

МАШИНОСТРОЕНИЕ И МАШИНОВЕДЕНИЕ

MACHINE BUILDING AND MACHINE SCIENCE



УДК 621.9:531.3

Оригинальное теоретическое исследование

<https://doi.org/10.23947/2687-1653-2026-26-1-2103>

Вибрационное управление износом задней грани инструмента при точении

В.Е. Гвинджилия  

Донской государственный технический университет, г. Ростов-на-Дону, Российская Федерация

✉ vvgvindjiliya@donstu.ru

EDN: EYOAES

Аннотация

Введение. Интенсивностью износа режущего инструмента можно управлять, вводя дополнительные колебания в зону резания. Представляется достаточно изученным влияние параметров колебаний на износ инструмента. Однако выводы некоторых таких работ противоречивы. Отмечается, что вибрации с различной амплитудой могут как увеличивать износ, так и уменьшать его. В литературе нет аналитических моделей, разрешающих данное противоречие, отражающих нелинейную взаимосвязь подсистем инструмента и заготовки при резании. Кроме того, не принимается во внимание, что износу по разным граням инструмента требуются разные модели силового взаимодействия. Отмеченные пробелы восполняет представленная работа. Цель исследования — определить закономерности влияния высокочастотных колебаний (ВЧК) на износ задней грани инструмента.

Материалы и методы. Использовались данные математического моделирования динамической системы резания в Simulink с учетом сил по задней грани, эффективных параметров и ВЧК. Оборудование: станок 16К20, измерительный стенд вибрационного контроля с частотным диапазоном 0,4–15000 Гц, компьютер, аналого-цифровой преобразователь Е20–10, акустическая система, стенд для исследования сил резания — STD.201–1. Заготовки из стали 10ГН2МФА диаметром $D = 84$ мм обрабатывали инструментами с припаянными пластинами из Т15К6 без смазки.

Результаты исследования. Демонстрируется влияние ВЧК на силы контактного взаимодействия по задней грани инструмента и фазовая траектория деформационных смещений инструмента при разных амплитудах ВЧК: от $0,5 \cdot 10^{-2}$ до $2 \cdot 10^{-2}$ мм. Установлено, что мощность N необратимых преобразований энергии (НПЭ) зависит от направления вводимых вибраций. Показана зависимость интенсивности износа инструмента от дополнительных колебаний с амплитудами 5, 10 мкм в разных направлениях при скоростях резания 1 м/с, 1,4 м/с, 2 м/с. Полученные результаты сравниваются с траекториями износа без возмущения.

Обсуждение. Оптимальная амплитуда дополнительных вибраций в направлении подачи зависит от заднего угла инструмента и уменьшается с изменением стадии износа. Максимальное значение износа падает с 0,55 мм до 0,35 мм при введении колебаний с амплитудой 5 мкм и до 0,26 мм — при 10 мкм. При дополнительных вибрациях в тангенциальном направлении интенсивность износа слабо зависит от амплитуды вводимых колебаний, так как она во много раз меньше скорости колебательных смещений инструмента. Максимальное значение износа уменьшается с 0,65 мм до 0,6 мм при 5 мкм и до 0,48 мм — при 10 мкм. При интенсификации износа не существует оптимальной амплитуды дополнительных вибраций.

Заключение. Разработанные модели позволяют количественно оценивать влияние ВЧК на интенсивность износа инструмента по задней грани и обоснованно подбирать параметры колебаний, вводимых в зону резания. Так можно создавать:

- виртуальные модели процесса резания и подбирать режимы для минимизации скорости износа;
- системы мониторинга износа с комплексным подходом к прогнозированию.

Далее необходимо исследовать динамику процесса резания при амплитудах ВЧК более 10–15 мкм.

Ключевые слова: высокочастотные колебания, дополнительные колебания, динамическая система резания, износ инструмента, необратимые преобразования энергии

Благодарности. Автор выражает благодарность доктору технических наук, профессору В.Л. Заковоротному за плодотворные обсуждения и значимые рекомендации в процессе подготовки материала, а также сотрудникам лаборатории научно-исследовательского института «Вибротехнология» Донского государственного технического университета, оказавшим помощь при проведении научных экспериментов.

Финансирование. Работа выполнена в рамках соглашения на реализацию прикладного научного исследования «Разработка программно-аппаратных средств для мониторинга и анализа параметров резания и эксплуатационных характеристик станков с ЧПУ» (FZNE–2025–0008) № 075–03–2025–302/10 от 23.12.2025.

Для цитирования. Гвинджилия В.Е. Вибрационное управление износом задней грани инструмента при точении. *Advanced Engineering Research (Rostov-on-Don)*. 2026;26(1):2103. <https://doi.org/10.23947/2687-1653-2026-26-1-2103>

Original Theoretical Research

Vibration Control of Tool Flank Wear in Turning

Valery E. Gvindjiliya  

Don State Technical University, Rostov-on-Don, Russian Federation

 vygvindjiliya@donstu.ru

Abstract

Introduction. The wear rate of a cutting tool can be controlled by introducing additional vibrations into the cutting zone. The effect of vibration parameters on tool wear appears to be well-studied. However, the conclusions of some such studies are contradictory. It is noted that vibrations of varying amplitudes can both increase and decrease wear. There are no analytical models in the literature that resolve this contradiction or reflect the nonlinear relationship between the tool and workpiece subsystems under cutting. Furthermore, the fact that wear on different tool faces requires different force interaction models is not taken into account. The present research fills these gaps. The objective of the study is to determine the patterns of impact of high-frequency vibrations (HFV) on tool flank wear.

Materials and Methods. The data from mathematical modeling of the dynamic cutting system in Simulink were used, taking into account the forces on the back face, effective parameters, and the HFV. Equipment: 16K20 machine tool, vibration control measuring stand with a frequency range of 0.4–15000 Hz, computer, E20-10 analog-to-digital converter, acoustic system, and STD.201-1 cutting force testing stand. Workpieces made of 10GN2MFA steel with a diameter of $D = 84$ mm were machined using tools with brazed T15K6 plates without lubrication.

Results. The effect of the HFV on the contact interaction forces along the tool flank and the phase trajectory of the tool deformation displacements are demonstrated for different HFV amplitudes: from $0.5 \cdot 10^{-2}$ to $2 \cdot 10^{-2}$ mm. It is established that power N of irreversible energy transformations (IET) depends on the direction of the introduced vibrations. The dependence of tool wear rate on additional vibrations with amplitudes of 5 and 10 μm in different directions at cutting speeds of 1 m/s, 1.4 m/s, and 2 m/s is shown. The results obtained are compared with wear trajectories without disturbances.

Discussion. The optimal amplitude of additional vibrations in the feed direction depends on the tool clearance and decreases with wear stage. The maximum wear value drops from 0.55 mm to 0.35 mm when introducing vibrations with an amplitude of 5 μm and to 0.26 mm — at 10 μm . With additional vibrations in the tangential direction, wear rate depends weakly on the amplitude of the introduced vibrations, as it is many times smaller than the velocity of the tool vibrational displacements. The maximum wear value decreases from 0.65 mm to 0.6 mm at 5 μm and to 0.48 mm — at 10 μm . With increased wear, there is no optimal amplitude for additional vibrations.

Conclusion. The developed models allow for a quantitative assessment of the impact of HFV on the tool flank wear rate and the appropriate selection of vibration parameters introduced into the cutting zone. This allows for the creation of:

- virtual models of the cutting process and the selection of modes to minimize wear rate;
- wear monitoring systems with a comprehensive approach to prediction.

Next, it is required to study the dynamics of the cutting process at HFV amplitudes greater than 10–15 μm .

Keywords: high-frequency vibrations, additional vibrations, dynamic cutting system, tool wear, irreversible energy transformations

Acknowledgements. The author would like to thank Dr.Sci. (Engineering), Professor V.L. Zakovorotny for fruitful discussions and significant recommendations during the preparation of the material. In addition, the author appreciates the assistance of the staff of the laboratory of the Research Institute for Vibrotechnology, Don State Technical University, in conducting scientific experiments.

Funding Information. The work is done within the framework of the Agreement for the implementation of applied scientific research “Development of Software and Hardware for Monitoring and Analysis of Cutting Parameters and Operational Characteristics of CNC Machines” (FZNE–2025–0008) no. 075–03–2025–302/10 dated 23.12.2025.

For Citation. Gvindjiliya VE. Vibration Control of Tool Flank Wear in Turning. *Advanced Engineering Research (Rostov-on-Don)*. 2026;26(1):2103. <https://doi.org/10.23947/2687-1653-2026-26-1-2103>

Введение. Влияние вибраций на интенсивность износа инструмента — предмет многочисленных исследований, поскольку износ реза определяет качество деталей и экономичность обработки. В литературе всесторонне анализируется воздействие вибрационных колебаний на динамику сил резания [1]. Отмечается разнообразие источников вибраций инструмента и заготовки и, соответственно, разнообразие методов их мониторинга, оценки и моделирования [2].

На начальных этапах развития теории резания вибрации рассматривались как следствие потери устойчивости равновесия упругих деформаций в подвижной системе координат, движение которой определяется траекториями исполнительных элементов станка [3]. Потеря устойчивости связывается с эффектом регенерации сил [4], для ее анализа предлагается критерий устойчивости равновесия упругих деформаций [5]. Проблемы регенерации изучались для точения [6], фрезерования [7], сверления [8] и других операций.

Потерю устойчивости объясняли:

- запаздыванием вариаций сил при изменениях деформаций [9];
- падающей характеристикой изменения сил при увеличении скорости резания [10];
- регенеративным эффектом следа от инструмента на заготовке [11];
- нелинейной зависимостью сил трения стружки при ее движении по передней грани инструмента [12].

Известно [13], что при потере устойчивости траекторий формообразующих движений инструмента для вибраций наиболее типичны притягивающие множества вроде предельного цикла [14] и хаотического аттрактора [15]. Установлено, что изменение притягивающих множеств вибрации инструмента обусловлено режимами резания. Например, при изменении подачи инструмента можно наблюдать все типы бифуркации Андронова – Хопфа [16]. Вибрации рассматривались как следствие возмущений, связанных с качеством станка. Прежде всего это биения шпинделя [17] и кинематические возмущения [18]. В зависимости от частоты внешних возмущений наблюдаются различные эффекты [19]. При частотах, близких к собственным частотам взаимодействующих подсистем, возникают такие параметрические явления, как самовозбуждение, синхронизация колебаний [20] и др.

Наконец, вибрации изучаются как целенаправленно вводимые в зону резания колебания для достижения полезного эффекта: дробления стружки [21], повышения стойкости инструмента [22], улучшения качества поверхности [23]. Показано, что введение в зону резания ультразвуковых колебаний (УЗК) может улучшать качество работы и снижать интенсивность износа инструмента [24]. Для повышения эффективности УЗК предлагаются системы формирования УЗК, в которых обратная связь для самовозбуждения реализуется через колебания, формируемые в процессе резания [25]. При этом учитываются нелинейные эффекты взаимодействия инструмента и заготовки, например, падающая характеристика сил резания при возрастании скорости [26] или амплитудно-частотная модуляция колебаний системы [27].

