

Рисунок 6 – Связь между параметрами шероховатости  $S_m$  и  $R_a$ : 1 – область данных для алмазного круга и алмазного круга с опорным элементом рутилом, 2 – область данных для алмазного круга с опорным элементом компактом КМ

Испытания при обработке твердого сплава Т15К6 на производительностях шлифования от 100 до 500 мм<sup>3</sup>/мин показали, что наиболее заполненный профиль микронеровностей фиксируется при использовании сочетания АС6 с рутилом. При этом, зависимость шага неровностей от параметра  $R_a$  имеет такую особенность как то, что при использовании в качестве опорных элементов в рабочем слое компакта КМ возможно снизить величину шага (рис. 6), а вот рутил этот шаг в сравнении с чисто алмазными кругами не изменяет и связано это вероятно с тем, что концентрат рутил фактически, в отличие от более прочного компакта КМ, участия в съеме материала не принимает. Интересно, что зависимость  $R_{max}=f(R_a)$  для всех трех случаев не изменяется и все данные примерно укладываются в коридор  $R_{max}=7R_a$ .

Таким образом, показано, что введение в виде опорных элементов в состав рабочего слоя шлифовальных кругов из СТМ порошков компактов КМ или концентратов рутила позволяет изменить характер шероховатости обработанной поверхности. Причем наиболее это отражается не на высотных показателях шероховатости, а на шаговых показателях и характере распределения материала в шероховатом слое, в т.ч. опорной кривой. Выявлено, что изменяя природу опорного элемента возможно снизить или увеличить шаг микронеровностей при сохранении высотных показателей.

**Список использованных источников:** 1. Лавріненко В.І., Солод В.Ю., Ситник Б.В., Нікітін Ю.І. Застосування опорних елементів в структурі робочого шару кругів з НТМ для підвищення їх експлуатаційних показників // Сверхтвердые материалы. – 2011. – № 1. – С. 74–81. 2. Введення опорних елементів у вигляді мінеральних зернистих концентратів в робочий шар кругів з НТМ для зміни їх експлуатаційних характеристик в процесах шлифування / В.І. Лавріненко, Б.В. Ситник, І.В. Лещук та ін. // Современные проблемы производства и ремонта в промышленности и на транспорте: Матер. 11-го Межд. науч.-техн. семинара, 21-25.02.2011 г., г. Свалява. – К.: АТМ Украины, 2011. – С. 149–154. 3. Козловский Н.С., Виноградов А.Н. Основы стандартизации, допуски, посадки и технические измерения. - М.: Машиностроение, 1979. - 224с.

Поступила в редколлегию 17.05.11

**Bibliography (transliterated):** 1. Lavrinenko V.I., Solod V.Ju., Sitnik B.V., Nikitin Ju.I. Zastosuvannja opornih elementiv v strukturі robochogo шарu krugiv z NTM dlja pidvivennja ih ekspluatacijnih pokaznikov // Sverhtverdye materialy. – 2011. – № 1. – С. 74–81. 2. Vvedennja opornih elementiv u vigljadi mineral'nih zernistih koncentrativ v robochij шар krugiv z NTM dlja zmini ih ekspluatacijnih karakteristik v procesah shlifuvannja / V.I. Lavrinenko, B.V. Sitnik, I.V. Lewuk ta in. // Sovremennye problemy proizvodstva i remonta v promyshlennosti i na transporte: Mater. 11-go Mezhd. nauch.-tehn. seminaru, 21-25.02.2011 g., g. Svaljava. – K.: АТМ Ukrainy, 2011. – С. 149–154. 3. Kozlovskij N.S., Vinogradov A.N. Osnovy standartizacii, dopuski, posadki i tehničeskie izmerenija. - M.: Mashinostroenie, 1979. - 224s.

УДК 621.91.01

В.А. Логоминов, Ю.Н. Внуков, д-р техн. наук, Запорожье, Украина

## АНАЛИЗ ПОДХОДОВ ПО УЧЕТУ ДИНАМИКИ СИЛ РЕЗАНИЯ ПРИ ПРОГНОЗИРОВАНИИ ВИБРОУСТОЙЧИВОСТИ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ (ОБЗОР)

*Статья содержит анализ различных подходов для определения динамических сил резания в работах различных авторов. Рассмотрены причины вибрации при резании металлов.*

*Статья содержит анализ различных подходов для определения динамических сил резания в работах различных авторов. Рассмотрены причины вибрации при резании металлов.*

V.A. LOGOMINOV, JU.N. VNUKOV

THE ANALYSIS OF APPROACHES UNDER THE ACCOUNT OF CUTTING FORCES DYNAMICS AT FORECASTING MACHINING CHATTER STABILITY (REVIEW)

*The article contains analysis of different approaches for the determination of dynamic cutting forces in the works of various authors. Causes of chatter by metal cutting have been considered.*

Одним из факторов, сдерживающим рост производительности и повышение качества обработанной поверхности, а также снижающим стойкость инструмента при механической обработке резанием являются вибрации. Вибрации, возникающие в процессе резания, принято считать результатом вынужденных колебаний, действующих на систему резания, или автоколебаний. Основным условием возникновения автоколебаний в механических системах является наличие нелинейной зависимости между силой вызывающей вибрации и перемещением механической системы. Поэтому для оценки виброустойчивости обработки резанием важно знать характер изменения сил резания при изменяющихся во время вибраций условиях обработки.

Известно несколько причин, которыми объясняют возникновение автоколебаний при резании:

- «Падающая» зависимость коэффициента трения на передней поверхности инструмента от скорости перемещающейся по ней стружки.
- Влияние волнистости на поверхности резания, оставшейся от предыдущего прохода инструмента.
- Отставание изменения силы резания от изменения толщины срезаемого слоя.
- Различие сил резания при врезании резца в свежий металл и при отгеснении им наклепанного слоя металла стружки при вибрациях.
- Изменение рабочих углов инструмента при колебаниях.
- Наличие координатной связи перемещений инструмента относительно заготовки.

Некоторые из исследователей рассматривают одну из вышеперечисленных причин как единственную причину возникновения вибраций. Другие же выделяют одну из причин как основную, а остальные как второстепенные.

Одним из первых на автоколебательную природу вибраций при точении указал в своей работе Н.А. Дроздов. В его исследованиях [1] было показано, что большую роль в усилении вибраций играет волнистость, оставшаяся на поверхности резания при предыдущем обороте заготовки и сдвиг фаз между волнами при следующем обороте детали. Появление первичной вибрации объяснялось переменностью сил резания, возникающая вследствие случайных причин (неравномерность припуска, неодинаковая твердость обрабатываемого материала и др.).

Некоторые исследователи связывали появление вибраций при резании зависимостью силы трения стружки о переднюю поверхность от скорости резания. А.И. Каширин в работе [2] в качестве главной причины возникновения неустойчивости при резании указывает «падающую» характеристику силы трения стружки о переднюю поверхность резца. Выражение для переменной силы трения стружки о резец дается в следующем виде:

$$\Delta P_r = a_y e^{b_y v_y} (e^{-b_y \dot{y}_0} - 1), \quad (1)$$

где  $a_y$ ,  $b_y$  – постоянные коэффициенты;  $e$  – основание натурального логарифма;  $\dot{y}_0$  – скорость вибрационных перемещений.

В работе [3] в отличие от работы [1] характеристика силы резания по скорости рассматривается в виде попеременно падающих и поднимающихся участков (рис. 1). Главная составляющая силы резания имеет нелинейную зависимость от скорости:

$$P_z = P_{z_0} + H_1 \left[ \dot{z} - z^3 / (3v_{a_1}^2) \right], \quad (2)$$

где  $P_{z_0}$  – сила резания при отсутствии вибраций;  $H_1$  – крутизна характеристики силы резания;  $v_{a_1}^2$  – скорость, соответствующая нелинейной характеристике силы.

