковой поверхности, возможен увод инструмента от оси отверстия. С другой стороны, вибрации, возбуждающиеся в осевом и крутильном направлениях (реализуются совместно за счет того, что сверло представляет собой естественно закрученный стержень), при достижении достаточной амплитуды могут вызывать дробление стружки. Дробление стружки оказывает положительный эффект, в особенности при обработке глубоких отверстий (более 5 диаметров). В этом случае существенно облегчается отвод стружки из зоны резания, повышается производительность обработки и стойкость инструмента за счет снижения температуры в зоне резания, что особенно важно при работе с труднообрабатываемыми материалами, такими как, титан, жаропрочные никелевые сплавы, нержавеющие стали.

Для выбора режимов обработки сверлением, обеспечивающих возбуждение «полезных» (осевых) и подавление «вредных» (поперечных) вибраций, требуется привлекать математическое моделирование динамики процесса обработки. В литературе описано значительное количество моделей динамики сверления различной степени детализации. Настоящая работа направлена на критический анализ проведенных исследований и введение критерия оценки степени детализации моделей динамики процесса сверления по ряду показателей, характеризующих набор учитываемых эффектов и особенности построения моделей.

1. Постановка задачи, расчетные схемы процесса сверления

Интенсивные исследования динамики процесса сверления обусловлены 2 основными причинами: 1) стремлением повысить точность и качество поверхности обрабатываемого отверстия за счет исключения режимов обработки, приводящих к возбуждению неустойчивых вибраций; 2) стремлением создать более благоприятные условия для обработки глубоких отверстий за счет вибрационного дробления стружки.

Одной из первых работ, устанавливающих связь между геометрическими параметрами инструмента и точностью обработанного отверстия, является экспериментальное исследование Galloway [2]. В этом исследовании экспериментально установлено влияние асимметрии режущих кромок инструмента на увеличение среднего диаметра отверстия и

его отклонение от круглости. В работах Lee, Sakuma и Зеленцова [3-5] осуществляется кинематическое моделирование формообразования отверстия при сверлении и дается качественное объяснение эффекта огранки за счет движения обкатки инструмента по боковой поверхности отверстия. Однако, в исследованиях [2-5] не рассматривается динамика системы, а также не учитывается регенеративный эффект при формировании обработанной поверхности, оказывающий существенное влияние на динамику системы.

Одними из первых исследований, учитывающих влияние динамики инструмента на параметры процесса обработки, являются работы Ulsoy и Rincon [6,7], в которых проводится анализ влияния геометрических параметров инструмента на его собственные частоты и уровень поперечных вибраций, вызывающих снижение точности отверстия. В работе [7] выполнен анализ влияния вибраций инструмента на силы и момент сил резания, в том числе с учетом сил инерции и гироскопических моментов, действующих на вращающийся инструмент. Главным недостатком работ [6,7] является отсутствие учета эффекта запаздывания за счет регенерации обработанной поверхности.

Учет влияния регенерации обработанной поверхности на динамику системы при сверлении был осуществлен в работах Ema [8-10] применительно к поперечным вибрациям, связанным с движением обкатки инструмента. В дальнейшем динамика обработки сверлением с учетом регенеративного эффекта рассматривалась в ряде работ [11-18] в различной постановке. На рисунке 1 приведены схемы моделей динамики инструмента, предназначенных для учета различных эффектов, которые могут возникать в процессе обработки сверлением. В работе Gousskov, Voronov [11] модель динамики технологической системы учитывает только осевые вибрации инструмента и обрабатываемой детали (рисунок 1а). Поперечные вибрации и эффект обкатки в рамках данной модели не рассматривается. В дальнейшем [12] динамическая модель была дополнена степенью свободы (рисунок 1б), связанной с крутильными колебаниями инструмента, что позволило осуществить моделирование связанных продольно-крутильных колебаний для инструментов большой длины, в том числе в условиях подвода внешнего возбуждения. В работе Bayly [13] используется модель динамики с одной степенью свободы, рассматривающая сверло, как естественно-закрученный стержень. В этом случае под действием крутящего момента сверло «раскручивается», что приводит к его удлинению. Проводится анализ устойчивости связанных крутильно-осевых колебаний инструмента и экспериментальная проверка полученных результатов. В работе Ismail [14] построены зоны динамической устойчивости поперечных колебаний инструмента при сверлении с учетом действия сил Кориолиса и гироскопических моментов. На основе результатов работы [6] в статье [14] принимается динамическая модель сверла с шарнирным опиранием со стороны режущих кромок (рисунок 1с), что объясняется ограничением поперечных перемещений со стороны обрабатываемого отверстия за счет взаимодействия в зоне перемычки между режущими кромками в центральной части торца сверла. В работе Ismail [15] представлено расширение описанной модели для совместного учета изгибных и крутильно-осевых колебаний инструмента, проведено имитационное моделирование процесса обработки и выполнена эксперимен-

тальная проверка чаттерной частоты на различных режимах. В работах Altintas [16-18] представлены модели динамики, учитывающие 4 степени свободы инструмента – вращение, осевое перемещение, 2 поперечных перемещения (рисунок 1d). Модели, представленные в работах [16-18], является наиболее полными из рассмотренных в литературе, и отражают настоящий уровень исследований в области динамики процесса сверления. На базе модели, представленной на рисунке 1d, построены диаграммы устойчивости с разделением по форме колебаний, на которой реализуется чаттер при выбранных технологических параметрах, определены границы между областями изгибного и крутильно-осевого чаттера. Дополнительно проведено имитационное моделирование процесса обработки для выявления характера движения системы и формы поверхности отверстия для различных точек в плоскости диаграммы динамической устойчивости процесса обработки.

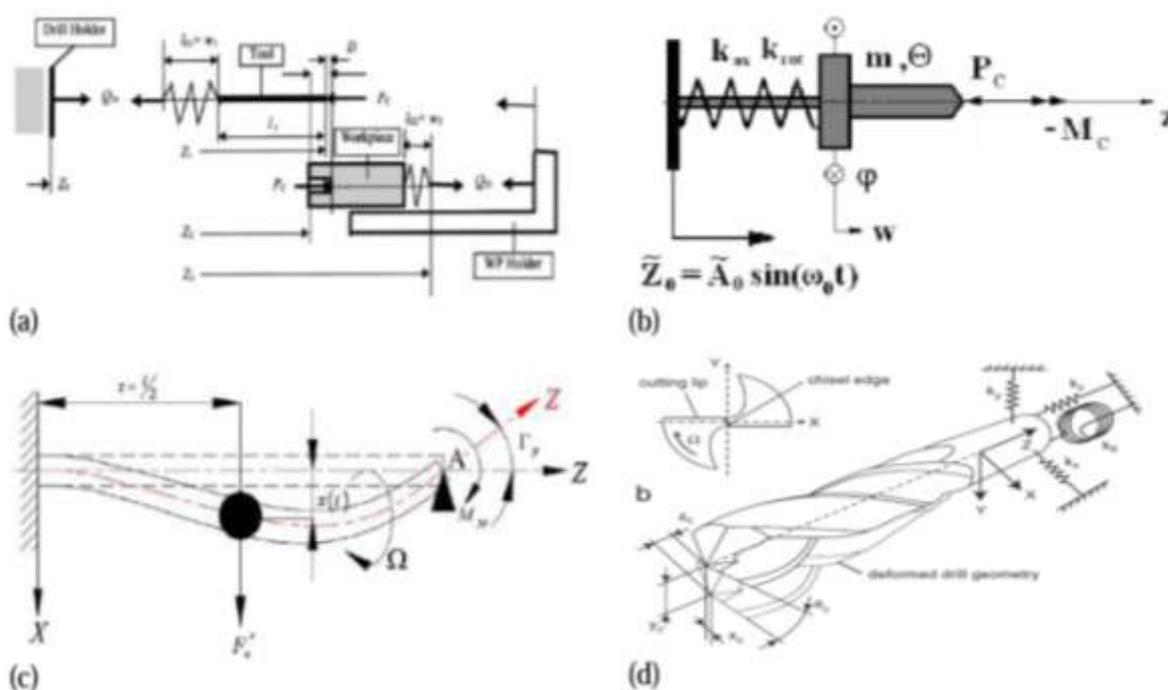


Рис. 1. Схемы моделей динамики инструмента в работах: а – модель вибрационного резания Gousskov, Voronov [11], учитывающая осевые вибрации; б – модель вибрационного резания Gousskov, Voronov [12], учитывающая продольно-крутильные вибрации; в – одномассовая модель сверла с шарнирным опиранием со стороны режущих кромок Ismail [14]; г – модели динамики сверления Altintas [16], учитывающая осевые-крутильные и поперечные колебания

Уравнения движения системы с учетом осевых, крутильных и поперечных вибраций могут быть представлены в векторно-матричной форме (1) [16]. При этом силы резания в правой части выражения (1) зависят от мгновенных значений толщины срезаемого слоя, содержащих слагаемые с запаздывающим аргументом. Способ расчета толщины срезаемого слоя и учета эффекта запаздывания является центральным вопросом при решении рас-

смаатриваемой задачи и определяет дальнейший подход к исследованию динамики системы.

$$[M] \begin{Bmatrix} \ddot{x}_c(t) \\ \ddot{y}_c(t) \\ \ddot{z}_c(t) \\ \ddot{\theta}_c(t) \end{Bmatrix} + [C] \begin{Bmatrix} \dot{x}_c(t) \\ \dot{y}_c(t) \\ \dot{z}_c(t) \\ \dot{\theta}_c(t) \end{Bmatrix} + [K] \begin{Bmatrix} x_c(t) \\ y_c(t) \\ z_c(t) \\ \theta_c(t) \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} F_x(t) \\ F_y(t) \\ F_z(t) \\ T_c(t) \end{Bmatrix} \quad (1)$$

Где

$[M]$ - матрица масс;

$[C]$ - матрица демпфирований;

$[K]$ - матрица жесткостей;

$x_c(t)$ - перемещение сверла в направлении оси x ;

$y_c(t)$ - перемещение сверла в направлении оси y ;

$z_c(t)$ - осевое перемещение сверла;

$\theta_c(t)$ - угол закручивания сверла;

$F_x(t)$ - боковая сила, действующая на сверло по оси x ;

$F_y(t)$ - боковая сила, действующая на сверло по оси y ;

$F_z(t)$ - осевая сила, действующая на сверло;

$T_c(t)$ - крутящий момент, действующий на сверло.

