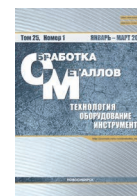




Обработка металлов (технология • оборудование • инструменты)

Сайт журнала: http://journals.nstu.ru/obrabotka_metallov



Определение оптимального режима обработки металлов при анализе динамики систем управления резанием

Виктор Лапшин^{а, *}, Денис Моисеев^б

Донской государственный технический университет, пл. Гагарина, 1, г. Ростов-на-Дону, 344000, Россия

^а  <https://orcid.org/0000-0002-5114-0316>,  lapshin1917@yandex.ru; ^б  <https://orcid.org/0000-0002-7186-7758>,  denisey2003@mail.ru

ИНФОРМАЦИЯ О СТАТЬЕ

УДК 621.9:531.3

История статьи:

Поступила: 15 декабря 2022
 Рецензирование: 12 января 2023
 Принята к печати: 21 января 2023
 Доступно онлайн: 15 марта 2023

Ключевые слова:

Динамика
 Вибрации инструмента
 Устойчивость резания
 Скорость обработки
 Износ
 Регенеративный эффект

Благодарности:

Исследования частично выполнены на оборудовании ЦКП «Структура, механические и физические свойства материалов» (соглашение с Минобрнаукой № 13.ЦКП.21.0034).

АННОТАЦИЯ

Введение. В многочисленных экспериментальных исследованиях процессов обработки металлов резанием на металлорежущих станках отмечается существование некоторого оптимального режима обработки, который наиболее ярко сформулировал А.Д. Макаров в своем положении о существовании оптимальной температуры резания (скорости обработки). Здесь авторами из России акцент делается на описании оптимальности процессов обработки, связанных со свойствами обрабатываемого материала и свойствами используемого при этом инструмента. Однако в западной научной литературе существует другое мнение, которое в целом опирается на регенеративную природу вибраций в динамике резания. Регенерацию вибраций связывают с динамикой процесса резания, на которую существенно влияет запаздывающий аргумент, отражающий вариативность срезаемого слоя. Связь этих двух подходов видится через анализ области устойчивости динамической системы резания в пространстве параметров: скорости резания и величины износа инструмента. **Предмет.** Исходя из этого в статье рассматривается вопрос связи между оптимальным, по Макарову А.Д., режимом обработки и динамикой процесса резания, включающей в себя регенерацию вибраций инструмента при токарной обработке металлов. Для этого формулируются две исследовательские гипотезы и производится численное моделирование с целью определения их достоверности. **Цель работы.** Рассмотреть положение А.Д. Макарова о существовании оптимального режима резания с точки зрения устойчивости динамики токарной обработки металлов, для чего в работе выдвигаются две гипотезы, подлежащие анализу. **В работе исследована:** математическая модель, описывающая динамику вибрационных колебаний вершины режущего клина с учетом динамики формируемой в зоне контакта температуры и ее влияния на силы, препятствующие формообразующим движениям инструмента. **Методы исследования.** Проведена серия натурных экспериментов на металлообрабатывающем станке с использованием возможностей измерительного стенда STD.201-1, целью которых было определение влияния температурного расширения металлов на значение выталкивающей силы. На основе численного моделирования исходных нелинейных математических моделей, а также моделирования линеаризованных в окрестности точки равновесия моделей проведен анализ устойчивости системы резания при вариации скорости резания и величины износа инструмента по задней грани. **Результаты работы.** Приведены результаты натурных экспериментов, которые показали существенный линейный рост выталкивающей инструмент силы при увеличении температуры в контакте инструмента и обрабатываемой детали, результаты моделирования координат состояния и соответствующих им фазовых траекторий при врезании режущего клина в обрабатываемую деталь, а также силы, разложенные вдоль оси деформации инструмента. Представлены результаты моделирования годографа вектора Михайлова для линеаризованной модели динамики процесса резания. **Выводы.** Результаты исследований показали, что только вторая разработанная авторами гипотеза позволяет адекватно интерпретировать положение, приведенное А.Д. Макаровым. Основным дополнением к описанию положения А.Д. Макарова авторы считают необходимость учета изменений выталкивающей силы при росте температуры контакта инструмента и обрабатываемой детали.

Для цитирования: Лапшин В.П., Моисеев Д.В. Определение оптимального режима обработки металлов при анализе динамики систем управления резанием // Обработка металлов (технология, оборудование, инструменты). – 2023. – Т. 25, № 1. – С. 16–43. – DOI: 10.17212/1994-6309-2023-25.1-16-43.

*Адрес для переписки

Лапшин Виктор Петрович, к.т.н., доцент
 Донской государственный технический университет,
 пл. Гагарина, 1
 344000, г. Ростов-на-Дону, Россия
 Тел.: 8 (900) 122-75-14, e-mail: lapshin1917@yandex.ru

Введение

Качество процесса обработки металлов резанием на металлорежущих станках, а также стойкость режущего инструмента связаны с устойчивостью вибрационной динамики процесса

резания. Вибрации вершины инструмента при резании зависят от двух групп факторов: первая группа – вибрационная активность, не связанная с событиями, протекающими в зоне резания, а вторая группа – это вибрационная активность, вызванная процессами, протекающими в зоне резания. В связи с этим большое значение приобретает разработка методов и способов минимизации вибрационной активности, природа которой определяется процессом резания.

Вибрации инструмента, сопровождающие процесс резания, во многом определяются регенерацией колебаний при резании по «следу», которая получила название «регенеративный эффект» [1–4]. В этих работах отмечается, что главным фактором влияющим на регенеративный эффект, является так называемая временная задержка “time delay” [5–7], именно она определяющим образом влияет на устойчивость динамики процесса. Помимо регенеративного характера самовозбуждения вибрационной динамики системы резания на устойчивость вибраций режущего инструмента влияют: температура в зоне контакта инструмента и обрабатываемой детали [8], изменения силовой реакции со стороны процесса резания на формообразующие движения инструмента [9], величина, характеризующая степень изношенности режущего клина, и т. д. [10]. Однако развивающаяся сегодня синергетическая концепция описания процессов, протекающих в станках [11, 12], позволяет говорить не о каждом отдельно взятом факторе, а о некоторой совокупности взаимосвязанных и взаимодействующих факторов, определяющих механизм самовозбуждения системы управления резанием [13, 14].

Важнейшим фактором сложности математического описания динамики процессов обработки является уже указанная ранее временная задержка “time delay”, которая и определяет регенеративный характер самовозбуждения системы резания. Здесь надо отметить, что в процессе линеаризации системы интегродифференциальных уравнений, описывающих сложную нелинейную с запаздыванием динамику процесса обработки, придется иметь дело с элементом, содержащим запаздывающий аргумент. Такой элемент не позволит провести анализ системы дифференциальных уравнений системы управления резанием с использованием линеаризованной модели в окрестности точки равновесия

на основе алгебраических критериев, таких как критерий Гурвица [15] или критерий Рауса [16]. Решением этой проблемы выступает использование частотных критериев устойчивости, таких, как критерий Найквиста [17, 18] или его советский аналог критерий Михайлова [19–21]. Сам критерий Найквиста в приложении к математическим моделям систем управления резанием металлов хорошо рассмотрен в работах Закозотного В.Л. [11, 12], а вот критерий Михайлова, хорошо и давно известный в американской инженерной школе [21], пока широко не применяется.

Целью такого моделирования может быть определение некоторого наилучшего режима резания, т. е. такого режима, при котором фактор самовозбуждения системы управления резанием будет сведен к минимуму. Экспериментально уже доказано, что такой режим существует и он связан со скоростью резания [22, 23]. В указанных работах под наилучшим режимом понимается режим, обеспечивающий минимальную шероховатость обрабатываемой поверхности и максимальную размерную стойкость режущего инструмента. К примеру, А.Д. Макаров в своей монографии [22] формулирует следующее утверждение: «важнейшим фактором, определяющим характеристики процесса резания, является средняя температура контакта, определяемая режимом резания (скорость резания)». В этой и других работах температура контакта инструмента определяется текущей мощностью, выделяемой при резании и преобразованной в тепло, которая линейно зависит от скорости резания. Однако в статье [8] было показано, что при формировании износа режущего клина по задней грани формируется дополнительная термодинамическая обратная связь, которая предварительно за период до текущего момента резания прогревает зону резания. В последующем это приведет к температурному расширению материала обрабатываемой детали, которое увеличит значение выталкивающей инструмент силы. Отметим, что этот фактор перестройки силовой реакции, которая подтверждается экспериментальными исследованиями [9], ранее не учитывался при формировании математических моделей систем резания.

Сам А.Д. Макаров в своих рассуждениях опирался на следующие известные факторы:

1) падающий характер силы резания (температурно-скоростной фактор обработки), выяв-

ленный и представленный в виде графической характеристики еще в работах Н.Н. Зорева [24];

2) существование «благоприятных условий» в зоне резания, интерпретируемых переходом от адгезионной природы к диффузионной природе трения [22].

Помимо этих факторов обработки можно учитывать еще один немаловажный температурный фактор – это линейное расширение металла при росте температуры контакта. Отметим, что вместе с температурным расширением металла происходит рост выталкивающей силы, что будет приводить к перестройке всей системы резания и к возможной потере устойчивости [9]. С точки зрения моделирования динамики процесса обработки максимум стойкости режущего клина совпадает с максимумом запаса устойчивости динамической системы резания. Перефразируя положение А.Д. Макарова, можно сказать, что в динамической системе резания существует некоторый оптимальный по запасу устойчивости этой системы режим резания, напрямую связанный со скоростью (температурой) резания и величиной износа режущего клина.

В связи с вышеизложенным **цель работы** состоит в рассмотрении положения А.Д. Макарова о существовании оптимального режима резания с точки зрения устойчивости динамики токарной обработки металлов. Приведенные выше рассуждения позволяют сформулировать две гипотезы, проверка соответствия которых положению Макарова А.Д. станет задачами исследования.

Гипотеза № 1. Оптимальное значение скорости резания (температуры резания) при моделировании динамики процесса обработки определяется совокупностью следующих факторов: падающей характеристикой силы резания (по Н.Н. Зореву) и минимумом коэффициента трения, связанного с переходом трения от адгезионной к диффузионной природе.

Гипотеза № 2. Оптимальное значение скорости резания (температуры резания) при моделировании динамики процесса обработки определяется совокупностью следующих факторов: падающей характеристикой силы резания (по Н.Н. Зореву), минимумом коэффициента трения, обусловленным переходом трения от адгезионной к диффузионной природе, и зависимостью выталкивающей инструмент силы от предварительного прогрева зоны обработки.

Проверка первой гипотезы

Формирование математической модели системы управления резанием

При формировании математической модели рассмотрим совокупную силовую реакцию процесса резания на формообразующие движения инструмента, опираясь при этом на синергетическую концепцию и механико-термодинамический подход. Реализация синергетической концепции при синтезе математической модели будет состоять в том, что силы описываются в координатах состояния процесса, а механико-термодинамический подход состоит в том, что помимо координат состояния системы резания силовая реакция будет включать в себя динамику производства и рассеивания температуры в процессе обработки.

Для удобства формирования математической модели рассмотрим основные оси координат деформации, вдоль которых будут расписываться уравнения движения (рис. 1).

На схеме, представленной на рис. 1, принято разложение деформаций на три основные оси: ось x – осевое направление деформаций (мм); ось y – радиальное направление деформаций (мм) и ось z – тангенциальное направление деформаций (мм). Вдоль тех же осей силовая реакция разлагается от процесса резания на формообразующие движения инструмента (F_f , F_p , F_c (N)), V_f и V_c (мм/с) скоростей подачи и резания,

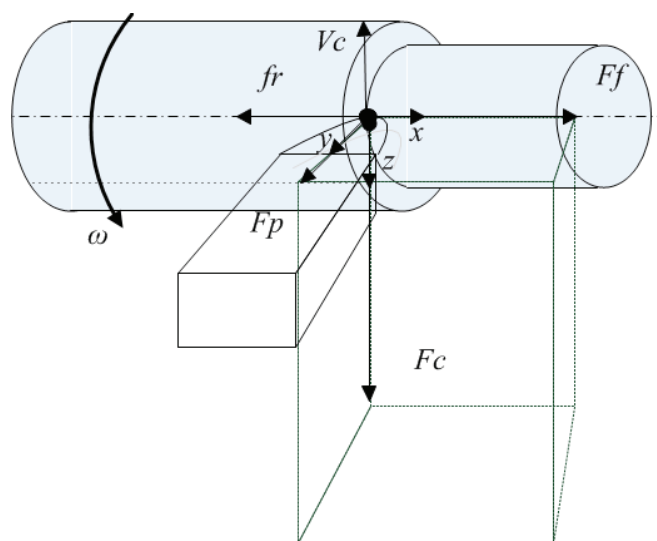


Рис. 1. Схема координат и сил модели

Fig. 1. Diagram of the coordinates and forces of the model

соответственно ω – угловая скорость шпинделя (рад/с).

Описание силы резания обобщим на основе гипотезы пропорциональности ее площади срезаемого слоя в виде

$$F_i = \rho a_p S \chi_i, \quad (1)$$

где χ_i – некоторый коэффициент разложения общего вектора сил реакции на i -ю ось деформации инструмента. Здесь надо отметить, что такой подход широко применяется в рамках научной школы Заковоротного В.Л. [12]; глубина обработки a_p также будет зависеть от деформаций инструмента и обрабатываемой детали $a_p = a_{p0} - y$, где t_{p0} – технологически заданная глубина обработки без учета деформаций инструмента и детали, величина подачи на оборот – S .

Величина подачи может быть представлена в виде следующего интеграла:

$$S = \int_{t-T_V}^t \left(V_f - \frac{dx}{dt} \right) dt, \quad (2)$$

где T_V – период вращения детали.

Важнейшей составляющей силы резания является составляющая силы, которая формируется не в зоне первичной деформации и трения стружки о переднюю грань инструмента, а на задней грани инструмента, где формируется выталкивающая сила и сила трения в направлении главного движения. Эта составляющая силы зависит от износа инструмента по задней грани, поэтому, опираясь на подход, предложенный в работе Заковоротного В.Л. [22], опишем формируемую здесь силу как

$$F_h = \sigma S_h e^{-K_h x}, \quad (3)$$

где σ – предел прочности обрабатываемого металла при сжатии в [кг/мм²]; K_h – коэффициент крутизны нарастания силы; S_h – площадь контакта инструмента и обрабатываемой детали по задней поверхности режущего клина, которую определяют как $S_h = h_3 t_p$, S_h – коэффициент, определяющий крутизну нелинейного увеличения площади контакта инструмента и обрабаты-

ваемой детали при сближении инструмента и обрабатываемой детали.