Исследованиями [4, 5] было показано, что нелинейная зависимость силы трения стружки от скорости резания не может являться причиной возникновения вибраций при резании, так как зависимость силы резания от скорости весьма инерционна. Эксперименты М.Е. Эльясберга показали, что при изменении скорости резания Сталей 25 в диапазоне 20–80 м/мин среднее запаздывание радиальной силы  $P_r$  по отношению к изменению скорости резания составляет 0,13 с.

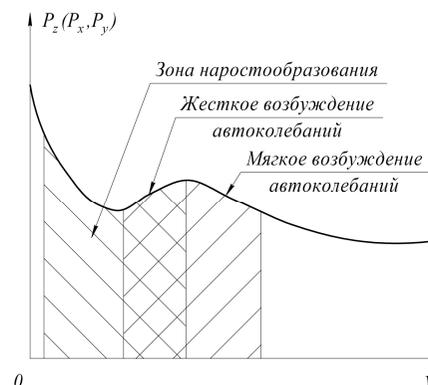


Рисунок 1 – Зависимость силы резания от скорости по Л.С. Мурашкину [3]

В работах Plusty [6] и Tobias [7] основной причиной неустойчивости резания считается обработка по предыдущему волнистому следу. Рассматривается врезное точение диска резцом с  $\lambda = 0^\circ$ , т.е. ортогональное резание (рис. 2). Диск на гибком валу закреплен в патроне и задней бабке, резец имеет плоскую переднюю поверхность. В процессе резания возникают главные составляющие силы резания  $P_z$  параллельная скорости главного движения  $V$ , и радиальная сила резания  $P_r$ . Если система СПИД жесткая и в процессе резания не возникают вибрации, силы резания выражаются линейной функцией ширины среза  $b$  и толщины среза  $a_0$ :

$$P_z = K_z b a_0; \quad P_r = K_r b a_0, \quad (3)$$

где  $K_z$ ,  $K_r$  – так называемые коэффициенты резания, главной составляющей и радиальной соответственно. Коэффициенты резания  $K_z$ ,  $K_r$  зависят от геометрии инструмента, толщины срезаемого слоя, материала заготовки, скорости резания и СОТС. На первом обороте заготовки система СПИД испытывает переходные колебания, которые вызывают волнистость на обрабатываемой поверхности. Если колебания не уменьшатся во время второго оборота, инструмент будет срезать стружку, толщина которой определяется по формуле:

$$a(t) = a_0 - \mu [y(t) - y(t - \tau)], \quad (4)$$

где  $\tau$  – период вращения шпинделя,  $\mu$  – коэффициент перекрытия;  $y(t)$  и  $y(t - \tau)$  – амплитуда колебаний в радиальном направлении в текущем и предыдущем обороте соответственно.

Если представить систему диска как систему с одной степенью свободы получим следующее уравнение движения:

$$M\ddot{y} + C\dot{y} + Ky = P_r = K_r b \{a_0 - \mu [y(t) - y(t - \tau)]\} \quad (5)$$

где  $M$ ,  $C$ ,  $K$  – обобщенные масса, демпфирование и жесткость соответственно.

Уравнение (5) представляет собой дифференциальное уравнение с запаздывающим аргументом, которое можно описать следующей структурной схемой (рис.3). Передаточная функция замкнутой системы выглядит следующим образом:

$$\frac{a(p)}{a_0(p)} = \frac{1}{1 + (1 - e^{-p\tau})K_r b \Phi(p)}. \quad (6)$$

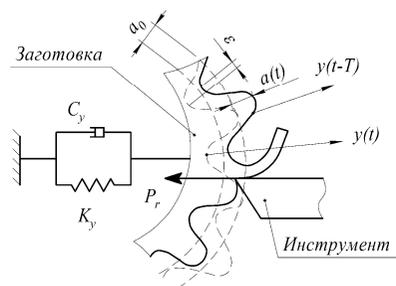
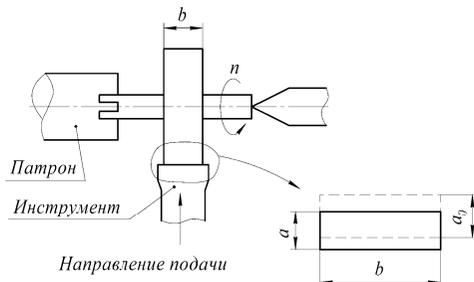


Рисунок 2 – Одномерная модель ортогонального точения диска [7]

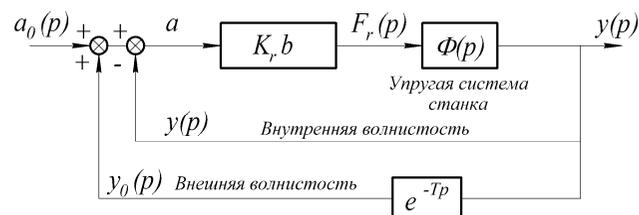


Рисунок 3 – Структурная схема дифференциального уравнения [7]  
Характеристическое уравнение, определяющее условие виброустойчивости записывается следующим образом:

$$1 + (1 - e^{-s\tau})K_r b \Phi(p) = 0, \quad (7)$$

где  $p = \frac{d}{dt}$ ,  $\Phi(p)$  – амплитудно-частотная характеристика системы:

$$\Phi(p) = Mp^2 + Cp + K, \text{ где } p = i\omega, \Phi(\omega) = G(\omega) + jH(\omega) \quad (8)$$

Если считать, что коэффициент резания  $K_r$  остается постоянным, то виброустойчивость системы зависит только от ширины срезаемого слоя  $b$  и периода вращения шпинделя  $\tau$ . Система может быть устойчивой, неустойчивой или будет находиться на границе устойчивости, т.е. амплитуда колебаний ни возрастает, ни уменьшается по экспоненте, а остается постоянной. Частота колебаний равна частоте собственных колебаний системы  $\omega_c$ .

В работах [6] и [7] сформулирован закон абсолютной виброустойчивости, т.е. можно определить такую ширину срезаемого слоя, которая обеспечивает виброустойчивость обработки при любом числе оборотов шпинделя  $n$ :

$$b_{\text{lim}} = -\frac{1}{2K_r G(\omega)}, \quad (9)$$

где  $G_\omega$  – действительная часть передаточной функции системы СПИД.

Похожие выражения получены в работе [9]:

$$b_{\text{lim}} = -\frac{1}{K \cdot \text{Re}_{\text{ЭУС}}^0}, \quad (10)$$

где  $\text{Re}_{\text{ЭУС}}^0$  – отрезок, отсекаемый на действительной оси амплитудно-фазовой частотной характеристики разомкнутой системы, состоящей из упругой системы СПИД и процесса резания.

В работе [10], используя частотный критерий Найквиста для определения критической ширины стружки, обеспечивающей виброустойчивость процесса резания. Рассмотрена виброустойчивость фрезерования как системы с двумя степенями свободы:

$$b_{\text{lim}} = -\frac{1}{2K \cdot \left| -\text{Re}_{\text{max}} \frac{\text{tr} RW}{Tp+1} \right|} \quad (11)$$

где  $-\text{Re}_{\text{max}} \frac{\text{tr} RW}{Tp+1}$  – максимум отрицательной величины вещественной со-

ставляющей характеристики  $\frac{\text{tr} RW}{Tp+1}$ ;  $\text{tr} RW$  – след матрицы произведения

$RW$ ;  $R$  – матрица направлений;  $W$  – матрица передаточной функции упругой системы станка.

