

Рис. 2. Зміна температури нагріву поверхневого шару металу в зоні одиничного контакту інструмента і деталі: а – швидкість переміщення стола верстата – 2 м/хв; б – швидкість переміщення стола верстата – 6 м/хв;.

Отримані теоретичні розрахунки розподілу температури нагріву по глибині поверхневого шару узгоджуються з проведеними експериментами по визначенням товщини зміщеного шару при різних режимах фрикційного зміщення. Розроблена математична модель визначення розподілу температури дозволяє оцінити температурні поля по глибині оброблюваного металу та зпрогнозувати товщину зміщеного шару при фрикційній обробці сталевих виробів.

Список літератури: 1. Бабей Ю.И., Глек Р.И., Максимишин М.Д., Журавлева Н.А. Термонапряженное состояние, возникающее в поверхностных слоях плоских деталей в процессе фрикционного упрочнения // Физико-химическая механика материалов. – 1982. - № 3. – С. 75-78. 2. Резников А.Н. Теплофизика процессов механической обработки. – М.: Машиностроение, 1981. – 279 с. 3. Коровчинский М.В. Основы теории термического контакта при локальном трении // Новое в теории трения. – М.: Наука, 1966. – С. 98-145. 4. Основы тепловых явлений при шлифовании деталей машин / А.В.Якимов, Б.О.Ткаченко, С.Г.Зимин и др. – Одесса: ОГПУ, 1997. – 272 с.

Сдано в редакцию 23.04.08

АНАЛИЗ НЕОПРЕДЕЛЕННЫХ УСЛОВИЙ ОБРАБОТКИ ПРИ МОДЕЛИРОВАНИИ ПРОЦЕССА ВИБРАЦИОННОГО СВЕРЛЕНИЯ

Драчев О. И.¹ Тараненко В. А.² Тараненко Г. В.³ Свиць А.² (¹ТГУ, Тольятти, РФ, ²ЛТУ, Люблин, Польша, ³СевНТУ, Севастополь, Украина),

The ground for using the low sensitivity automatic control systems for changing parameters of the dynamic system of vibratory drilling was introduced in the paper. The selection of the

controlling frequency range was given. The algorithm for qualification the dynamic system of vibratory drilling parameters was introduced.

Введение. Реальный процесс обработки и условия, в которых он протекает, не могут быть смоделированы абсолютно точно, так как они могут изменяться непредсказуемым образом. Например, изменение параметров режима резания: глубины резания a_p , подачи f_{np} , скорости резания v_c приводит к изменению коэффициентов передачи и постоянных времени в десятки раз, что соответственно изменяет динамические характеристики и свойства динамических систем (ДС) металлообработки [1]. В широких пределах варьируют также параметры упругой системы. Податливость ДС изменяется по длине детали, в расчетах же пользуются приведенными характеристиками. При сверлении изменяется момент инерции поперечного сечения заготовки по длине, это изменяет ее инерционные характеристики, из-за ввода сверла постоянно изменяется коэффициент демпфирования [1 – 4].

В модели также не учитываются определенные динамические свойства процесса резания (связанные с тепловыми процессами [6], износом инструмента). Шумы датчиков и погрешности измерительных устройств не позволяют определить с абсолютной точностью параметры системы.

Обоснование возможности использования малочувствительных САУ динамической системой вибрационного сверления. При проектировании системы управления или конструировании установки необходимо, чтобы она удовлетворяла требованиям робастности, то есть обладала требуемым качеством, несмотря на существенную неопределенность характеристик. Для этого требуется, чтобы она обладала низкой чувствительностью, сохраняла устойчивость (в случае необходимости) и удовлетворяла требованиям к качеству в большом диапазоне изменения ее параметров. Система должна быть малочувствительна к шуму и возмущениям. Функция чувствительности, которая может быть записана в следующем виде [9]:

$$S(s) = [1 + G(s)]^{-1} \quad (1)$$

должна иметь минимальное значение. Коэффициент передачи в передаточной функции динамической системы вибрационного сверления $G(s)$ на высоких частотах должен быть малым. Если передаточная функция системы изменяется, то ее можно записать в виде:

$$G_m(s) = D(s)[1 + M(s)]. \quad (2)$$

Изменение $M(s)$ ограниченное по модулю, а $G_m(s)$ и $G(s)$ имеют одинаковое число полюсов в правой полуплоскости. Тогда устойчивость системы не изменится при выполнении условия:

$$|G(j\omega)| < \left|1 + \frac{1}{G(j\omega)}\right| \text{ для всех } \omega. \quad (3)$$