Через главный угол в плане φ разложим силовую реакцию на оси деформации x и y следующим образом:

$$\begin{cases} F_h^{(x)} = \cos \varphi F_h, \\ F_h^{(y)} = \sin \varphi F_h. \end{cases} \quad (4)$$

Силовая реакция в направлении координаты z по своей сути не что иное, как сила трения, которую можно представить как

$$F_h^{(z)} = k_t F_h, \quad (5)$$

где k_t – коэффициент трения.

Используя предложенный Макаровым А.Д. подход [22], идентифицируем характеристику коэффициента трения следующим выражением:

$$k_t = k_{0t} + \Delta k_t \left[e^{-K_{f1} Q} + e^{K_{f2} Q} \right] / 2, \quad (6)$$

где k_{0t} – некоторое постоянное минимальное значение коэффициента трения; Δk_t – величина приращения коэффициента трения при изменении температуры в зоне контакта; K_{f1} и K_{f2} – коэффициенты, определяющие крутизну падения и роста характеристики коэффициента трения.

Таким образом, обобщая описание силовой реакции со стороны процесса резания на формирующие движения инструмента, получим следующие уравнения, описывающие силовую реакцию:

$$\begin{cases} F_f = \chi_1 F + F_h^{(x)}, \\ F_p = \chi_2 F + F_h^{(y)}, \\ F_c = \chi_3 F + F_h^{(z)}. \end{cases} \quad (7)$$

Помимо силовой и термодинамической подсистемы системы резания в общей структуре системы управления (см. рис. 1) присутствует подсистема деформационных движений вершины инструмента, которая опосредованно входила в наши рассуждения, но напрямую моделью не представлена. Учитывая предложенные выражением (6) зависимости сил реакции, а также опираясь на подход к моделированию динамики

деформационного движения инструмента, используемый в научной школе Заковоротного В.Л. [12], примем, что модель деформаций вершины инструмента будет иметь следующий вид:

$$\left\{ \begin{array}{l} m \frac{d^2 x}{dt^2} + h_{11} \frac{dx}{dt} + h_{12} \frac{dy}{dt} + \\ + h_{13} \frac{dz}{dt} + c_{11}x + c_{12}y + c_{13}z = F_f, \\ m \frac{d^2 y}{dt^2} + h_{21} \frac{dx}{dt} + h_{22} \frac{dy}{dt} + \\ + h_{23} \frac{dz}{dt} + c_{21}x + c_{22}y + c_{23}z = F_p, \\ m \frac{d^2 z}{dt^2} + h_{31} \frac{dx}{dt} + h_{32} \frac{dy}{dt} + \\ + h_{33} \frac{dz}{dt} + c_{31}x + c_{32}y + c_{33}z = F_c. \end{array} \right. \quad (8)$$

где m [кг · с²/мм]; h [кг · с/мм]; c [кг/мм] – матрицы инерционных коэффициентов, коэффициентов диссипации и коэффициентов жесткости соответственно.

В результате эволюции режущего клина формируется площадка контакта по задней грани, длина которой будет определять время взаимодействия, которое определяется скоростью резания. Преобразование мощности резания в температуру требует предварительного формализованного описания самой мгновенной мощности резания, которую удобно представить следующим выражением:

$$N = F_c \left(V_c - \frac{dz}{dt} \right) = \left(\chi_3 F + F_h^{(z)} \right) \left(V_c - \frac{dz}{dt} \right). \quad (9)$$

Используя предложенный в работе [8] подход, синтезируем дифференциальное уравнение, описывающее термодинамическую составляющую системы, как

$$T_1 T_2 \frac{d^2 Q_z}{dt^2} + (T_1 + T_2) \frac{dQ_z}{dt} + Q_z = kN, \quad (10)$$

где $T_1 = \frac{\lambda}{\alpha_1}$; $T_2 = \frac{T_h}{\alpha_2} = \frac{h_3}{V_c \alpha_2}$; $k = \frac{k_Q \lambda h_3}{\alpha_1 \alpha_2 V_c}$ – ко-

эффициент передачи; α_1, α_2 – безразмерные масштабирующие параметры; λ – коэффициент температуропроводности; k_Q – коэффициент,

характеризующий преобразование мощности необратимых превращений, выделяемой в зоне контакта инструмент–заготовка, в температуру.

Таким образом, системы уравнений (8)–(10) и будут являться математической моделью системы резания.

Критерий Михайлова и линеаризация системы уравнений

Для оценки устойчивости системы управления на основе критерия Михайлова используется характеристический полином передаточной функции системы управления:

$$D(p) = a_0 p^n + a_1 p^{n-1} + \dots + a_{n-1} p + a_n, \quad (11)$$

где n – степень полинома и она же – порядок дифференциального уравнения для случая, представленного выражениями (8), (10), $n = 8$.

Полагая $p = j\omega$, преобразуем характеристический полином в комплексный частотный полином:

$$D(j\omega) = a_0 (j\omega)^n + a_1 (j\omega)^{n-1} + \dots + a_{n-1} (j\omega) + a_n.$$

В случае устойчивых систем годограф вектора Михайлова имеет свойство начинаться с точки $U(0) = a_n$, $V(0) = 0$. По мере увеличения ω от нуля до бесконечности точка $M(U, V)$ перемещается влево так, что кривая стремится охватить начало координат, одновременно удаляясь от него. Если провести радиус-вектор из начала координат в точку $M(U, V)$, то окажется, что радиус-вектор будет поворачиваться против часовой стрелки, непрерывно увеличиваясь.

Сам критерий Михайлова сформулируем так: если при изменении частоты от нуля до бесконечности годограф Михайлова начинается на действительной оси в точке a_n , последовательно проходит против часовой стрелки n квадрантов комплексной плоскости, не проходя через нуль, и уходит в бесконечность в n -м квадранте, то система устойчива. В случае неустойчивых систем кривые не охватывают начало координат, при этом, если годограф начинается из начала координат или проходит через начало координат, система находится на границе устойчивости.

Для оценки устойчивости системы управления методом Михайлова потребуется определить характеристический полином системы управления, описываемой системой уравне-

ний (8), (10). Поскольку эта система нелинейная, то первое, что потребуется, линеаризовать эту систему уравнений в некоторой окрестности точки равновесия, что и сделано ниже.

$$\begin{aligned}
 & \left\{ m \frac{d^2 x}{dt^2} + h_{11} \frac{dx}{dt} + h_{12} \frac{dy}{dt} + h_{13} \frac{dz}{dt} + x \left[c_{11} + \chi_1 (1 - e^{-jT_v \omega}) (\rho + \rho \mu) + \cos(\varphi) h_3 \sigma t_p \alpha_2 \right] + \right. \\
 & + y \left[c_{12} + \chi_1 (\rho + \rho \mu) S_p + \cos(\varphi) \sigma h_3 \right] + c_{13} z + Q \chi_1 \rho \mu \alpha_1 t_p S_p = 0, \\
 & m \frac{d^2 y}{dt^2} + h_{21} \frac{dx}{dt} + h_{22} \frac{dy}{dt} + h_{23} \frac{dz}{dt} + x \left[c_{21} + \chi_2 (1 - e^{-jT_v \omega}) (\rho + \rho \mu) + \sin(\varphi) h_3 \sigma t_p \alpha_2 \right] + \\
 & + y \left[c_{22} + \chi_2 (\rho + \rho \mu) S_p + \sin(\varphi) \sigma h_3 \right] + c_{23} z + Q \chi_2 \rho \mu \alpha_1 t_p S_p = 0, \\
 & m \frac{d^2 z}{dt^2} + h_{31} \frac{dx}{dt} + h_{32} \frac{dy}{dt} + h_{33} \frac{dz}{dt} + x \left[c_{31} + \chi_3 (1 - e^{-jT_v \omega}) (\rho + \rho \mu) + (k_{0t} + \Delta k_t) \sigma h_3 \alpha_2 t_p \right] + \\
 & + y \left[c_{32} + \chi_3 (\rho + \rho \mu) S_p + (k_{0t} + \Delta k_t) \sigma h_3 \right] + c_{33} z + \\
 & Q \left[\chi_3 \rho \mu \alpha_1 t_p S_p + \frac{\Delta k_t}{2} (\alpha_{f1} - \alpha_{f2}) t_p \sigma h_3 \right] = 0, \\
 & (T_1 T_2) \frac{d^2 Q}{dt^2} + (T_1 + T_2) \frac{dQ}{dt} + \frac{dz}{dt} \left[k_0 \chi_3 t_p S_p (\rho + \rho \mu) + k_0 (k_{0t} + \Delta k_t) \sigma h_3 t_p \right] + \\
 & + \frac{dz}{dt} \left[k_1 \chi_3 t_p S_p (\rho + \rho \mu) + k_1 (k_{0t} + \Delta k_t) \sigma h_3 t_p \right] e^{-jT_v \omega} + \\
 & + x \left[\chi_3 (1 - e^{-jT_v \omega}) (\rho + \rho \mu) V_c k_0 + (k_{0t} + \Delta k_t) \sigma h_3 \alpha_2 t_p V_c k_0 \right] + \\
 & + x \left[\chi_3 (1 - e^{-jT_v \omega}) (\rho + \rho \mu) V_c k_1 + (k_{0t} + \Delta k_t) \sigma h_3 \alpha_2 t_p V_c k_1 \right] e^{-jT_v \omega} + \\
 & + y \left[\chi_3 (\rho + \rho \mu) S_p k V_c + (k_{0t} + \Delta k_t) k V_c \sigma h_3 \right] + \\
 & + y \left[\chi_3 (\rho + \rho \mu) S_p k_1 V_c + (k_{0t} + \Delta k_t) k_1 V_c \sigma h_3 \right] e^{-jT_v \omega} + \\
 & + Q \left[1 + \chi_3 \rho \mu \alpha_1 t_p S_p k V_c + \frac{\Delta k_t}{2} (\alpha_{f1} - \alpha_{f2}) t_p \sigma h_3 k V_c \right] + \\
 & + Q e^{-jT_v \omega} \left[\chi_3 \rho \mu \alpha_1 t_p S_p k_1 V_c + \frac{\Delta k_t}{2} (\alpha_{f1} - \alpha_{f2}) t_p \sigma h_3 k_1 V_c \right] = 0.
 \end{aligned} \tag{12}$$

В системе (12) $-jT_v \omega$ не что иное, как запаздывающий аргумент, где T_v – период вращения детали. Для последующего анализа системы

управления перейдем к операторной форме записи системы (12), т. е. осуществим преобразование Лапласа, считая, что начальные условия нулевые ($p = d/dt$), получим:

$$\begin{aligned}
 & \left\{ \begin{aligned}
 & mp^2 x(p) + h_{11} px(p) + h_{12} py(p) + h_{13} pz(p) + \\
 & + x(p) \left[c_{11} + \chi_1 (1 - e^{-jT_v \omega}) (\rho + \rho \mu) + \cos(\varphi) h_3 \sigma t_p \alpha_2 \right] + \\
 & + y(p) \left[c_{12} + \chi_1 (\rho + \rho \mu) S_p + \cos(\varphi) \sigma h_3 \right] + c_{13} z(p) + Q(p) \chi_1 \rho \mu \alpha_1 t_p S_p = 0, \\
 & mp^2 y(p) + h_{21} px(p) + h_{22} py(p) + h_{23} pz(p) + \\
 & + x(p) [c_{21} + \chi_2 (1 - e^{-jT_v \omega}) (\rho + \rho \mu) + \sin(\phi) h_3 \sigma t_p \alpha_2] + \\
 & + y(p) [c_{22} + \chi_2 (\rho + \rho \mu) S_p + \sin(\phi) \sigma h_3] + c_{23} z(p) + Q(p) \chi_2 \rho \mu \alpha_1 t_p S_p = 0, \\
 & mp^2 z(p) + h_{31} px(p) + h_{32} py(p) + h_{33} pz(p) + \\
 & + x(p) \left[c_{31} + \chi_3 (1 - e^{-jT_v \omega}) (\rho + \rho \mu) + (k_{0t} + \Delta k_t) \sigma h_3 \alpha_2 t_p \right] + \\
 & + y(p) [c_{32} + \chi_3 (\rho + \rho \mu) S_p + (k_{0t} + \Delta k_t) \sigma h_3] + c_{33} z(p) + Q(p) [\chi_3 \rho \mu \alpha_1 t_p S_p + \\
 & + \frac{\Delta k_t}{2} (\alpha_{f1} - \alpha_{f2}) t_p \sigma h_3] = 0, \\
 & (T_1 T_2) p^2 Q(p) + (T_1 + T_2) p Q(p) + \\
 & + pz(p) [k_0 \chi_3 t_p S_p (\rho + \rho \mu) + k_0 (k_{0t} + \Delta k_t) \sigma h_3 t_p] + \\
 & + pz(p) [k_1 \chi_3 t_p S_p (\rho + \rho \mu) + k_1 (k_{0t} + \Delta k_t) \sigma h_3 t_p] e^{-jT_v \omega} + \\
 & + x(p) \left[\chi_3 (1 - e^{-jT_v \omega}) (\rho + \rho \mu) V_c k_0 + (k_{0t} + \Delta k_t) \sigma h_3 \alpha_2 t_p V_c k_0 \right] + \\
 & + x(p) \left[\chi_3 (1 - e^{-jT_v \omega}) (\rho + \rho \mu) V_c k_1 + (k_{0t} + \Delta k_t) \sigma h_3 \alpha_2 t_p V_c k_1 \right] e^{-jT_v \omega} + \\
 & + y(p) [\chi_3 (\rho + \rho \mu) S_p k V_c + (k_{0t} + \Delta k_t) k V_c \sigma h_3] + \\
 & + y(p) [\chi_3 (\rho + \rho \mu) S_p k_1 V_c + (k_{0t} + \Delta k_t) k_1 V_c \sigma h_3] e^{-jT_v \omega} + \\
 & + Q(p) \left[1 + \chi_3 \rho \mu \alpha_1 t_p S_p k V_c + \frac{\Delta k_t}{2} (\alpha_{f1} - \alpha_{f2}) t_p \sigma h_3 k V_c \right] + \\
 & + Q(p) e^{-jT_v \omega} \left[\chi_3 \rho \mu \alpha_1 t_p S_p k_1 V_c + \frac{\Delta k_t}{2} (\alpha_{f1} - \alpha_{f2}) t_p \sigma h_3 k_1 V_c \right] = 0.
 \end{aligned} \right. \quad (13)
 \end{aligned}$$

Систему (13) удобно рассматривать в матрично-векторном виде:

$$\begin{pmatrix} a_{11} & a_{12} & a_{13} & a_{14} \\ a_{21} & a_{22} & a_{23} & a_{24} \\ a_{31} & a_{32} & a_{33} & a_{34} \\ a_{41} & a_{42} & a_{43} & a_{44} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} x(p) \\ y(p) \\ z(p) \\ Q(p) \end{pmatrix} = 0, \quad (14)$$