Уравнение (9) дает абсолютно виброустойчивую глубину резания, когда рассматривается минимальное значение  $G(\omega)$ , как показано на рис. 4. Однако, характеристическое уравнение (7) имеет бесконечное число корней для каждой частоты вращения шпинделя  $n$ . Границу устойчивости можно найти

путем изучения, где мнимая часть уравнения (7) обращается в нуль (метод  $D$ -разбиения [12]):

$$\left. \begin{aligned} \psi &= \tan^{-1} \frac{H(\omega)}{G(\omega)}, \quad \varepsilon = 3\pi + 2\psi \\ T &= \frac{2k\pi + \varepsilon}{2\pi f_c} \rightarrow n = \frac{60}{NT} \end{aligned} \right\} \quad (12)$$

где  $\varepsilon$  – фазовый сдвиг между внутренней и внешней волной;  $k$  – число вибрационных волн, которые образовались за один период (оборот) шпинделя,  $f_c$  – частота вибрационных колебаний  $f_c$  в Гц или собственная частота колебаний системы. Граница устойчивости, полученная таким образом, показана на рис. 4.

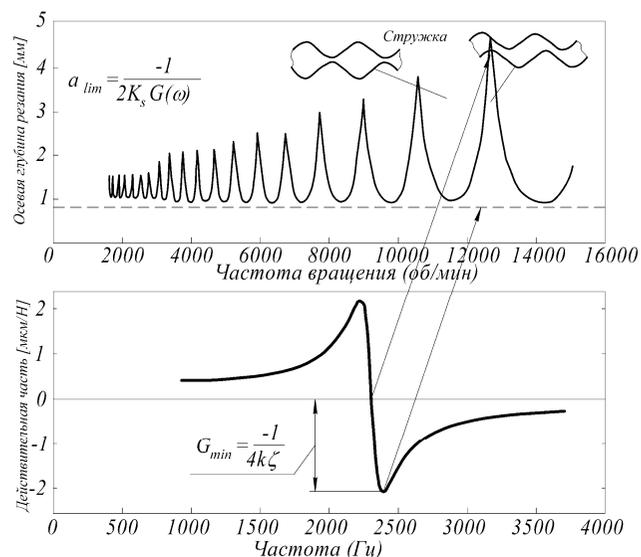


Рисунок 4 – Диаграмма устойчивости процесса резания, полученная по уравнению (5) [11].

Разница в выражениях (9-11) объясняется различными подходами в определении передаточной функции системы СПИД и процесса резания.

Недостатком выражения силы резания в виде (5), является то, что при его использовании прогнозируется экспоненциальный неограниченный рост колебаний в области неустойчивых режимов резания. В работе [13] предложена модель, исправляющая данный недостаток:

$$\ddot{y}(t) + 2\zeta\omega_n\dot{y}(t) + \omega_n^2(y(t) + k_1y(t)^2 + k_2y(t)^3) = k_3(y(t-\tau) - y(t)) + k_4(y(t-\tau) - y(t))^2 + k_5(y(t-\tau) - y(t))^3 \quad (13)$$

где  $k_1, k_2, k_3, k_4$  и  $k_5$  – постоянные. Эта модель включает в себя кубическую нелинейную жесткость, а также кубическую нелинейную силу резания, в которой учитывается обработка по предыдущему вибрационному следу. Однако на практике жесткость линейно зависит от перемещения, так как при вибрациях перемещения малы в сравнении с линейными размерами заготовки или инструмента. Главным достоинством данной модели силы резания является то что, при ее использовании можно прогнозировать конечные колебания при возникновении вибраций.

В работах отечественных ученых [4, 5, 9, 14] в качестве главной причины возникновения вибраций при механической обработке называют отставание или запаздывание изменения силы резания при изменении толщины срезаемого слоя. Различие между понятиями *запаздывание* и *отставание* дано в [9]. При гармоническом изменении толщины срезаемого слоя различие между запаздыванием и отставанием исчезает.

В работе [4] рассматривается ортогональное врезное точение резцом с передним углом  $\gamma = 0^\circ$ . Выражения для главной и радиальной составляющей силы резания представлены в виде:

$$P_z = K_z b a, \quad P_r = f \cdot P_z, \quad (14)$$

где  $f$  – коэффициент трения стружки о переднюю поверхность резца.

Изменение составляющих силы резания при изменении толщины срезаемого слоя описываются уравнениями:

$$\Delta P_z(t + T_z) = K_z b \Delta a(t), \quad \Delta P_r(t + T_r) = f \cdot \Delta P_z(t), \quad (15)$$

где  $T_z, T_r$  – постоянные времени запаздывания, определяемые экспериментально. Изменение главной составляющей силы резания  $\Delta P_z$  запаздывает относительно изменения толщины срезаемого слоя  $\Delta a$  на время  $T_z$ . А изменение радиальной силы  $\Delta P_r$  резания в свою очередь запаздывает от изменения главной составляющей силы резания на время  $T_r$ . Отставание  $\Delta P_z$  от  $\Delta a$  автор объясняет образованием опережающей трещины ( $Od$  на рис. 5).

Отставание  $\Delta P_r$  от  $\Delta P_z$  объясняется наличием зоны вторичных деформаций в зоне  $D$  прилегания стружки к резцу (рис. 5). Представление об опережающей трещине, образующейся при резании металлов, является устаревшим. Ранее считалось, что опережающая трещина образовывалась всегда вследствие перехода металла из вязкого в хрупкое состояние [15]. По современным представлениям опережающая трещина имеет место при образовании элементарных стружек [16].



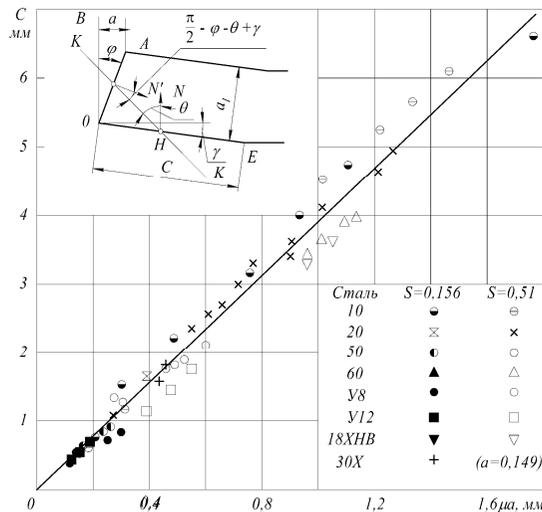


Рисунок 7 – Зависимость длины контакта стружки с передней поверхностью инструмента от произведения среднего коэффициента трения на толщину стружки при резании различных сталей [17]

В работе [5] причинами возникновения вибраций при лезвийной обработке считаются запаздывание силы резания от изменения толщины срезаемого слоя и обработка по следу от предыдущего прохода инструмента. Силы резания записываются в виде

$$\begin{aligned} P_z &= Kb[a_0 + y(t - \tau - T) - y(t - T)]^{y_p} \\ P_r &= Kb\{A_0[a_0 + y(t - \tau - T) - y(t - T)]^{y_p} + B_0\} \end{aligned} \quad (21)$$

где  $K$ ,  $A_0$ ,  $B_0$ ,  $y_p \approx 0,7$  – постоянные;  $T$  – постоянная времени запаздывания;  $\tau$  – время одного оборота детали.

Изменение силы  $P_r$  не имеет запаздывания относительно изменения силы  $P_z$ . Запаздывание  $T$  названо *фазовой характеристикой резания*.