Исследователи уделяли особое внимание влиянию вибраций на интенсивность износа инструмента в процессе резания. Распространено мнение, что вибрации увеличивают интенсивность износа и тем самым сокращают срок службы инструмента [23]. Вместе с тем есть данные, что при увеличении амплитуды вводимых колебаний фиксируется оптимум амплитуды, при котором интенсивность износа достигает минимума [28]. Особенно ярко этот эффект проявляется при возбуждении УЗК через инструмент [28] и при точении труднообрабатываемых материалов AISI 52100 [29] или P9M4K8Ф [30].

Для анализа влияния колебаний на интенсивность износа нужны методики и математический инструментарий, которые позволят оперативно оценивать скорость износа. В качестве диагностического показателя целесообразно использовать мощность необратимых преобразований энергии (МНПЭ) в зоне контакта инструмента и заготовки [31]. При точении инструментами с твердосплавными неперетачиваемыми пластинами основной тип износа наблюдается по задней грани [32]. МНПЭ — основной источник тепловыделения, поэтому можно утверждать, что оптимальным условиям резания соответствует оптимальная температура [33]. Производство тепла и МНПЭ коррелируют и адекватно отражают интенсивность износа [34]. Следовательно, при разработке систем мониторинга износа температура и МНПЭ в зоне резания рассматриваются как ключевые диагностические параметры. В информационных моделях диагностирования применяются методы авторегрессионного спектрального анализа [35], модели на основе анализа сил резания с помощью аналитических функций [36], машинного обучения [37] и анализа сигналов виброакустической эмиссии [38]. При изменении МНПЭ меняются механизмы физико-химического взаимодействия (износа) в контакте инструмента и заготовки — от адгезионно-усталостного [1] и абразивного [31] до диффузионно-окислительного [39].

МНПЭ часто рассматривают в объеме зоны резания в целом. Однако распределение мощности между задней гранью инструмента, зоной стружкообразования и зоной вторичной пластической деформации непропорционально. При анализе интенсивности износа по задней грани необходимо рассматривать необратимые преобразования энергии в контактной области задней грани инструмента и заготовки. Не всегда учитывается, что колебания вызывают периодические изменения мощности необратимых преобразований и в зависимости от текущей мощности активируются различные механизмы износа — от фрикционно-усталостных до диффузионно-окислительных. Следовательно, периодически меняются оценки скорости и интенсивности износа инструмента. К тому же в литературе не описано преобразование вводимых в зону резания высокочастотных колебаний (ВЧК) в траектории движения задней грани инструмента и заготовки, а также в траектории сил, формируемых в контактной области.

Цель представленного исследования — установить связь между ВЧК и интенсивностью износа по задней грани инструмента на базе разработанной теоретической модели динамики процесса резания, а также ее численного и экспериментального анализа. Для достижения цели проводятся перечисленные ниже работы по детализации моделей, моделированию, выполняются теоретические исследования и эксперименты.

1. Уточняются математические модели динамической системы резания (ДСР). Их дополняют связями, формируемыми в контакте задних граней инструмента и заготовки.

2. Исследуется, как ВЧК, вводимые в зону резания, преобразуются в траектории движения задней грани и заготовки, а также в траектории сил, формируемых в контактной области. Выполняется численное моделирование этих процессов.

3. Теоретически и экспериментально изучается изменение интенсивности износа инструмента по задней грани при продольном точении стали 10ГН2МФА. Выявляется их зависимость от вводимых в зону резания УЗК на основе анализа МНПЭ.

Разрабатываемый математический инструментарий и методики можно интерпретировать как создание виртуальной численной модели изнашивания режущих инструментов для оптимального выбора параметров вибраций, вводимых в зону резания.

Материалы и методы

1. Постановка задачи. Математическое моделирование ДСР, учитывающей силы по задней грани инструмента. Рассмотрим связь износа с МНПЭ, а также закономерности интенсивности износа. Для определения МНПЭ создадим модель ДСР, возмущенной ВЧК. Разработаем алгоритмы и программу для вычисления траекторий МНПЭ в контакте задней грани инструмента с заготовкой (рис. 1).

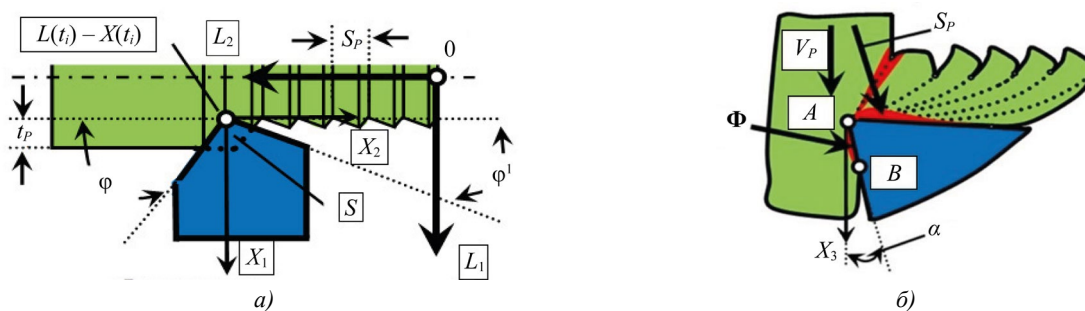


Рис. 1. Схема процесса резания: *a* — представление траекторий исполнительных элементов и деформационных смещений; *б* — формирование сил резания \mathbf{F} в области первичной и вторичной пластической деформации и дополнительных сил Φ в области $A - B$

Будем считать заданными траектории исполнительных элементов станка в виде перемещений $\mathbf{L} = \{L_1, L_2, L_3\}^T \in \mathfrak{R}^{(3)}$ и скоростей $d\mathbf{L}/dt = \mathbf{V}(\mathbf{t})$, $\mathbf{V}(\mathbf{t}) = \{V_1, V_2, V_3\}^T \in \mathfrak{R}^{(3)}$. Здесь $L_1(t), L_2(t)$ — траектории поперечного и продольного суппортов; $L_3(t) = \int_0^t \Omega(\xi)D(\xi)d\xi$ — перемещения заготовки относительно инструмента в точке контакта вершины инструмента с заготовкой по направлению ее вращения; D — диаметр обрабатываемой поверхности, мм; d — диаметр обработанной заготовки, мм (рис. 1).

Возмущения характеризуются перемещениями $\Delta \mathbf{X}^{(X)} = \{\Delta X_1^{(X)}, \Delta X_2^{(X)}, \Delta X_3^{(X)}\}^T \in \mathfrak{R}_X^{(3)}$ и скоростями. $d\mathbf{X}^{(X)} / dt = \Delta \mathbf{V}^{(X)} = \{\Delta V_1^{(X)}, \Delta V_2^{(X)}, \Delta V_3^{(X)}\}^T \in \mathfrak{R}_X^{(3)}$.

Рассмотрим случай, когда вводимые в зону резания дополнительные колебания представляются вектором периодических возмущений: $\Delta \mathbf{X}^{(X)}(t) = \{\Delta X_{1,0}^{(X)} \sin(\Omega_\Delta t), \Delta X_{2,0}^{(X)} \sin(\Omega_\Delta t + \theta_2), \Delta X_{3,0}^{(X)} \sin(\Omega_\Delta t + \theta_3)\}^T \in \mathfrak{R}_X^{(3)}$. Так же — для скоростей $\Delta \mathbf{V}^{(X)}(\mathbf{t}) = \{\Delta X_{1,0}^{(X)} \Omega_\Delta \cos(\Omega_\Delta t), \Delta X_{2,0}^{(X)} \Omega_\Delta \cos(\Omega_\Delta t + \theta_2), \Delta X_{3,0}^{(X)} \Omega_\Delta \cos(\Omega_\Delta t + \theta_3)\}^T \in \mathfrak{R}_X^{(3)}$.

Возмущения происходят в пространстве деформаций $\mathbf{X} = \{X_1, X_2, X_3\}^T \in \mathfrak{R}_X^{(3)}$. Скорости деформаций: $d\mathbf{X}/dt = \mathbf{V}^{(X)} = \{V_1^{(X)}, V_2^{(X)}, V_3^{(X)}\}^T \in \mathfrak{R}_X^{(3)}$.

Вектор \mathbf{X} рассматривается в подвижных координатах, задаваемых \mathbf{L} (рис. 1). Единица измерения для \mathbf{L} , $\Delta\mathbf{X}^{(X)}$ и \mathbf{X} — мм, для $\mathbf{V}^{(t)}$, $\Delta\mathbf{V}^{(X)}$ и $\mathbf{V}^{(X)}$ — мм/с.

Заготовка жесткая, поэтому траекторию формообразующих движений $\mathbf{L}^{(\Phi)} = \{L_1^{(\Phi)}, L_2^{(\Phi)}, L_3^{(\Phi)}\}^T \in \mathfrak{R}^{(3)}$ можно представить:

$$\mathbf{L}^{(\Phi)} = \mathbf{L} + \Delta\mathbf{X}^{(X)} - \mathbf{X}. \quad (1)$$

Задействуем в моделировании скорости $d\mathbf{L}^{(\Phi)}/dt = \mathbf{V}^{(\Phi)} = \mathbf{V} + \Delta\mathbf{V}^{(X)} - \mathbf{V}^{(X)}$. Воспользуемся работой [40] для обозначения связи между силами и деформациями:

$$\mathbf{m} \frac{d^2\mathbf{X}}{dt^2} + \mathbf{h} \frac{d\mathbf{X}}{dt} + \mathbf{c}\mathbf{X} = \mathbf{F}(\mathbf{L}^{(\Phi)}) + \Phi(\mathbf{L}^{(\Phi)}). \quad (2)$$

Здесь \mathbf{m} , \mathbf{h} , \mathbf{c} — положительно определенные симметричные матрицы инерционных, скоростных и упругих коэффициентов, $\mathbf{m} = \text{diag}\{m, m, m\}$. Размерность элементов матриц \mathbf{m} — кг·с²/мм, \mathbf{h} — кг·с/мм, \mathbf{c} — кгс /мм. $\mathbf{F}(\mathbf{L}^{(\Phi)}) = \{F_1, F_2, F_3\}^T \in \mathfrak{R}_X^{(3)}$ — силы, формируемые в области контакта передней грани инструмента с зоной резания. Они зависят от динамических свойств в областях первичной и вторичной пластической деформации (на рис. 1 выделены красным цветом). $\Phi(\mathbf{L}^{(\Phi)}) = \{\Phi_1, \Phi_2, \Phi_3\}^T \in \mathfrak{R}_X^{(3)}$ — дополнительные силы, вызванные сближением задней грани инструмента и заготовки (область A — B на рис. 1).

Силы $\Phi(\mathbf{L}^{(\Phi)})$, введенные дополнительно к модели, рассмотренной в [10], раскрывают взаимодействие задней грани инструмента и заготовки. Они ограничивают развитие периодических движений, формируют силы, действующие на заднюю грань, и вместе с траекториями $\mathbf{L}^{(\Phi)}$ определяют работу и мощность необратимых преобразований энергии в области контакта задней грани инструмента. Силы \mathbf{F} и Φ представим в функции траекторий $\mathbf{L}^{(\Phi)}$, которые меняются в зависимости от $\Delta X_i(t)$ и упругой реакции инструмента $X_i(t)$.