2. Аналитический расчет толщины срезаемого слоя с учетом эффекта запаздывания

Эффект запаздывания, возникающий в динамической системе за счет последовательной обработки одних и тех же участков поверхности при прохождении режущих кромок, играет решающую роль с точки зрения механизма возбуждения вибраций. Учет механизма запаздывания и его влияния на диаграммы устойчивости процесса обработки был введен в работе Tobias и Fishwick [19].

В моделях динамики процесса сверления, а также в моделях других процессов обработки резанием, центральное место занимает способ учета эффекта регенерации обрабатываемой поверхности. Существует два основных подхода: 1) использование аналитического выражения толщины срезаемого слоя, учитывающего вибрации в системе; 2) применение алгоритмов геометрического моделирования для формирования новых поверхностей и вычисления мгновенных значений толщины срезаемого слоя вдоль режущих кромок.

Аналитический подход подразумевает запись выражения для толщины срезаемого слоя вдоль режущих кромок в зависимости от времени. Данная зависимость должна отражать наличие вибраций в системе и их влияние на форму обработанной поверхности, которую спустя некоторое время будет обрабатывать следующая режущая кромка инструмента. При рассмотрении процесса сверления запись такого выражения упрощается, поскольку главные режущие кромки прямолинейны и, как правило, толщина срезаемого слоя вдоль каждой из кромок постоянна, если не учитывается поворот нормали к оси ин-

струмента при его изгибе. Для записи таких соотношений задают смещения инструмента по каждой из рассматриваемых в модели степеней свободы по отдельности и определяют вклад данного перемещения в полную толщину срезаемого слоя. При этом дополнительно может применяться дискретизация режущей кромки в том случае, если требуется учесть поворот оси инструмента вследствие его изгиба, или при использовании нелинейных моделей сил резания в зависимости от толщины срезаемого слоя. В качестве примера, на рисунке 2 представлена расчетная схема, при использовании которой в работе [18] было получено выражение (2) для толщины срезаемого слоя с учетом осевых, крутильных и поперечных вибраций. Аналогичные выражения для толщины срезаемого слоя, учитывающие осевые или крутильно-осевые вибрации могут быть найдены в работах [11-13].

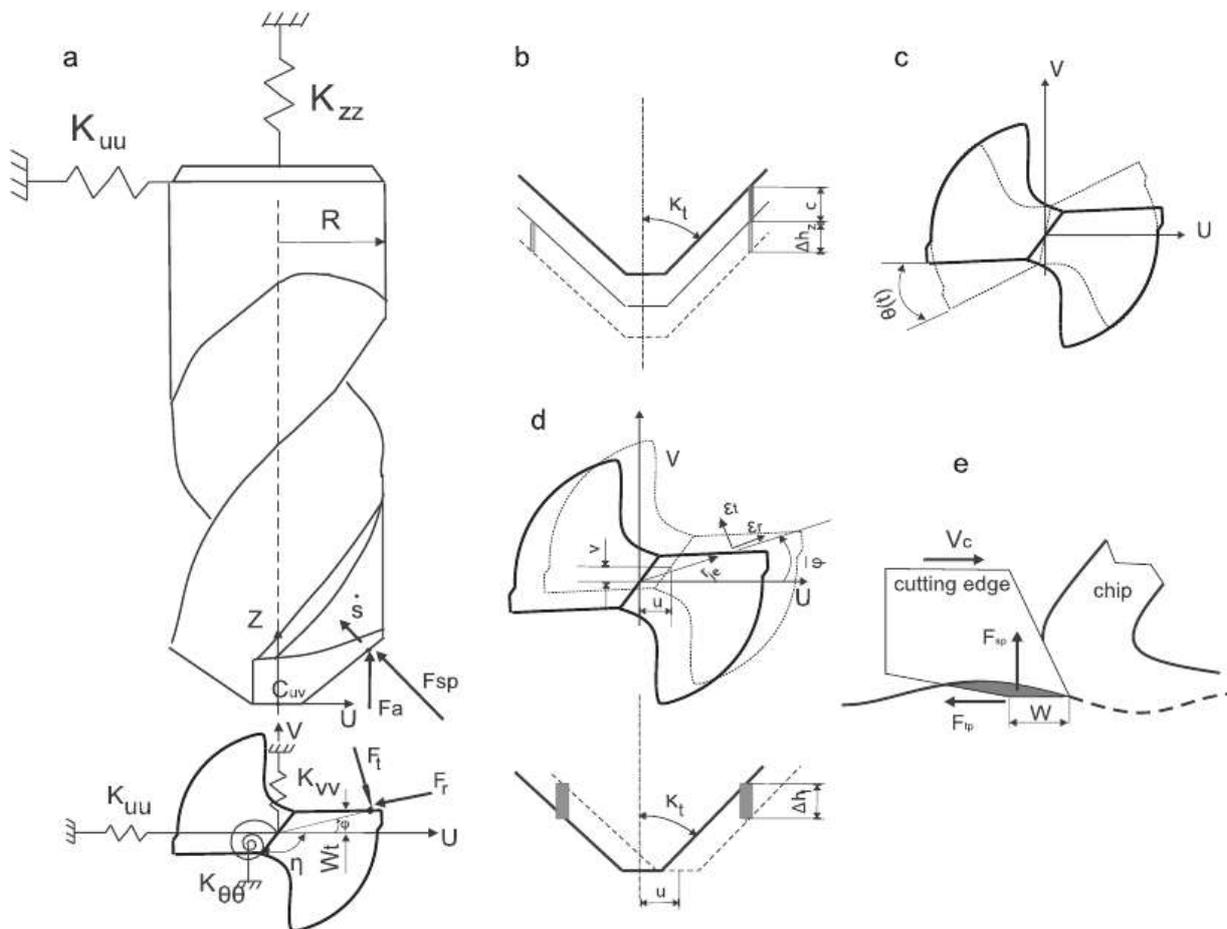


Рис. 2. Расчетная схема для определения выражения толщины срезаемого слоя с учетом осевых, крутильных и поперечных колебаний [18]

$$h(t) = h_l(t) + h_z(t) + h_\theta(t) = \left[(u(t) + u(t - T)) \frac{\cos \bar{\varphi}}{\tan k_t} + (v(t) + v(t - T)) \frac{\sin \bar{\varphi}}{\tan k_t} \right] + [-z(t) + z(t - T)] + \left[\frac{c}{\pi} (-\theta(t) + \theta(t - T)) \right] \quad (2)$$

Где

$h(t)$ - общая мгновенная толщина срезаемого слоя;

$h_l(t)$ - вклад в общую мгновенную толщину срезаемого слоя от поперечных смещений сверла;

$h_z(t)$ - вклад в общую мгновенную толщину срезаемого слоя от осевых смещений сверла;

$h_\theta(t)$ - вклад в общую мгновенную толщину срезаемого слоя от угла раскручивания сверла;

$u(t)$ - поперечное смещение сверла в направлении оси u (локальная система координат, связанная с вращающимся сверлом);

$v(t)$ - поперечное смещение сверла в направлении оси v (локальная система координат, связанная с вращающимся сверлом);

$z(t)$ - осевое смещение сверла;

$\theta(t)$ - угол закручивания сверла;

$\bar{\varphi}$ - угловая позиция элемента режущей кромки, отсчитываемая от оси u ;

k_t - половина угла основания сверла;

c - величина подачи на зуб в осевом направлении.