где коэффициенты имеют следующее значение:

$$\begin{cases}
a_{11} = mp^2 + h_{11}p + c_{11} + \chi_1(1 - e^{-jT_v\omega})(\rho + \rho\mu) + \cos(\varphi)h_3\sigma t_p\alpha_2, \\
a_{12} = h_{12}p + c_{12} + \chi_1(\rho + \rho\mu)S_p + \cos(\varphi)\sigma h_3, \\
a_{13} = h_{13}p + c_{13}, \\
a_{14} = \chi_1\rho\mu\alpha_1 t_p S_p, \\
a_{21} = h_{21}p + c_{21} + \chi_2(1 - e^{-jT_v\omega})(\rho + \rho\mu) + \sin(\varphi)h_3\sigma t_p\alpha_2, \\
a_{22} = mp^2 + h_{22}p + c_{22} + \chi_2(\rho + \rho\mu)S_p + \sin(\varphi)\sigma h_3, \\
a_{23} = h_{23}p + c_{23}, \\
a_{24} = \chi_2\rho\mu\alpha_1 t_p S_p, \\
a_{31} = h_{31}p + c_{31} + \chi_3(1 - e^{-jT_v\omega})(\rho + \rho\mu) + (k_{0t} + \Delta k_t)\sigma h_3\alpha_2 t_p, \\
a_{32} = h_{32}p + c_{32} + \chi_3(\rho + \rho\mu)S_p + (k_{0t} + \Delta k_t)\sigma h_3, \\
a_{33} = mp^2 + h_{33}p + c_{33}, \\
a_{34} = \chi_3\rho\mu\alpha_1 t_p S_p + \frac{\Delta k_t}{2}(\alpha_{f1} - \alpha_{f2})t_p\sigma h_3, \\
a_{41} = \chi_3(1 - e^{-jT_v\omega})(\rho + \rho\mu)V_c k_0 + (k_{0t} + \Delta k_t)\sigma h_3\alpha_2 t_p V_c k_0 + \\
+ \left[\chi_3(1 - e^{-jT_v\omega})(\rho + \rho\mu)V_c k_1 + (k_{0t} + \Delta k_t)\sigma h_3\alpha_2 t_p V_c k_1 \right] e^{-jT_v\omega}, \\
a_{42} = \chi_3(\rho + \rho\mu)S_p k_0 V_c + (k_{0t} + \Delta k_t)k_0 V_c \sigma h_3 + \\
+ \left[\chi_3(\rho + \rho\mu)S_p k_1 V_c + (k_{0t} + \Delta k_t)k_1 V_c \sigma h_3 \right] e^{-jT_v\omega}, \\
a_{43} = p \left[k_0 \chi_3 t_p S_p (\rho + \rho\mu) + k_0 (k_{0t} + \Delta k_t) \sigma h_3 t_p \right] + \\
+ p \left[k_1 \chi_3 t_p S_p (\rho + \rho\mu) + k_1 (k_{0t} + \Delta k_t) \sigma h_3 t_p \right] e^{-jT_v\omega}, \\
a_{44} = (T_1 T_2) p^2 + (T_1 + T_2) p + \left[1 + \chi_3 \rho \mu \alpha_1 t_p S_p k_0 V_c + \frac{\Delta k_t}{2} (\alpha_{f1} - \alpha_{f2}) t_p \sigma h_3 k_0 V_c \right] + \\
+ e^{-jT_v\omega} \left[\chi_3 \rho \mu \alpha_1 t_p S_p k_1 V_c + \frac{\Delta k_t}{2} (\alpha_{f1} - \alpha_{f2}) t_p \sigma h_3 k_1 V_c \right].
\end{cases} \quad (15)$$

В последующем необходимо перейти во временную область, проведя замену $p = j\omega$, а характеристический полином системы управления не что иное, как определитель матрицы A , представленной в уравнении (14):

$$D(j\omega) = \det(A) = \begin{vmatrix} a_{11} & a_{12} & a_{13} & a_{14} \\ a_{21} & a_{22} & a_{23} & a_{24} \\ a_{31} & a_{32} & a_{33} & a_{34} \\ a_{41} & a_{42} & a_{43} & a_{44} \end{vmatrix}. \quad (16)$$

Таким образом, выражение (16) и есть характеристический полином системы управления, который нужно исследовать на поведение на комплексной плоскости при изменении частоты ω от нуля до бесконечности.

Результаты моделирования и обсуждение первой гипотезы

Для удобства представления поведения системы моделирование проводилось в пакете Matlab/Simulink 2014, где в Simulink напрямую моделировалась нелинейная система (8), (10), а характеристический полином (16) рассчитывался циклом в самом Matlab, где на каждом шаге цикла считался определитель $D(j\omega)$ для конкретного значения частоты ω , и полученное значение откладывалось на комплексную плоскость, затем все повторялось. В целом рассчитывалось значение $D(j\omega)$ для ω от нуля до 2000 Гц с шагом 0.01 Гц.

Для оценки устойчивости системы управления резанием методом Михайлова были рассмотрены варианты системы управления, вариант устойчивой и вариант неустойчивой (на границе устойчивости) системы. Фактором, влияющим на устойчивость процесса резания, в данном случае являлся износ инструмента по задней грани, второй фактор – это фактор скорости обработки. Здесь имеет место возможность проверки положения А.Д. Макарова. Всего было рассмотрено 29 скоростных режимов резания, в каждом из которых исследовался устойчивый, неустойчивый и на границе устойчивости режим резания.

Рассмотрим совокупность параметров системы управления резанием, подлежащей исследованию, которая включает скорость обработки в 1600 оборотов в минуту и величину износа в 0.22 мм. Результаты моделирования координат состояния системы и соответствующих им фазовых траекторий представлены на рис. 2.

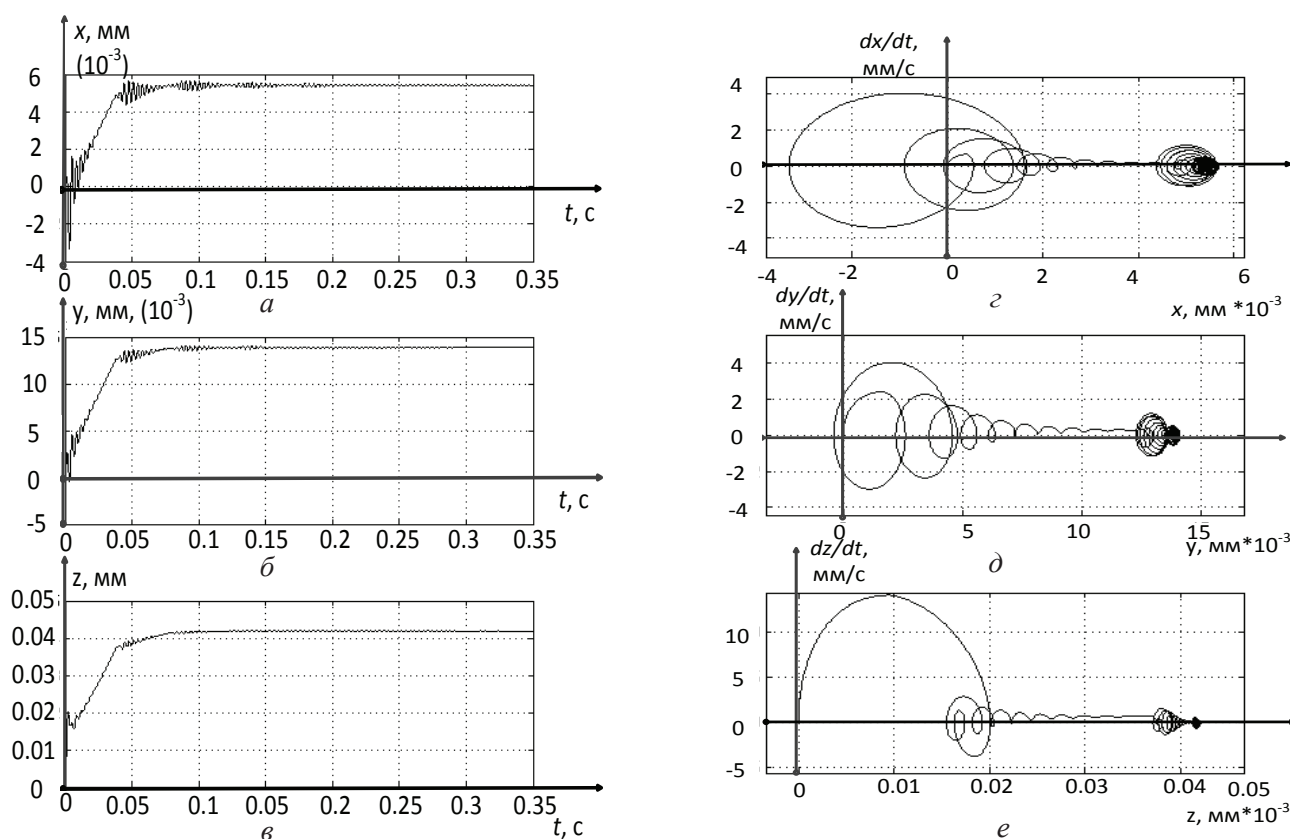


Рис. 2. Для случая износа $h = 0,22$:

a – деформации по координате x ; b – деформации по координате y ; e – деформации по координате z ; z – фазовая траектория по координате x ; d – фазовая траектория по координате y ; e – фазовая траектория, вдоль z -координаты

Fig. 2. For the case of wear $h = 0.22$:

a – deformations along the x coordinate; b – deformations along the y coordinate; e – deformations along the z coordinate; z – phase trajectory along the x coordinate; d – phase trajectory along the y coordinate; e – phase trajectory along the z coordinate

Как видно из рис. 2, система устойчива, помимо этого из фазовых траекторий видно, что в системе происходит постоянная перестройка системы управления, сопровождающаяся сжатием фазовой траектории. Однако каждый цикл перестройки и последующего сжатия связан с резанием по «следу», который образовался при врезании инструмента на первом обороте.

Оценка устойчивости по критерию Михайлова для рассматриваемого варианта параметров системы управления резанием представлена на рис. 3.

Годограф вектора Михайлова, представленный на рис. 3, подтверждает вывод об устойчивости системы управления резанием, который мы сделали по анализу координат деформационных движений вершины инструмента ранее. Особенностью годографа вектора Михайлова является постоянное увеличение амплитуды годографа при росте частоты моделирования, поэтому описание годографа приходится делать двумя рисунками: на рис. 3, а мы видим движение годографа через первые пять квадрантов, а на рис. 3, б годограф охватывает точку ноль еще через три квадранта.

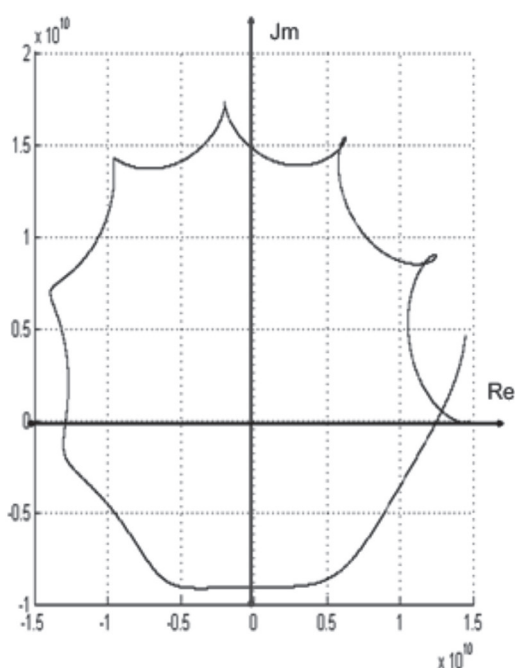
Граница устойчивости для случая обработки со скоростью 1600 оборотов в минуту наступает при величине износа в 0.473 мм, результаты моделирования годографа вектора Михайлова для этого варианта моделирования системы управлением резанием приведены на рис. 4.

Как видно из рис. 4, годограф вектора Михайлова касается мнимой оси и возвращается обратно в первую четверть, если эта характеристика пересечет мнимую ось и вернется назад, то это и будет механизмом отображения потери устойчивости системы. В последующем при росте величины изношенности режущего клина именно так и происходит.

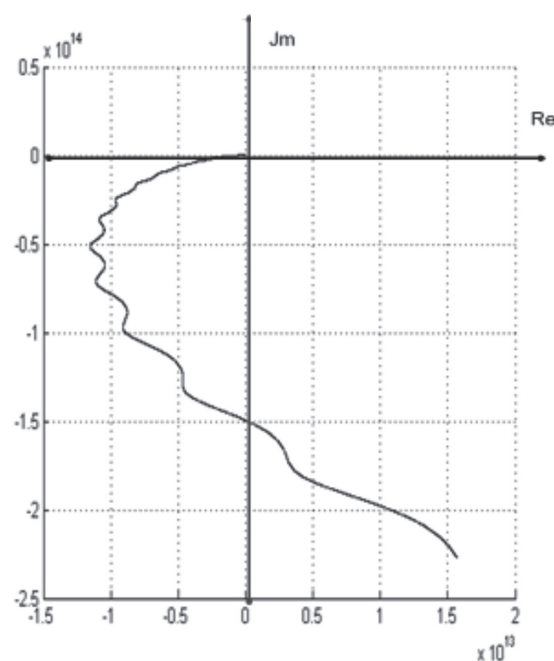
Результаты всех исследований сведены в одну общую таблицу, которая приведена ниже.

Графически область устойчивой динамики процесса резания, соответствующая данным, приведенным в табл. 1, представлена на рис. 5.