Проанализируем обработку с постоянными режимами: $L_1 = L_1(0) = d/2 = \text{const}$.

Здесь d — диаметр обработанной заготовки при резании (рис. 1), $L_2(t) = V_2 t$, $V_2 = \text{const}$, $L_3(t) = V_3 t$, $V_3 = \pi D \Omega = \text{const}$.

Приступая к моделированию $\mathbf{F}(\mathbf{L}^{(\Phi)})$, сделаем три утверждения [41].

1. Силы \mathbf{F} монотонно возрастают при увеличении площади среза S (рис. 1), которую можно представить: $S(t) = t_P(t)S_P(t)$. Здесь и далее $t_P(t)$, $S_P(t)$ — соответственно текущие значения в мм глубины резания и величины оборотной подачи.

2. Вектор \mathbf{F} имеет вид: $\mathbf{F} = \{\chi_1, \chi_2, \chi_3\}^T$, где χ_i — угловые коэффициенты, причем $\{\chi_1\}^2 + \{\chi_2\}^2 + \{\chi_3\}^2 = 1$.

3. Имеет место запаздывание между вариациями \mathbf{F} и S .

Запаздывание моделируется аperiodическим звеном с постоянной времени $T^{(0)}$, которая зависит от режимов $t_P(t)$, $S_P(t)$, $V_P(t)$. Здесь $V_P = \{(V_1)^2 + (V_2)^2 + (V_3)^2\}^{0.5}$ — скорость резания. Если вибрационные возмущения отсутствуют и скорости деформаций малы, то $V_P(t) \approx V_3$, так как $V_2 \ll V_3$, а при продольном точении — $V_1 = 0$. При определении постоянной времени $T^{(0)}$, названной в [3] постоянной времени стружкообразования, учитывается, что путь, пройденный вершиной инструмента относительно заготовки, остается примерно неизменным [3]. При этом рассматривается переход от одного стационарного состояния к другому.

Сказанное выше означает, что $T^{(0)}$ в основном зависит от скорости резания, и ее можно аппроксимировать:

$$T^{(0)} = \frac{T_0^{(0)}}{1 + k^{(T)}V_3^{(\Phi)}}. \quad (3)$$

Здесь $T_0^{(0)}$ — постоянная времени в области малых скоростей резания, c ; $k^{(T)}$ — коэффициент с размерностью с/мм.

Согласно [10], аппроксимация (3) справедлива в ограниченной области вариаций технологического режима. Например, при обработке стали 45 ограничения определяются $V_P \in (0,2; 2,5) \cdot 10^3$ мм/с. Наибольшая погрешность аппроксимации наблюдается в области малых скоростей резания и зависит в основном от свойств предельного состояния обрабатываемого материала, его пластичности и теплофизических характеристик. Если параметры заданы, то справедливо:

$$T^{(0)}(V_3^{(\Phi)})dF^{(0)}/dt + F^{(0)} = \rho \{t_P^{(0)} + \Delta X_1(t) - X_1(t)\} \left\{ \int_{t-T}^t \{V_2 + \Delta V_2(\xi) - V_2^{(X)}(\xi)\} d\xi \right\}, \quad (4)$$

где T — время оборота заготовки, c ; ρ — давление стружки на переднюю грань инструмента, кг/мм².

Для иллюстрации методики анализа ограничимся случаем, когда главный и вспомогательный углы в плане инструмента равны (рис. 1): $\phi \Rightarrow \pi/2$, $\phi^1 \Rightarrow 0$.

Рассмотрим возмущения: $\Delta \mathbf{V}^{(X)} = \{0, \Delta V_2^{(X)}, 0\}^T$ и $\Delta \mathbf{V}^{(X)} = \{0, 0, \Delta V_3^{(X)}\}^T$.

Исключим из анализа $\Delta \mathbf{V}^{(X)} = \{\Delta V_1^{(X)}, 0, 0\}^T$, так как $S_p \ll t_p$. При этом в зависимости от направления деформаций существенно отличается внутренний коэффициент усиления в канале самовозбуждения. Для направления X_1 коэффициент будет на порядок меньше, чем для X_2 . Кроме того, при рассматриваемой геометрии инструмента именно колебания в плоскости $X_2 - X_3$ в основном сближают заднюю грань инструмента и заготовку, что определяет интенсивность износа и формирует дополнительные силы $\Phi(\mathbf{L}^{(\Phi)})$.

Итак, если $\Omega = const$, $dX_3/dt \rightarrow 0$ и $d\Delta X_3(t)/dt \rightarrow 0$, то $T = (\Omega)^{-1}$. В противном случае T необходимо вычислять из соотношения:

$$T(L_3^{(\Phi)}) = \int_{L_3^{(\Phi)} - \pi D}^{L_3^{(\Phi)}} \frac{d\xi}{V_p(\xi)} \quad (5)$$

Здесь V_p — закон изменения скорости резания с учетом упругих деформаций и возмущений. Для изучения МНПЭ необходимо знать модель сил $\Phi(\mathbf{L}^{(\Phi)})$. После врезания (рис. 2 а) формируется траектория следа на заготовке под углом $\varphi = \arctg(V_3/V_2)$ (рис. 2 б).

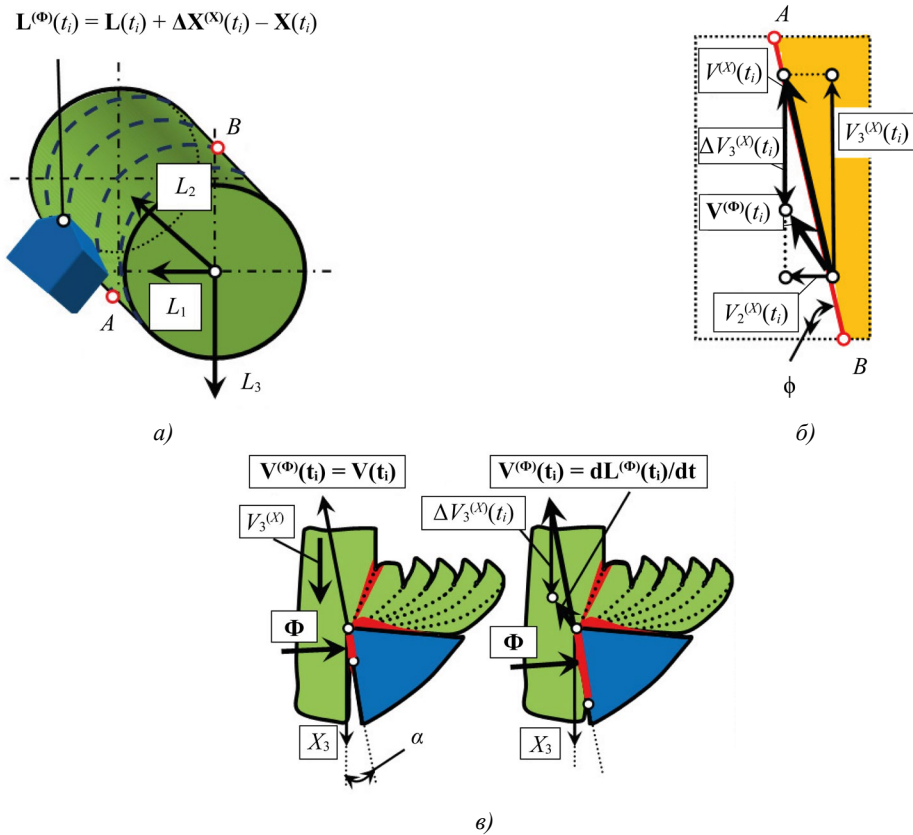


Рис. 2. Схема формирования сил $\Phi(\mathbf{L}^{(\Phi)})$: а — образование следа от инструмента на поверхности заготовки; б — изменение направления движения при совпадении скоростей и направления вращения заготовки, в — сближение поверхностей задней грани инструмента и заготовки при изменении направления движения скорости $\mathbf{V}^{(\Phi)}(t)$

Направление φ обозначено линией $A - B$ (рис. 1, 2). При изменении $V_3^{(X)}$, как показано на рис. 2 б, за счет $\Delta V_3^{(X)}$ меняется направление движения инструмента в сторону заготовки или от нее. При сближении поверхностей возрастают силы на задней грани. При смещении вектора $V^{(X)}$ в область, выделенную желтым цветом (рис. 2 б), инструмент отходит от заготовки и уменьшается площадь S . Если положение равновесия упругих деформаций устойчиво и не возмущено, то траектория движения по направлению $A - B$ (рис. 2) является аттрактором. Она смещена в пространстве \mathbf{L} на постоянную величину упругих деформаций. За счет возмущений или при потере устойчивости образуется периодическое сближение или отталкивание задних граней от заготовки. Для оценки отклонения траектории от проектируемого аттрактора удобно рассматривать безразмерные агрегированные координаты:

$$v(t) = (V_2 + \Delta V_2^{(X)}(t) - dX_2/dt) / (V_3 + \Delta V_3^{(X)}(t) - dX_3/dt); v^* = V_2 / V_3. \quad (6)$$

Здесь $v(t)$ — безразмерная агрегированная координата, определяющая текущее положение направления движения вершины инструмента; v^* — агрегированная координата, определяющая желаемое направление движения инструмента, задаваемое скоростями V_2 и V_3 .

Сближение задней грани с поверхностью заготовки зависит от кинематического значения заднего угла α . Эксперименты, описанные в [39], показывают, что силы $\Phi(\mathbf{L}^{(0)})$ непропорционально возрастают при уменьшении α по экспоненциальному закону. Поэтому:

$$\begin{aligned} \Phi_2 &= k_\phi F_0 + \rho_0 [t_p^{(0)} - X_1(t)] \exp[\zeta(v - v^*)], \\ \Phi_3 &= k_\phi k_T F_0 + k_T \rho_0 \left\{ (t_p^{(0)} - X_1(t)) \exp[\zeta(v - v^*)] \right\}, \end{aligned} \quad (7)$$

где ρ_0 — коэффициент преобразования длины контакта в силу, кг/мм; ζ — безразмерный параметр, зависящий от заднего угла инструмента α в статике; k_T — безразмерный коэффициент трения; k_ϕ — безразмерный коэффициент, определяющий упругое восстановление материала.

Из (7) следует, что потенциально существует соотношение между деформациями и возмущениями с направлением траекторий $A - B$ (рис. 2), и они практически не влияют на силы, формируемые в контакте задней грани инструмента и заготовки. В этом случае будут малы вариации скорости резания в области реальных значений.