Также в работе [5] исследовано влияние различных параметров процесса резания (скорость, толщина срезаемого слоя, передний угол) на постоянную времени запаздывания. На рис. 6 показаны величины времени запаздывания полученные в работах [4], [5] и [9]. На основании проведенных экспериментальных исследований автором была выведена следующая эмпирическая формула для  $T$ :

$$T \approx -1 + 2,6 \cdot K_a, \quad (22)$$

где  $K_a$  – коэффициент утолщения стружки.

Трудоемкостью экспериментального определения величины времени запаздывания  $T_p$  можно объяснить недостаток информации о значениях  $T_p$  для различных условий резания. В работе [18] анализируется влияние различных параметров резания на величину  $T_p$  с помощью численного моделирования методом конечных элементов, а также сравнение полученных значений с данными других исследователей.

Недостатком вышеперечисленных подходов к учету динамики силы резания является использование постоянного коэффициента резания  $K$ , который зависит от толщины срезаемого слоя. К недостатку подходов [4, 5, 6, 7, 14, 18] также можно отнести отсутствие учета сил на задней поверхности инструмента, наличие которых увеличивает демпфирование и повышает границу виброустойчивости [19, 20].

Для устранения перечисленных недостатков Wu [21, 22, 23] разработал уточненную модель силы резания для анализа динамических характеристик процесса резания. Модель учитывает колебание коэффициента трения на передней поверхности инструмента, колебание угла сдвига и колебания напряжения текучести на плоскости сдвига. Сила резания рассматривается как функция колебательных переменных (рис. 8), где  $z$  – смещение инструмента,  $z_0$  – смещение в конце плоскости сдвига (со стороны свободной поверхности стружки) и их первых производных  $\dot{z}$ ,  $\dot{z}_0$ . Обобщенная схема модели динамического резания показана на рис. 9.

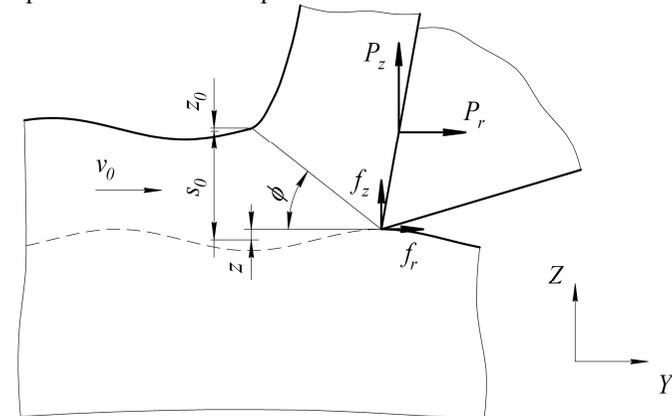


Рисунок 8 – Динамическое ортогональное резание [23]

В работах [21, 22, 23] рассматривается два случая, возможные при механической обработке с вибрациями: генерация волнистости (рис. 10а), и срезание волнистости (рис. 10б). В случае срезания волнистости отсутствует движение инструмента в направлении перпендикулярном скорости резания. В этом случае отсутствуют силы врезания инструмента в заготовку.

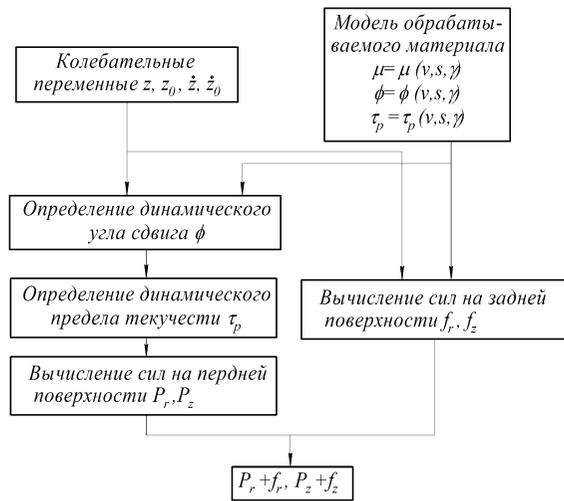


Рисунок 9 – Обобщенная схема модели динамического резания по Wu [23]

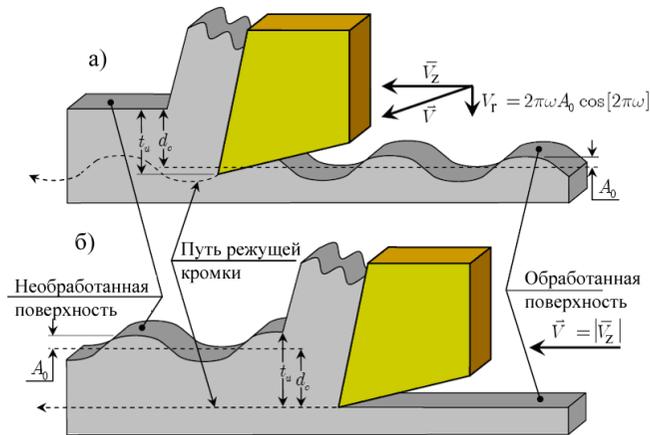
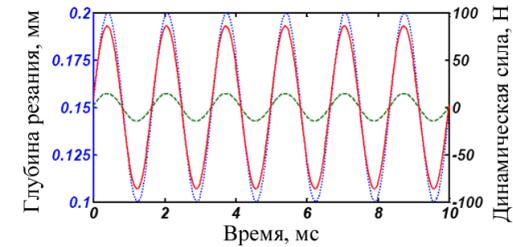


Рисунок 10 – Ортогональное резание с вибрациями [20]

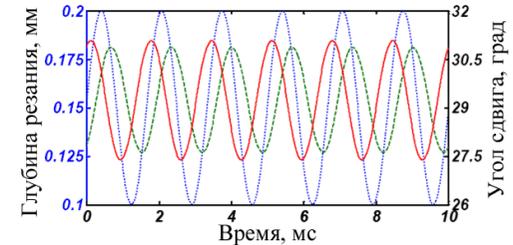
На рисунках 11-14 показаны результаты расчетов для случая образования волнистости. Силы стружкообразования приблизительно равны по фазе с толщиной срезаемого слоя, изменяющегося по синусоиде (рис. 11). Динамический угол сдвига  $\phi_v$  опережает по фазе толщину срезаемого слоя примерно на  $65^\circ$ , тогда как квазистатический угол сдвига  $\phi_0$  отстает по фазе на около  $65^\circ$  (рис. 12). Обе формы сигнала приблизительно синусоидальны по форме.

Силы врезания имеют примерно  $90^\circ$  фазовое опережение относительно толщины срезаемого слоя. Эти силы весьма ассиметричны относительно 0 Н и менее синусоидальны по природе, чем форма колебаний угла сдвига и силы стружкообразования. Они достигают максимального значения, когда инструмент движется в направлении заготовки.



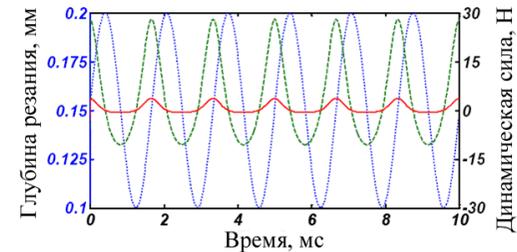
$t_u$ ; ••••, – толщина срезаемого слоя;  $P_z$ ; —, – сила в направлении резания;  $P_r$ ; ---, – сила в направлении колебания (радиальное направление к заготовке).