3. Исследование устойчивости процесса сверления

Выражение для толщины срезаемого слоя содержит слагаемые с запаздывающим аргументом и используется при вычислении сил резания. После выполнения соответствующих подстановок может быть получено аналитическое выражение для уравнений движения системы с учетом запаздывания. Пример такого выражения из работы [18] показан в соотношении (3).

$$\dot{q} = Lq(t) + Rq(t - T) \quad (3)$$

Для полученной системы уравнений движения может быть выполнен анализ устойчивости движения. В работе [18] используется метод анализа устойчивости, основанный на дискретизации дифференциальных уравнений движения системы по времени. При использовании такого подхода уравнение (3) записывается в дискретной форме (4) для шага по времени с номером « i ». Для выражения слагаемого, связанного с эффектом запаздывания требуется сохранять значения компонент вектора состояния на всех предыдущих « m » шагах по времени вплоть до времени запаздывания « T ».

$$\dot{q}_i = L_i q_i + \frac{1}{2} R_i (q_{i-m} + q_{i-m+1}) \quad (4)$$

Уравнение (3) имеет решение в виде (5), которое может быть использованы в рамках каждого шага по времени:

$$q(t) = C_0 e^{\lambda t} \quad (5)$$

Для выражения вектора состояния системы в конце очередного шага по времени через набор его значений на предыдущих шагах по времени с учетом запаздывания применяется метод матриц перехода (6):

$$Q_{i+1} = \Phi Q_i$$

$$\Phi = \begin{bmatrix} e^{L_i \Delta t} & 0 & \dots & \frac{1}{2}(e^{L_i \Delta t} - I)L_i^{-1}R_i & \frac{1}{2}(e^{L_i \Delta t} - I)L_i^{-1}R_i \\ I & 0 & 0 & \dots & 0 \\ 0 & I & 0 & 0 & 0 \\ \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots \\ 0 & 0 & 0 & I & 0 \end{bmatrix} \quad (6)$$

$$Q_i = \begin{Bmatrix} q_i \\ q_{i-1} \\ q_{i-2} \\ \vdots \\ q_{i-m+1} \\ q_{i-m} \end{Bmatrix}$$

Полное решение уравнения (4) для дискретизированной системы определяется в виде (7):

$$q(t) = \sum_{i=1}^{8(m+1)} C_i e^{\lambda_i t} \quad (7)$$

Где

C_i - коэффициенты, определяемые из начальных условий.

λ_i – собственные числа матрицы перехода Φ .

Мнимая часть комплексных собственных чисел λ_i показывает частоту каждой формы колебаний, дающей вклад в общее движение системы, а действительная часть λ_i позволяет оценить устойчивость движения. При отрицательном значении действительной части λ_i колебания по данной форме будут затухать со временем, при положительном – напротив, возрастать. В работе [18] выводы об устойчивости движения системы делаются на основе вычисления знака действительной части λ_i при каждом значении скорости вращения инструмента в заданном диапазоне. Номер формы колебаний, имеющей положительную действительную часть показателя λ_i , показывает какого вида «чаттер» будет развиваться в системе: осевой, крутильный или изгибный, в зависимости от скорости вращения инструмента. В результате расчета в [18] получена диаграмма устойчивости, представленная на рисунке 3.

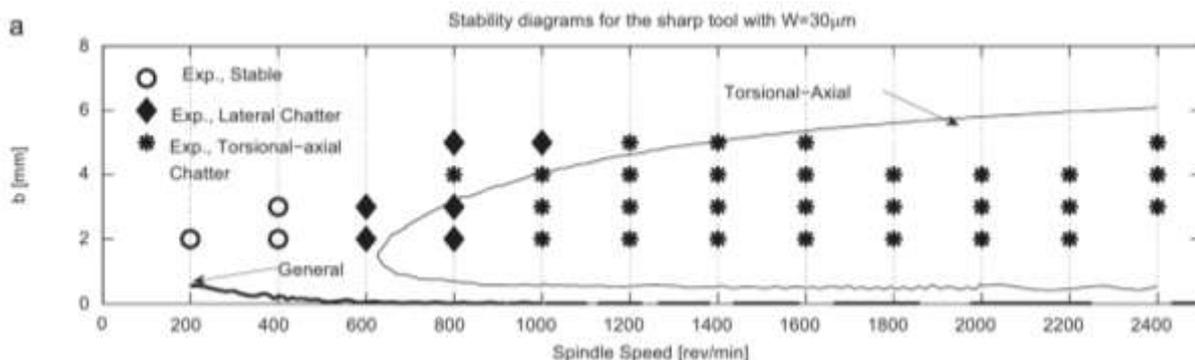


Рис. 3. Диаграмма устойчивости процесса сверления [18] с разграничением механизма возбуждения автоколебаний

В работе [12] рассматривается анализ устойчивости непрерывного резания с постоянной толщиной срезаемого слоя с использованием модели динамики сверления, имею-

щей осевую и крутильную степени свободы инструмента. Анализ устойчивости осуществляется методом возмущений. В качестве невозмущенного движения рассматривается случай постоянной толщины срезаемого слоя (соответствует отсутствию колебаний в системе). В соответствии с применяемым подходом в качестве решения системы дифференциальных уравнений осуществляется подстановка движения системы с малым возмущением с последующей линеаризацией около невозмущенного движения. Решение полученной системы дифференциальных уравнений в возмущениях авторы [12] ищут в экспоненциальной форме. Определение констант интегрирования в решении из нулевых начальных условий приводит к характеристическому уравнению, позволяющему оценить устойчивость невозмущенного движения в зависимости от скорости вращения инструмента и других параметров системы. Авторы [12] на основании полученных коэффициентов характеристического уравнения отмечают, что в системе возможна только динамическая бифуркация (Пуанкаре-Андропова-Хопфа). При переходе через критические значения параметров системы возбуждаются автоколебания, характеризующиеся в рассматриваемом случае прерывистым процессом резания. При помощи описанного подхода в работе [12] построена диаграмма устойчивости, представленная на рисунке 4. Серая область соответствует неустойчивым режимам, сопровождающимся возбуждением крутильно-осевых автоколебаний.

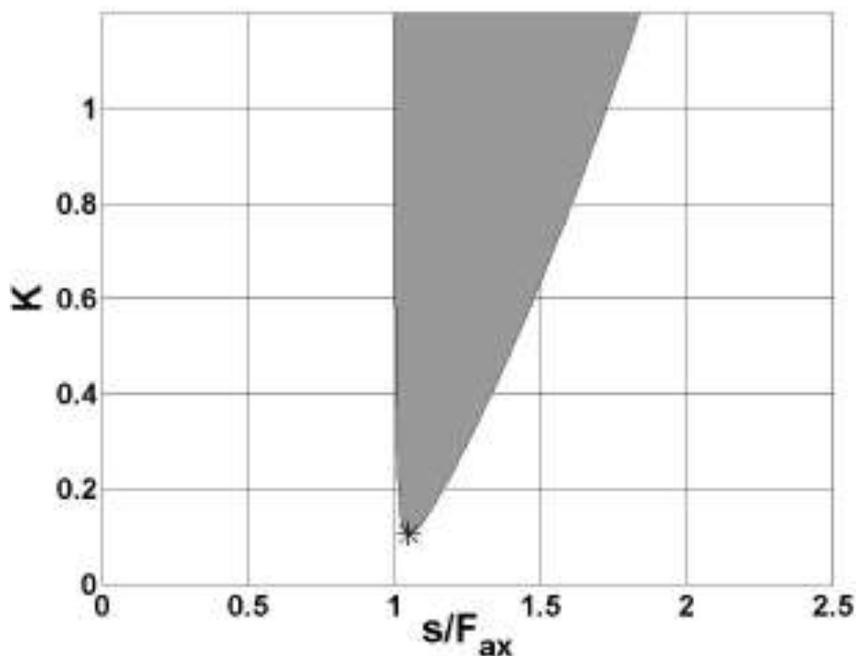


Рис. 4. Границы областей устойчивости, полученные методом возмущений

4. Имитационное моделирование динамики процесса сверления

Имитационное моделирование процесса формирования новых поверхностей при срезании материала подразумевает использование специализированных геометрических

алгоритмов. Наиболее широко в настоящее время данный подход применяется при исследовании динамики процесса пространственного фрезерования деталей со сложной формой поверхности, где запись аналитического выражения для толщины срезаемого слоя чрезвычайно затруднительна.

При рассмотрении динамики процесса сверления с учетом только осевых и крутильных колебаний полноценное моделирование образования новой поверхности не требуется, поскольку геометрически задача подразумевает двумерную постановку (учитывается угол поворота кромок и их осевое смещение). Вместо этого достаточно запоминать координаты положения режущих кромок инструмента с учетом вибраций в системе таким образом, чтобы можно было использовать полученные значения при вычислении толщины срезаемого слоя в соответствии с выражением, аналогичным (2), для рассматриваемых степеней свободы. Интегрирование уравнений движения системы в форме, аналогичной (1), при этом может осуществляться при помощи дискретизации по времени с использованием численных методов, например метода Рунге-Кутты 4-5 порядков, или с использованием схем интегрирования более низкого порядка с итерационным уточнением на шаге. Описанный подход применяется в работе [12] и других исследованиях. В ряде случаев, если система дифференциальных уравнений движения системы получается развязанной по рассматриваемым степеням свободы, то интегрирование каждого из дифференциальных уравнений может осуществляться на шаге по времени аналитически с итерационным уточнением сил резания на шаге по времени. Последний вариант является более предпочтительным, поскольку позволяет точнее осуществлять моделирование динамики системы с учетом присущих ей нелинейных эффектов.