Обозначим текущие вариации скоростей по направлениям X_2 и X_3 : $\delta V_2 = \Delta V_2^{(X)}(t) - V_2^{(X)}(t)$, $\delta V_3 = \Delta V_3^{(X)}(t) - V_3^{(X)}(t)$. Тогда из (6) получаем:

$$V_3 \delta V_2^{(X)}(t) = V_2 \delta V_3^{(X)}(t). \quad (8)$$

Рассмотрим гармонические возмущения в двух ортогональных направлениях при соблюдении соотношения между амплитудами дополнительных колебаний. В данном случае условие синфазности колебаний (8): $V_3/V_2 = \delta V_3/\delta V_2$. Оно практически никогда не выполняется в динамической системе резания. Тому есть две причины. Во-первых, $V_2 \ll V_3$, поэтому направление суммарных колебаний (то есть колебаний, вводимых в зону резания с учетом деформационных смещений) должно быть ориентировано по направлению скорости резания. Во-вторых, важно учесть реакцию со стороны процесса резания. Тогда суммарные матрицы жесткости подсистемы инструмента становятся несимметричными, даже если пренебречь силами, формируемыми матрицами \mathbf{m} и \mathbf{h} . Кососимметричные составляющие матриц упругости при этом порождают циркуляционные силы, вызывающие относительно заготовки прецессионные движения инструмента. Экспериментально установлено [39], что всегда возникает такая форма колебаний. Она обеспечивает фазовые сдвиги между колебаниями в двух ортогональных направлениях. Из-за несинфазности колебаний по двум ортогональным направлениям формируются периодически повторяющиеся участки, в которых наблюдается сближение задней грани инструмента и заготовки. Это происходит даже при небольших вариациях скоростей относительно установленной скорости резания.

Для определения МНПЭ необходимо вычислить силы и колебательные скорости. Очевидно, что МНПЭ зависит не только от параметров, вводимых в зону резания колебаний, но и от динамических свойств всей ДСР. Если рассматривать взаимодействия в терминах нелинейной акустики, то эффективность УЗК при резании определяется акустическим сопротивлением среды, в которую вводятся УЗК [28]. В нашем случае это соответствует динамическим свойствам системы резания.

2. Математическое моделирование эффективных параметров и сил. Если следовать парадигме мезомеханики [42], то изменения свойств динамической связи, формируемой резанием, за счет вводимых в зону резания ВЧК должны характеризоваться молекулярно-механическими эффектами, меняющими свойства системы на макроуровне. Под частотным диапазоном на макроуровне мы понимаем диапазон в пределах полос пропускания взаимодействующих подсистем $\Omega^{(0)} \in (0, \Omega_c)$, где Ω_c — частота среза ДСР.

Отметим, что макросистема не воспринимает ВЧК в частотном диапазоне $\Omega^{(0)}$, однако они меняют ее свойства. Чтобы объяснить эту трансформацию, вспомним процесс резания и динамическую связь в системе механических взаимодействий (2). ВЧК способствуют преобразованию параметров этой связи, а затем — изменению макросистемы. Это известно из описания метода усреднения в теории нелинейных колебаний [43].

Основные параметры, влияющие на свойства системы, — ρ и $T^{(0)}$ [6]. Типичный пример эффективных параметров — безразмерный эффективный коэффициент трения k_T , изученный в [42]. Эффективное значение k_T при вибрациях может меняться и даже менять знак на противоположный. Это зависит от траектории вводимых в область контакта высокочастотных колебаний.

Опишем условия для определения эффективного значения k_T . С этой целью выясняется соотношение двух факторов:

- тангенциальных сил контактного взаимодействия;
- вариаций их нормальных составляющих.

Для анализа выбирается частотная область в полосе пропускания взаимодействующих подсистем инструмента и заготовки. Время анализа — период высокочастотных колебаний.

Рассмотрим параметр ρ . Дополнительные колебания формируют напряженное состояние, которое циклически меняется в зоне первичной пластической деформации. Предельное состояние материала практически не меняется, остается близким к пределу его прочности [44]. Интегральные и циклические нагрузки перераспределяются, что приводит к изменению эффективных значений $\hat{\rho}$. При этом динамическая связь, формируемая процессом резания, не обладает центральной симметрией относительно деформаций в окрестности положения равновесия. В результате в зоне резания возникает сложное напряженное состояние, описываемое дополнительными постоянными и циклическими составляющими сил. Предположив сохранность предельного состояния материала в зоне резания, получаем эффективное значение $\hat{\rho}$:

$$\hat{\rho} = \rho(1 - \varepsilon_p), \quad (9)$$

где $\varepsilon_p = \hat{\rho}^{(C)} / \rho$ — безразмерный параметр; $\hat{\rho}^{(C)} = \Omega_\Delta \int_{t-(\Omega_\Delta)^{-1}}^t \rho(\xi) d(\xi)$; $\Omega_\Delta \in \Omega^{(\Delta)}$.

Очевидно, что $\varepsilon_p < 1$.

Оценим эффективное значение $\hat{T}^{(0)}$ с учетом (3). Заданные колебания $\delta V_3(t) = \Delta V_3^{(X)}(t) - V_3^{(X)}(t)$ не зависят от мощности вибрации. Период функции $\delta V_3(t)$, как правило, определяется периодом вводимых в зону резания колебаний $T_\Delta = (\Omega_\Delta)^{-1}$. То есть за счет вводимых колебаний в динамической системе резания формируются притягивающие множества типа предельного цикла. Причем Ω_Δ по крайней мере на порядок превышает верхнюю собственную частоту колебательных контуров, формируемых подсистемой инструмента. Разложим нелинейную функцию $T^{(0)}(V_3, \delta V_3)$ в ряд Тейлора в окрестности δV_3 :

$$T^{(0)}(V_3, \delta V_3) = T_0^{(0)}(V_3, 0) + \frac{\partial T_0^{(0)}}{\partial \delta V_3} \delta V_3 + \frac{1}{2!} \frac{\partial^2 T_0^{(0)}}{(\partial \delta V_3)^2} (\delta V_3)^2 + \dots \quad (10)$$

При $\delta V_3 \ll V_3$ ряд (10) быстро сходится, поэтому ограничимся линейным приближением зависимости постоянной времени T_0 от дополнительных колебаний, то есть из (10) получим:

$$T_0(V_3, \delta V_3) = \frac{T_0^{(0)}}{1 + k^{(T)} V_3} - \frac{k^{(T)} T_0^{(0)} \delta V_3}{[1 + k^{(T)} V_3 + k^{(T)} \delta V_3]^2}. \quad (11)$$

В (10) первое слагаемое — постоянная величина при $V_3 = const$. Функция $\Delta(V_3, \delta V_3) = \frac{k^{(T)} \delta V_3}{[1 + k^{(T)} V_3 + k^{(T)} \delta V_3]^2}$

— периодическая, с периодом T_Δ , причем $(T_\Delta)^{-1} = \Omega_\Delta \in \Omega_\Delta$. Поэтому для определения эффективного значения $\hat{T}_0(V_3, \delta V_3)$ справедливо:

$$\hat{T}_0(V_3, \delta V_3) = T_0^{(0)} \left\{ \frac{1}{1 + k^{(T)} V_3} - \Delta(V_3, \delta V_3) \right\}, \quad (12)$$

где $\Delta = \frac{1}{T_\Delta} \int_{t-T_\Delta}^t \left\{ \frac{k^{(T)} T_0^{(0)} \delta V_3}{[1 + k^{(T)} V_3 + k^{(T)} \delta V_3]^2} \right\} d\xi$.

Таким образом, мы видим, что происходит при введении в зону резания колебаний, непосредственно не пропускаемых подсистемами инструмента и заготовки. В этом случае меняются параметры формируемой процессом резания динамической связи.

Равновесие системы асимптотически устойчивое и невозмущенное. Постоянная времени T_0 при $V_3 = const$ также постоянна и определяется выражением $T_0 = \frac{T_0^{(0)}}{1 + k^{(T)} V_3}$. В противном случае ВЧК ее меняют. Такая транс-

формация определяется отношением амплитуды колебательной скорости к скорости резания, которое учитывается Δ в (12). Таким образом, ВЧК меняют свойства системы в низкочастотной области. Например, увеличение постоянной времени \hat{T}_0 двояко влияет на устойчивость равновесия:

- вызывает дополнительные фазовые сдвиги между деформациями и силами, что способствует потере устойчивости;
- способствует затуханию колебаний, что повышает устойчивость.

Во всех случаях по мере увеличения амплитуды наблюдается уменьшение эффективных значений параметров $\hat{\rho}$ и \hat{T}_0 . Их изменение влияет на устойчивость управляемых траекторий и динамические свойства системы в частотной области $\Omega^{(0)}$. От этого, в свою очередь, зависят притягивающие множества деформационных смещений инструмента относительно заготовки.

3. Математическое моделирование влияния ВЧК на силы резания по задней грани. Колебания меняют взаимодействия задней грани инструмента и заготовки (7). Они также вызывают реакции за пределами полосы пропускания системы, представленной (2). Поэтому силы Φ также необходимо принять как средние за период колебаний. Проанализируем влияние колебаний на Φ_2 . Силы Φ_3 отличаются на коэффициент kt . Рассмотрим два случая для асимптотически устойчивой системы.

Первый случай: колебания задаются скоростями в направлении подачи $\Delta V_2^{(X)} \sin(\Omega_0 t)$ и представляют собой разницу между вводимыми в зону резания колебательными скоростями и скоростями деформаций. Тогда из (7) получим:

$$\Phi_2 = \rho_0 [t_p^{(0)} - X_1] \left\{ \exp \left[\zeta (v - v^*) \right] \right\} = \rho_0 [t_p^{(0)} - X_1(t)] \left\{ \exp \left[\zeta \frac{\Delta V_2^{(X)} \sin(\Omega_0 t)}{V_3^{(X)}} \right] \right\}.$$

Как и ранее, разложим $\exp \left[\zeta \frac{\Delta V_2^{(X)} \sin(\Omega_0 t)}{V_3^{(X)}} \right]$ в ряд Тейлора:

$$\Phi_2(A_{X_2} \sin(\Omega_0 t)) = \Phi_2^* \left\{ 1 + A_{X_2} \sin(\Omega_0 t) + \frac{1}{2!} [A_{X_2} \sin(\Omega_0 t)]^2 + \frac{1}{3!} [A_{X_2} \sin(\Omega_0 t)]^3 + \dots + \frac{1}{n!} [A_{X_2} \sin(\Omega_0 t)]^n + \dots \right\},$$

где $\Phi_2^* = \rho_0 [t_p^{(0)} - X_1]$; $A_{X_2} = \zeta \frac{\Delta V_2^{(X)}}{V_3^{(X)}}$.

Область сходимости ряда $-\infty < A_{X_2} \sin(\Omega_0 t) < +\infty$. Усредним $\Phi_2(A_{X_2} \sin(\Omega_0 t))$ по периоду $(\Omega_0)^{-1}$ и ограничимся первыми четырьмя членами ряда:

$$\hat{\Phi}_2(A_{X_2}) = \rho_0 [t_p^{(0)} - X_1] \left\{ 1 + \frac{1}{4} [A_{X_2}]^2 + \frac{3}{48} [A_{X_2}]^4 \right\}. \quad (13)$$

Этот ряд всегда сходится. Система устойчивая. Значит, при $A_{X_2} = 0$ $\Phi_2(v)_{v=v^*} = \rho_0 [t_p^{(0)} - X_1] \left\{ \exp \left[\zeta (v - v^*) \right] \right\} = \rho_0 [t_p^{(0)} - X_1]$. По мере увеличения $\Delta V_2^{(X)}$ наблюдается зависящее от $V_3^{(X)}$ возрастание эффективного значения $\hat{\Phi}_2(A_{X_2})$. Данная составляющая воспринимается подсистемами и находится в пределах полосы их пропускания. Это позволяет ввести в рассмотрение понятие скрытой силы:

$$\Phi_2^{(C)}(\Delta V_2^{(X)} \sin(\Omega_0 t)) = \rho_0 [t_p^{(0)} - X_1(t)] \left\{ \exp [A_{X_2} \sin(\Omega_0 t)] - 1 - \frac{1}{4} [A_{X_2}]^2 - \frac{3}{48} [A_{X_2}]^4 \right\}. \quad (14)$$

Очевидно, что при $\Delta V_2^{(X)} = 0$ сила $\Phi_2^{(C)} = 0$.