Рисунок 11 – Динамические силы стружкообразования в случае образования волнистости [20]



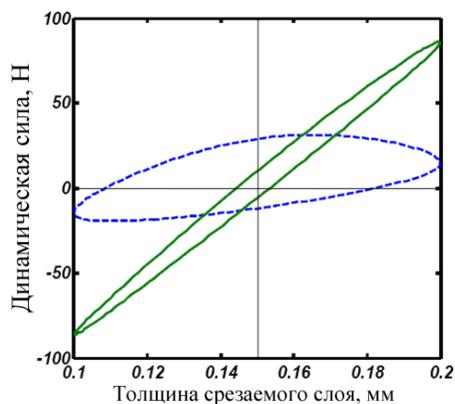
$t_u$ ; ••••, – толщина срезаемого слоя;  $\phi_v$ ; —, – динамический угол сдвига;  $\phi_0$ ; ---, – квазистатический угол сдвига.

Рисунок 12 – Угол сдвига в случае образования волнистости [20]



$t_u$ ; ••••, – толщина срезаемого слоя;  $f_z$ ; —, – сила в направлении резания;  $f_r$ ; ---, – сила в направлении колебания (радиальное направление к заготовке)

Рисунок 13 – Динамические силы врезания в случае образования волнистости [20]

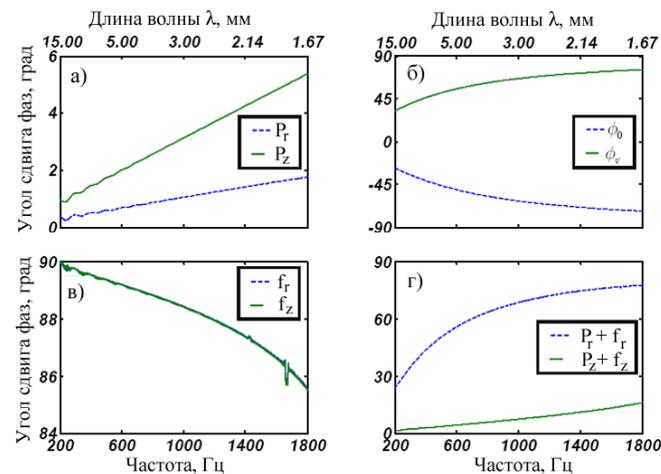


$P_z + f_z$ ; —, — суммарная сила в направлении резания;  
 $P_r + f_r$ ; ---, --- суммарная сила в направлении колебания  
 (радиальное направление к заготовке)

Рисунок 14 – Фазовый портрет суммарной динамической силы и толщины срезаемого слоя в случае образования волнистости [20]

На рис. 14 показаны суммарные силы на фазовой плоскости. Суммарная сила в радиальном направлении (направлении колебания),  $P_r + f_r$ , не проявляет нечетной (избыточной) симметрии около средней рабочей точки (0,15 мм, 0 Н). Тем не менее, суммарная сила в направлении резания более близка к нечетной симметрии. Это отсутствие симметрии в радиальном направлении обусловлено более ассиметричной форме волны около 0 Н для сил врезания в радиальном направлении (рис. 13). Поскольку ассиметричная сила врезания в направлении резания гораздо меньше, чем суммарная сила в направлении резания (рис. 14), сила в направлении резания по-прежнему близка к нечетно-симметричной. Обе силы проявляют гистерезис, о чем свидетельствует тот факт, что путь возрастания толщины срезаемого слоя не лежит в точности на верхней части пути убывания толщины срезаемого слоя. Однако сила в радиальном направлении проявляет значительно больший гистерезис, как видно при большем расхождении между траекториями увеличения и уменьшения толщины срезаемого слоя.

На рис. 15 показаны разности фаз между силами, углом сдвига и толщиной срезаемого слоя. Колебания суммарной силы резания  $P_r + f_r$  опережают по фазе колебания толщины срезаемого слоя. Фазовый сдвиг достигает значения  $80^\circ$  при 1800 Гц. Колебания суммарной силы  $P_z + f_z$  также опережают по фазе колебания толщины срезаемого слоя, но сдвиг по фазе близок к нулю и достигает значения  $16^\circ$  при 1800 Гц.



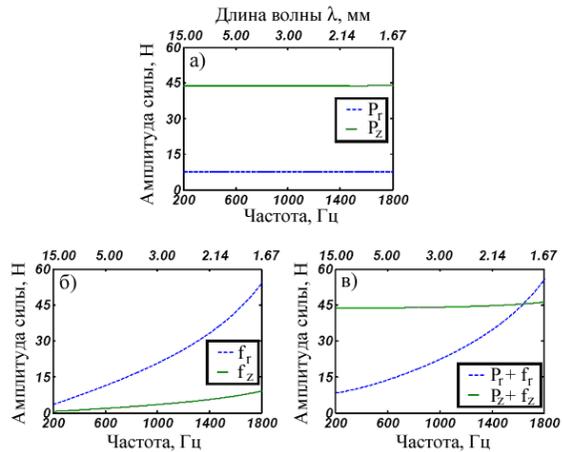
а) силы стружкообразования; б) динамический и квазистатический угол сдвига;  
 в) силы врезания; г) суммарная сила в радиальном направлении и направлении резания

Рисунок 15 – Сдвиги фаз для угла сдвига и силы резания как функция от частоты синусоидальных колебаний толщины срезаемого слоя для случая образования волнистости [20]

Увеличение фазового сдвига суммарной силы резания  $P_r + f_r$  при увеличении частоты колебаний объясняется следующим образом. Если отдельно рассмотреть амплитуды составляющих силы резания (рис. 16а и 16б) то видно, что радиальная и главная составляющие силы стружкообразования практически не изменяются, а составляющие силы врезания значительно растут по амплитуде с увеличением частоты колебаний. Это объясняет увеличение амплитуды суммарной силы резания (рис. 16в), и увеличение фазового сдвига до  $90^\circ$  при увеличении частоты колебаний реза.

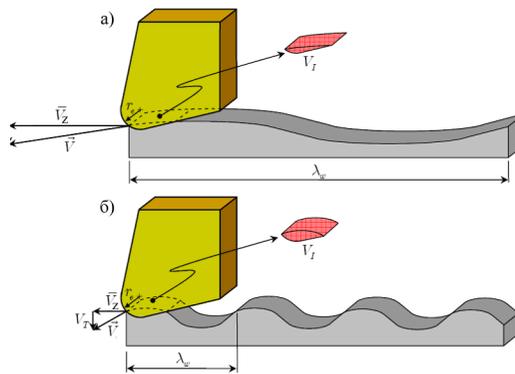
На рисунках 17-18 показаны результаты расчетов для случая срезания волнистости. Сила врезания в этом случае остается постоянной, так как нет относительного движения резца относительно заготовки в радиальном направлении. Колебания силы стружкообразования, суммарной силы и угла сдвига находились в фазе с колебаниями толщины срезаемого слоя.

Как видно в модели динамической силы резания  $W_u$  изменение силы резания не отстает, а опережает изменение толщины срезаемого слоя в случае образования волнистости. Опережение объясняется различием значения радиальной силы резания при врезании и отходе инструмента, величина опережения возрастает с увеличением амплитуды силы врезания при возрастании частоты колебаний.



а) силы стружкообразования б) силы врезания в) суммарные силы  
Рисунок 16 – Зависимости амплитуды составляющих силы резания от частоты колебаний инструмента в случае образования волнистости [20]

Увеличение радиальной составляющей силы резания было экспериментально доказано в работе [19]. С этим связан эффект увеличения виброустойчивости при малых скоростях резания. При снижении скорости резания количество вибрационных волн, оставленных на поверхности заготовки за один оборот детали, возрастает. Увеличивается объем материала заготовки  $V_1$ , который течет вокруг режущей кромки и задней поверхности инструмента (рис. 19). Размер и ориентация этого объема взаимодействия  $V_1$  изменяется в соответствие с предыдущей вибрационной волной, что в свою очередь влияет на силы, действующие на задней поверхности инструмента.