Данный вид отклонения является малым на низких частотах, где номинальная модель объекта (динамической системы процесса вибрационного сверления) достаточна точна, и большим на высоких частотах, где номинальная модель всегда неточная.

Так как изменение динамических характеристик ДС сказывается на изменении формы АФЧХ, для анализа нестационарности процесса вибрационного сверления строится частотная характеристика для переменных коэффициентов передаточных функций.

Для коэффициента $k_p = a_p \cdot k$ - жесткости резания непостоянными могут быть $k = \sigma_0 \cdot \xi$ - удельная сила резания из-за переменного предела прочности σ_0 материала заготовки; $T_p = \frac{a_p \cdot \xi \cdot m}{n \cdot v_c}$ постоянная времени стружкообразования будет изменяться из-за подачи $a_p = f_{np} \cdot \sin \kappa_r$, скорости резания (v_c), изменения геометрии резания из-за износа сверла (главный угол резца в плане κ_r); подача варьируется из-за осевых колебаний, скорости резания, которая, в свою очередь, зависит от амплитуды и частоты колебаний (колебательная скорость $v = 2\pi \cdot f \cdot A$, где A - амплитуда колебаний). Если принять все данные параметры переменными, хотя бы в пределах $\pm 5\%$, результирующие АФЧХ будут выглядеть следующим образом (рис.1).

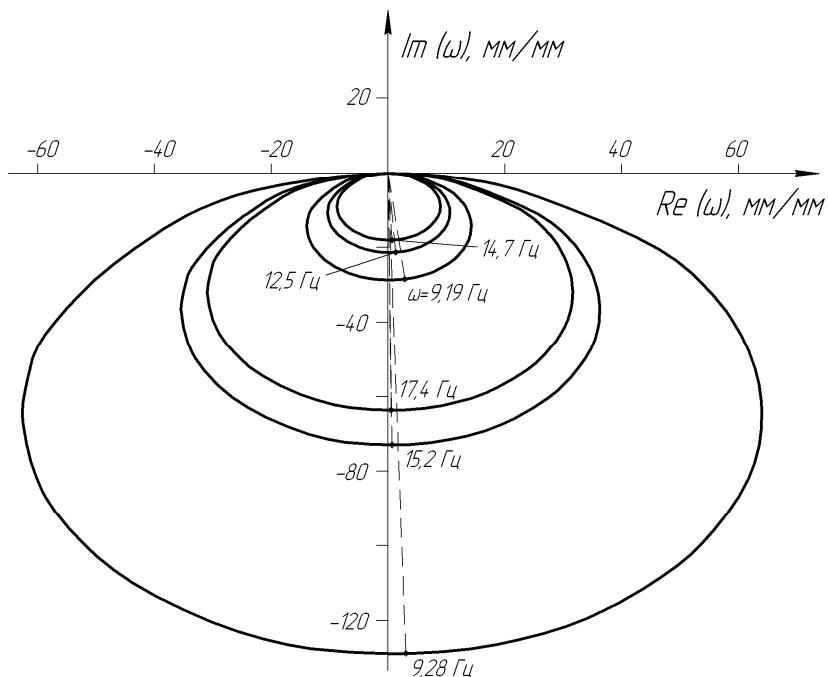


Рис.1. АФЧХ замкнутой динамической системы сверления с переменными коэффициентами (вход – толщина, выход – продольное смещение)

Скорость $\Delta v(s)$ определяется частотой f стружкообразования и амплитудой сверла:

$$v_{\text{кол}} = 2\pi \cdot f \cdot A, \quad (4)$$

где f частота возмущающих волноводных процессов зоны резания; $A = \varphi$ амплитуда закручивания режущей части инструмента.