Второй случай: колебательные скорости равны $\Delta V_3^{(X)} \sin(\Omega_0 t)$, и $\Phi_2 = \rho_0 [t_p^{(0)} - X_1(t)] \left\{ \exp \left[\zeta (v - v^*) \right] \right\}$. Выражение $(v - v^*) = -\frac{V_2^{(X)}}{V_3^{(X)}} \frac{\Delta V_3^{(X)} \sin(\Omega_0 t)}{(V_3^{(X)} + \Delta V_3^{(X)} \sin(\Omega_0 t))}$ разложим в ряд Тейлора:

$$(v - v^*) = -\frac{V_2^{(X)}}{V_3^{(X)}} \varepsilon_{V_3} \sin(\Omega_0 t) \left\{ 1 - \varepsilon_{V_3} \sin(\Omega_0 t) + [\varepsilon_{V_3} \sin(\Omega_0 t)]^2 - \dots + (-1)^n [\varepsilon_{V_3} \sin(\Omega_0 t)]^n + \dots \right\}, \quad (15)$$

где $\varepsilon_{V_3} = \Delta V_3^{(X)} / V_3^{(X)}$.

Ряд (15) быстро сходится, так как $\varepsilon_{V_3} < 1$. Усредним выражение по периоду $(\Omega_0)^{-1}$ и ограничимся четырьмя членами:

$$\hat{\Phi}_2(\varepsilon_{V_3}) = \rho_0 [t_p^{(0)} - X_1(t)] \left\{ \exp \left[\zeta \frac{V_2^{(X)}}{V_3^{(X)}} \left(\frac{1}{2} (\varepsilon_{V_3})^2 + \frac{3}{8} (\varepsilon_{V_3})^4 \right) \right] \right\}. \quad (16)$$

При $\Delta V_2^{(X)} = \Delta V_3^{(X)} = 0$ выражения $\hat{\Phi}_2(A_{X_2})$ и $\hat{\Phi}_2(\varepsilon_{V_3})$ преобразуются в (7) без учета сил $k_{\Phi} F_0$. Эффективные значения $\hat{\Phi}_2(A_{X_2})$ и $\hat{\Phi}_2(\varepsilon_{V_3})$ отличаются из-за направления колебаний — X_2 или X_3 . В первом случае колебания меняют сближения задней грани и заготовки, а во втором — проекции вектора на направление X_2 .

Здесь также можно рассмотреть скрытую силу, которая в устойчивой системе равна нулю ($\Delta V_3^{(X)} = 0$):

$$\Phi_2^{(C)}(\Delta V_3^{(X)} \sin(\Omega_0 t)) = \rho_0 [t_p^{(0)} - X_1(t)] \left\{ \begin{array}{l} \exp \left[-\zeta \frac{V_2^{(X)}}{V_3^{(X)}} \frac{\Delta V_3^{(X)} \sin(\Omega_0 t)}{(V_3^{(X)} + \Delta V_3^{(X)} \sin(\Omega_0 t))} \right] - \\ - \exp \left[-\zeta \frac{V_2^{(X)}}{V_3^{(X)}} \left(\frac{1}{2} (\varepsilon_{V_3})^2 + \frac{3}{8} (\varepsilon_{V_3})^4 \right) \right] \end{array} \right\}. \quad (17)$$

Приведенный анализ позволяет сформулировать два вывода, важных для дальнейшей работы.

1. Износ инструмента по задней грани зависит от направления ВЧК. Например, силы F_2 возрастают существенно больше при возбуждении колебаний в направлении подачи, и темп их нарастания зависит от ζ . Параметр ζ увеличивается при уменьшении заднего угла инструмента α и по мере развития износа.

2. Изменение МНПЭ и эффективных сил при возбуждении дополнительных колебаний вызывает смещение равновесия деформаций, влияющих на диаметр детали. Таким образом, параметры ВЧК характеризуют управляющие параметры, меняющие свойства системы, в том числе интенсивность износа инструмента и качество поверхности.

4. Постановка эксперимента и параметры моделирования. Эксперименты выполнены на станке 16К20 с регулируемым приводом вращения шпинделя и подачи суппорта. В качестве измерительных интерфейсов использовались виброакселерометры А603С01 с чувствительностью 10,2 мВ/(м/с²) и частотным диапазоном 0,4–15 000 Гц. Их устанавливали на инструменте в продольном и тангенциальном направлениях. Измерительный стенд собирал данные и передавал их на компьютер через аналого-цифровой преобразователь (АЦП) Е20–10 с частотой дискретизации 100 кГц. Полученные данные обрабатывались алгоритмами низкочастотной фильтрации для подавления шумов измерительного контура. Для определения колебательных скоростей и смещений вершины инструмента программными методами интегрировали сигнал виброускорений с удалением тренда. Для измерения сил вместо суппорта устанавливали измерительную систему STD.201–1, в которую входят:

- блок измерения динамических нагрузок на инструмент по осям $\{X_1, X_2, X_3\}$;
- интерфейсный блок для сбора и передачи информации.

Последний состоит из электронных блоков производства фирмы National Instruments (США): NI-9234, NI-9237, NI-9219. Частота дискретизации — до 50 кГц. Система фирмы National Instruments позволяет также измерять интегральное значение температуры в зоне резания. Именно с этим показателем ассоциируется мощность необратимых преобразований энергии во всей зоне резания.

Для введения в зону резания УЗК использовалась акустическая система на основе магнитострикционного преобразователя мощностью 500 Вт, которая питалась от генератора УЗК мощностью 1,5 кВт. Устройство автоматической подстройки частоты генератора под резонанс акустической системы смещается при изменении граничных условий сопряжения инструмента и заготовки в процессе резания. Колебания измеряли акселерометром. Их интенсивность оценивали по амплитуде гармонических смещений на частоте Ω_0 . Заготовки из стали 10ГН2МФА обрабатывали инструментами с припаянными пластинами из Т15К6 без смазочно-охлаждающей жидкости.

При компьютерном моделировании рассматривались возмущения $\Delta V_2^{(X)} \sin(\Omega_0 t)$ и $\Delta V_3^{(X)} \sin(\Omega_0 t)$, $\Omega_0 = (5 - 20)$ кГц.

Основные углы инструмента из Т15К6: $\phi = 90^\circ$, $\phi^1 = 30^\circ$ и $\alpha = 6^\circ$ (рис. 1). Такие величины выбрали, чтобы упростить моделирование динамической системы резания, так как при $\phi = 90^\circ$, силы, формируемые в области контакта инструмента с заготовкой, дают практически нулевые проекции по направлению X_1 .

Технологические режимы без учета деформаций и возмущений:

- обратная подача $S_p^{(0)} = 0,1$ мм/об;
- глубина $t_p^{(0)} = 2$ мм;
- скорость резания $V_p^{(0)} = (0,5 - 3,8) \cdot 10^3$ мм/с.

При варьировании $V_p^{(0)}$ обеспечивалось соотношение скоростей вращения заготовки и продольной подачи, чтобы $t_p^{(0)} = const$. Параметры подсистемы инструмента даны в таблица 1. Обобщенная масса равна $m = 0,015$ кг·с²/мм.

Таблица 1

Матрицы скоростных коэффициентов и упругости подсистемы инструмента [40]

Элемент матрицы	Значение, кг/мм	Элемент матрицы	Значение, кг·с/мм
$c_{1,1}$	200	$h_{1,1}$	1,3
$c_{2,2}$	900	$h_{2,2}$	1,1
$c_{3,3}$	350	$h_{3,3}$	0,8
$c_{1,2} = c_{2,1}$	200	$h_{1,2} = h_{2,1}$	0,6
$c_{1,3} = c_{3,1}$	150	$h_{1,3} = h_{3,1}$	0,5
$c_{2,3} = c_{3,2}$	80	$h_{2,3} = h_{3,2}$	0,4

Параметры динамической связи (таблица 2) определены экспериментально по методикам и программам, подробно изложенным для параметров скоростной [45] и позиционной [46] связи.

Параметры динамической связи

ρ , кг/мм ²	ρ_0 , кг/мм	Ω , Гц	$T_0^{(0)}$, с	ζ	k_T	$k^{(T)}$, с/м	$k^{(S)}$	χ_1	χ_2	χ_3
100–1000	20	5–50	0,0001	1–7	0,2	5	0,1	0,4	0,51	0,76

Работа A и мощность N — скалярные величины. Они зависят от направления движения и измеряются соответственно в кг·мм и кг·мм/с. Рассмотрим A и N по направлению $A — B$ (рис. 2). При точении $V_2/V_3 \Rightarrow 0$. Значит:

$$N(t) = \Phi_2(t)V_2, A(t) = V_2 \int_0^t \Phi_2(\xi)d\xi(a),$$

$$N(t) = \Phi_3(t)V_3^{(\Phi)}(t), A(t) = \int_0^t \Phi_3(\xi)V_3^{(\Phi)}(\xi)d\xi(\bar{b}). \tag{18}$$

Здесь a — мощность N и работа A в направлении подачи; \bar{b} — мощность N и работа A в направлении скорости V_3 .

Моделирование динамики процесса резания [47] показало обоснованность анализа чувствительности вариаций сил к деформациям в направлении подачи. Кроме того, в направлении X_2 формируется регенеративный эффект самовозбуждения, влияющий на динамику сближения задней грани инструмента с заготовкой.

В программном комплексе Simulink выполнили численное моделирование точения вала диаметром $D = 84$ мм. На этом примере можно изучить вибрационное управление МНПЭ.

Результаты исследования. Рассмотрим результаты вибрационного управления мощностью необратимых преобразований энергии в направлении подачи (18a) при влиянии высокочастотных колебаний. Вначале проанализируем зависимость $\Phi_2(t)$ от $\Delta X_2^{(X)} \sin(\Omega_0 t)$ без учета $k_\Phi F_0$ (рис. 3 a).