(а) – высокая скорость резания, (в) – низкая скорость резания  
Рисунок 19 – Влияние скорости резания на объем взаимодействия между заготовкой и колеблющимся инструментом [15]

На рис. 19а и 19б, мгновенная скорость инструмента относительно заготовки в радиальном направлении является одинаковой. Однако, поскольку угол наклона обрабатываемой поверхности заготовки, как правило, больше для случая низкоскоростного резания, объем взаимодействия будет большим (рис. 19б). Кроме того при увеличении числа волн на обработанной поверхности действительный задний угол инструмента становится нулевым или отрицательным (рис. 20).

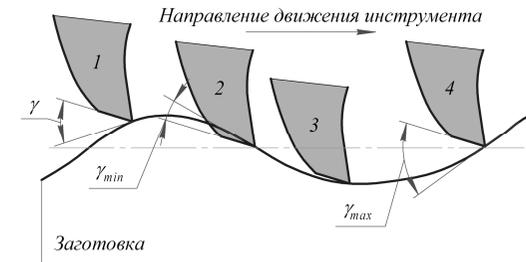


Рисунок 20 – Механизм демпфирования при взаимодействии задней поверхности инструмента и заготовки [24]

Это создает дополнительное демпфирование и дополнительную устойчивость при низких скоростях. В работе [19] проведено исследование влияния процесса демпфирования на виброустойчивость точения при низких скоростях, определены динамические коэффициенты силы резания, используя испытательный стенд, описанный в работе [25] (рис. 21). Стенд состоит из станка с ЧПУ, в revolverной головке которого закреплен пьезоэлектрический сервопривод резца. Пьезоэлектрический привод сообщает резцу синусоидальные колебания. Перемещение резца измеряется лазерным датчиком, а силы резания – трехкомпонентным динамометром, встроенным в резцедержатель. Выражение для радиальной силы резания получено в следующем виде:

$$F_r(t) = b \left\{ K_r [a_0 - y(t) + y(t - \tau)] - \frac{C_i \dot{y}(t)}{V} - \frac{\alpha_i \ddot{y}(t)}{V^2} \right\}, \quad (23)$$

где  $K_r$  – статический коэффициент резания в радиальном направлении;  $b$  – ширина резания;  $a_0$  – толщина срезаемого слоя;  $\frac{\dot{y}}{V} = \frac{dy}{dt} \frac{1}{du/dt} = \frac{dy}{du}$ ,

$\frac{\ddot{y}}{V^2} = \frac{d^2 y}{du^2}$  – наклон волнистости и кривизна волнистости соответственно. Коэффициенты  $C_i$  и  $\alpha_i$  определяются из серии экспериментов на установке (рис. 21).

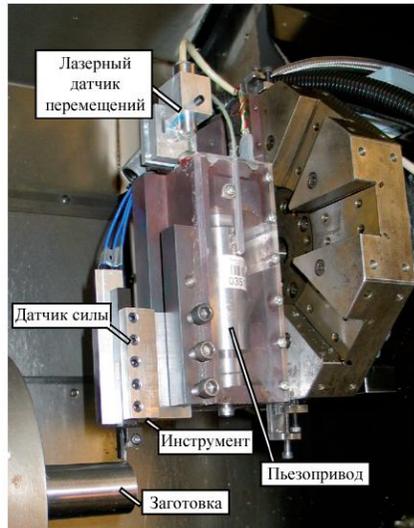


Рисунок 21 – Установка для исследования динамических сил резания при точении [19]

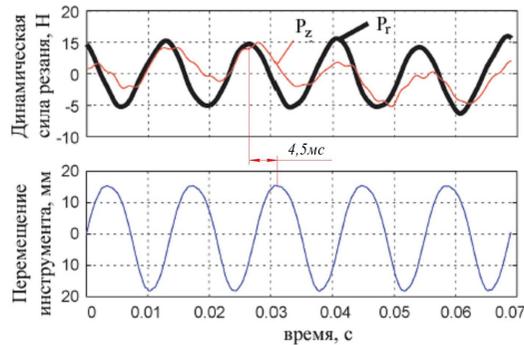


Рисунок 22 – Колебания радиальной и главной составляющей силы резания в эксперименте по динамическому врезному точению [19]

На рис. 22 показаны измеренные силы резания. Как видно главная составляющая силы  $F_t$  резания отстает от радиальной  $F_r$  силы. На рис. 23 показаны три графика виброустойчивости: первая построена только с учетом обработки по предыдущему вибрационному следу, вторая – с учетом демпфирования пропорционального скорости  $\frac{C_i \dot{y}(t)}{V}$ , и третья – с учетом демпфирования пропорционального виброскорости  $\frac{C_i \dot{y}(t)}{V}$  и виброускорению  $\frac{\alpha_i \ddot{y}(t)}{V}$ .

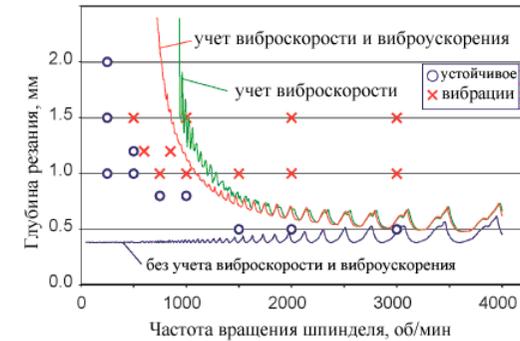


Рисунок 23 – диаграммы виброустойчивости без и с учетом составляющих демпфирования [19]

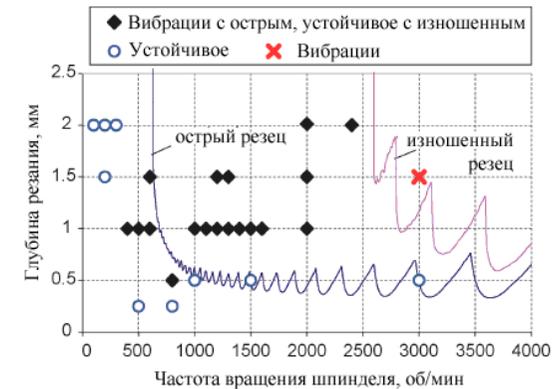


Рисунок 24 – диаграммы виброустойчивости для нового и изношенного инструмента (фаска износа – 0,08 мм) [19]

Также в работе [19] исследовалось влияние износа инструмента на виброустойчивость резания (рис. 24) и значение коэффициента демпфирования  $C_i$  (рис. 25). Как видно из рис. 24 при обработке острозаточенным резцом область устойчивых режимов резания ограничивается 1000 об/мин, в то время как при обработке резцом с фаской износа равной 0,08 мм область виброустойчивых режимов резания смещается к 3000 об/мин. При обработке изношенным резцом вибрации имели место только при 3500 об/мин и глубине резания 1,5 мм.

Таким образом в работе [19] показана существенная роль составляющих сил резания на задней поверхности инструмента на демпфирование вибраций

и увеличении границы виброустойчивых режимов обработки при точении в области низких скоростей резания.

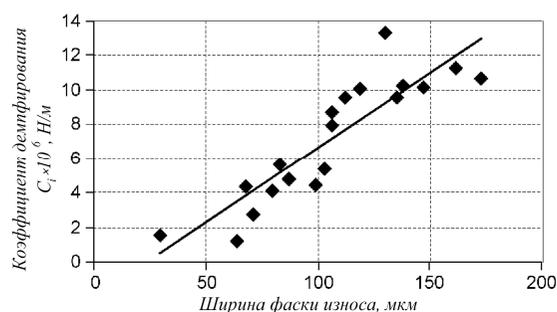


Рисунок 25 – Влияние износа реза на значение коэффициента демпфирования  $C_i$  [19]

Литературный обзор показал, что на сегодняшний день исследователями отмечаются три фактора, обуславливающих неопределенность мгновенного значения силы резания:

1. Волнистость, сформированная на поверхности резания при предыдущем проходе инструмента, определяет изменчивость мгновенного значения сечения срезаемого слоя.