Частота стружкообразования f определяется из зависимости:

$$f_{\text{смр}} = \frac{v_c \cdot \sigma_e \cdot \sin \psi \cdot \cos \omega}{\Delta \cdot E \cdot \sin(\pi/2 + \gamma - \psi)}, \quad (5)$$

где σ_e - предел прочности обрабатываемого материала, ω - угол действия силы резания, ψ - угол наклона плоскости сдвига, Δ - величина отклонения вершины сверла в процессе сдвига, E - модуль упругости материала заготовки, γ - передний угол.

Все сомножители в процессе резания испытывают флюктуации, что ведет к изменению частоты стружкообразования и, следовательно к изменению силы резания.

Как следует из анализа АФЧХ (рис.1) резонансные частоты могут изменяться в 1,6 раза, а амплитуда колебаний на них в 4 – 6 раз. При сверлении эта нестационарность условий процесса обработки проявляется в виде переменной волнистости, шероховатости обработанной поверхности, снижения точности отверстия и стойкости инструмента. Для снижения влияния переменных коэффициентов необходимо ввести настройку ДС, стабилизирующую характеристики динамической системы и процесса резания .

В отличии от обработки сверлом в обычной борштанге, при сверлении с волноводным преобразователем [5] вводится контур продольного смещения, пропорционального величине крутящего момента и, соответственно, амплитуде закручивания. Динамические составляющие сил резания от переменных величин подачи и припуска распределяются по двум контурам: закручивания и изгиба. Изменение нагрузки ведет к изменению толщины сечения за счет усадки упругой режущей части, сохраняя постоянной площадь срезаемого слоя. За счет низкочастных комплексных колебаний уменьшается величина u , что повышает точность формы и размеров. Нагрузка идет по контуру закручивания, так как $T_Z \leq T_Y$ - постоянная времени меньше для тангенциальной составляющей силы резания, чем для радиальной составляющей. Также постоянные времени для упругой системы имеют следующие соотношения $T_{ZY} < T_{YY}$ (из записи затухающих колебаний подсистемы инструмента).

Переменность амплитуды смещений подсистемы инструмента по длине обработки детали, разнотвердость материала заготовки, износ режущих кромок сверла ведут к нестабильности колебательного смещения инструмента. Поэтому дальнейшим направлением для исследования является разработка системы автоматического управления.

Обоснование определения диапазона рабочих частот при управлении. Автоматическое управление ДС обработки отверстий должно обеспечивать стабильность динамических характеристик процесса резания. Источником информации может быть амплитуда относительных колебаний сверла и заготовки, скорость и ускорение колебаний инструмента, сила резания, причем наиболее полную информацию включает амплитуда относительных колебаний. Управление необходимо вести по двум контурам: первый – управление собственной частотой колебаний подсистемы инструмента в функции его вылета, второй – стабилизация амплитуды колебаний инструмента за счет регулирования скорости резания.

При настройке ДС и при разработке САУ обработкой необходимо принимать во внимание ограничения по скорости резания, как параметра определяющей область существования устойчивых колебаний для фиксированного набора технологических параметров (подачи, диаметра сверла, жесткости и коэффициента демпфирования ДС).

Весь диапазон рабочих частот колебаний можно разделить на три зоны.

Первая зона колебаний низких частот с частотой колебаний $f = 20 - 300$ Гц. При такой частоте оптимальные амплитуды колебаний составляют по [10] $A_{opt} = 30 - 150$ мкм (меньшие амплитуды относятся к более высоким частотам). Повышение эффективности достигается, в основном, за счет дробления стружки, облегчения ее отвода, повышения эффективности охлаждения СОЖ режущих кромок, при этом инструмент не разрушается и не снижается его стойкость.

Вторая зона колебаний с частотами $f = 300 - 3000$ Гц относится, главным образом, к области автоколебаний, оптимальными являются колебания с амплитудами

$A_{opt} = 8 - 20$ мкм. Автоколебания приводят к облегчению пластической деформации, уменьшению коэффициента трения по передней и задней поверхностям, заметному снижению сил резания [7, 13], уменьшению износа инструмента и повышению его стойкости.