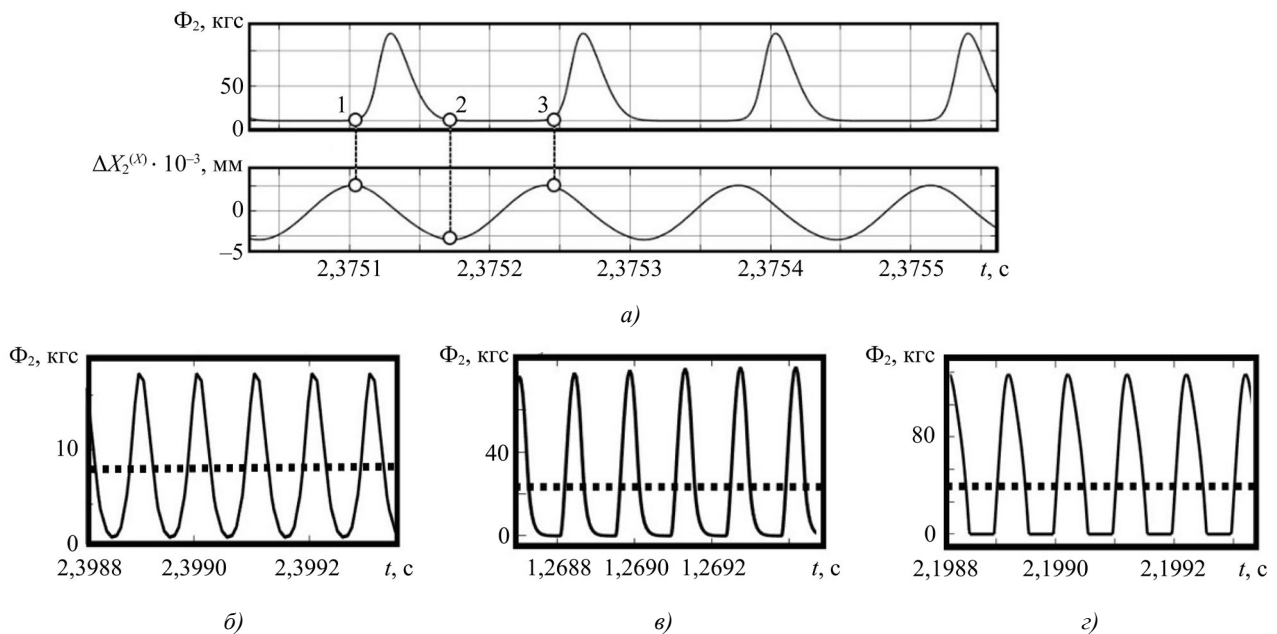


Рис. 3. Пример изменения траекторий силы $\Phi_2(t)$: а — совместные траектории сил и колебаний при изменении ВЧК $\Delta X_2^{(X)}$ без учета $k_\Phi F_0$; б — изменение траекторий сил при амплитуде $\Delta X_2^{(X)} = 0,7 \cdot 10^{-3}$ мм; в — $\Delta X_2^{(X)} = 1 \cdot 10^{-2}$ мм; г — $\Delta X_2^{(X)} = 2 \cdot 10^{-2}$ мм

Отметим нелинейные искажения $\Phi_2(t)$. Они возрастают при $\Delta V_2^{(X)}(t)$, направленной в сторону сближения грани и заготовки (участок 1–2) и практически обнуляются при изменении ее знака (участок 2–3). При малых амплитудах (рис. 3 a) вариации сил имеют почти гармонический характер. Нелинейные искажения обусловлены нелинейной связью (7), которая не обладает центральной симметрией в любой точке.

Как видим, непропорциональное возрастание импульса сил меняется в зависимости от заднего угла α . При малых углах (больших ζ) быстрое нарастание наблюдается уже при малых амплитудах ВЧК.

Далее проанализируем связь вынужденных ВЧК и тангенциальных составляющих сил контактного взаимодействия (рис. 4).

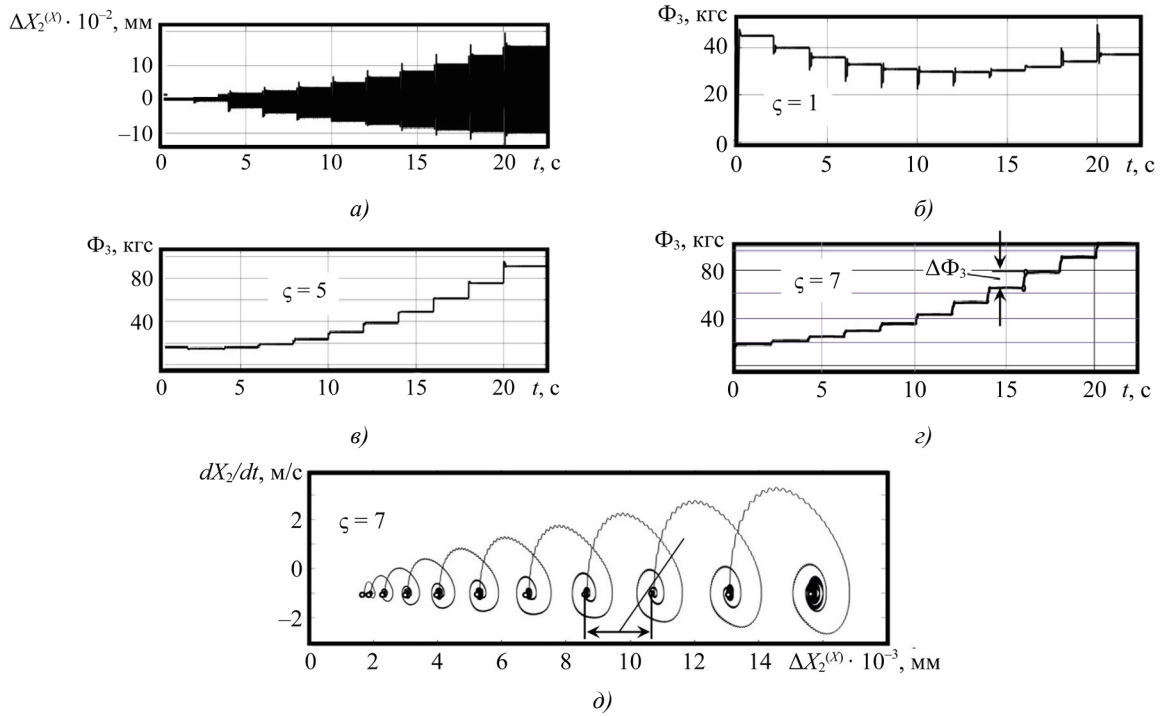


Рис. 4. Пример влияния вынужденных ВЧК на тангенциальные составляющие сил контактного взаимодействия: а — траектории вынужденных колебаний; б — траектория Φ_3 при $\zeta = 1$; в — траектория Φ_3 при $\zeta = 5$; г — траектория Φ_3 при $\zeta = 7$; д — пример фазовой траектории деформаций инструмента с учетом вибрационных возмущений

Изменение амплитуды ВЧК $\Delta X_2^{(X)}$ на рис. 4 а задавалось двумя кусочно-постоянными функциями с длительностью каждой ступени $\Delta t_{step} = 2$ с:

- для интервала $t \in [0; 8]$ изменение амплитуды первой функции задавалось от 0 до $1,5 \cdot 10^{-2}$ мм для $t \in [0; 8]$ с шагом $0,5 \cdot 10^{-2}$ мм;
- для интервала $t \in (8; 22]$ изменение амплитуды второй функции задавалось от $2 \cdot 10^{-2}$ мм до $14 \cdot 10^{-2}$ мм с шагом $2 \cdot 10^{-2}$ мм.

Стрелками на рис. 4 г, д обозначены приращение сил $\Delta \Phi_3$ при росте амплитуды ВЧК и соответствующее ему смещение точки равновесия системы в фазовой плоскости.

На рис. 4 д — пример фазовой траектории $X_2 - dX_2/dt$, соответствующей изменению силы на рис. 4 г. Переходные процессы обусловлены скачком амплитуды. Точка равновесия ΔX_2^* смещается, т.к. колебания влияют на $\hat{\rho}$ и $\hat{\Phi}$.

Согласно [10], основные механизмы износа меняются по мере увеличения V_3 (увеличение МНПЭ). При малой V_3 наблюдается абразивный и адгезионно-усталостный износ, а при увеличении V_3 — диффузионный и окислительный износ. Минимуму интенсивности соответствует переход от адгезионно-усталостного к диффузионно-окислительному износу. При возбуждении колебаний формирование МНПЭ в контакте усложняется, однако интенсивность износа можно также оценивать по МНПЭ.

Уточним понятия интенсивности $v^{(L)} = dw/dL$ и скорости $v^{(t)} = dw/dt$ износа. Величину износа по задней грани принято рассматривать как приведенную ширину ленточки износа w в мм, которая определяется высотой эквивалентного прямоугольника следа от износа на задней грани. Эквивалентность — равенство площадей, поэтому:

$$v^{(L)} = v^{(t)} (V_p)^{-1}, \quad (19)$$

где $v^{(L)}$ безразмерная величина.

В диапазоне скоростей 0,7–3 м/с зависимость $v^{(L)}(N)$ хорошо аппроксимируется выражением:

$$v^{(L)}(t) = \alpha^w \left\{ 1,8 + \beta^{(w)} [N(t) - 600]^2 \right\}. \quad (20)$$

Здесь $\alpha^{(w)}$ — безразмерная величина; $\beta^{(w)}$ — параметр размерности Вт^2 . При обработке жаропрочных сталей $\alpha^{(w)} = (0,9 - 1,1) \cdot 10^{-7}$. За счет колебаний N становится функцией времени $N(t)$ со взаимосвязанными периодической и постоянной составляющими. Все физические взаимодействия — инерционные, то есть их проявление также зависит от частоты. Поэтому для оценки $N(t)$ имеет смысл ввести значения $\hat{N}^{(X_2)}(\Delta X_2 \Omega_0)$, $\hat{N}^{(X_3)}(\Delta X_3 \Omega_0)$ в зависимости от направления колебаний. Для этого удобно воспользоваться оператором скользящего среднего для (20):

$$\hat{N}^{(X_i)}(\Delta X_2 \Omega_0) = \frac{\alpha^{(w)}}{T^{(X_i)}} \int_{t-T^{X_2}}^t \left\{ 1,8 + \beta^{(w)} [N(\xi) - 600]^2 \right\} d\xi, \quad i = 2, 3. \quad (21)$$

Время усреднения удобно рассматривать кратным периоду $(\Omega_0)^{-1}$. Проанализируем изменение МНПЭ в зависимости от амплитуды колебаний при $\Omega_0 = 10$ кГц. Рассмотрим ее изменение в зависимости от амплитуды ВЧК в направлениях X_2 (рис. 5 а) и X_3 (рис. 5 б).

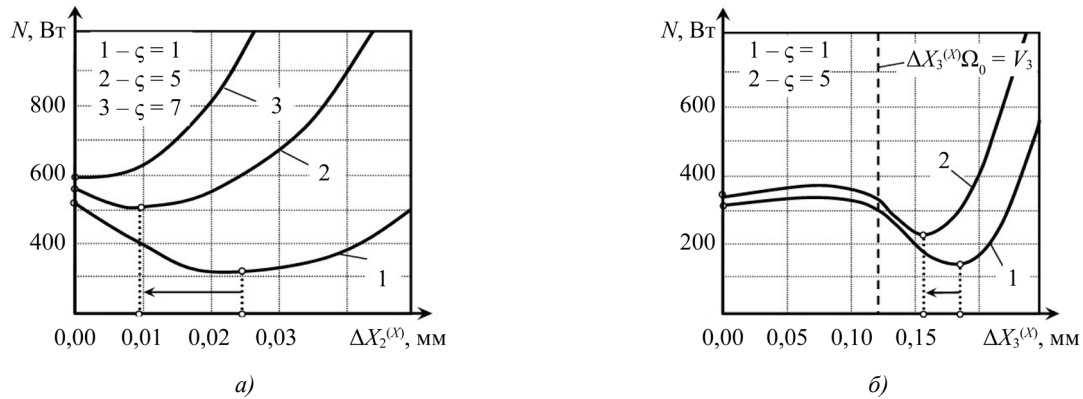


Рис. 5. Влияние колебаний на N : а — изменение N в зависимости от амплитуды в направлении X_2 ; б — изменение N в зависимости от амплитуды в направлении X_3

Мы видим амплитуды ВЧК, при которых МНПЭ принимает минимальное значение, причем минимум зависит от степени изношенности пластины ζ .