В случае, если дополнительно требуется учитывать поперечные вибрации инструмента, алгоритм геометрического моделирования должен быть трехмерным. В этом случае прямое использование выражения (2) в процессе численного интегрирования уравнений движения системы по времени оказывается затруднительным. На рисунке 5 представлена схема формирования поверхности, которая используется в геометрическом алгоритме в работе [16]. В рамках данного подхода создается полигональная модель поверхности. Полигоны соединены в точках дискретизации поверхности, нанесенных по регулярной сетке. Режущие кромки инструмента также подвергаются дискретизации и рассматриваются как набор прямых отрезков, соединенных в точках дискретизации. При срезании материала геометрический алгоритм позволяет изменить координаты точек дискретизации обработанной поверхности, и вычислить мгновенные значения толщины срезаемого слоя для точек дискретизации режущих кромок инструмента, на основании которых затем рассчитываются силы резания. Таким образом, уравнения движения системы с запаздыванием в явном виде не записываются. При этом запаздывание вводится в процесс численного интегрирования уравнений движения системы на каждом шаге по времени за счет вычисления сил резания с использованием значений толщины срезаемого слоя, полученных из геометрического алгоритма. Подобный подход в более общей постановке применяется для моделирования динамики фрезерования деталей сложной формы [20-22].

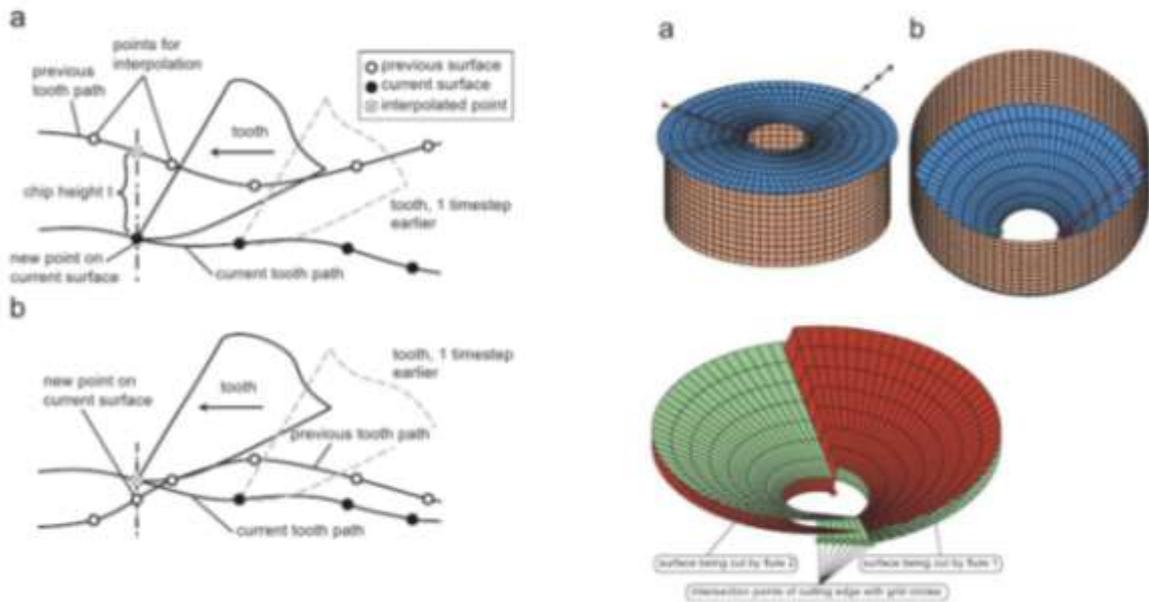


Рис. 5. Геометрический алгоритм формирования обработанной поверхности [16]

Алгоритм, приведенный в работе [16], позволяет учитывать изменение поверхности при взаимодействии сверла с боковой стенкой отверстия, что необходимо при моделировании поперечных вибраций инструмента и при моделировании движения обкатки. Однако силы взаимодействия с боковой стенкой отверстия не учитываются. На рисунке 6 представлены результаты [16] моделирования: графики движения инструмента в зависимости от времени, показывающие развитие чаттера, а также форма обработанной поверхности дна отверстия, полученная моделированием и в эксперименте. Результаты имитационного моделирования позволяют осуществлять проверку характера поведения системы в отдельных точках на плоскости диаграммы устойчивости.

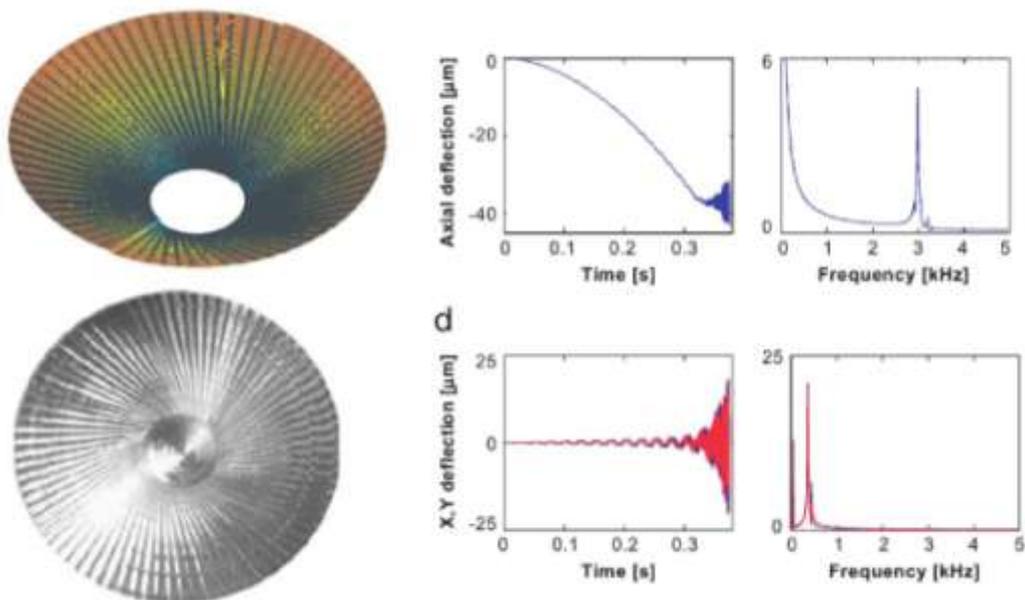


Рис. 6. Результаты имитационного моделирования динамики сверления, сопоставление расчетной и экспериментальной формы дна отверстия

5. Особенности моделирования сил резания

Экспериментально было установлено [19], что силы резания зависят в основном от мгновенных значений толщины срезаемого слоя, скорости резания и геометрических параметров режущего клина инструмента. При вычислении толщины срезаемого слоя требуется учитывать движение подачи и относительные перемещения режущих кромок и обработанной поверхности, вызванные вибрациями. Для этих целей в зависимости от подхода используют либо аналитические выражения толщины срезаемого слоя в простых случаях, либо численные алгоритмы геометрического моделирования. Для вычисления сил резания на основе полученных мгновенных значений толщины срезаемого слоя в литературе преимущественно используют несколько основных подходов, которые будут кратко описаны ниже.

1) Осуществляется дискретизация режущих кромок. Для каждого элемента режущей кромки записывают феноменологическое выражение, отражающее зависимость силы резания от толщины срезаемого слоя, подобное (8) [18].

$$\begin{aligned}dF_{tc} &= K_{tc}(j_e, j_c)\Delta bh(j_e, j_c) \\dF_{rc} &= K_{rc}(j_e, j_c)\Delta bh(j_e, j_c) \\dF_{ac} &= K_{ac}(j_e, j_c)\Delta bh(j_e, j_c)\end{aligned}\quad (8)$$

Где

dF_{tc} - окружная сила резания, действующая на элемент режущей кромки;

dF_{rc} - радиальная сила резания, действующая на элемент режущей кромки;

dF_{ac} - осевая сила резания, действующая на элемент режущей кромки;

$K_{tc}(j_e, j_c)$ - окружной коэффициент модели сил резания;

$K_{rc}(j_e, j_c)$ - радиальный коэффициент модели сил резания;

$K_{fc}(j_e, j_c)$ - осевой коэффициент модели сил резания;

Δb - ширина резания для элемента режущей кромки;

$h(j_e, j_c)$ - мгновенная толщина срезаемого слоя для элемента режущей кромки.

Коэффициенты K требуют экспериментального определения для каждой пары *инструмент - обрабатываемый материал*. Существуют методики пересчета коэффициентов пространственного резания, входящих в (8), через коэффициенты ортогонального резания, полученные при проведении серии экспериментов по обработке выбранного материала резцами с различной геометрией режущего клина [23]. После вычисления сил резаний для каждого элемента режущих кромок осуществляется их векторное суммирование и приведение к системе координат, в которой записаны уравнения движения системы с учетом текущего углового положения инструмента [16]. Зависимости (8) косвенно могут учитывать влияние скорости резания на величины сил резания посредством введения переменных коэффициентов модели сил резания, в зависимости от радиуса расположения соответствующего элемента режущей кромки. Модель (8) не учитывает взаимодействие сверла с обрабатываемым материалом в зоне переемычки, где окружная скорость резания имеет малое значение. Из-за этого процесс деформирования материала в зоне переемычки не является полноценным резанием и в большей степени близок к вдавливанию. По этой при-

чине, в большом количестве работ (например [16]) исследование динамики проводится для процесса рассверливания, т.е. считается, что предварительно в заготовке было просверлено отверстие малого диаметра, исключая взаимодействие инструмента с обрабатываемым материалом в зоне перемычки. В этом случае модель (8) работает корректно. Преимущество модели (8) заключается в том, что она позволяет естественным образом определить все составляющие сил резания при сверлении: осевую, поперечную силы и крутящий момент.