При высокой интенсивности процесса колебаний циклическое нагружение режущей части приводит к его усталостному разрушению, при достижении критической амплитуды – стойкость инструмента резко снижается. Существенно увеличивается длина пути резания и износ по передней и задней поверхностям. Особенно это актуально для крутильных колебаний осевых инструментов (сверл, зенкеров, разверток).

Результатом этого является наличие экстремальной зависимости с облегчением пластической деформации в области малых амплитуд и положительным воздействием на стойкость, в зоне больших амплитуд – усталостное разрушение контактных слоев материала инструмента [10, 11, 13]. Усталостное разрушение наблюдается из-за разрыхления кобальтовой прослойки твердого сплава, выкрашивания режущих зерен карбидов, появления макро – и микротрещин.

Третья зона включает ультразвуковые вынужденные колебания с частотами $f = 15 - 35$ кГц с оптимальными амплитудами $A_{opt} = 1 - 5$ мкм [11], в данной работе эти колебания не рассматриваются.

Колебания различных направлений по-разному влияют на точность размеров, форму, волнистость, шероховатость поверхности. Но в любом случае интенсивность поперечных колебаний инструмента – заготовки необходимо снижать. Это возможно как за счет различных направляющих устройств (кондукторных втулок, люнетов), так и за счет рассеивания энергии различных возмущений, которые могут привести к поперечному смещению режущих кромок, колебаниями в направлениях, не приводящих к снижению точности и увеличению шероховатости. Для этого в подсистеме инструмента специально создается упругий контур, генерирующий продольно-крутильные колебания. За счет подбора материала державки, режущей части и режимов резания можно обеспечить максимальный логарифмический декремент затухания поперечных смещений при данных параметрах наладки [5].

Обобщенный логарифмический декремент колебаний δ_0 определен как функция среднеквадратической величины из всех перечисленных коэффициентов:

$$\delta_0 = f(\sqrt{\nu_1 \cdot \mu_{new}^2 + \nu_2 \cdot \mu_1^2 + \nu_3 \cdot \mu_2^2 + \nu_4 \cdot \mu_{zpl}^2}), \quad (6)$$

где $\nu_1, \nu_2, \nu_3, \nu_4$ – коэффициенты корреляции, μ_1 – коэффициент внешнего трения между изднлием и задней поверхностью, μ_2 – коэффициент внешнего трения между стружкой и передней поверхностью инструмента, μ_{new} – коэффициент внутреннего трения в материале колеблющейся системы, μ_{zpl} – коэффициент трения в пластической зоне ($\mu_{zpl} = 0,7 - 0,8$).

Наиболее тесная связь существует между коэффициентами μ_2 и μ_{zpl} , коэффициенты корреляции $\nu_3 = 0,5$, $\nu_4 = 0,1$. Наиболее независимое влияние на обобщенный логарифмический декремент затухания оказывает μ_{new} с коэффициентом корреляции $\nu_1 = 1,0$. Для μ_1 коэффициент корреляции $\nu_2 = 0,8$.

Как видно, демпфирующие свойства системы изменяются, в основном, из-за трения по передней поверхности и пластических процессов в зоне резания. Для

стабилизации параметров колебаний необходимо управлять демпфирующими процессами по тангенциальной координате в первую очередь, по передней поверхности изменение демпфирующих свойств возможно за счет изменения параметров осевых смещений. Коэффициенты трения по задней поверхности всегда меньше, чем по передней (0,2 – 0,15 и 0,2 – 0,4, соответственно).

Поскольку постоянная времени стружкообразования для тангенциальной составляющей меньше, чем для поперечной, на различные возмущения инструмент быстрее будет реагировать по касательному контуру, чем в поперечном [12]. Для углеродистых сталей эти постоянные отличаются на 10%. Для легированных сталей это отличие больше - $T_{FZ} / T_{FY} = 0,23$, для чугунов наблюдается примерно то же соотношение.