На рис. 6 а показаны изменения $v^{(L)}$ в зависимости от МНПЭ без дополнительных колебаний.

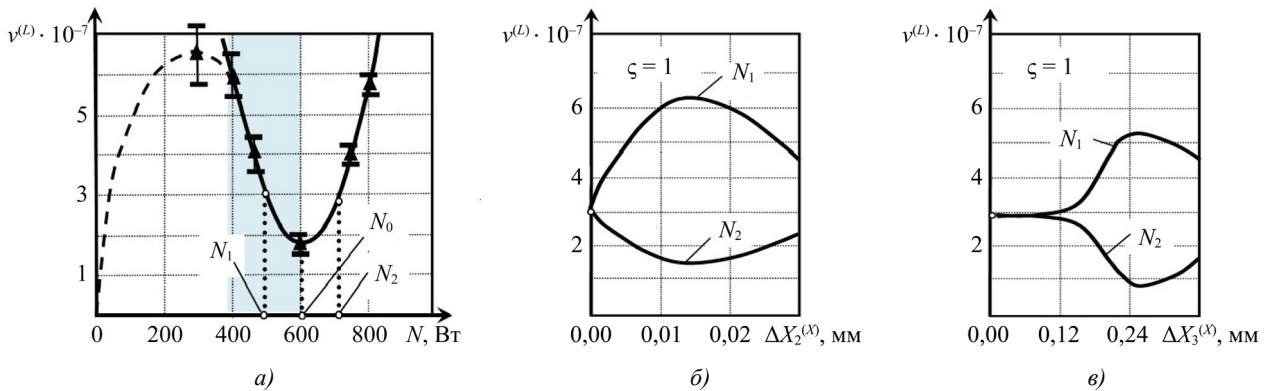


Рис. 6. Пример изменения $v^{(L)}$ для скоростей резания 1 м/с и 1,4 м/с (N_1 и N_2 соответственно): а — траектория $v^{(L)}$ без дополнительных колебаний; б — в направлении X_2 ; в — в направлении X_3

Так как рассматривается резание без вибраций, то $V_p = const$. Силы на задней грани оценивались методом экстраполяции сил на нулевую толщину среза. Зависимость $v^{(L)}(N)$ (рис. 6 а) имеет три выраженных участка: на двух мощность нарастает (незатонированная зона), на одном уменьшается (затонированная зона). Мощность N оценивалась на стадии, когда износ не превышает $w = 0,2$ мм. Черные треугольники — это экспериментальные точки, каждая из которых получена на основе определения математического ожидания по экспериментам. Отметим, что для каждой точки проводили минимум пять опытов. Для определения мощности в Вт воспользовались известным соотношением $1 \text{ кг} \cdot \text{м}/\text{с} = 9,81 \text{ Вт}$.

Экспериментальные данные по влиянию УЗК на износ резцов визуализируются на рис. 7.

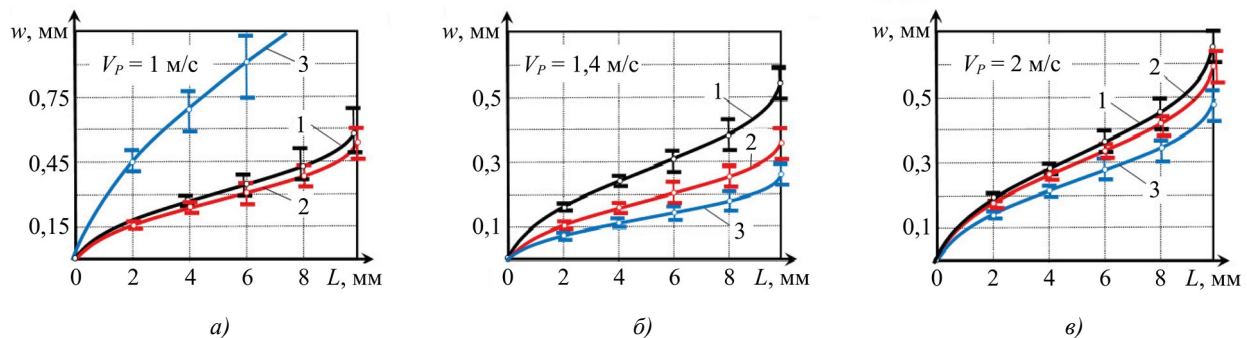


Рис. 7. Зависимость стойкости инструмента от амплитуды колебательных смещений в направлении подачи: а — при скорости резания 1 м/с, б — при скорости резания 1,4 м/с; в — в тангенциальном направлении при скорости резания 2 м/с. Здесь 1 — $\Delta X_i^{(X)} = 0$; 2 — $\Delta X_i^{(X)} = 5 \text{ мкм}$; 3 — $\Delta X_i^{(X)} = 10 \text{ мкм}$, $i = 2, 3$

Изменение износа по пути резания L — это путь вершины инструмента по заготовке на каждом обороте ее окружности. Для каждой точки характеристик износа приведены их математические ожидания и дисперсии относительно математических ожиданий (представлены вертикальными отрезками). На рис. 7 значению w в каждой точке соответствует не менее пяти экспериментов.

Обсуждение. Моделирование позволило выяснить, что непропорциональное возрастание импульса сил меняется в зависимости от заднего угла α . При малых углах (больших ζ) быстрое нарастание наблюдается уже при малых амплитудах ВЧК. На рис. 3 а, в, з выражено ограничение дополнительных сил резания относительно нуля. Причина — нелинейная зависимость сил резания от значения заднего угла инструмента модели (7). Это экспонента, которая учитывает физическое ограничение на безотрывное движение инструмента вдоль детали. Поэтому дополнительные силы строго положительные. Кривые на рис. 3 в, з демонстрируют асимметрию фронта и спада импульса сил, что также объясняется экспоненциальной зависимостью в (7). Если дополнительные колебания отсутствуют, значение силы определяется экспонентой $\exp[\zeta(v - v^*)] = 1$. Периодические движения относительно этой точки приводят к изменениям формы импульсов дополнительных сил согласно движению от участка экспоненты с высокой скоростью ее приращения (фронт импульса Φ_2 на рис. 3 в, з) к более пологому (спад импульса Φ_2 на рис. 3 в, з). Малые вариации колебаний относительно этой точки приводят к вариациям Φ_2 , которые в силу малых отклонений от точки равновесия можно рассматривать в линейном приближении. Тогда связь между колебаниями и силами остается линейной, а изменение дополнительных сил близко к гармонической форме (рис. 3 б).

По мере увеличения амплитуды проявляются нелинейные свойства воздействия колебаний силы на заднюю грань инструмента. Нелинейные взаимодействия вызывают смещение проинтегрированных по периоду колебаний Φ_2 , что показано пунктиром на рис. 3 б, в, з. Чем больше амплитуда колебаний, тем больше проявляется постоянная составляющая сил, которая смещает точку равновесия системы (для случая рис. 3 б — 8 кгс, рис. 3 в — 22 кгс, рис. 3 з — 50 кгс). Кроме того, с повышением амплитуды колебаний всплески сил по форме приближаются к дельтообразным функциям, что с учетом влияния сил на текущее значение мощности необратимых преобразований энергии приводит к всплескам производства тепла и усиливает износ инструмента.

Отметим два эффекта при увеличении амплитуды моделируемых ВЧК.

Во-первых, колебания формируют в зоне резания циклически напряженное состояние, перераспределяющее постоянные и циклические силы. Это приводит к уменьшению эффективных значений $\bar{\rho}$, следовательно, \bar{F}_0 . От этой силы зависят упругие деформации в области, прилегающей к зоне стружкообразования. В области контакта задней грани наблюдается упругое восстановление. В результате формируются силы $k_\phi \bar{F}_0$, величина которых зависит от $\bar{\rho}$.

Во-вторых, изменениям амплитуды ВЧК соответствуют изменения значений дополнительных сил Φ_3 по направлению резания. Графики сил приведены для различной крутизны наклона задней грани инструмента ζ с учетом изменения текущих колебательных скоростей, что фактически определяет степень сближения поверхности инструмента с заготовкой или, например, степень ее износа. С увеличением амплитуды ВЧК задняя грань инструмента сближается с заготовкой, поэтому растет Φ_3 (рис. 4 б, в, з). Однако при $\zeta = 1$ виден эффект минимизации силы с $\Phi_3 = 42$ кгс до $\Phi_3 = 30$ кгс при возрастании амплитуды $\Delta X_2^{(X)}$ (рис. 4 б). Согласно (18б) это говорит о существовании таких амплитуд ВЧК, при которых минимизируется мощность $N(t)$ в зоне резания. Этот эффект при $\zeta = 5$ слабо выражен и смещен влево, в сторону влияния малых амплитуд ВЧК. В данном случае заметно малое изменение силы с $\Phi_3 = 19$ кгс до $\Phi_3 = 17$ кгс (рис. 4 в). При $\zeta = 7$ этот эффект исчезает (рис. 4 з), и Φ_3 растет вслед за амплитудой ВЧК до $\Phi_3 = 103$ кгс. Приращение сил $\Delta\Phi_3$ пропорционально каждому новому значению амплитуды возмущений (рис. 4 з).

Таким образом, по мере увеличения износа уменьшается оптимальное значение амплитуды ВЧК, способное минимизировать значение дополнительных сил резания по задней грани инструмента, а следовательно, и мощность необратимых преобразований энергии в зоне резания.

Исследование позволило определить и визуализировать амплитуды ВЧК, при которых МНПЭ принимает минимальное значение, причем этот минимум зависит от параметра ζ , т. е. от степени изношенности пластины. Так, при возмущении системы ВЧК по направлению V_2 для $\zeta = 1$ оптимальной амплитудой будет $\Delta X_2^{(X)} = 0,025$ мм. При таком значении минимизируется выделяемая мощность в зоне резания (рис. 5 а). При $\zeta = 5$ оптимум смещается по направлению стрелки на графиках, минимум траектории мощности 2 приходится на $\Delta X_2^{(X)} \approx 0,01$ мм, а затем вырождается при $\zeta = 7$. Тогда даже малым дополнительным колебаниям соответствует увеличение МНПЭ. Отмеченные выше эффекты нивелируются, если частота ВЧК превышает частоту среза динамической подсистемы процесса резания, которая определяется параметром $T^{(0)}$.