2. Отставание силы резания от изменения толщины срезаемого слоя связанное с формированием зоны контактного трения на передней поверхности и как следствие изменением угла сдвига в зоне первичной деформации. Характеризуется временем запаздывания или отставания.

3. Изменчивость значения силы на задней поверхности инструмента, зависящая от заднего угла, величины износа, скорости резания и частоты колебаний, условий контактного взаимодействия между задней поверхностью, формируемой на поверхности резания. Учитывается с помощью коэффициентов  $C_i$  и  $\alpha_i$  (см. формулу (23)), определяемых экспериментально.

Замечено, что в основном теоретические и экспериментальные исследования были проведены для случая резания с постоянным номинальным сечением стружки и малыми отклонениями от него, т.е. для условий точения. В этом случае в основу изучения виброустойчивости механической обработки были положены автоколебательные процессы, возникающие при резании с учетом упругих и демпфирующих характеристик всей технологической системы. Однако, существуют методы механической обработки, например фрезерование, в которых толщина срезаемого слоя постоянно изменяется. В этом случае явление отставания изменения силы резания от изменения толщины срезаемого слоя заложено кинематикой процесса фрезерования, так как постоянная времени стружкообразования зависит от толщины срезаемого слоя.

С другой стороны процесс фрезерования отличается динамичностью процесса, связанного с ударным воздействием зуба фрезы на обрабатываемую поверхность. Поэтому для этого вида обработки вероятно основной причиной возникновения вибраций в технологической системе будут вынужденные колебания, накладываемые на собственные колебания всей технологической системы. Неясным остается вопрос влияния направления подачи (встречное, попутное фрезерование), так как в этих случаях составляющая силы резания, раскачивающая технологическую систему, имеет противоположное направление. Ждут уточнения вопросы влияние условий срезания припуска каждым зубом на изменение характеристики демпфирования, так как зона резания является одновременно источником возникновения вибраций и их гашения при зацеплении зуба фрезы со срезаемым слоем детали. Особенно актуальными эти вопросы становятся при фрезеровании нежестких деталей при высоких частотах вращения шпинделя на современном оборудовании.

**Список использованных источников:** 1. Дроздов Н.А. К вопросу о вибрации станка при токарной обработке / Н.А. Дроздов // «Станки и инструмент». – 1937. – № 22 – С. 25-27. 2. Каширин А.И. Исследование вибраций при резании металлов / А.И. Каширин. – М.: Издательство АН СССР, 1944. – 132 с. 3. Мурашкин Л.С. Прикладная нелинейная механика станков / Л.С. Мурашкин, С.Л. Мурашкин. – Л.: Машиностроение, 1977. – 192 с. 4. Эльясберг М.Е. Автоколебания металлорежущих станков / М.Е. Эльясберг. – С.-Пб.: ОКБС, 1993. – 180 с. 5. Жарков И.Г. Вибрации при обработке лезвийным инструментом / И.Г. Жарков. – Л.: Машиностроение. Ленингр. Отд-ние, 1986. – 184 с. 6. Tlustý J. Besipiele der behandlung der selbsterregten Schwingung der Werkzeugmaschine / J. Tlustý, M. Polacek. – Munchen: FoKoMa, Hanser Verlag, 1957. 7. Tobias S.A. Theory of Regenerative Machine Tool Chatter / S.A. Tobias, W. Fiswick. – London: Engineering, 1958. – 258 p. 8. Merritt H.E. Theory of Self-Excited Machine Tool Chatter / H.E. Merritt // ASME Journal of Engineering for Industry. – 1965. – №87. – P. 447-454. 9. Кудинов, В.А. Динамика станков / В.А. Кудинов. – М.: Машиностроение, 1967. – 360 с. 10. Санкин Ю.Н. Динамика несущих систем металлорежущих станков / Ю.Н. Санкин – М. Машиностроение, 1986. – 96 с. 11. Altintas Y. Chatter Stability in Metal Cutting and Grinding / Y. Altintas, M. Weck // Annals of the CIRP. – 2004. – № 53/2. – P. 619-642. 12. Попович, М.Г. Теория автоматического керування / М.Г. Попович, О.В. Ковальчук. – К.: Либідь, 1997. – 544 с. 13. Hanna N. A. A Theory of Nonlinear Regenerative Chatter / N. A. Hanna S. A. Tobias // ASME Journal of Engineering for Industry. – 1974 – №35. – P. 247-255. 14. Ташлицкий Н.И. Первичный источник энергии возбуждения автоколебаний при резании металлов / Н.И. Ташлицкий // Вестник машиностроения. – 1960. – №2. – С. 45-50. 15. Беспрозванный И.М. физические основы резания / И.М. Беспрозванный – М.: Машгиз, 1948. – 391 с. 16. Талантов Н.В. Физические основы процесса резания. Учебное пособие / Н.В. Талантов. – Волгоград: Изд. ВолгПИ, 1988, – 129 с. 17. Зорев Н.Н. Вопросы механики процесса резания металлов / Н.Н. Зорев. – М.: Машгиз, 1956. – 367 с. 18. Залого В.А. Исследование методом конечных элементов динамики изменения сил резания при врезании / В.А. Залого, Д.В. Криворучко, М.Г. Сторчак, С.С. Емельяненко, Селивоненко С.Н. // Вісник СумДУ. Серія Технічні науки. – 2008. – №3. – С.13-24. 19. Altintas Y. Identification of Dynamic Cutting Force Coefficients and Chatter Stability with Process Damping / Y. Altintas, M. Eynian, H. Onozuka // CIRP Annals – Manufacturing Technology. – 2008. – №57. – P. 371-374. 20. Cardi Adam on the development of a dynamic cutting force model with application to regenerative chatter in turning Dissertation or the Degree Doctor of Philosophy in Mechanical Engineering / Adam Cardi. – Georgia Institute of Technology. – May, 2009. – 202 p. 21. Ву. Базовые уравнения осцилляции угла сдвига при динамическом прямоугольном резании/ Ву // Конструирование и технология машиностроения. – 1986. – №4. – С. 124. 22. Ву.

Подробная модель силы резания и ее применение при срезании волнистости обработанной поверхности / Ву // Современное машиностроение, серия Б. – 1989. – №2. – С. 155-164. 23. Ву. Новый подход к определению передаточной функции для динамических процессов резания / Ву // Современное машиностроение, серия Б. – 1989. – №10. – С. 123-133. 24. Tlusty J. Dynamics of High Speed Milling / J. Tlusty // Trans. ASME, J. Eng. Industry. –1986. – №108. – P. 59-67. 25. Peters, J. The Measurement of the Dynamic Cutting Coefficient/ J. Peters, P. Vanherck, H. Van Brussel // Annals of the CIRP. – 1971. – № 21/2. – P. 129-136.