Поэтому управляя упругими характеристиками в направлении закручивания и осевого смещения инструмента, можно изменять демпфирующие параметры в поперечном направлении. При осевых смещениях из-за увеличения толщины срезаемого слоя амплитуда колебаний значительно не изменяется, так как растет коэффициент демпфирования.

Определяющее значение на амплитуду оказывает жесткость доминирующей колебательной системы. В данном случае это прямая связь с вылетом инструмента. Наряду с амплитудой влияние оказывается на частоту колебаний, которая от режимов не зависит.

Как показали эксперименты [6, 8], скорость резания немонотонно влияет на интенсивность колебаний. Экстремальная область колебаний находится в области максимальной усадки стружки.

Определение рабочих частот установки выполняется по следующему алгоритму.

С учетом того, что резание ведется «по следу», и при вибрационном резании возможен отрыв инструмента от заготовки при координате инструмента $x_f = \frac{f_0}{2} + x_\psi$.

Это вытекает из выражения для толщины срезаемого слоя:

$$a_x = \frac{f_0}{2} - (x - x_\psi). \quad (7)$$

В этот момент времени толщина срезаемого слоя равняется нулю. Дальнейшее смещение инструмента не влияет на процесс резания. Введем относительные величины:

$$X_0 = \frac{2x}{f_0}, X_\psi^0 = \frac{2x_\psi}{f_0}, a_x^0 = \frac{2a_x}{f_0}. \quad (8)$$

При этом зависимость между ними будет носить следующий характер:

$$a_x^0 = \begin{cases} -(X^0 - X_\psi^0) & \text{при } x - x_\psi < f_0/2 \\ -1 & \text{при } x - x_\psi \geq f_0/2 \end{cases}. \quad (9)$$

Автоколебательная система с учетом прерывистости процесса обработки представлена на рис.2.

Линейная часть системы $G_{ax}(s)$ охвачена контуром нелинейной обратной связи и включает в себя звено задержки $e^{-\tau s}$ ($\tau = \psi / \omega_{op}$), формирующую координату следа инструмента.

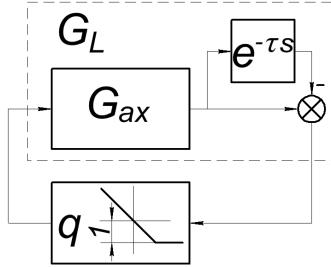


Рис.2. Структурная схема системы сверления с учетом прерывистости процесса резания

Характеристика разомкнутой системы с запаздыванием отличается от системы без запаздывания тем, что АФЧХ первой смещается по часовой стрелке по дуге на угол, равный $\tau\omega$. Система будет устойчива в любом случае, если АФЧХ функции $G(j\omega)$ не выходит за пределы единичной окружности с центром в начале координат.

Вследствие несимметричности нелинейной характеристики звена q автоколебания в системе будут также несимметричными. Для нелинейной функции получим следующие соотношения для эквивалентного гармонического коэффициента усиления $q(A)$ и постоянной составляющей $F^0(A)$ на выходе нелинейного звена при $A \geq 1$:

$$q(A) = -\left[\frac{1}{\pi} \left(\arcsin \frac{1}{A} + \frac{1}{A} \sqrt{1 - \frac{1}{A^2}} \right) + 0,5 \right],$$

$$F^0(A) = 0,5 - \frac{1}{\pi} \left(\arcsin \frac{1}{\pi} + \frac{1}{A} \sqrt{1 - \frac{1}{A^2}} \right), \quad (10)$$

где A - амплитуда первой гармоники величины $X^0 - X_\psi^0$.

В соответствии со структурной схемой при автоколебаниях должно выполняться равенство:

$$G_l(j\omega) = G_{ax}(j\omega) - G_{ax}(j\omega) \cdot e^{-j\psi}, \quad (11)$$

позволяющее найти амплитуду и частоту автоколебаний.

Автоколебания возможны, когда АФЧХ $G(j\omega)$ пересекает действительную ось Re левее точки $-0,5$. Это позволяет определить наименьшую глубину резания, при которой еще возможно осуществлять вибросвечение. Границное (минимальное по модулю) значение обратного гармонического коэффициента усиления

$$1/q_{zp} = -1. \quad (12)$$

При установившихся автоколебаниях вектор должен удовлетворять условию $G_l(j\omega) < 1$.