Как видно из рис. 5, граница устойчивости системы резания имеет тенденцию к неограниченному росту, при этом нет ярко выраженного максимума этой характеристики. Иными словами, область устойчивой динамики системы резания не имеет локального экстремума, который



а



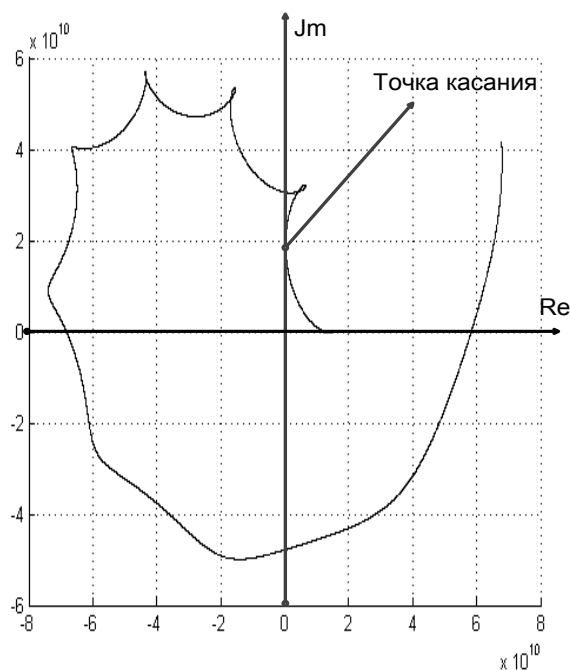
б

Рис. 3. Годограф вектора Михайлова, устойчивая система:

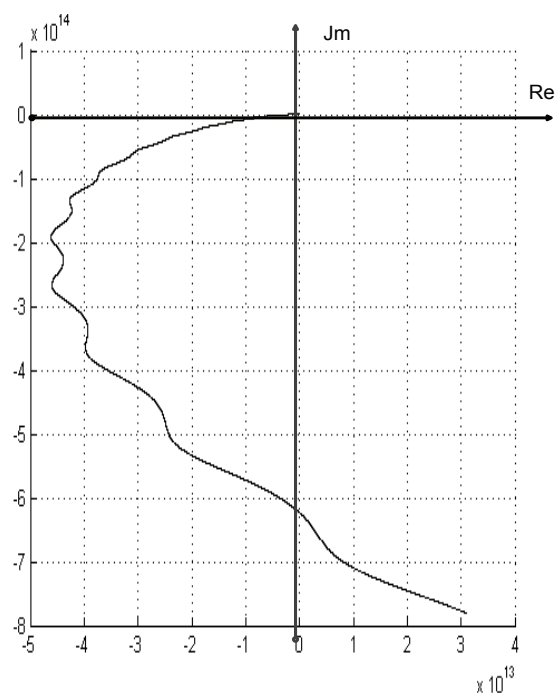
а – начало вектора Михайлова; б – окончание вектора Михайлова

Fig. 3. The hodograph of the Mikhailov vector, a stable system:

а – the beginning of the Mikhailov vector; б – the end of the Mikhailov vector



а



б

Рис. 4. Годограф вектора Михайлова, система на границе устойчивости:

а – начало вектора Михайлова; б – окончание вектора Михайлова

Fig. 4. The hodograph of the Mikhailov vector, the system on the boundary of stability:

а – the beginning of the Mikhailov vector; б – the end of the Mikhailov vector

Таблица 1

Table 1

Граница устойчивости системы резания

The boundary of stability of the cutting system

h_3 (мм)	0.3	0.32	0.34	0.35	0.37	0.38	0.4	0.41	0.42	0.43
n (об/м)	300	340	400	440	500	600	660	700	760	820
h_3 (мм)	0.436	0.44	0.445	0.4455	0.455	0.46	0.46	0.473	0.483	0.491
n (об/м)	880	1000	1100	1200	1300	1400	1500	1600	1700	1800

отображал бы максимум размерной стойкости инструмента, соответствующего положению, выдвинутому А.Д. Макаровым.

Причиной такого странного поведения системы управления резанием может быть то, что приведенная в этом разделе модель системы управления фактически не включает в себя структурную перестройку силовой реакции, которая выявлена и описана в работе [9]. Для уточнения этого предположения рассмотрим вариант силовых реакций при скорости резания в 1600 оборотов в минуту, которые показаны на рис. 6.

Из рис. 6 видно, что несмотря на значительное изменение изношенности режущего клина по задней грани, стационарные составляющие сил реакции на формообразующие движения почти не изменились, а также не меняются и соотношения между этими силами, что явно противоречит предположению о перестройке сил реакции.

Таким образом, первая гипотеза, выдвинутая в начале работы, не может быть использована в качестве обоснования научного положения, предложенного А.Д. Макаровым. Иными словами,

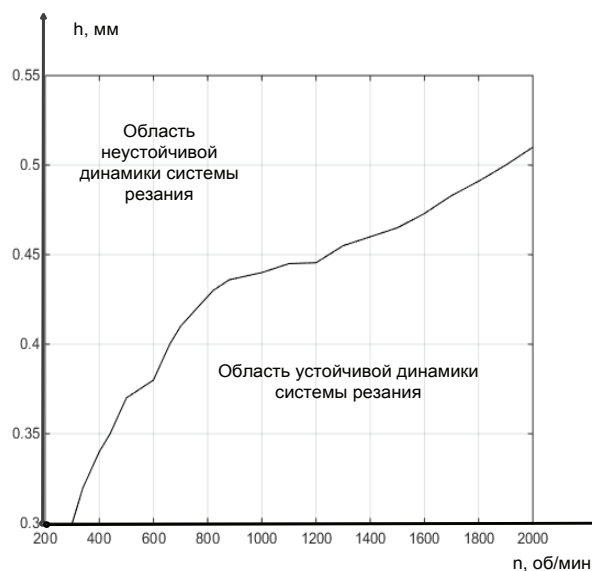


Рис. 5. Области устойчивого и неустойчивого поведения системы резания

Fig. 5. Areas of stable and unstable behavior of the cutting system

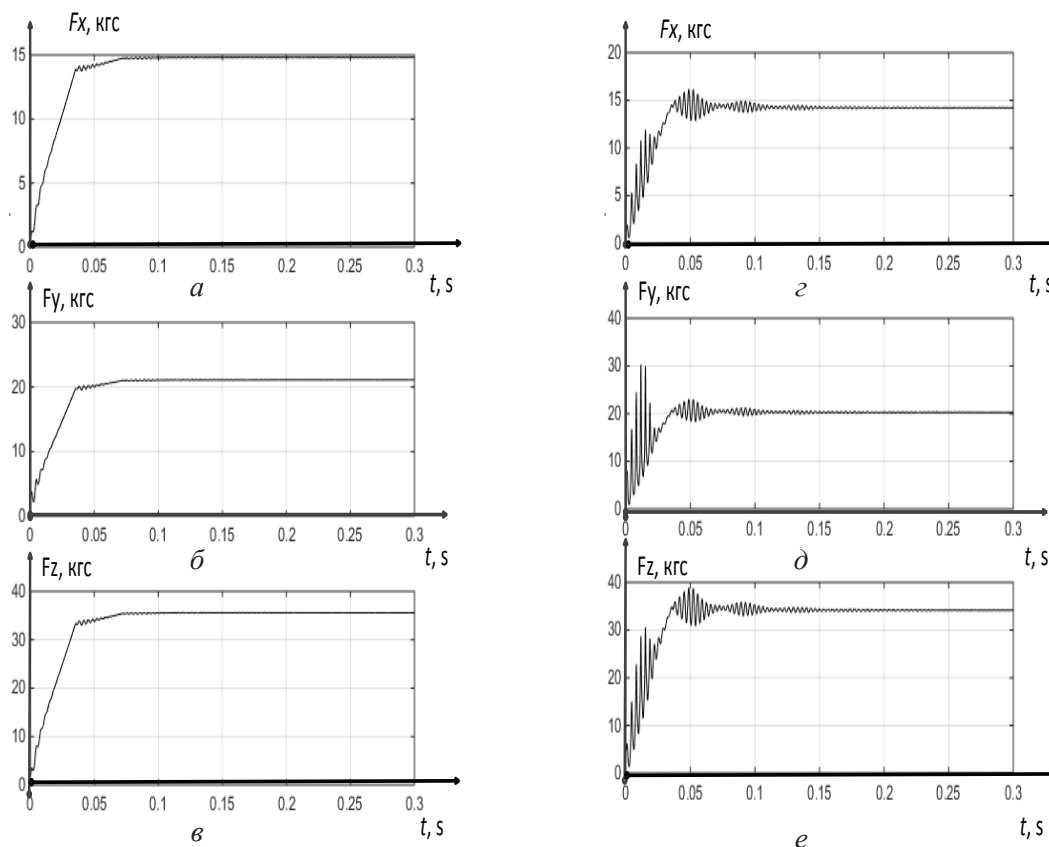


Рис. 6. Силы реакции для варианта со скоростью резания в 1 600 об/мин:

$a - F_x$ для $h = 0.22$; $б - F_y$ для $h = 0.22$; $в - F_z$ для $h = 0.22$; $г - F_x$ для $h = 0.49$; $д - F_y$ для $h = 0.49$; $е - F_z$ для $h = 0.49$

Fig. 6. Reaction forces for the option with a processing speed of 1,600 rpm:

$a - F_x$ for $h = 0.22$; $б - F_y$ for $h = 0.22$; $в - F_z$ for $h = 0.22$; $г - F_x$ for $h = 0.49$; $д - F_y$ for $h = 0.49$; $е - F_z$ for $h = 0.49$

совокупность факторов – падающая характеристика силы резания (по Н.Н. Зореву) и минимум коэффициента трения, связанного с переходом трения от адгезионной к диффузионной природе, не является достаточной для обеспечения оптимальности системы резания по положению А.Д. Макарова. В первую очередь это объясняется отсутствием перестройки силовой реакции со стороны процесса резания на формообразующие движения инструмента при росте изношенности режущего клина по задней грани.

Проверка второй гипотезы

Коррекция математической модели системы управления резанием

Рассмотрим вторую гипотезу, выдвинутую в качестве обоснования научного положения А.Д. Макарова. Здесь важно отметить, что для этого необходимо дополнить математическую модель, описывающую реакцию системы резания на формообразующие движения инструмента, дополнительным элементом, отображающим зависимость выталкивающей силы F_h от температуры контакта инструмента и обрабатываемой детали. Это удобно интерпретировать через вве-

дение зависимости σ – предела прочности обрабатываемого металла при сжатии в $[\text{кг}/\text{мм}^2]$ от соответствующей температуры контакта.

Для определения этой зависимости была проведена серия экспериментов с использованием экспериментальной установки STD.201-1, которая предполагает настройку весовых коэффициентов для расчета температуры резания по снимаемым значениям естественной термоЭДС. Установка STD.201-1 разработана американскими инженерами для решения задач анализа динамики процессов резания на станках токарной группы. Установка позволяет измерять силы и вибрации инструмента, разложенные вдоль осей деформации (см. рис. 1), а также температуру в зоне резания. Для этого в методике исследований предусмотрена целая процедура настройки, которая включает в себя двойное измерение температуры контакта, измерение при помощи естественной термоЭДС и измерения, проводимые рядом с контактом тарированной термопарой. Пример подключения для случая измерения влияния температуры контакта на выталкивающую силу для случая стали 45 показан на рис. 7.

Как видно из рис. 7, измерительная установка помимо стенда STD201-1 содержит специ-

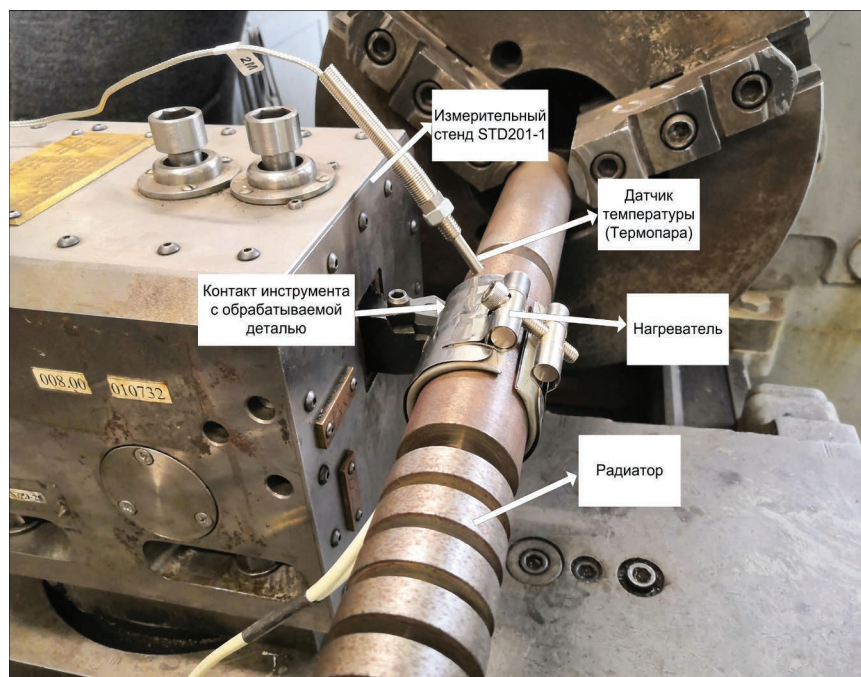


Рис. 7. Экспериментальная установка, подготовленная к оценке влияния температуры контакта на выталкивающую силу

Fig. 7. Experimental setup prepared to assess the effect of contact temperature on the buoyant force

ально подготовленный вал из стали 45, который имеет радиатор – рабочую зону, подогревом которой занимается специальный круговой нагреватель, одеваемый на вал. Помимо этого к валу с некоторым усилием подведен инструмент, рядом с контактом которого в материал вала вставлена термопара, измеряющая реальное значение температуры контакта.

Результаты измерений представлены программным интерфейсом системы, внешний вид которого представлен на рис. 8.

Из рис. 8 видно, что интерфейс станда STD201-1 предусматривает возможность калибровки измерительной подсистемы, основанной на измерении естественной термоЭДС зоны резания. Именно калибровочный режим этого измерительного станда был использован для эксперимента по определению зависи-

мости выталкивающей силы от температуры контакта инструмента и обрабатываемой детали.

Результаты экспериментов по оценке влияния температуры контакта на значение силы, выталкивающей инструмент из зоны резания, для случая обработки стали 45 приведены в табл. 2.

Графическое отображение результатов эксперимента, показано на рис. 9.

На рис. 9 показано, что выталкивающая сила почти линейно зависит от температуры контакта. Это вполне объяснимо с точки зрения линейного характера расширения металлов при росте их температуры. Усредненный коэффициент линейного увеличения выталкивающей силы при росте температуры контакта k_Q^F для случая стали 45 составил значение в 0.05 625.