2) В работах [11,12,24] применяется нелинейная модель, позволяющая определять осевую силу и крутящий момент при сверлении при помощи нелинейного соотношения (9). При этом не требуется осуществлять дискретизацию режущих кромок и затем проводить суммирование элементарных сил резания. Учет зависимости сил от скорости резания осуществляется за счет нелинейного, степенного характера зависимости. Недостатком модели является отсутствие возможности расчета поперечных сил резания, возникающих при боковом смещении инструмента.

$$P_c = \left(\frac{k_c^0 h_0}{q} \right) \bar{\eta}^q \quad (9)$$

Где

$k_c^0 = g\sigma Rq \left(\frac{h_0}{n_c R} \right)^{q-1}$ - статическая жесткость резания;

g - постоянная формы режущей кромки, ~ 1 ;

σ - характерное напряжение обрабатываемого материала;

R - радиус сверла;

h_0 - величина подачи;

n_c - параметр для пары инструмент-обрабатываемый материал;

q - параметр нелинейности закона резания;

$\bar{\eta}$ - приведенная толщина снимаемого слоя.

3) В работах [14,25] применяется феноменологическая модель (10), отражающая зависимость коэффициентов модели сил резания в нормальном и окружном направлении от толщины срезаемого слоя, мгновенной скорости резания и переднего угла режущего клина. Существенным недостатком модели является степенной характер зависимости от размерных величин в выражении (10), что противоречит физической сущности явления и затрудняет идентификацию параметров модели.

$$\begin{aligned} (K_{nc})_p &= \frac{(F_n)_p}{b_p h_p} = a_1 h_p^{b_1} V_p^{c_1} (1 - \sin \alpha_p)^{d_1} \\ (K_{tc})_p &= \frac{(F_t)_p}{b_p h_p} = a_2 h_p^{b_2} V_p^{c_2} (1 - \sin \alpha_p)^{d_2} \end{aligned} \quad (10)$$

Где

$(K_{nc})_p$ - нормальный коэффициент в модели сил резания;

$(K_{tc})_p$ - окружной коэффициент в модели сил резания;

$(F_n)_p$ - сила, действующая на кромку в нормальном направлении;

$(F_t)_p$ - сила, действующая на кромку в окружном направлении;

b_p - ширина резания;
 h_p - мгновенная толщина срезаемого слоя;
 $a_1, b_1, c_1, d_1, a_2, b_2, c_2, d_2$ - эмпирические коэффициенты;
 V_p - скорость подачи;
 α_p - величина переднего угла.

6. Модель сил взаимодействия по задней грани

Режущие кромки могут взаимодействовать с обрабатываемым материалом не только по передней, но и по задней грани режущего клина [18] (рисунок 7). Взаимодействие по задней грани создает дополнительные силы трения, действующие на инструмент. Данный эффект особенно сильно проявляется при осуществлении резания с вибрациями, когда задняя грань режущего клина взаимодействует с волнами на обрабатываемой поверхности, вызванными вибрациями в системе. Взаимодействие по задней грани в этом случае имеет существенное демпфирующее влияние на динамику системы и частично подавляет способность системы к возбуждению автоколебаний по механизму регенерации поверхности.

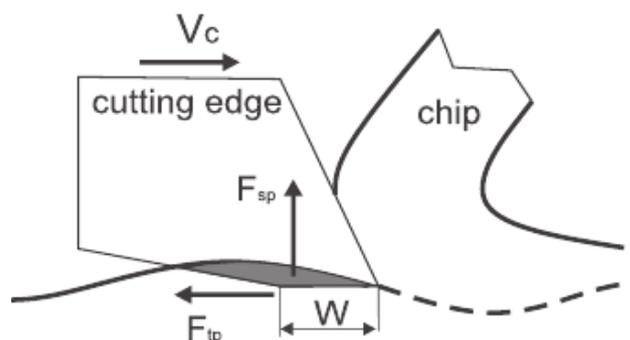


Рис. 7. Схема взаимодействия инструмента с обработанной поверхностью по задней грани [18]

В работе [18] нормальную составляющую силы взаимодействия по задней грани определяют, как величину, пропорциональную объему материала, в который вдавливаются задняя грань (закрашенная область на рисунке 7), в соответствии с соотношением (11):

$$F_{sp} = K_{sp} \frac{W^2}{4} w_c \frac{s}{V_c} \quad (11)$$

Где

F_{sp} - нормальная составляющая силы, действующая от взаимодействия по задней грани;

K_{sp} - нормальный коэффициент в модели сил, действующих от взаимодействия по задней грани;

W - величина изношенной части задней грани;

w_c - ширина элемента режущей кромки;

\dot{s} - компонента скорости движения режущей кромки, нормальная к обрабатываемой поверхности;

V_C - скорость подачи.

Соотношение (12) дополнительно отражает зависимость рассматриваемой силы взаимодействия от мгновенной скорости режущей кромки с учетом вибраций инструмента:

$$\dot{s} = (\dot{u}\cos(\bar{\varphi}) + \dot{v}\sin(\bar{\varphi}))\cos(\kappa_t) - \dot{z}\sin(\kappa_t) \quad (12)$$

Где

\dot{u} - компонента скорости движения сверла в направлении оси u (локальная система координат, связанная с вращающимся сверлом);

\dot{v} - компонента скорости движения сверла в направлении оси v (локальная система координат, связанная с вращающимся сверлом);

\dot{z} - компонента скорости движения сверла в осевом направлении;

$\bar{\varphi}$ - угловая позиция элемента режущей кромки, отсчитываемая от оси u ;

κ_t - половина угла основания сверла.

Касательная составляющая силы (13) взаимодействия по задней грани представляет собой силу Кулоновского трения [18]:

$$F_{tp} = \mu K_{sp} \quad (13)$$

Где

F_{tp} - касательная составляющая силы, действующая от взаимодействия по задней грани;

μ - коэффициент трения;

K_{sp} - касательный коэффициент в модели сил, действующих от взаимодействия по задней грани.

Более простой подход к учету сил взаимодействия по задней грани представлен в работе [26]. В рамках данного подхода используется модель, аналогичная (8), однако помимо слагаемого, зависящего от мгновенной площади срезаемой стружки, в выражения для сил резания (14) добавлено слагаемое, зависящее только от ширины резания и отражающее взаимодействие по задней грани.

$$\begin{aligned} dF_t &= K_{tc}dA + K_{tb}\Delta b \\ dF_r &= K_{rc}dA + K_{rb}\Delta b \\ dF_\psi &= K_{\psi c}dA + K_{\psi b}\Delta b \end{aligned} \quad (14)$$

Где

dF_t - окружная сила резания, действующая на элемент режущей кромки;

dF_r - радиальная сила резания, действующая на элемент режущей кромки;

dF_ψ - осевая сила резания, действующая на элемент режущей кромки;

K_{tc} - окружной коэффициент модели сил резания;

K_{rc} - радиальный коэффициент модели сил резания;

$K_{\psi c}$ - осевой коэффициент модели сил резания;

dA - элементарная площадь сечения срезаемого материала;

K_{te} - окружной коэффициент модели сил, действующих от взаимодействия по задней грани;

K_{re} - радиальный коэффициент модели сил, действующих от взаимодействия по задней грани;

$K_{\psi e}$ - осевой коэффициент модели сил, действующих от взаимодействия по задней грани;

Δb - элементарная толщина срезаемого материала.

Коэффициенты K требуют экспериментальной идентификации.

В работе [27] предлагается учитывать силы взаимодействия по задней грани за счет введения дополнительной фиктивной режущей кромки, следующей на некотором расстоянии за основным режущим клином, как схематично показано на рисунке 8. При этом выражение (15) для дополнительных сил, вызванных взаимодействием по задней грани, аналогично (8) с другими коэффициентами резания.

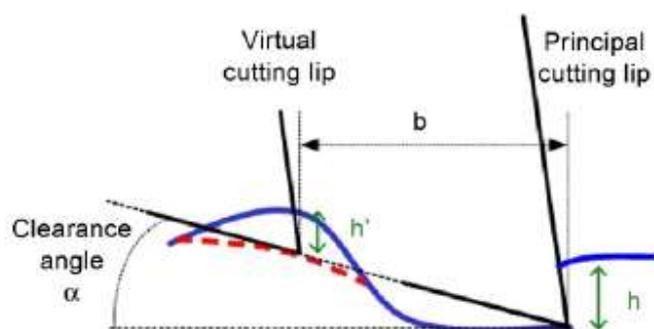


Fig. 4. Ploughing model.