Алгоритм выбора параметров установки вибрационного сверления. Для нахождения амплитуды и частоты автоколебаний используется амплитудно-фазовая характеристика $G_{ax}(j\omega)$. Строится вектор разности $G_{ax}(j\omega) - G_{ax}(j\omega) \cdot e^{-j\psi}$ так, чтобы результирующий вектор лежал на действительной оси Re в левой полуплоскости. Так как $e^{-j\psi}$ - единичный вектор на комплексной плоскости, то $G_{ax}(j\omega)$ и $G_{ax}(j\omega) \cdot e^{-j\psi}$ отличаются только фазовыми углами.

Задавшись желаемой частотой колебаний, отмечают соответствующую точку на амплитудно-фазовой характеристике, то есть задают положение вектора $G_{ax}(j\omega)$, это сразу определяет сдвиг фаз ψ по формуле:

$$\psi = 2\pi(2\omega_u / \omega_3 - m), \quad (13)$$

где ω_u - круговая частота колебаний инструмента, ω_3 - угловая скорость вращения заготовки, m - наибольшее целое число в интервале $1 \leq m \leq 2\omega_u / \omega_3$.

Построив вектор $-G_{ax}(j\omega) \cdot e^{-j\psi}$, получим вектор $G_l(j\omega)$, а значит и равный ему обратный гармонический коэффициент усиления $1/q(A)$. Величина A определяется по графику обратного гармонического коэффициента усиления.

Автоколебания будут устойчивыми, если график обратного эквивалентного гармонического коэффициента усиления нелинейного звена при возрастании входной переменной (A) выходит из контура АФЧХ линейной части системы. Границное значение (12) определяет пригодную для использования в автоколебательных устройствах часть АФЧХ $G_{ax}(j\omega)$, устойчивые автоколебания возможны только в области слева от прямой $\text{Re} = 0,5$.

При слишком больших амплитудах колебаний стойкость инструмента снижается. Из-за этого вводится вторая прямая $\text{Re} = -(0,6...0,8)$. Разрешенная зона находится в границах $-(0,6...0,8) < \text{Re} < -0,5$.

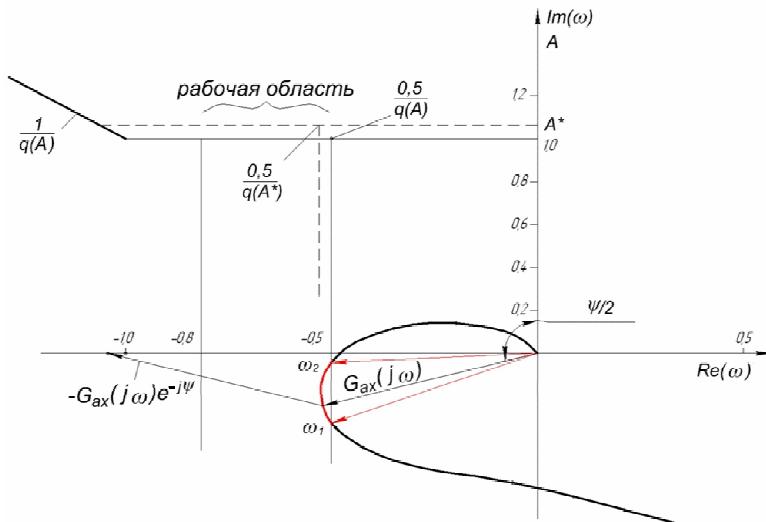


Рис.3. Выбор параметров установки вибрационного сверления

Также можно, задавшись желаемым значением A , найти соответствующую величину $1/q(A)$ и, следовательно, равный ей вектор $G_l(j\omega)$ (рис.3). Проведя затем прямую $\text{Re} = 0,5/q(A)$, находят на кривой $G_{ax}(j\omega)$, две возможные рабочие частоты устройства, два необходимых для получения заданной относительной амплитуды сдвига фаз ψ и два соответствующих числа оборотов.