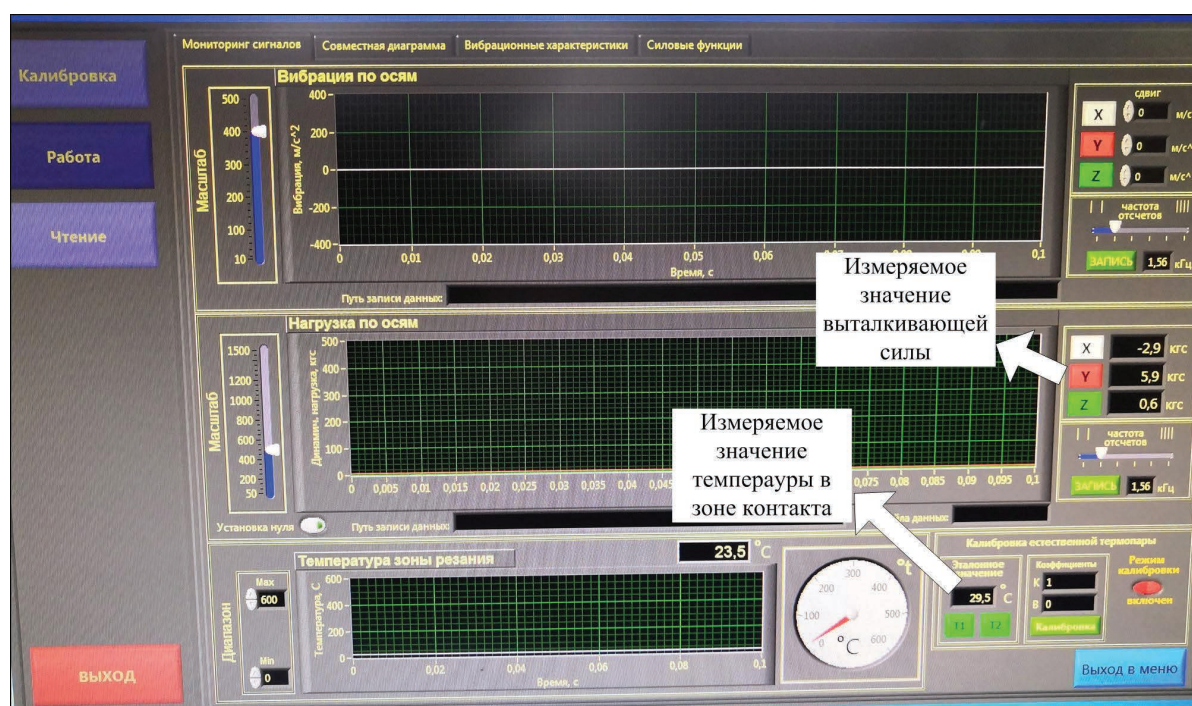


Рис. 8. Интерфейс станда STD201-1

Fig. 8. Interface of the stand STD201-1

Таблица 2

Table 2

Зависимость F_y от температуры контакта
Dependence of F_y on the contact temperature

$Q, ^\circ\text{C}$	30	40	50	60	70	80	90	100	110	120	130
$F_y, \text{кгс}$	9.5	9.7	10.3	10.9	11.5	12.2	12.8	13.4	13.8	14.3	14.6

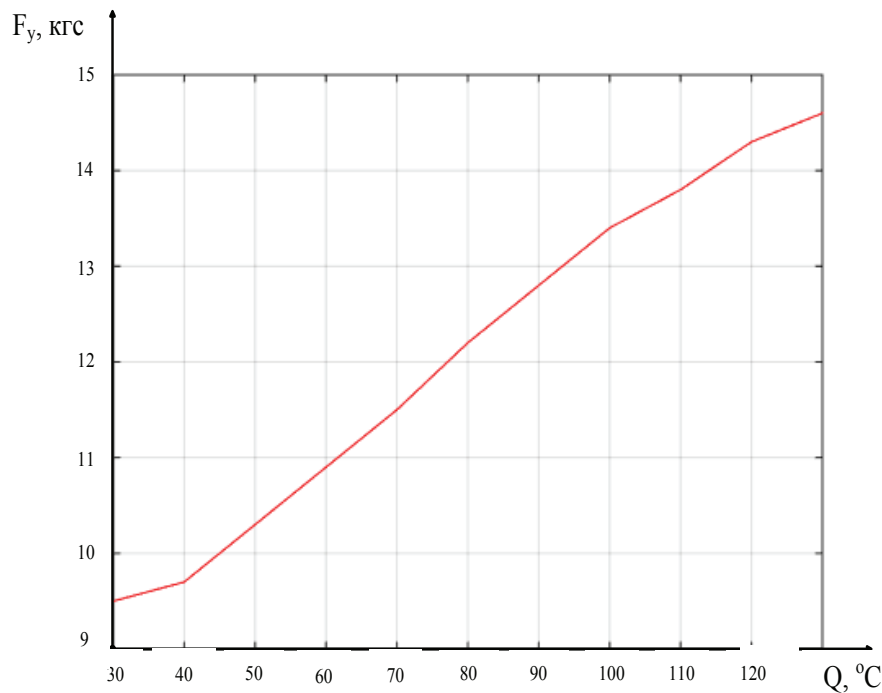


Рис. 9. Результаты эксперимента по стали 45

Fig. 9. Results of the experiment on steel 45

Таким образом, проведенные эксперименты показали, что выталкивающая сила линейно зависит от температуры обрабатываемой детали, для стали 45 коэффициент усиления выталкивающей силы составил 0.05 625.

Представим зависимость силы резания от температурно-скоростного фактора резания в виде падающей экспоненциальной зависимости коэффициента ρ от реальной скорости резания, как это представлено в выражении

$$\rho = \rho_0 \left(1 + \mu e^{-\alpha_1 \left(V_c - \frac{dz}{dt} \right)} \right), \quad (17)$$

где ρ_0 – некоторое минимальное значение коэффициента ρ ; μ – коэффициент, показывающий повышения значения ρ до некоторого максимального его значения; α_1 – коэффициент крутизны падения значения ρ ; $\left(V_c - \frac{dz}{dt} \right)$ – мгновенная скорость резания.

С учетом выражения (17), а также на основании выражения (1) сила резания будет интерпретирована как

$$F = \rho_0 \left(1 + \mu e^{-\alpha_1 \left(V_c - \frac{dz}{dt} \right)} \right) (t_p - y) \times$$

$$\times \int_{t-T_v}^t \left(V_f - \frac{dx}{dt} \right) dt, \quad (18)$$

где $(t_p - y)$ – мгновенная глубина резания;

$\int_{t-T_v}^t \left(V_f - \frac{dx}{dt} \right) dt$ – реальная подача.

На основании преобразования подачи, представленного в выражении (18), получим выражение для расчета подачи в следующем виде:

$$\begin{aligned} \int_{t-T_v}^t \left(V_f - \frac{dx}{dt} \right) dt &= V_f T_v - [x(t) - x(t - T_v)] = \\ &= S_0 - x(1 - e^{-jT_v \omega}), \end{aligned} \quad (19)$$

где S_0 – заданная программой ЧПУ технологическая подача на оборот, а $x(1 - e^{-jT_v \omega})$ – преобразованное через звено запаздывания деформационное движение режущего инструмента вдоль оси подачи.

Выражение (18) с учетом (19) и будет описывать силу резания, которая после процедуры линеаризации в окрестности точки равновесия примет следующее значение:

$$\begin{aligned} \tilde{F} = & -y\rho_0^{V_c} S_0 - x(1 - e^{-jT_v\omega})\rho_0^{V_c} t_p + \\ & + \frac{dz}{dt}\rho_0\mu\alpha_1 t_p S_0, \end{aligned} \quad (20)$$

где $\rho_0^{V_c} = \rho_0(1 + \mu(1 - \alpha_1 V_c))$.

Рассмотрим на примере проведенных натуральных экспериментов составляющую силы, которая зависит от износа инструмента по задней грани, описанную в выражении (2), которую, с учетом выявленной линейной зависимости, удобно рассматривать как

$$F_h = (\sigma_0 + k_Q^F Q_h) h_3(t_p - y) e^{-K_h x}, \quad (21)$$

где σ_0 – предел прочности обрабатываемого металла при сжатии в $[\text{кг/мм}^2]$, при температуре контакта по задней грани инструмента и обрабатываемой детали Q_h в ноль градусов.

Линеаризованное значение силы по задней грани в окрестности точки равновесия будет иметь следующий вид:

$$\tilde{F}_h = -xK_h\sigma_0 h_3 t_p - y\sigma_0 h_3 + Q_h k_Q^h h_3 t_p. \quad (22)$$

В описании силы резания по координате z присутствует коэффициент трения, описываемый выражением (6), линеаризованный вариант этого коэффициента приведен ниже:

$$\begin{aligned} k_t = & k_{0t} + \Delta k_t(1 - K_{f1} Q_h) / 2 + \\ & + \Delta k_t(1 + K_{f2} Q_h) / 2. \end{aligned} \quad (23)$$

С учетом (22) и (23) линеаризованное значение $F_h^{(z)}$ в окрестности точки равновесия примет вид

$$\begin{aligned} \tilde{F}_h^z = & -xK_h\sigma_0 h_3 t_p(k_{0t} + \Delta k_t) - \\ & - y\sigma_0 h_3(k_{0t} + \Delta k_t) + Q_h \left[k_Q^h h_3 t_p(k_{0t} + \Delta k_t) + \right. \\ & \left. + (K_{f2} - K_{f1})\Delta k_t \sigma_0 h_3 t_p \right]. \end{aligned} \quad (24)$$

Температуру контакта задней грани инструмента и обрабатываемой детали определим как решение следующего дифференциального уравнения:

$$\begin{aligned} T_1 T_2 \frac{d^2 Q_h}{dt^2} + (T_1 + T_2) \frac{dQ_h}{dt} + Q_h = \\ = kN(t - T), \end{aligned} \quad (25)$$

где

$$\begin{aligned} N(t - T_v) = & (\chi_3 F(t - T_v) + F_h^{(z)}(t - T_v)) \times \\ & \times \left(V_c - \frac{dz(t - T_v)}{dt} \right). \end{aligned} \quad (26)$$

После раскрытия выражение (26) примет вид

$$\begin{aligned} N(t - T_v) = & \chi_3 F(t - T_v) V_c + F_h^{(z)}(t - T_v) V - \\ & - \chi_3 F(t - T_v) \frac{dz(t - T_v)}{dt} - \\ & - F_h^{(z)}(t - T_v) \frac{dz(t - T_v)}{dt}. \end{aligned} \quad (27)$$

Линеаризованное в окрестности точки равновесия значение мощности необратимых преобразований примет следующий вид:

$$\begin{aligned} N(t - T_v) = & -y\chi_3 e^{-jT_v\omega} \rho_0^{V_c} S_0 V_c - \\ & - x\chi_3(1 - e^{-jT_v\omega}) e^{-jT_v\omega} \rho_0^{V_c} t_p V_c + \\ & + \frac{dz}{dt} e^{-jT_v\omega} \chi_3 \rho_0 \mu \alpha_1 t_p S_0 V - \\ & - xK_h \sigma_0 h_3 t_p (k_{0t} + \Delta k_t) e^{-jT_v\omega} V - \\ & - y\sigma_0 h_3 (k_{0t} + \Delta k_t) e^{-jT_v\omega} V_c + \\ & + Q_h \left[k_Q^h h_3 t_p (k_{0t} + \Delta k_t) + \right. \\ & \left. + (K_{f2} - K_{f1})\Delta k_t \sigma_0 h_3 t_p \right] e^{-jT_v\omega} V_c - \frac{dz}{dt} \times \\ & \times \left[\chi_3 \rho_0^{V_c} S_0 + \sigma_0 h_3 t_p (k_{0t} + \Delta k_t) \right] e^{-jT_v\omega}. \end{aligned} \quad (28)$$

Общая система уравнений, описывающих динамику системы резания, приведена ниже:

$$\left\{ \begin{aligned}
 &F = \rho_0 \left(1 + \mu e^{-\alpha_1 \left(V_c - \frac{dz}{dt} \right)} \right) (t_p - y) \int_{t-T_v}^t \left(V_f - \frac{dx}{dt} \right) dt, \\
 &m \frac{d^2 x}{dt^2} + h_{11} \frac{dx}{dt} + h_{12} \frac{dy}{dt} + h_{13} \frac{dz}{dt} + c_{11} x + c_{12} y + c_{13} z = F_f, \\
 &m \frac{d^2 y}{dt^2} + h_{21} \frac{dx}{dt} + h_{22} \frac{dy}{dt} + h_{23} \frac{dz}{dt} + c_{21} x + c_{22} y + c_{23} z = F_p, \\
 &m \frac{d^2 z}{dt^2} + h_{31} \frac{dx}{dt} + h_{32} \frac{dy}{dt} + h_{33} \frac{dz}{dt} + c_{31} x + c_{32} y + c_{33} z = F_c, \\
 &F_f = \chi_1 F + F_h^{(x)}, \\
 &F_p = \chi_2 F + F_h^{(y)}, \\
 &F_c = \chi_3 F + F_h^{(z)}, \\
 &F_h = \left(\sigma_0 + k_Q^F Q_h \right) h_3 t_p e^{-K_h x}, \\
 &F_h^{(x)} = \cos \varphi F_h, \\
 &F_h^{(y)} = \sin \varphi F_h, \\
 &F_h^{(z)} = k_t F_h, \\
 &k_t = k_{0t} + \Delta k_t \left[e^{-K_{f1} Q_z} + e^{K_{f2} Q_z} \right] / 2, \\
 &T_1 T_2 \frac{d^2 Q_h}{dt^2} + (T_1 + T_2) \frac{dQ_h}{dt} + Q_h = kN(t - T_v), \\
 &N(t - T_v) = \left(\chi_3 F(t - T_v) + F_h^{(z)}(t - T_v) \right) \left(V_c - \frac{dz(t - T_v)}{dt} \right).
 \end{aligned} \right. \quad (29)$$

Эта же система, но уже в линеаризованном виде в окрестности точки равновесия и после перехода к операторной форме записи примет следующий вид:

$$\begin{aligned}
 & \left\{ \begin{aligned}
 & x(p) \left(mp^2 + h_{11}p + \chi_1(1 - e^{-jT_v\omega})\rho_0^V t_p + \cos(\varphi)K_h\sigma_0h_3t_p + c_{11} \right) + \\
 & + y(p) \left(h_{12}p + \chi_1\rho_0^V S_0 + \cos(\varphi)\sigma_0h_3 + c_{12} \right) + \\
 & + z(p) \left(h_{13}p - p\chi_1\rho_0\mu\alpha_1t_pS_0 + c_{13} \right) - Q_h(p)\cos(\varphi)k_Q^h h_3t_p = 0, \\
 & x(p) \left(h_{21}p + \chi_2(1 - e^{-jT_v\omega})\rho_0^V t_p + \sin(\varphi)K_h\sigma_0h_3t_p + c_{21} \right) + \\
 & + y(p) \left(mp^2 + h_{22}p + \chi_2\rho_0^V S_0 + \sin(\varphi)\sigma_0h_3 + c_{22} \right) + \\
 & + z(p) \left(h_{23}p - p\chi_2\rho_0\mu\alpha_1t_pS_0 + c_{23} \right) - Q_h(p)\sin(\varphi)k_Q^h h_3t_p = 0, \\
 & x(p) \left(h_{31}p + \chi_3(1 - e^{-jT_v\omega})\rho_0^V t_p + c_{31} + K_h\sigma_0h_3t_p(k_{0t} + \Delta k_t) \right) + \\
 & + y(p) \left(h_{32}p + \chi_3\rho_0^V S_0 + c_{32} + \sigma_0h_3(k_{0t} + \Delta k_t) \right) + \\
 & + z(p) \left(mp^2 + h_{33}p - p\chi_3\rho_0\mu\alpha_1t_pS_0 + c_{23} \right) - \\
 & - Q_h(p) \left[k_Q^h h_3t_p(k_{0t} + \Delta k_t) + (K_{f2} - K_{f1})\Delta k_t\sigma_0h_3t_p \right] = 0, \\
 & x(p)k \left[\chi_3(1 - e^{-jT_v\omega})e^{-jT_v\omega}\rho_0^V t_pV_c + K_h\sigma_0h_3t_p(k_{0t} + \Delta k_t)e^{-jT_v\omega}V_c \right] + \\
 & + y(p)k \left[\chi_3e^{-jT_v\omega}\rho_0^V S_0V_c + \sigma_0h_3(k_{0t} + \Delta k_t)e^{-jT_v\omega}V \right] + \\
 & + z(p)kp \left[\left(\chi_3\rho_0^V S_0 + \sigma_0h_3t_p(k_{0t} + \Delta k_t) \right) e^{-jT_v\omega} - e^{-jT_v\omega}\chi_3\rho_0\mu\alpha_1t_pS_0V \right] + \\
 & + Q_h(p) \left[T_1T_2p^2 + (T_1 + T_2)p + 1 - \right. \\
 & \left. - k \left(k_Q^h h_3t_p(k_{0t} + \Delta k_t) + (K_{f2} - K_{f1})\Delta k_t\sigma_0h_3t_p \right) e^{-jT_v\omega}V_c \right] = 0,
 \end{aligned} \right. \quad (30)
 \end{aligned}$$

где p – оператор преобразования Лапласа, который при нулевых начальных условиях равен $p = \frac{d}{dt}$.