Рис. 1.8. Схема введения фиктивной режущей кромки для моделирования взаимодействия по задней грани

$$F_{plo} = K_{plo}(h' \Delta R) \quad (15)$$

Где

F_{plo} - сила, действующая от взаимодействия по задней грани;

K_{plo} - коэффициент модели сил, действующих от взаимодействия по задней грани;

h' - мгновенная толщина слоя, срезаемого фиктивной режущей кромкой;

ΔR - ширина резания.

7. Модель сил взаимодействия в зоне перемычки

В процессе обработки материалов сверлением возникает зона у основания режущего инструмента, в которой происходит не резание, а вдавливание в поверхность. Неучет данного явления может привести к значительным погрешностям результатов, полученных при моделировании.

Важной особенностью модели сил резания в работе [26] является учет дополнительной осевой силы (16) вдавливания сверла в обрабатываемый материал в зоне перемычки,

где скорости резания имеют слишком малые значения для нормального формирования стружки. Величина силы вдавливания рассматривается как линейная функция осевой подачи инструмента:

$$P(f) = k_1 f - k_2 \quad (16)$$

Где

$P(f)$ - сила постоянного осевого давления;

f - величина подачи;

k_1, k_2 - эмпирические коэффициенты.

Наиболее полная модель сил резания при сверлении по мнению авторов настоящей статьи представлена в работах [28,29]. Особенностью представленной модели является разбиение режущей кромки на три области в каждой из которых вводится отдельная модель сил резания по причине существенно отличающихся условий взаимодействия инструмента с обрабатываемым материалом. Авторы [28,29] выделяют (рисунок 9) зону перемычки (зона 3), переходную зону с существенно изменяющейся геометрией режущей кромки (зона 2), и зону главной режущей кромки (зона 1). В первой зоне учитывается вклад сил резания по модели, аналогичной (8), но с учетом влияния скорости резания, и сил взаимодействия с обрабатываемым материалом по задней грани, которые определяются пропорционально объему материала, ометаемому задней гранью. Для переходной зоны используется модель похожая по форме выражений на применяемую в зоне 1, но с другими значениями коэффициентов по причине существенно отличающихся условий резания. Для третьей зоны, где срезание материала не происходит, авторы [28,29] определяют силу «выдавливания» материала за счет взаимодействия с перемычкой сверла по соотношению (17)

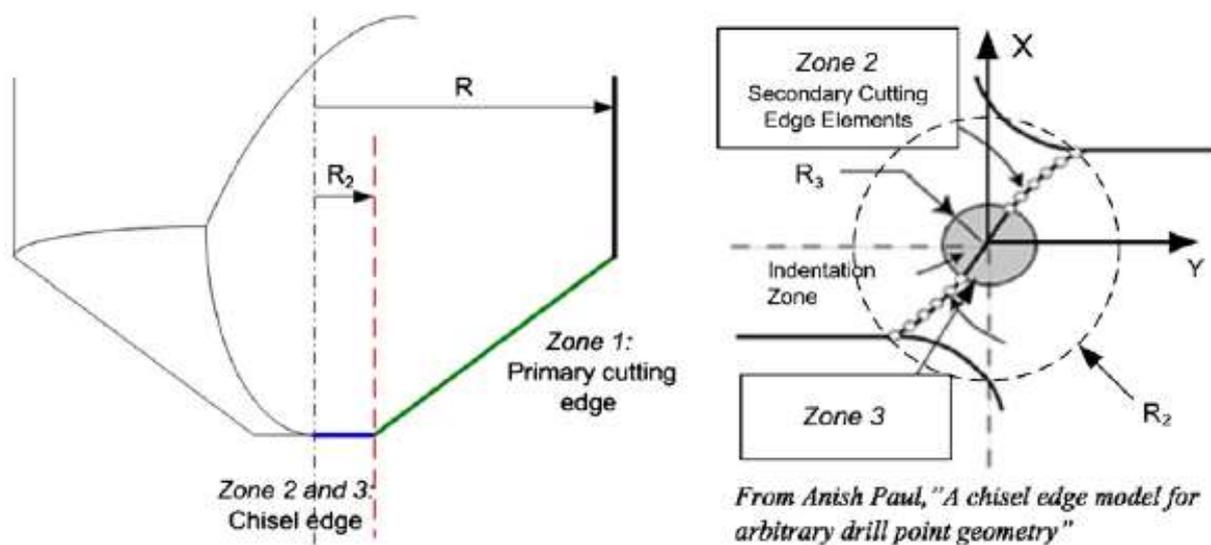


Рис. 1.9. Схема разделения режущей кромки инструмента на зоны, в которых применяются различные модели сил резания

$$F_c^3 = K_t^3 \left(\frac{K_r h^2}{2 \tan \left(\frac{\pi - \delta}{2} \right)} \right) q^3 \quad (17)$$

Где

F_c^3 - сила резания в третьей зоне;

K_t^3, q^3 - коэффициенты для пары инструмент-обрабатываемый материал;

K_r - коэффициент заточки сверла;

h - мгновенная толщина срезаемого слоя;

δ - угол основания сверла.

В работе [29] рассматривается экспериментальная методика коэффициентов для моделей сил резания на всех трех участках режущей кромки, показанных на рисунке 9. Для экспериментальной идентификации коэффициентов требуется выполнение серии экспериментов по засверливанию. В этом случае в различные моменты времени взаимодействие с обрабатываемым материалом происходит в разных зонах режущих кромок (рисунок 9), что повышает информативность эксперимента.

8. Классификация моделей динамики сверления

Модели динамики процесса сверления, рассмотренные в рамках данного обзора, можно классифицировать по ряду отличительных параметров, относящихся к различным структурным элементам. В таблице 1 приведен подобный разбор для наиболее значимых с точки зрения авторов этой статьи работ:

Таблица 1. Классификация моделей динамики резания

Параметр	Статьи					
	[12]	[14]	[16]	[17]	[18]	[26]
Моделирование колебаний инструмента						
- учет осевых колебаний	+	-	+	+	+	-
- крутильные колебания	+	-	+	+	+	-
- поперечные колебания	-	+	+	+	+	+
- изгиб оси инструмента	-	+	-	-	-	-
- моделирование эффекта обкатывания по боковой поверхности отверстия	-	-	+	-	+	-
- учет гироскопического эффекта для вращающегося инструмента	-	+	-	+	+	-
Особенности моделей сил резания						
- демпфирование процесса за счет взаимодействия по задней грани	-	-	-	-	+	+

- учет влияния перемычки между режущими кромками инструмента	-	-	-	-	-	+
- учет взаимодействия инструмента с боковой стенкой отверстия при обкатывании	-	-	-	-	-	-
- учет износа режущих кромок	-	-	-	-	+	-
- методика определения коэффициентов модели сил резания	-	-	-	-	-	+
- учет погрешностей изготовления инструмента	-	-	+	-	-	+
Особенности исследования динамики процесса сверления						
- учет эффекта регенерации поверхности	+	+	+	+	+	+
- анализ устойчивости	+	+	-	+	+	-
- имитационное моделирование во временной области	-	-	+	-	-	-
- применение геометрического алгоритма образования новых поверхностей	-	-	+	-	-	-
- учет взаимодействия инструмента с боковой стенкой отверстия в геометрическом алгоритме	-	-	+	-	-	-
- моделирование динамики приспособлений	-	-	-	-	-	-
- применение МКЭ для моделирования динамики инструмента и/или приспособления	-	-	-	-	-	-
- исследование влияния внешнего источника вибраций на процесс резания	+	-	-	-	-	-
Форма отверстий:						
- анализ сверления отверстий без предварительного рассверливания	+	+	+	+	+	-
- анализ формы отверстия (огранка)	-	-	+	-	-	+

Заключение

Проведен обзор научных работ по моделированию динамики сверления и выполнена их классификация по различным структурным параметрам.

Наиболее полная модель динамики сверления рассмотрена в работах [16-18] – рассматриваются четыре степени свобод: осевые-крутильные и поперечные колебания сверла. Также в статье [16] используется наиболее современный геометрический алгоритм формирования поверхности, учитывающий взаимодействие по боковой поверхности инструмента и стенок отверстия.

Модель сил резания, наилучшим образом отражающая физику взаимодействия режущих кромок с обрабатываемым материалом, разобрана в работах [28,29]. Разбиение кромок на три области позволяет учитывать различия в условиях взаимодействия инструмента с поверхностью между зонами резания и перемычки.

Для учета демпфирования процесса существуют несколько основных подходов, рассмотренных в работах [18,27]. В [18] вводятся дополнительные силы, пропорциональные объему материала, ометаемого задней гранью. В [27] учет демпфирования процесса вводится путем добавления дополнительной фиктивной режущей кромки.

Данная статья подготовлена в ходе выполнения работ по проектной части гос. задания № 9.1073.2014К в сфере научной деятельности.