Жесткость резания $k_p = k \cdot a_p$, где k - удельная сила резания, $a_p = D/2$ - глубина резания. Изменение глубины резания приводит к изменению только модуля $G_{ax}(j\omega)$ и граничное значение глубины резания $a_{zp} = \frac{0,5a_{p0}}{|G_{0\pi}|}$, где $|G_{0\pi}|$ - модуль

передаточной функции при фазовом угле π , a_{p0} - глубина резания (произвольная), для которой вычислена величина $|G_{0\pi}|$. Алгоритм определения параметров технологической системы вибрационного сверления (рис.3):

- 2 назначают приемлемые для заданного материала, вида и диаметра обработки ориентировочное число оборотов и подачу;
- 2 задаются желаемым A (в пределах 1,0...1,5, большие значения для более вязких материалов;
- 2 определяют по графику обратного коэффициента усиления и АФЧХ необходимый сдвиг фаз и рабочую частоту;
- 2 по сдвигу фаз уточняют частоту вращения шпинделя заготовки.

Заключение. Выполнен анализ влияния крутильных колебаний инструментальной подсистемы и их параметров на поперечные смещения и точность обработки; выявлено, что при наличии крутильных колебаний амплитуда поперечных колебаний снижается в 12...15 раз.

Теоретически определены области существования устойчивых колебаний инструментальной подсистемы с помощью анализа на устойчивость упрощенной модели технологической системы по критерию Гурвица.

Разработана методика определения параметров вибрационной сверлильной головки и режимов обработки в зависимости от требуемых динамических характеристик процесса обработки.

Список литературы: 1. Taranenko G., Taranenko V., Szabelski J., Swic A. Systemic analysis of models of dynamic systems of shaft machining in elastic-deformable condition. Applied Computer Science. Business Process Optimization. Vol. 3, No 2, 2007, Technical University of Žilina, Slovenska Republika. S. 115 – 138. 2. Taranenko W., Świć A. Technologia kształtowania części maszyn o małej sztywności. Wydawnictwo Politechniki Lubelskiej, Lublin 2005.- 282 s. 3. Taranenko W., Świć A. Urządzenia sterujące dokładnością obróbki części maszyn o małej sztywności. Wydawnictwo Politechniki Lubelskiej, Lublin 2006, 186 s. 4. Тараненко В. А., Левченко А. И. Управление процессом сверления глубоких отверстий малого диаметра.-Politechnika Opolska: Opole, 2003. – 128 с. 5. Zubrzycki J., Drachov O., Taranenko V., Taranenko G. The device to processing of the deep holes. Acta Mechanica Slovaca, Journal published by Faculty of Mechanical Engineering, the Technical University in Kosice, Kosice, 2-A/2008, Ročník 12. 6. Кудинов В. А. Динамика станков. – М.: Машиностроение, 1967. – 359 с. 7. Кумабэ Д. Вибрационное резание. Пер. с япон. С. Л. Масленникова / Под ред. И. И. Портнова В. В. Белова– М.: Машиностроение, 1985. – 424 с. 8. Эльясберг М. Е.: Основы теории автоколебаний при резании металлов. // Станки и инструмент. – 1962, №10. – С.3 – 8 , №11. – С.3 – 6. 9. Розенвассер Е. И., Юсупов Р. М. Чувствительность систем автоматического регулирования. – Л.: Энергия, 1969. – 208 с. 10. Кедров С. С. Колебания металлорежущих станков. - М.: Машиностроение, 1978. – 199 с. 11. Марков А. И. Ультразвуковое резание труднообрабатываемых материалов. – М.: Машиностроение, 1968. – 367 с. 12. Орликов В. С. Динамика станков. М.: Машиностроение, 1988. – 276 с. 13. Подураев В. Н. Обработка резанием с вибрациями. – М.: Машиностроение, 1970. – 350 с. 14. Холмогорцев Ю. П. Оптимизация процессов обработки отверстий. М.: Машиностроение. 1984. – 184 с.

Сдано в редакцию 22.05.08