Система (30) в матрично-векторном виде приведена ниже:

$$\begin{cases}
 a_{11}(p)x(p) + a_{12}(p)y(p) + a_{13}(p)z(p) + a_{14}(p)Q_h(p) = 0, \\
 a_{21}(p)x(p) + a_{22}(p)y(p) + a_{23}(p)z(p) + a_{24}(p)Q_h(p) = 0, \\
 a_{31}(p)x(p) + a_{32}(p)y(p) + a_{33}(p)z(p) + a_{34}(p)Q_h(p) = 0, \\
 a_{41}(p)x(p) + a_{42}(p)y(p) + a_{43}(p)z(p) + a_{44}(p)Q_h(p) = 0,
 \end{cases} \quad (31)$$

где коэффициенты матрицы

$$A = \begin{pmatrix} a_{11}(p) & a_{12}(p) & a_{13}(p) & a_{14}(p) \\ a_{21}(p) & a_{22}(p) & a_{23}(p) & a_{24}(p) \\ a_{31}(p) & a_{32}(p) & a_{33}(p) & a_{34}(p) \\ a_{41}(p) & a_{42}(p) & a_{43}(p) & a_{44}(p) \end{pmatrix}, \quad (32)$$

a_{ij} , $i = 1 \dots 4$, $j = 1 \dots 4$, представлены следующими выражениями:

$$\begin{cases} a_{11}(p) = mp^2 + h_{11}p + \chi_1(1 - e^{-jT_v\omega})\rho_0^V t_p + \cos(\varphi)K_h\sigma_0 h_3 t_p + c_{11}, \\ a_{12}(p) = h_{12}p + \chi_1\rho_0^V S_0 + \cos(\varphi)\sigma_0 h_3 + c_{12}, \\ a_{13}(p) = h_{13}p - p\chi_1\rho_0\mu\alpha_1 t_p S_0 + c_{13}, \\ a_{14}(p) = \cos(\varphi)k_Q^h h_3 t_p, \\ a_{21}(p) = h_{21}p + \chi_2(1 - e^{-jT_v\omega})\rho_0^V t_p + \sin(\varphi)K_h\sigma_0 h_3 t_p + c_{21}, \\ a_{22}(p) = mp^2 + h_{22}p + \chi_2\rho_0^V S_0 + \sin(\varphi)\sigma_0 h_3 + c_{22}, \\ a_{23}(p) = h_{23}p - p\chi_2\rho_0\mu\alpha_1 t_p S_0 + c_{23}, \\ a_{24}(p) = \sin(\varphi)k_Q^h h_3 t_p, \\ a_{31}(p) = h_{31}p + \chi_3(1 - e^{-jT_v\omega})\rho_0^V t_p + c_{31} + K_h\sigma_0 h_3 t_p(k_{0t} + \Delta k_t), \\ a_{32}(p) = h_{32}p + \chi_3\rho_0^V S_0 + c_{32} + \sigma_0 h_3(k_{0t} + \Delta k_t), \\ a_{33}(p) = mp^2 + h_{33}p - p\chi_3\rho_0\mu\alpha_1 t_p S_0 + c_{23}, \\ a_{34}(p) = k_Q^h h_3 t_p(k_{0t} + \Delta k_t) + (K_{f2} - K_{f1})\Delta k_t \sigma_0 h_3 t_p, \\ a_{41}(p) = k \left[\chi_3(1 - e^{-jT_v\omega})e^{-jT_v\omega}\rho_0^V t_p V_c + K_h\sigma_0 h_3 t_p(k_{0t} + \Delta k_t)e^{-jT_v\omega}V \right], \\ a_{42}(p) = k \left[\chi_3 e^{-jT_v\omega}\rho_0^V S_0 V_c + \sigma_0 h_3(k_{0t} + \Delta k_t)e^{-jT_v\omega}V \right], \\ a_{43}(p) = kp \left[\left(\chi_3\rho_0^V S_0 + \sigma_0 h_3 t_p(k_{0t} + \Delta k_t) \right) e^{-jT_v\omega} - e^{-jT_v\omega}\chi_3\rho_0\mu\alpha_1 t_p S_0 V_c \right], \\ a_{44}(p) = T_1 T_2 p^2 + (T_1 + T_2)p + 1 - k \left(k_Q^h h_3 t_p(k_{0t} + \Delta k_t) + \right. \\ \left. + (K_{f2} - K_{f1})\Delta k_t \sigma_0 h_3 t_p \right) e^{-jT_v\omega} V_c. \end{cases} \quad (33)$$

Аналогично рассуждениям предыдущего раздела в последующем необходимо перейти во временную область, проведя замену $p = j\omega$, а характеристический полином системы управления не что иное, как определитель матрицы A , т. е. следующее выражение:

$$D(j\omega) = \det(A(j\omega)) =$$

$$= \begin{vmatrix} a_{11}(j\omega) & a_{12}(j\omega) & a_{13}(j\omega) & a_{14}(j\omega) \\ a_{21}(j\omega) & a_{22}(j\omega) & a_{23}(j\omega) & a_{24}(j\omega) \\ a_{31}(j\omega) & a_{32}(j\omega) & a_{33}(j\omega) & a_{34}(j\omega) \\ a_{41}(j\omega) & a_{42}(j\omega) & a_{43}(j\omega) & a_{44}(j\omega) \end{vmatrix}. \quad (34)$$

Таким образом, выражение (34) – вектор Михайлова, который нужно исследовать на поведение на комплексной плоскости при изменении частоты ω от нуля до бесконечности.

Результаты моделирования и обсуждение второй гипотезы

Для адекватного сравнения результатов экспериментов в предыдущем разделе и удобства представления поведения системы моделирование проводилось аналогично предыдущему варианту в пакете Matlab/Simulink 2014, где в Simulink напрямую моделировалась система (29), а вектор Михайлова (34) рассчитывался циклом в самом Matlab, где на каждом шаге цикла считался определитель $D(j\omega)$ для конкретного значения частоты ω , и полученное значение откладывалось на комплексную плоскость, затем все повторялось. В целом рассчитывалось значение $D(j\omega)$ для ω от нуля до 4400 Гц с шагом 0.01 Гц. Результаты моделирования для случая обработки со скоростью резания 900 оборотов в минуту приведены ниже.

Рассмотрим динамику нелинейной системы резания при скорости резания в 900 оборотов в минуту и $h = 0.24$ мм, график координат деформационного движения вершины инструмента и соответствующие им фазовые траектории показаны на рис. 10.

Динамика процесса резания, отраженная в рис. 10, показывает устойчивый процесс обработки, который связан с минимизацией вибрационной активности инструмента. Запас устойчи-

вости можно оценить по точке начала годографа вектора Михайлова на комплексной плоскости, который показан на рис. 11.

Как видно из рис. 11, запас устойчивости зависит от расстояния кривой начала годографа от начала координат комплексной плоскости. Вторая часть графика годографа не информативна, так как потеря устойчивости отображается в начале годографа. Исходя из этих соображений в дальнейшем вторая часть (окончание годографа) приводиться не будет.

Рассмотрим анализ устойчивости системы управления резанием при износе в 0.36 мм, результаты моделирования годографа вектора Михайлова представлены на рис. 12.

На рис. 12 показано, что начало годографа вектора Михайлова по-прежнему далеко от начала координат, но здесь ярко проявляется регенеративный эффект, который в линеаризованной системе уравнений описывается оператором запаздывания $e^{-jT_v\omega}$. Влияние этого оператора на начальном участке при увеличении скорости резания становится более значительным, что приводит к увеличению колебаний годографа вектора Михайлова на начальном отрезке характеристики. В результате такого изменения характеристики годографа вектора Михайлова потеря устойчивости может быть связана с его вхождением во второй квадрант и последующим возвращением в первый квадрант. Точка, где годограф наиболее приближен ко второму квадранту (точка сближения на графике), и будет определять запас устойчивости системы резания. Из рис. 12 видно, что годограф вектора Михайлова резанием действительно выходит из первого квадранта по причине влияния на него оператора запаздывания. Рассмотрим более приближенно эту точку на рис. 12 справа, откуда видно, что механизм отражения потери устойчивости в системе резания на годографе вектора Михайлова связан с пересечением годографом мнимой оси в направлении второго квадранта комплексной плоскости. Такое изменение в поведении годографа связано с возрастанием эффекта самовозбуждения системы резания, который в англоязычной научной литературе и принято называть регенеративным эффектом.

Для дальнейшего анализа системы управления резанием сформируем в одну таблицу все полученные в этой части работы данные о верх-

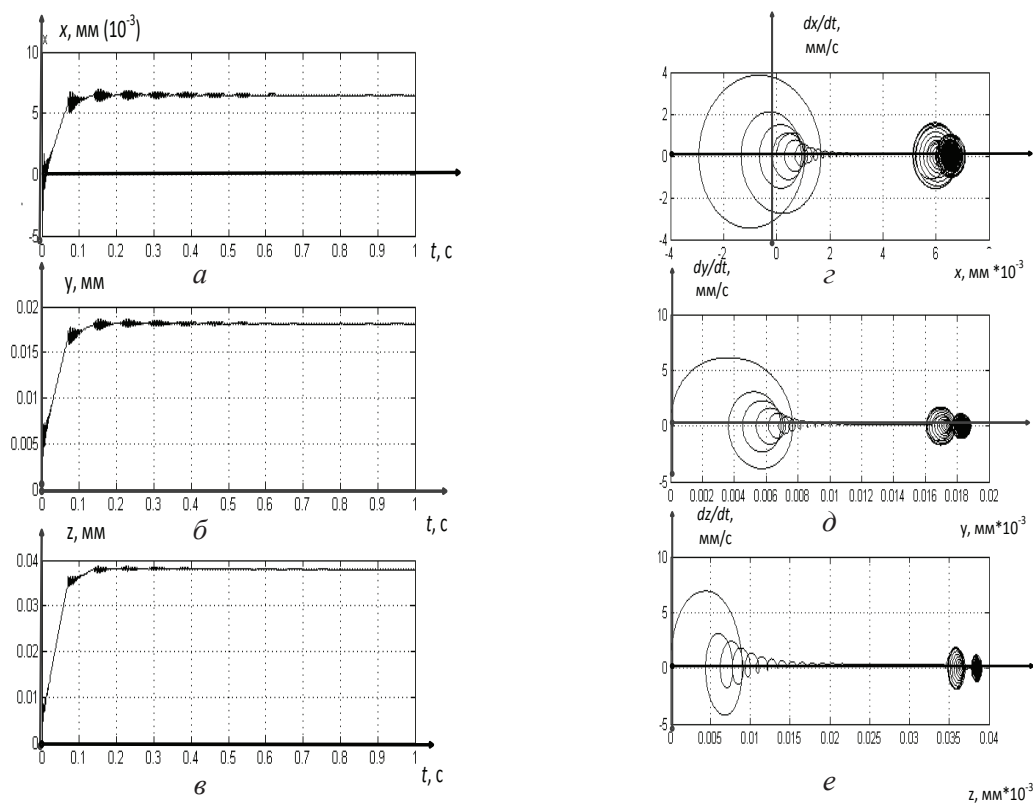


Рис. 10. Для случая износа $h = 0.24$:

a – деформации по координате x ; *б* – деформации по координате y ; *в* – деформации по координате z ; *г* – фазовая траектория по координате x ; *д* – фазовая траектория по координате y ; *е* – фазовая траектория, вдоль z -координаты

Fig. 10. For the case of wear $h = 0.24$:

a – deformations along the x coordinate; *б* – deformations along the y coordinate; *в* – deformations along the z coordinate; *г* – phase trajectory along the x coordinate; *д* – phase trajectory along the y coordinate; *е* – phase trajectory along the z coordinate