Список литературы

1. Амосов И.С., Скраган В.А. Точность, вибрации и чистота поверхности при токарной обработке. Л.: Машгиз, 1958. 91 с.
2. Galloway D.F. Some Experiments on the Influence of Various Factors on Drilling Performance // Transactions of the ASME. 1957. Vol. 79. P. 191-231.
3. Sakuma K., Taguchi K., Katsuki A. Self-guiding action of deep-hole-drilling tools // CIRP Annals - Manufacturing Technology. 1981. Vol. 30, is. 1. P. 311-315. DOI: [10.1016/S0007-8506\(07\)60948-2](https://doi.org/10.1016/S0007-8506(07)60948-2)
4. Lee S.J., Eman K.F., Wu S.M. An analysis of the drill wandering motion // ASME Journal of Engineering for Industry. 1986. Vol. 109, no. 4. P. 297–305. DOI: [10.1115/1.3187132](https://doi.org/10.1115/1.3187132)
5. Zelentsov V.V. The lobing of drilled holes // Soviet Engineering Research. 1981. Vol. 1, no. 10. P. 52–54.
6. Tekinalp O., Ulsoy A.G. Modeling and finite element analysis of drill bit vibrations // ASME Journal of Vibration, Acoustics, Stress, and Reliability in Design. 1989. Vol. 111, no. 2. P. 148–155. DOI: [10.1115/1.3269835](https://doi.org/10.1115/1.3269835)
7. Rincon D.M., Ulsoy A.G. Effects of drill vibrations on cutting forces and torque // CIRP Annals - Manufacturing Technology. 1994. Vol. 43, no. 1. P. 59–62. DOI: [10.1016/S0007-8506\(07\)62164-7](https://doi.org/10.1016/S0007-8506(07)62164-7)

8. Fujii H., Marui E., Ema S. Whirling Vibration in Drilling. Part 1: Cause of Vibration and Role of Chisel Edge // ASME Journal of Engineering for Industries. 1986. Vol. 108, no. 3. P. 157–162. DOI: [10.1115/1.3187057](https://doi.org/10.1115/1.3187057)
9. Fujii H., Marui E., Ema S. Whirling Vibration in Drilling. Part 2: Influence of Drill Geometries, Particularly of the Drill Flank, on the Initiation of Vibration // ASME Journal of Engineering for Industries. 1986. Vol. 108, no. 3. P. 163–168. DOI: [10.1115/1.3187058](https://doi.org/10.1115/1.3187058)
10. Ema S., Fujii H., Marui E. Whirling Vibration in Drilling. Part 3: Vibration Analysis in Drilling Workpiece with a Pilot Hole // ASME Journal of Engineering for Industries. 1988. Vol. 110, no. 4. P. 315–321. DOI: [10.1115/1.3187888](https://doi.org/10.1115/1.3187888)
11. Voronov S.A., Gousskov A.M., Batzer S.A. Modeling vibratory drilling dynamics // Transactions of the ASME, Journal of Vibration and Acoustics. 2001. Vol. 123, no. 4. P. 435-443. DOI: [10.1115/1.1387024](https://doi.org/10.1115/1.1387024)
12. Гуськов А.М., Воронов С.А., Квашнин А.С. Влияние крутильных колебаний на процесс вибросверления // Вестник МГТУ им. Н.Э. Баумана. Сер. Машиностроение. 2007. № 1. С. 3-19.
13. Bayly P.V., Metzler S.A., Schaut A.J., Young S.G. Theory of torsional chatter in twist drills: model, stability analysis and composition to test // Journal of Manufacturing Science and Engineering. 2001. Vol. 123, no. 4. P. 552–561. DOI: [10.1115/1.1381399](https://doi.org/10.1115/1.1381399)
14. Arvajeh T., Ismail F. Machining stability in high-speed drilling — Part 1: Modeling vibration stability in bending // International Journal of Machine Tools & Manufacture. 2006. Vol. 46, no. 12-13. P. 1563-1572. DOI: [10.1016/j.ijmachtools.2005.09.018](https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2005.09.018)
15. Arvajeh T., Ismail F. Machining stability in high-speed drilling— Part 2: time domain simulation of a bending-torsional model and experimental validations // International Journal of Machine Tools & Manufacture. 2006. Vol. 46, no. 12-13. P. 1573–1581. DOI: [10.1016/j.ijmachtools.2005.09.019](https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2005.09.019)
16. Roukema J., Altintas Y. Generalized modeling of drilling vibrations. Part I - Time domain model of drilling kinematics, dynamics and hole formation // International Journal of Machine Tools & Manufacture. 2007. Vol. 47, no. 9. P. 1455–1473. DOI: [10.1016/j.ijmachtools.2006.10.005](https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2006.10.005)
17. Roukema J.C., Altintas Y. Generalized Modeling of Drilling Vibrations, Part II: Chatter Stability in Frequency Domain // International Journal of Machine Tools and Manufacture. 2007. Vol. 47, no. 9. P. 1474-1485. DOI: [10.1016/j.ijmachtools.2006.10.006](https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2006.10.006)
18. Ahmadi K., Altintas Y. Stability of Lateral, Torsional and Axial Vibrations in Drilling // International Journal of Machine Tools and Manufacture. 2013. Vol. 68. P. 63–74. DOI: [10.1016/j.ijmachtools.2013.01.006](https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2013.01.006)
19. Tobias S., Fishwick W. Vibrations of radial-drilling machines under test and working conditions // Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers. 1956. Vol. 170, no. 1. P. 232–264. DOI: [10.1243/PIME_PROC_1956_170_028_02](https://doi.org/10.1243/PIME_PROC_1956_170_028_02)

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. DOI: [10.18698/2308-6033-2012-6-261](https://doi.org/10.18698/2308-6033-2012-6-261)
21. Воронов С.А., Киселев И.А., Аршинов С.В. Методика применения численного моделирования динамики многокоординатного фрезерования сложнопрофильных деталей при проектировании технологического процесса // Инженерный журнал: наука и инновации. 2012. № 6. DOI: [10.18698/2308-6033-2012-6-260](https://doi.org/10.18698/2308-6033-2012-6-260)
22. Киселев И.А. Геометрический алгоритм 3MZBL для моделирования процессов обработки резанием. Методика описания поверхности заготовки // Инженерный журнал: наука и инновации. 2012. № 6. DOI: [10.18698/2308-6033-2012-6-269](https://doi.org/10.18698/2308-6033-2012-6-269)
23. Armarego E.J.A., Wiriyaosol S., Lorenz G. Thrust and torque prediction in drilling from a cutting mechanics approach // Annals of the CIRP. 1979. Vol. 28, no. 1. P. 87–92.
24. Гуськов А.М. Нелинейная динамика вибрационного сверления. Роль уравнений образования новых поверхностей // Труды симпозиума CSDT-2000. М.: МГТУ «СТАНКИН», 2000. С. 93-101.
25. Hamade R., Seif C.Y., Ismail F. Using drilling experiments to extract specific cutting force coefficients // International Journal of Machine Tools and Manufacture, to appear.
26. Pirtini M., Lazoglu I. Forces and hole quality in drilling // International Journal of Machine Tools and Manufacture. 2005. Vol. 45, no. 11. P. 1271-1281. DOI: [10.1016/j.ijmachtools.2005.01.004](https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2005.01.004)
27. Paris H., Brissaud D., Gousskov A., Guibert N., Rech J. Influence of the Ploughing Effect on the Dynamic Behaviour of the Self Vibratory Drilling Head // CIRP Annals - Manufacturing Technology. 2008. Vol. 57, no. 1. P. 385-388. DOI: [10.1016/j.cirp.2008.03.101](https://doi.org/10.1016/j.cirp.2008.03.101)
28. Guibert N., Paris H., Rech J. A numerical simulator to predict the dynamical behavior of the self-vibratory drilling head // International Journal of Machine Tools and Manufacture. 2008. Vol. 48, no. 6. P. 644-655. DOI: [10.1016/j.ijmachtools.2007.11.003](https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2007.11.003)
29. Guibert N., Paris H., Rech J., Claudin C. Identification of thrust force models for vibratory drilling // International Journal of Machine Tools and Manufacture. 2009. Vol. 49, no. 9. P. 730-738. DOI: [10.1016/j.ijmachtools.2009.02.007](https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2009.02.007)

A Literature Review on Mathematical Models of Drilling Process Dynamics

A.M. Guskov¹, S.A. Voronov¹, I.A. Kiselev^{1,*},
N.A. Jukov¹, I.I. Ivanov¹, S.M. Nikolaev¹

[*i.a.kiselev@yandex.ru](mailto:i.a.kiselev@yandex.ru)

¹Bauman Moscow State Technical University, Moscow, Russia

Keywords: drilling dynamics, oscillations, transient stability, a geometric algorithm, an overview of sources

The paper presents an overview of literature describing simulation of drilling process. It considers both the negative impact of vibrations, arising when cutting, on the given technological process (emerging so-called chatter) and the positive effects (chip breakage). The paper also examines different models used in modern works and presents basic equations of dynamics, taking into account the regenerative effect, including transverse, axial and torsional degree of freedom. Besides, it describes methods to calculate the chip thickness desirable in cutting force model. Two existing approaches to study dynamics of drilling process are discussed in detail: analytical stability analysis and time domain investigation. The first method is based on eigenvalue problem solution of delayed differential motion equation discretized in the time domain. As to the second approach, full time domain numerical modeling of drilling process using geometry algorithms is conducted. This work emphasizes the analysis of forces acting on the tool during machining. General cutting force models used in modern works are considered. The paper describes main approaches to process damping phenomenon (interaction between cutting tool flank face and work-piece) modelling. It notes the feature specific only to the drilling – near the tip of the tool the chisel edge occurs to indent to the material instead of cutting. From the authors' point of view the most complete is the model, where a cutting edge is divided into three zones (indentation zone, secondary cutting edge, and primary cutting edge), each of which uses different equations in the model of forces. Additional advantage of this model is that there is an experimental technique to determine cutting coefficients. The paper ends with a detailed classification of existing models of drilling dynamics.