Поступила в редколлегию 12.01.2011

**Bibliography (transliterated):** 1. Drozdov N.A. K voprosu o vibracii stanka pri tokarnoj obrabotke / N.A. Drozdov // «Stanki i instrument». – 1937. – № 22 – S. 25-27. 2. Kashirin A.I. Issledovanie vibracij pri rezanii metallov / A.I. Kashirin. – M.: Izdatel'stvo AN SSSR, 1944. – 132 s. 3. Murashkin L.S. Prikladnaja nelinejnaja mehanika stankov / L.S. Murashkin, S.L. Murashkin. – L.: Mashinostroenie, 1977. – 192 s. 4. Jel'jasberg M.E. Avtokolebanija Metallorezhuwih stankov / M.E. Jel'jasberg. – S.-Pb.: OKBS, 1993. – 180 s. 5. Zharkov I.G. Vibracii pri obrabotke lezviynym instrumentom / I.G. Zharkov. – L.: Mashinostroenie. Leningr. Otd-nie, 1986. – 184 s. 6. Tlusty J. Besipiele der behandlung der selbsterregten Schwingung der Werkzeugmaschine / J. Tlusty, M. Polacek. – Munchen: FoKoMa, Hanser Verlag, 1957. 7. Tobias S.A. Theory of Regenerative Ma-chine Tool Chatter / S.A. Tobias, W. Fiswick. – London: Engineering, 1958. – 258 p. 8. Merritt H.E. Theory of Self-Excited Machine Tool Chatter / H.E. Merritt // ASME Journal of Engineering for Industry. – 1965. – №87. – P. 447-454. 9. Kudinov, V.A. Dinamika stankov / V.A. Kudinov. – M.: Mashinostroenie, 1967. – 360 s. 10. Sankin Ju.N. Dinamika nesuwih sistem metallorezhuwih stankov / Ju.N. Sankin – M. Mashinostroenie, 1986. – 96 s. 11. Altintas Y. Chatter Stability in Metal Cutting and Grinding / Y. Altintas, M. Weck // Annals of the CIRP. – 2004. – № 53/2. – P. 619-642. 12. Popovich, M.G. Teorija avtomatichnogo keruvannja / M.G. Popovich, O.V. Koval'chuk. – K.: Libid', 1997. – 544 s. 13. Hanna N. A. A Theory of Nonlinear Regenerative Chatter / N. A. Hanna S. A. Tobias // ASME Journal of Engineering for Industry. – 1974 – №35. – P. 247-255. 14. Tashlickij N.I. Per-vichnyj istochnik jenerгии vobuzhdenija avtokolebanij pri rezanii metallov / N.I. Tashlickij // Vestnik mashinostroenija. – 1960. – №2. – С. 45-50. 15. Besprozvannyj I.M. fizicheskie osnovy rezanija / I.M. Besprozvannyj – M.: Mashgiz, 1948. – 391 c. 16. Talantov N.V. Fizicheskie osnovy processa rezanija. Uchebnoe posobie / N.V. Talantov. – Volgograd: Izd. VolgPI, 1988, – 129 s. 17. Zorev N.N. Voprosy mehaniki processa rezanija metallov / N.N. Zorev. – M.: Mashgiz, 1956. – 367 s. 18. Zaloga V.A. Issledovanie metodom konechnyh jelementov dinamiki izmenenija sil reza-nija pri vrezanii / V.A. Zaloga, D.V. Krivoruchko, M.G. Storchak, S.S. Emel'janenko, Selivonenko S.N. // Visnik SumDU. Serija Tehnichni nauki. – 2008. – №3. – С.13-24. 19. Altintas Y. Identification of Dynamic Cutting Force Coefficients and Chatter Stability with Process Damping / Y. Altintas, M. Eynian, H. Onozuka// CIRP Annals – Manufacturing Technology. – 2008. – №57. – P. 371-374. 20. Cardi Adam On the development of a dynamic cutting force model with application to regenerative chatter in turning Dissertation or the Degree Doctor of Philosophy in Mechanical Engineering / Adam Cardi. – Georgia Institute of Technology. – May, 2009. – 202 p. 21. Vu. Bazovye uravnenija oscillja-cii ugla sdviga pri dinamicheskom prjamougol'nom rezanii/ Vu // Konstruivovanie i tehnologija mashinostroenija. – 1986. – №4. – С. 124. 22. Vu. Podrobnaja model' sily rezanija i ee primenenie pri srezanii volnistosti obrabotannoju poverhnosti / Vu // Sovremennoe mashinostroenie, serija B. – 1989. – №2. – С. 155-164. 23. Ву. Novyj podhod k opredeleniju peredatochnoj funkcii dlja dinamicheskikh processov rezanija / Vu // Sovremennoe mashinostroenie, serija B. – 1989. – №10. – С. 123-133. 24. Tlusty J. Dynamics of High Speed Milling / J. Tlusty // Trans. ASME, J. Eng. Industry. –1986. – №108. – R. 59-67. 25. Peters, J. The Measurement of the Dynamic Cutting Coefficient/ J. Peters, P. Vanherck, H. Van Brussel // Annals of the CIRP. – 1971. – № 21/2. – P. 129-136.

УДК 621.822

В.І. Марчук д-р техн. наук, А.А. Ткачук, І.В. Марчук, Луцьк, Україна

## ТЕХНОЛОГІЧНЕ ЗАБЕЗПЕЧЕННЯ ЯКОСТІ ПОВЕРХОНЬ ОБЕРТАННЯ НА ОПЕРАЦІЯХ ПОВЕРХНЕВОГО ВИГЛАДЖУВАННЯ

*Запропоновано теоретичну модель та розрахункову схему процесу обробки ППД поверхонь обертання з позовжною хвилястістю та макро відхиленнями одноінденторним інструментом пружної дії. Розглянуто її частотні характеристики для різних варіантів спрощення, що задовольняють умови практики.*

*На основі аналізу результатів фізичного моделювання запропоновано визначення технологічної сталості процесу обробки ППД поверхонь обертання зі збуреннями у вигляді хвилястості та макро відхилень інструментом пружної дії.*

*Предложена теоретическая модель и расчетная схема процесса обработки ППД поверхностей вращения с продольной волнистостью и макро отклонениями одноинденторным инструментом упругой действия. Рассмотрены ее частотные характеристики для различных вариантов упрощения, которые удовлетворяют условиям практики.*

*На основе анализа результатов физического моделирования предложено определение технологической устойчивости процесса обработки ППД поверхностей вращения с возмущениями в виде волнистости и макроотклонений устройствами упругой действия.*

V.I. MARCHUK, A.A. TKACHUK, I.V. MARCHUK  
TECHNOLOGICAL QUALITY ASSURANCE SURFACES OF REVOLUTION ON THE  
OPERATIONS OF THE SURFACE SMOOTHING

*A theoretical model and numerical scheme processing PPD surfaces of revolution with a longitudinal wave abnormalities and macro tool elastic action. Considered its frequency characteristics for various variants of simplification, which satisfy the conditions of practice.*

*Based on analysis of the definitions of physical modeling technology of stability processing PPD surfaces of revolution with perturbations in the form waviness of elastic devices.*

Параметри якості при обробці вигладжувальним інструментом пружної дії в значній мірі залежать від тиску в точці контакту «поверхня – індентор», який визначається параметрами заготовки та індентора (радіус кривизни, початкова шорсткість заготовки) і сили  $Q$  прикладеної до індентора. В нашому випадку прикладену до індентора силу  $Q$  забезпечує гідростатичний тиск робочої рідини  $Y_0$ , що має ступінь стиску  $c$ .

Запропоновано модель процесу в вигляді розрахункової схеми (рис. 1), яка включає в себе: інструмент для вигладжування, що складається з корпусу 1, рухомого поршня 2 з індентором 3 що притискається до заготовки 4 тиском створеним рідиною 5 з ступенем стиску  $c$  та силою  $Q_0 = cY_0$ . Номінальний переріз заготовки має форму кола б радіусом  $\rho_0$ . Фактичний переріз заготовки представлено у вигляді хвилястої кривої, яка має максимальну висоту  $W_{max}$ , кутовий крок хвилі  $\varphi_s$ , а номінальний профіль січення б являється середньою лінією  $m_w$  хвилястості, яка характеризує фактичний поточний радіус заготовки  $\rho(\varphi)$ , 7 хвилястість заготовки.