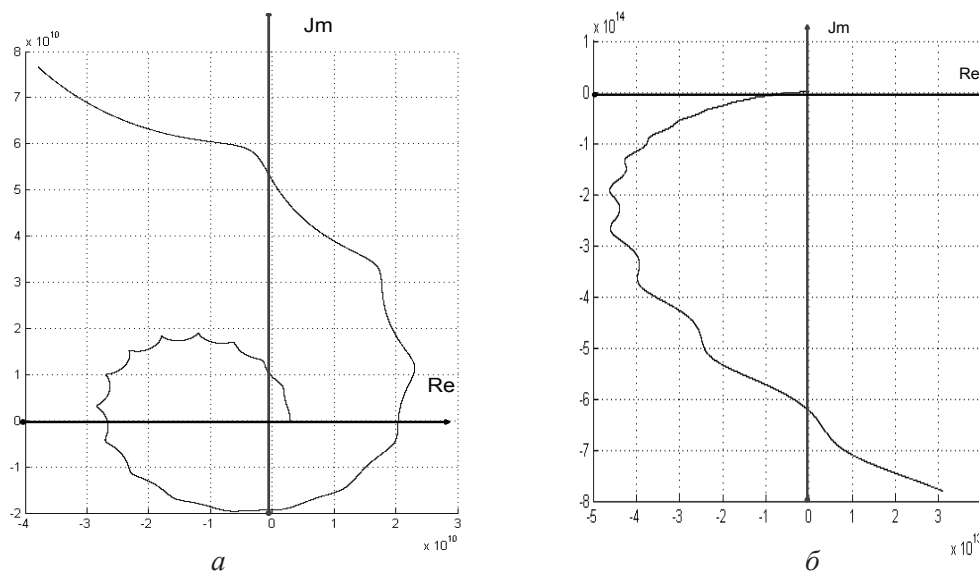


Рис. 11. Годограф вектора Михайлова, система с $h = 0.24$:

a – начало вектора Михайлова; *б* – окончание вектора Михайлова

Fig. 11. The hodograph of the Mikhailov vector, a system with $h = 0.24$:

a – the beginning of the Mikhailov vector; *б* – the end of the Mikhailov vector

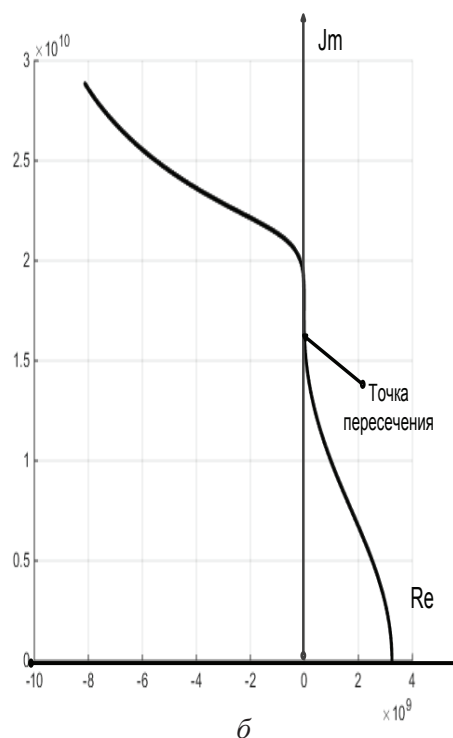
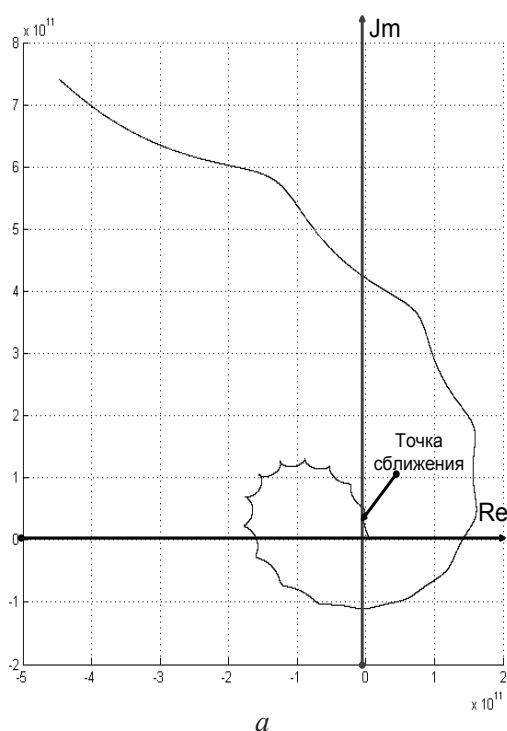


Рис. 12. Годограф вектора Михайлова, система с $h = 0.36$:

a – начало вектора Михайлова; b – увеличенное начало годографа вектора Михайлова

Fig. 12. The Mikhailov vector hodograph, a system with $h = 0.36$:

a – the beginning of the Mikhailov vector; b – the enlarged beginning of the Mikhailov vector hodograph

ней границе устойчивости системы управления резанием по критерию Михайлова (табл. 3).

Из табл. 3 видно, что максимум области устойчивости системы управления резанием в пространстве параметров скорости резания и величины износа режущего клина наблюдается при скорости резания в 1620 оборотов в минуту. В этой точке величина допустимого с точки зрения обеспечения устойчивости процесса обработки износа составила 0.47 мм, что существенно выше среднего значения по выборке, которое равно $h \approx 0.39$ мм.

Графически интерпретация данных, приведенных в табл. 3, представлена на рис. 13.

На рис. 13 показано, что область устойчивой динамики системы резания действительно имеет ярко выраженный локальный максимум на скорости резания в 1620 оборотов в минуту. Здесь надо отметить, что исследования, проведенные в предыдущей части работы, такого сильного максимума не дали (см. рис. 5).

Для проверки выдвинутого предположения о значимом влиянии перестройки силовой реакции со стороны процесса резания на формообразующие движения инструмента рассмотрим силы при тех же скоростях обработки, что и в предыдущем случае.

Таблица 3

Table 3

Граница устойчивости системы резания
The boundary of stability of the cutting system

h_3 (мм)	0.3	0.31	0.32	0.33	0.335	0.342	0.351	0.36	0.375	0.386
n (об/мин)	360	460	660	760	820	900	1000	1100	1200	1300
h_3 (мм)	0.397	0.41	0.43	0.46	0.47	0.44	0.43	0.42	0.418	0.41
n (об/мин)	1400	1500	1560	1600	1620	1680	1700	1750	1800	1900

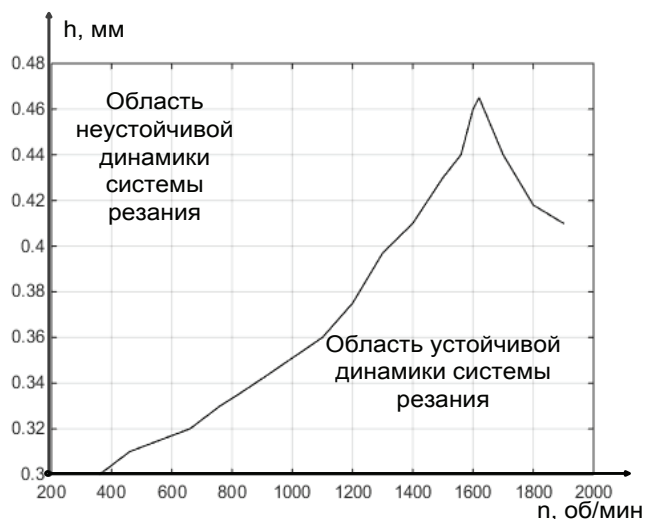


Рис. 13. Области устойчивого и неустойчивого поведения системы резания

Fig. 13. Areas of stable and unstable behavior of the cutting system

Как видно из рис. 14, при росте величины изношенности режущего клина инструмента происходит существенная перестройка силовой реакции системы резания, составляющая F_x увеличивается на 5 %, составляющая F_y увеличивается на 32 %, а F_z – на 14 %.

Таким образом, исследования показали, что именно рост выталкивающей силы при неизбежном росте скорости обработки, росте температуры контакта приводит к перестройке силовой реакции и ограничению области устойчивости системы резания справа от локального минимума.

Выводы

Исследования показали, что поставленная в работе первая гипотеза не позволяет адекватно отобразить положение А.Д. Макарова о суще-

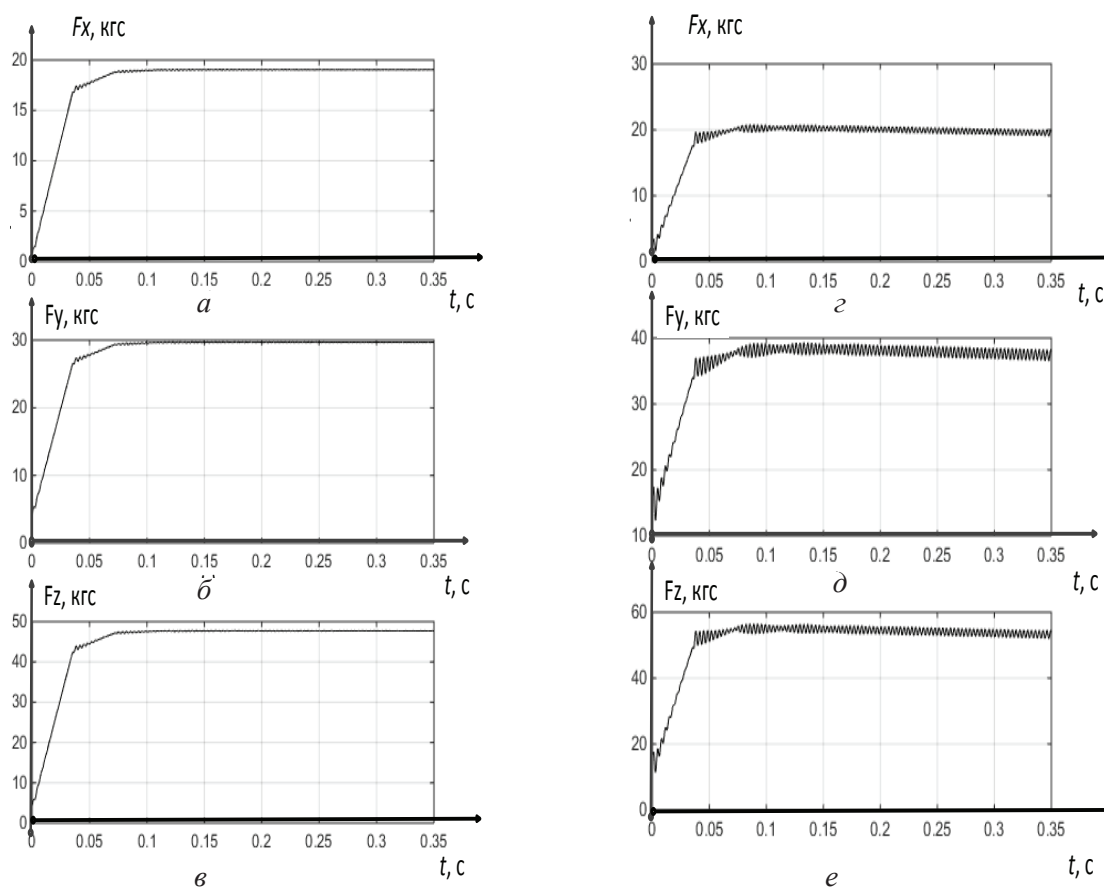


Рис. 14. Силы реакции для варианта со скоростью резания в 1 600 об/мин:

$a - F_x$ для $h = 0.11$; $b - F_y$ для $h = 0.11$; $c - F_z$ для $h = 0.11$; $d - F_x$ для $h = 0.41$; $e - F_y$ для $h = 0.41$; $f - F_z$ для $h = 0.41$.

Fig. 14. Reaction forces for the option with a processing speed of 1 600 rpm:

$a - F_x$ for $h = 0.11$; $b - F_y$ for $h = 0.11$; $c - F_z$ for $h = 0.11$; $d - F_x$ for $h = 0.41$; $e - F_y$ for $h = 0.41$; $f - F_z$ for $h = 0.41$

ствовании некоторого оптимального режима обработки, а вот вторая гипотеза в целом подтверждает это положение. Действительно, оптимальное значение скорости резания (температуры резания) при моделировании динамики процесса обработки определяется совокупностью следующих факторов: падающей характеристикой силы резания (по Н.Н. Зореву), минимумом коэффициента трения, вызванного переходом трения от адгезионной к диффузионной природе и зависимостью выталкивающей инструмент силы от предварительного прогрева зоны обработки. Однако здесь надо добавить, что еще одним важным фактором, определяющим оптимальность, по Макарову А.Д., процесса обработки, является регенеративный эффект, присущий модели системы управления резания, который оказывает существенное влияние на устойчивость динамики системы резания.

Все это позволяет сформулировать следующее научное положение: оптимальным с точки зрения скорости резания (температуры резания) будет режим, при котором падающая характеристика силы резания (по Н.Н. Зореву) достигнет своего минимального значения, коэффициент трения на задней грани инструмента будет находиться в некоторой окрестности точки локального минимума, выталкивающая инструмент сила не будет превышать некоторого заранее известного значения, и при этом значение скорости резания должно быть в окрестности некоторого минимума самовозбуждения системы резания при регенерации колебаний из-за резания «по следу».

С практической точки зрения проведенные исследования показывают возможность внедрения новых измерительных и вычислительных подсистем, которые на базе синтезированной математической модели могут в режиме реального времени определять наиболее оптимальные режимы резания.

Список литературы

1. *Stépán G.* Modelling nonlinear regenerative effects in metal cutting // *Philosophical Transactions of The Royal Society A: Mathematical Physical and Engineering Sciences.* – 2001. – Vol. 359. – P. 739–757. – DOI: 10.1098/rsta.2000.0753.
2. *Litak G.* Chaotic vibrations in a regenerative cutting process // *Chaos, Solitons and Fractals.* – 2002. –

Vol. 13. – P. 1531–1535. – DOI: 10.1016/S0960-0779(01)00176-X.

3. *Namachchivaya S., Beddini R.* Spindle speed variation for the suppression of regenerative chatter // *Journal of Nonlinear Science.* – 2003. – Vol. 13. – P. 265–288. – DOI: 10.1007/s00332-003-0518-4.

4. *Wahi P., Chatterjee A.* Regenerative tool chatter near a codimension 2 Hopf point using multiple scales // *Nonlinear Dynamics.* – 2005. – Vol. 40, iss. 4. – P. 323–338.

5. *Stépán G., Insperger T., Szalai R.* Delay, parametric excitation, and the nonlinear dynamics of cutting processes // *International Journal of Bifurcation and Chaos.* – 2005. – Vol. 15, N 09. – P. 2783–2798. – DOI: 10.1142/S0218127405013642.

6. Nonlinear behaviour of the regenerative chatter in turning process with a worn tool: forced oscillation and stability analysis / H. Moradi, F. Bakhtiari-Nejad, M.R. Movahhedy, M.T. Ahmadian // *Mechanism and Machine Theory.* – 2010. – Vol. 45, iss. 8. – P. 1050–1066. – DOI: 10.1016/j.mechmachtheory.2010.03.014.

7. Nonlinear dynamics of a machining system with two interdependent delays / A.M. Gouskov, S.A. Voronov, H. Paris, S.A. Batzer // *Communications in Nonlinear Science and Numerical Simulation.* – 2002. – Vol. 7, N 4. – P. 207–221. – DOI: 10.1016/S1007-5704(02)00014-X.

8. *Lapshin V.P.* Turning tool wear estimation based on the calculated parameter values of the thermodynamic subsystem of the cutting system // *Materials.* – 2021. – Vol. 14, N 21. – P. 6492. – DOI: 10.3390/ma14216492.

9. *Лапшин В.П., Христофорова В.В., Носачев С.В.* Взаимосвязь температуры и силы резания с износом и вибрациями инструмента при токарной обработке металлов // *Обработка металлов (технология, оборудование, инструменты).* – 2020. – Т. 22, № 3. – С. 44–58. – DOI: 10.17212/1994-6309-2020-22.3-44-58.

10. *Zakovorotny V.L., Gvindjiliya V.E.* Evolution of the dynamic cutting system with irreversible energy transformation in the machining zone // *Russian Engineering Research.* – 2019. – Vol. 39, N 5. – P. 423–430. – DOI: 10.3103/S1068798X19050204.

11. *Заковоротный В.Л., Гвинджилия В.Е.* Связь притягивающих множеств деформаций инструмента с пространственной ориентацией упругости и регенерацией сил резания при точении // *Известия вузов. Прикладная нелинейная динамика.* – 2022. – Т. 30, № 1. – С. 37–56. – DOI: 10.18500/0869-6632-2022-30-1-37-56.