The paper was financially supported by the Ministry of Education and Science of the Russian Federation within the framework of the Project NIR № 9.1073.2014K: design part of the State-guaranteed order in research activities.

References

1. Amosov I.S., Skragan V.A. *Tochnost, vibracii i chistota poverhnosti pri tokarnoi obrabotke* [Accuracy, vibrations and surface finish in turning]. Leningrad, Mashgiz Publ., 1958. 91 p. (in Russian).
2. Galloway D.F. Some Experiments on the Influence of Various Factors on Drilling Performance. *Transactions of the ASME*, 1957, vol. 79, pp. 191-231.
3. Sakuma K., Taguchi K., Katsuki A. Self-guiding action of deep-hole-drilling tools. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 1981, vol. 30, is. 1, pp. 311-315. DOI: [10.1016/S0007-8506\(07\)60948-2](https://doi.org/10.1016/S0007-8506(07)60948-2)
4. Lee S.J., Eman K.F., Wu S.M. An analysis of the drill wandering motion. *ASME Journal of Engineering for Industry*, 1986, vol. 109, no. 4, pp. 297–305. DOI: [10.1115/1.3187132](https://doi.org/10.1115/1.3187132)
5. Zelentsov V.V. The lobing of drilled holes. *Soviet Engineering Research*, 1981, vol. 1, no. 10, pp. 52–54.
6. Tekinalp O., Ulsoy A.G. Modeling and finite element analysis of drill bit vibrations. *ASME Journal of Vibration, Acoustics, Stress, and Reliability in Design*, 1989, vol. 111, no. 2, pp. 148–155. DOI: [10.1115/1.3269835](https://doi.org/10.1115/1.3269835)
7. Rincon D.M., Ulsoy A.G. Effects of drill vibrations on cutting forces and torque. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 1994, vol. 43, no. 1, pp. 59–62. DOI: [10.1016/S0007-8506\(07\)62164-7](https://doi.org/10.1016/S0007-8506(07)62164-7)
8. Fujii H., Marui E., Ema S. Whirling Vibration in Drilling. Part 1: Cause of Vibration and Role of Chisel Edge. *ASME Journal of Engineering for Industries*, 1986, vol. 108, no. 3, pp. 157–162. DOI: [10.1115/1.3187057](https://doi.org/10.1115/1.3187057)
9. Fujii H., Marui E., Ema S. Whirling Vibration in Drilling. Part 2: Influence of Drill Geometries, Particularly of the Drill Flank, on the Initiation of Vibration. *ASME Journal of Engineering for Industries*, 1986, vol. 108, no. 3, pp. 163–168. DOI: [10.1115/1.3187058](https://doi.org/10.1115/1.3187058)
10. Ema S., Fujii H., Marui E. Whirling Vibration in Drilling. Part 3: Vibration Analysis in Drilling Workpiece with a Pilot Hole. *ASME Journal of Engineering for Industries*, 1988, vol. 110, no. 4, pp. 315–321. DOI: [10.1115/1.3187888](https://doi.org/10.1115/1.3187888)
11. Voronov S.A., Gousskov A.M., Batzer S.A. Modeling vibratory drilling dynamics. *Transactions of the ASME, Journal of Vibration and Acoustics*, 2001, vol. 123, no. 4, pp. 435-443. DOI: [10.1115/1.1387024](https://doi.org/10.1115/1.1387024)
12. Gus'kov A.M., Voronov S.A., Kvashnin A.S. Influence of Torsion Vibrations on Process of Vibration-drilling. *Vestnik MGTU im. N.E. Baumana. Ser. Mashinostroenie = Herald of the Bauman Moscow State Technical University. Ser. Mechanical Engineering*, 2007, no. 1, pp. 3-19. (in Russian).
13. Bayly P.V., Metzler S.A., Schaut A.J., Young S.G. Theory of torsional chatter in twist drills: model, stability analysis and composition to test. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 2001, vol. 123, no. 4, pp. 552–561. DOI: [10.1115/1.1381399](https://doi.org/10.1115/1.1381399)

14. Arvajeh T., Ismail F. Machining stability in high-speed drilling — Part 1: Modeling vibration stability in bending. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2006, vol. 46, no. 12-13, pp. 1563-1572. DOI: [10.1016/j.ijmachtools.2005.09.018](https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2005.09.018)
15. Arvajeh T., Ismail F. Machining stability in high-speed drilling— Part 2: time domain simulation of a bending-torsional model and experimental validations. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2006, vol. 46, no. 12-13, pp. 1573–1581. DOI: [10.1016/j.ijmachtools.2005.09.019](https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2005.09.019)
16. Roukema J., Altintas Y. Generalized modeling of drilling vibrations. Part I - Time domain model of drilling kinematics, dynamics and hole formation. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2007, vol. 47, no. 9, pp. 1455–1473. DOI: [10.1016/j.ijmachtools.2006.10.005](https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2006.10.005)
17. Roukema J.C., Altintas Y. Generalized Modeling of Drilling Vibrations, Part II: Chatter Stability in Frequency Domain. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2007, vol. 47, no. 9, pp. 1474-1485. DOI: [10.1016/j.ijmachtools.2006.10.006](https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2006.10.006)
18. Ahmadi K., Altintas Y. Stability of Lateral, Torsional and Axial Vibrations in Drilling. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2013, vol. 68, pp. 63–74. DOI: [10.1016/j.ijmachtools.2013.01.006](https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2013.01.006)
19. Tobias S., Fishwick W. Vibrations of radial-drilling machines under test and working conditions. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers*, 1956, vol. 170, no. 1, pp. 232–264. DOI: [10.1243/PIME_PROC_1956_170_028_02](https://doi.org/10.1243/PIME_PROC_1956_170_028_02)
20. Voronov S.A., Kiselev I.A. Cutting process modelling geometric algorithm 3MZBL: Algorithm of surface modification and instantaneous chip thickness determination. *Inzhenernyy zhurnal: nauka i innovatsii = Engineering Journal: Science and Innovation*, 2012, no. 6. DOI: [10.18698/2308-6033-2012-6-261](https://doi.org/10.18698/2308-6033-2012-6-261) (in Russian).
21. Voronov S.A., Kiselev I.A., Arshinov S.V. Dynamics' numerical simulation application procedure of multi-axis die-milling at process design. *Inzhenernyy zhurnal: nauka i innovatsii = Engineering Journal: Science and Innovation*, 2012, no. 6. DOI: [10.18698/2308-6033-2012-6-260](https://doi.org/10.18698/2308-6033-2012-6-260) (in Russian).
22. Kiselev I.A. Cutting process modelling geometric algorithm 3MZBL: working surface description approach. *Inzhenernyy zhurnal: nauka i innovatsii = Engineering Journal: Science and Innovation*, 2012, no. 6. DOI: [10.18698/2308-6033-2012-6-269](https://doi.org/10.18698/2308-6033-2012-6-269) (in Russian).
23. Armarego E.J.A., Wiriyaosol S., Lorenz G. Thrust and torque prediction in drilling from a cutting mechanics approach. *Annals of the CIRP*, 1979, vol. 28, no. 1, pp. 87–92.
24. Gus'kov A.M. Nonlinear dynamics of vibratory drilling. New surfaces formation equations role. *Trudy simpoziuma CSDT-2000* [Proc. of the Symposium CSDT-2000]. Moscow, MSTU “STANKIN” Publ., 2000, pp. 93-101. (in Russian).
25. Hamade R., Seif C.Y., Ismail F. Using drilling experiments to extract specific cutting force coefficients. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, to appear.

26. Pirtini M., Lazoglu I. Forces and hole quality in drilling. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2005, vol. 45, no. 11, pp. 1271-1281. DOI: [10.1016/j.ijmachtools.2005.01.004](https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2005.01.004)
27. Paris H., Brissaud D., Gousskov A., Guibert N., Rech J. Influence of the Ploughing Effect on the Dynamic Behaviour of the Self Vibratory Drilling Head. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 2008, vol. 57, no. 1, pp. 385-388. DOI: [10.1016/j.cirp.2008.03.101](https://doi.org/10.1016/j.cirp.2008.03.101)
28. Guibert N., Paris H., Rech J. A numerical simulator to predict the dynamical behavior of the self-vibratory drilling head. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2008, vol. 48, no. 6, pp. 644-655. DOI: [10.1016/j.ijmachtools.2007.11.003](https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2007.11.003)
29. Guibert N., Paris H., Rech J., Claudin C. Identification of thrust force models for vibratory drilling. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2009, vol. 49, no. 9, pp. 730-738. DOI: [10.1016/j.ijmachtools.2009.02.007](https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2009.02.007)