12. *Zakovorotny V.L., Gvindjiliya V.E.* Self-organization and evolution in dynamic friction systems // *Journal of Vibroengineering.* – 2021. – Vol. 23, iss. 6. – P. 1418–1432. – DOI: 10.21595/jve.2021.22033.

13. *Astakhov V.P.* The assessment of cutting tool wear // *International Journal of Machine Tools*

and Manufacture. – 2004. – Vol. 44. – P. 637–647. – DOI: 10.1016/j.ijmachtools.2003.11.006.

14. Рыжкин А.А. Синергетика изнашивания инструментальных режущих материалов (трибоэлектрический аспект). – Ростов н/Д.: Изд. центр ДГТУ, 2004. – 323 с. – ISBN 5-7890-0307-9.

15. Analyzing the stability of the FDTD technique by combining the von Neumann method with the Routh-Hurwitz criterion / J.A. Pereda, L.A. Vielva, A. Vegas, A. Prieto // IEEE Transactions on Microwave Theory and Techniques. – 2001. – Vol. 49 (2). – P. 377–381.

16. Kolev L., Petrakieva S. Interval Raus criterion for stability analysis of linear systems with dependent coefficients in the characteristic polynomial // 27th International Spring Seminar on Electronics Technology: Meeting the Challenges of Electronics Technology Progress. – IEEE, 2004. – Vol. 1. – P. 130–135.

17. Заковоротный В.Л., Гвинджилия В.Е. Связь самоорганизации динамической системы резания с изнашиванием инструмента // Известия вузов. Прикладная нелинейная динамика. – 2020. – Т. 28, вып. 1. – С. 46–61. – DOI: 10.18500/0869-6632-2020-28-1-46-61.

18. The approach to investigation of the the regions of self-oscillations / T.R. Velieva, D.S. Kulyabov, A.V. Korolkova, I.S. Zaryadov // Journal of Physics: Conference Series. – 2017. – Vol. 937. – P. 012057. – DOI: 10.1088/1742-6596/937/1/012057.

19. Sourdille P., O'Dwyer A., Coyle E. Smith predictor structure stability analysis using Mikhailov stability criterion // Proceedings of the 4th Wismarer Automatisierungs Symposium. – Wismar, Germany, 2005. – P. 22–23. – DOI: 10.21427/kp1b-6034.

20. Saleh A.I., Hasan M.M.M., Darwish N.M.M. The Mikhailov stability criterion revisited // JES. Journal of Engineering Sciences. – 2010. – Vol. 38, N 1. – P. 195–207.

21. Barker L.K. Mikhailov stability criterion for time-delayed systems. Report NASA-TM-78803. – NASA Langley Research Center, 1979. – 17 p.

22. Макаров А.Д. Оптимизация процессов резания. – М.: Машиностроение, 1976. – 278 с.

23. Рыжкин А.А., Шучев К.Г., Климов М.М. Обработка материалов резанием. – Ростов н/Д.: Феникс, 2008. – 418 с. – ISBN 978-5-7890-0413-X.

24. Зорев Н.Н. Вопросы механики процесса резания металлов. – М.: Машгиз, 1956. – 367 с.

Конфликт интересов

Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.

© 2023 Авторы. Издательство Новосибирского государственного технического университета. Эта статья доступна по лицензии Creative Commons «Attribution» («Атрибуция») 4.0 Всемирная (<https://creativecommons.org/licenses/by/4.0/>)



Obrabotka metallov -

Metal Working and Material Science

Journal homepage: http://journals.nstu.ru/obrabotka_metallov



Determination of the optimal metal processing mode when analyzing the dynamics of cutting control systems

Victor Lapshin^{a, *}, Denis Moiseev^b

Don State Technical University, 1 Gagarin square, Rostov-on-Don, 344000, Russian Federation

^a <https://orcid.org/0000-0002-5114-0316>, lapshin1917@yandex.ru; ^b <https://orcid.org/0000-0002-7186-7758>, denisey2003@mail.ru

ARTICLE INFO

Article history:

Received: 15 December 2022

Revised: 12 January 2023

Accepted: 21 January 2023

Available online: 15 March 2023

Keywords:

Dynamics

Tool vibration

Cutting stability

Processing speed

Wear and tear

Regenerative effect

Acknowledgements

Research were partially conducted at core facility "Structure, mechanical and physical properties of materials".

ABSTRACT

Introduction. In numerous experimental studies of metal cutting processes on metal-cutting equipment, the existence of some optimal processing mode is noted, which was most vividly formulated by *A.D. Makarov* in his point on the existence of an optimal cutting temperature (processing speed). Here, by the authors from Russia, the emphasis is on the description of the optimality of cutting processes related to the properties of the processed material and the properties of the tool used in this process. However, there is another opinion in the Western scientific literature, which is generally based on the regenerative nature of vibrations in cutting dynamics. Vibration regeneration is associated with the dynamics of the cutting process, which is significantly affected by a lagging argument reflecting the variability of the cut layer. The connection of these two approaches is seen through the analysis of the stability domain of the dynamic cutting system in the parameter space: cutting speeds and tool wear values. **Subject.** Based on this, the paper considers the question of the relationship between the optimal according to *A.D. Makarov* the processing mode and the dynamics of the cutting process, including the regeneration of tool vibrations during metal turning. To do this, two research hypotheses are formulated and numerical modeling is performed in order to determine its reliability. **Purpose of the work:** to consider the position of *A.D. Makarov* on the existence of an optimal cutting mode, from the point of view of the stability of the dynamics of metal turning. For this purpose, two hypotheses are put forward in the work to be analyzed. **The paper investigates:** a mathematical model describing the dynamics of vibration oscillations of the cutting wedge tip, taking into account the dynamics of the temperature formed in the contact zone and its influence on the forces that prevent the forming motions of the tool. **Research methods:** a series of field experiments was carried out on a metalworking equipment using the capabilities of the measuring stand *STD.201-1*, the purpose of which was to determine the effect of the thermal expansion of metals on the value of the buoyant force. Based on numerical simulation of the initial nonlinear mathematical models, as well as simulation of models linearized in the vicinity of the equilibrium point, an analysis of the stability of the cutting system with variations in the cutting speed and the amount of tool wear along the flank is conducted. **The results of the work.** The results of field experiments are presented, which showed a significant linear increase in the force pushing out the tool with an increase in temperature in the contact zone of the tool and the workpiece. The results of simulation of the state and the corresponding phase trajectories when the cutting wedge is embedded in the workpiece, as well as the forces decomposed along the axis of deformation of the tool, are presented. The results of modeling the *Mikhailov* vector hodograph for a linearized model of the dynamics of the cutting process are presented. **Conclusions:** The research results have shown that only the second hypothesis put forward by the authors makes it possible to adequately interpret the point put forward by *A.D. Makarov*. The main addition to the description of the point of *A.D. Makarov*, the authors consider it necessary to take into account changes in the pushing force with an increase in the temperature of the contact zone of the tool and the workpiece.

For citation: Lapshin V.P., Moiseev D.V. Determination of the optimal metal processing mode when analyzing the dynamics of cutting control systems. *Obrabotka metallov (tekhnologiya, oborudovanie, instrumenty) = Metal Working and Material Science*, 2023, vol. 25, no. 1, pp. 16–43. DOI: 10.17212/1994-6309-2023-25.1-16-43. (In Russian).

* Corresponding author

Lapshin Viktor P., Ph.D. (Engineering), Associate Professor
 Don State Technical University,
 1 Gagarin square
 344000, Rostov-on-don, Russian Federation
 Tel.: 8 (900) 122-75-14, e-mail: lapshin1917@yandex.ru

References

1. Stépán G. Modelling nonlinear regenerative effects in metal cutting. *Philosophical Transactions of The Royal Society A: Mathematical Physical and Engineering Sciences*, 2001, vol. 359, pp. 739–757. DOI: 10.1098/rsta.2000.0753.
2. Litak G. Chaotic vibrations in a regenerative cutting process. *Chaos, Solitons and Fractals*, 2002, vol. 13, pp. 1531–1535. DOI: 10.1016/S0960-0779(01)00176-X.
3. Namachchivaya S., Beddini R. Spindle speed variation for the suppression of regenerative chatter. *Journal of Nonlinear Science*, 2003, vol. 13, pp. 265–288. DOI: 10.1007/s00332-003-0518-4.
4. Wahi P., Chatterjee A. Regenerative tool chatter near a codimension 2 Hopf point using multiple scales. *Nonlinear Dynamics*, 2005, vol. 40, iss. 4, pp. 323–338.
5. Stépán G., Insperger T., Szalai R. Delay, parametric excitation, and the nonlinear dynamics of cutting processes. *International Journal of Bifurcation and Chaos*, 2005, vol. 15, no. 09, pp. 2783–2798. DOI: 10.1142/S0218127405013642.
6. Moradi H., Bakhtiari-Nejad F., Movahhedy M.R., Ahmadian M.T. Nonlinear behaviour of the regenerative chatter in turning process with a worn tool: forced oscillation and stability analysis. *Mechanism and Machine Theory*, 2010, vol. 45, iss. 8, pp. 1050–1066. DOI: 10.1016/j.mechmachtheory.2010.03.014.
7. Gousskov A.M., Voronov S.A., Paris H., Batzer S.A. Nonlinear dynamics of a machining system with two interdependent delays. *Communications in Nonlinear Science and Numerical Simulation*, 2002, vol. 7, no. 4, pp. 207–221. DOI: 10.1016/S1007-5704(02)00014-X.
8. Lapshin V.P. Turning tool wear estimation based on the calculated parameter values of the thermodynamic subsystem of the cutting system. *Materials*, 2021, vol. 14, no. 21, p. 6492. DOI: 10.3390/ma14216492.
9. Lapshin V.P., Khristoforova V.V., Nosachev S.V. Vzaimosvyaz' temperatury i sily rezaniya s iznosom i vibratsiyami instrumenta pri tokarnoi obrabotke metallov [Relationship of temperature and cutting force with tool wear and vibration in metal turning]. *Obrabotka metallov (tekhnologiya, oborudovanie, instrumenty) = Metal Working and Material Science*, 2020, vol. 22, no. 3, pp. 44–58. DOI: 10.17212/1994-6309-2020-22.3-44-58.
10. Zakovorotny V.L., Gvinjiliya V.E. Evolution of the dynamic cutting system with irreversible energy transformation in the machining zone. *Russian Engineering Research*, 2019, vol. 39, no. 5, pp. 423–430. DOI: 10.3103/S1068798X19050204.
11. Zakovorotny V.L., Gvinjiliya V.E. Svyaz' prityagivayushchikh mnozhestv deformatsii instrumenta s prostanstvennoi orientatsiei uprugosti i regeneratsiei sil rezaniya pri tochenii [Correlation of attracting sets of tool deformations with spatial orientation of tool elasticity and regeneration of cutting forces in turning]. *Izvestiya vuzov. Prikladnaya nelineinaya dinamika = Izvestiya VUZ. Applied Nonlinear Dynamics*, 2022, vol. 30 (1), pp. 37–56. DOI: 10.18500/0869-6632-2022-30-1-37-56.
12. Zakovorotny V.L., Gvinjiliya V.E. Self-organization and evolution in dynamic friction systems. *Journal of Vibroengineering*, 2021, vol. 23, iss. 6, pp. 1418–1432. DOI: 10.21595/jve.2021.22033.
13. Astakhov V.P. The assessment of cutting tool wear. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2004, vol. 44, pp. 637–647. DOI: 10.1016/j.ijmachtools.2003.11.006.
14. Ryzhkin A.A. *Sinergetika iznashivaniya instrumental'nykh rezhushchikh materialov (triboelektricheskii aspekt)* [Synergetics of wear of tool cutting materials (triboelectric aspect)]. Rostov-on-Don, DSTU Publ., 2004. 323 p. ISBN 5-7890-0307-9.
15. Pereda J.A., Viela L.A., Vegas A., Prieto A. Analyzing the stability of the FDTD technique by combining the von Neumann method with the Routh-Hurwitz criterion. *IEEE Transactions on Microwave Theory and Techniques*, 2001, vol. 49 (2), pp. 377–381.
16. Kolev L., Petrakieva S. Interval Raus criterion for stability analysis of linear systems with dependent coefficients in the characteristic polynomial. *27th International Spring Seminar on Electronics Technology: Meeting the Challenges of Electronics Technology Progress*. IEEE, 2004, vol. 1, pp. 130–135.
17. Zakovorotny V.L., Gvinjiliya V.E. Svyaz' samoorganizatsii dinamicheskoi sistemy rezaniya s iznashivaniem instrumenta [Link between the self-organization of dynamic cutting system and tool wear]. *Izvestiya vuzov. Prikladnaya nelineinaya dinamika = Izvestiya VUZ. Applied Nonlinear Dynamics*, 2020, vol. 28, no. 1, pp. 46–61. DOI: 10.18500/0869-6632-2020-28-1-46-61.
18. Velieva T.R., Kulyabov D.S., Korolkova A.V., Zaryadov I.S. The approach to investigation of the regions of self-oscillations. *Journal of Physics: Conference Series*, 2017, vol. 937, p. 012057. DOI: 10.1088/1742-6596/937/1/012057.

19. Sourdille P., O'Dwyer A., Coyle E. Smith predictor structure stability analysis using Mikhailov stability criterion. *Proceedings of the 4th Wismarer Automatisierungs Symposium*, Wismar, Germany, 2005, pp. 22–23. DOI: 10.21427/kp1b-6034.
20. Saleh A.I., Hasan M.M.M., Darwish N.M.M. The Mikhailov stability criterion revisited. *JES. Journal of Engineering Sciences*, 2010, vol. 38, no. 1, pp. 195–207.
21. Barker L.K. *Mikhailov stability criterion for time-delayed systems*. Report NASA-TM-78803. NASA Langley Research Center, 1979. 17 p.
22. Makarov A.D. *Optimizatsiya protsessov rezaniya* [Optimization of cutting processes]. Moscow, Mashinostroenie Publ., 1976. 278 p.
23. Ryzhkin A.A., Shuchev K.G., Klimov M.M. *Obrabotka materialov rezaniem* [Processing of materials by cutting]. Rostov-on-Don, Feniks Publ., 2008. 418 p. ISBN 978-5-7890-0413-X.
24. Zorev N.N. *Voprosy mekhaniki protsessa rezaniya metallov* [Questions of mechanics of metal cutting process]. Moscow, Mashgiz Publ., 1956. 367 p.

Conflicts of Interest

The authors declare no conflict of interest.

© 2023 The Authors. Published by Novosibirsk State Technical University. This is an open access article under the CC BY license (<http://creativecommons.org/licenses/by/4.0/>).