Описанные эффекты нивелируются при колебаниях $\Delta V_3^{(X)} \sin(\Omega_0 t)$ в направлении V_3 , из-за которых инструмент отклоняется от направления $A - B$ (рис. 5 б). Это выглядит как проекция, определяемая отношением V_2/V_3 (рис. 2 б). Здесь справа от пунктирной линии ($V_3 \langle \Delta X_3 \Omega_0$) наблюдается разрыв контакта инструмента и зоны резания. Он формирует циклически напряженное состояние, которое обусловлено периодическим прерыванием резания. Поэтому эффективные силы и МНПЭ уменьшаются практически в два раза для траектории при $\zeta = 1$ от $N = 300$ Вт до $N = 144$ Вт, а при $\zeta = 5$ — от $N = 320$ Вт до $N = 210$ Вт. Кроме того, при малых скоростях сближаются задние грани инструмента и заготовки. Так образуются дополнительные силы, действующие на заднюю грань. В результате возникает эффект, аналогичный влиянию циркуляционных сил, благодаря которым формируются круговые траектории движения вершины инструмента.

В работе детально рассматриваются примеры изменения $v^{(L)}$ в зависимости от амплитуды для двух скоростей ($V_P = 1$ м/с, $V_P = 1,4$ м/с) и соответствующих им МНПЭ (N_1, N_2) (рис. 6 б, в). Точке $N_0 = 600$ Вт соответствует скорость $V_P^{(0)} = 1,2$ м/с, на которой $v^{(L)}$ без дополнительных колебаний минимальна. Точка $N_0 = 600$ Вт находится в диапазоне скоростей 0,7–3 м/с. Ей соответствует оптимальная температура резания. Эффективность влияния колебаний зависит от V_P , направления колебаний и от всей динамической системы резания, включая заготовку. Диапазон, в котором обнаруживаются эти эффекты, ограничен частотами 15–20 кГц.

Заметно противоречивое влияние УЗК в направлении V_2 для скоростей $V_P = 1$ м/с и $V_P = 1,4$ м/с (рис. 7 а, б) при одинаковом пути резания. На рис. 7 а фиксируется случай крайне незначительного уменьшения максимального значения износа инструмента по задней грани. С введением УЗК $\Delta X_2^{(X)} = 5$ мкм сокращение этого показателя ограничивается 0,075 мм и уменьшается с $w = 0,575$ мм (кривая 1) до $w = 0,5$ мм (кривая 2). Увеличение амплитуды УЗК в два раза ($\Delta X_2^{(X)} = 10$ мкм, рис. 7 а) приводит к интенсификации износа, и его максимальное значение возрастает до $w = 1,05$ мм (кривая 3).

Здесь, начиная с определенной амплитуды, при увеличении УЗК интенсифицируются всплески сил резания по задней грани $\Phi_2(t)$. В связи с этим согласно (18) увеличивается выделяемая энергия в данной области и усиливается износ инструмента. Аналогичный эффект получили при численных экспериментах для $\Phi_2(t)$ (рис. 3 б, в, г).

Итак, в случае введения УЗК по направлению подачи именно от скорости резания принципиально зависит, насколько эффективно колебания снижают износ инструмента. Значение V_P изначально может быть близко к оптимальному значению МНПЭ N_0 (рис. 6 а), малые ее вариации в зоне резания будут усиливать тепловыделение и, соответственно, износ. При введении УЗК минимум интенсивности износа смещается в сторону увеличения V_P (рис. 7 б), а максимальное значение износа уменьшается с $w = 0,55$ мм (кривая 1) до $w = 0,35$ мм (кривая 2) при введении УЗК с амплитудой $\Delta X_2^{(X)} = 5$ мкм и до $w = 0,26$ мм (кривая 3) при амплитуде $\Delta X_2^{(X)} = 10$ мкм. Это связано со снижением циклических составляющих сил резания.

Данные рис. 7 в позволяют утверждать, что при $V_P = 2$ м/с от УЗК практически не зависит интенсивность износа инструмента по направлению скорости резания. Это объясняется ограниченными возможностями варьирования амплитуды УЗК при эксперименте. В наших условиях достижимая амплитуда колебательных смещений не превышает 10–15 мкм, а в случае большой скорости резания влияние УЗК на интенсивность износа будет меньше из-за малых относительных вариаций колебательной скорости к скорости резания.

Задание малых скоростей резания справедливо для некоторых типов обработки. Если, например, речь идет о жаропрочных сталях, то введение УЗК более заметно минимизирует интенсивность износа инструмента. Поэтому для эффективного использования вибрационного возмущения необходимо принимать во внимание амплитуду колебаний УЗК в процессе резания. Для выбора оптимального соотношения амплитуды УЗК и скорости колебательных смещений инструмента важен анализ его движения.

На рис. 7 в значение скорости резания находится в зоне малого изменения МНПЭ, то есть слева от пунктирной линии, как показано на рис. 5 б. Уменьшение максимального значения износа на рис. 7 в с $w = 0,65$ мм (кривая 1) до $w = 0,6$ мм (кривая 2) достигается при $\Delta X_3^{(X)} = 5$ мкм. Амплитуда $\Delta X_3^{(X)} = 10$ мкм позволяет снизить износ до $w = 0,48$ мм.

Итак, методами численного моделирования и экспериментами установлено, что колебания по оси X_2 смещают оптимум скорости V_P , при которой минимизируется интенсивность износа, в сторону увеличения скорости резания (рис. 6 б, в). Отметим, что для случая N_1 (рис. 6 б) скорость V_P ниже оптимальной скорости резания $V_P^{(0)} = 1,2$ м/с без колебаний. В этом случае с увеличением амплитуды $\Delta X_2^{(X)}$ при скорости V_P дополнительные колебания, как правило, увеличивают интенсивность износа. Для случая N_2 $V_P \rangle V_P^{(0)}$ и по мере возрастания амплитуды дополнительных колебаний наблюдается экстремум, в котором интенсивность износа минимизируется.

Общая картина изменения интенсивности износа от параметров колебаний, полученная на основе численного моделирования, качественно совпадает с экспериментальными результатами исследования влияния УЗК на износ (рис. 7). При увеличении амплитуды оптимум зависит не только от технологических режимов, но и от исходной геометрии инструмента, например от его заднего угла. Оптимум смещается по мере развития износа. В определенный момент экстремум нивелируется, и тогда введение дополнительных колебаний не повысит износостойкость ни при каких параметрах процесса.

При возбуждении дополнительных колебаний в направлении скорости резания ситуация меняется. Здесь экстремум амплитуды колебательной скорости наблюдается лишь в низкоскоростном диапазоне. При УЗК существование оптимальной амплитуды в направлении скорости резания ограничено скоростью резания 0,3–0,5 м/с.

Снижение интенсивности износа зависит от всех основных параметров ДСР. Здесь прежде всего следует назвать элементы матриц жесткости и обобщенные массы. Кроме того, стоит учитывать параметры динамической связи, эффективные значения которых сами зависят от колебаний. Дополнительные колебания от ультразвуковой акустической системы (например, в направлении подачи) за счет реакции со стороны процесса резания изменяют не только пространственную ориентацию, но и размах. Формируемые при этом фазовые сдвиги между колебаниями различных направлений зависят от амплитуды. Они обусловлены особенностями взаимовлияния колебаний на силы и сил — на деформации. Поэтому, например, невозможно ориентировать дополнительные колебания по направлению проектируемой скорости резания (направление A — B на рис. 2).

Таким образом, дополнительные ВЧК даже малой амплитуды всегда вызывают периодические изменения сближения задней грани инструмента и заготовки. Этим объясняется первая тенденция — повышение интенсивности износа при увеличении амплитуды. Вторая тенденция обусловлена возникновением циклически напряженного состояния в зонах первичной и вторичной деформации. Как следствие, в зоне контакта задней грани и заготовки уменьшаются силы и МНПЭ. Эти две противоположные тенденции определяют зависимость интенсивности износа от амплитуды колебаний. Дополнительно отметим, что оптимальная амплитуда во всех случаях в конкретной системе меняется по мере развития износа, так как этот процесс трансформирует геометрию задней грани инструмента.

Заключение. Итоги научных изысканий, представленные в данной статье, отличаются от результатов опубликованных исследований, посвященных влиянию вибраций на интенсивность изнашивания инструмента. Автор показывает изменение износа режущих инструментов в зависимости от высокочастотных колебаний с новой точки зрения — через связь мощности необратимых преобразований энергии в конкретной локации, а именно в области контакта заготовки и задней грани инструмента. Ранее в литературе износ рассматривался в масштабе всего процесса резания.

В ходе работы реализованы перечисленные ниже задачи.

1. Показано, что ВЧК с разной эффективностью влияют на интенсивность износа инструмента. Результат зависит от геометрии инструмента, его текущего износа, скорости резания и параметров динамической модели системы резания.

2. Аналитически обоснованы закономерности, связывающие ВЧК с интенсивностью износа инструмента.

3. Описано использование численной модели ДСР как основы гибридных систем динамического мониторинга износа.

4. Представлены экспериментальные результаты, подтверждающие противоречивое влияние увеличения амплитуды УЗК для разных скоростных диапазонов.

Предложенный подход позволяет объяснить изменение свойств системы в низкочастотной и среднечастотной областях в зависимости от амплитуды ВЧК. Вводимые в зону резания ВЧК можно рассматривать как фактор управления:

- износом инструмента;
- динамическими свойствами системы резания.

Адекватность результатов моделирования ограничена зоной интенсификации износа инструмента, в которой возрастает влияние случайных процессов на динамику системы и, соответственно, значительно снижается оценка точности модели.

Требуют дополнительного исследования условия, при которых амплитуда колебательных смещений выше 10–15 мкм. Кроме того, необходимо раскрыть внутрисистемные физические процессы молекулярно-механического износа, включающие физику взаимодействий в целом. Перспективное направление разработанных моделей — их интеграция в системы диагностики износа инструмента на основе гибридных архитектур машинного обучения. Такой подход позволит при моделировании ДСР точнее прогнозировать изменения состояния режущего инструмента.

Список литературы / References

1. Shaojian Zhang, Sandy Suet To, Guoqing Zhang, Zhiwei Zhu. A Review of Machine-Tool Vibration and Its Influence upon Surface Generation in Ultra-Precision Machining. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. 2015;91:34–42. <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2015.01.005>
2. Aman Ullah, Tzu-Chi Chan, Shinn-Liang Chang. Current Trends in Vibration Control and Computational Optimization for CNC Machine Tools: A Comprehensive Review. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 2025;139(11):5409–5444. <https://doi.org/10.1007/s00170-025-16238-8>
3. Кудинов В.А. *Динамика станков*. Москва: Машиностроение; 1967. 359 с.
Kudinov VA. *Machine Tool Dynamics*. Moscow: Mashinostroenie; 1967. 359 p. (In Russ.)
4. Tobias SA, Fishwick W. Theory of Regenerative Machine Tool Chatter. *The Engineer*. 1958;205(7):199–203. URL: <https://vibration.fr/images/stories/Documents/1erePresentationLobesTobias.pdf> (дата обращения: 10.11.2025).
5. Vela-Martínez L, Jáuregui-Correa J-C, González-Brambila O, Herrera-Ruiz G, Lozano-Guzmán A. Modeling of Machining Processes for Predictive Analysis of Self-excited Vibrations. *Ingeniería Mecánica, Tecnología y Desarrollo*. 2008;3(2):1–9. URL: <https://scielo.org.mx/pdf/imtd/v3n1/v3n1a2.pdf> (дата обращения: 10.11.2025).
6. Zakovorotny VL, Lukyanov AD, Gubanova AA, Hristoforova VV. Bifurcation of Stationary Manifolds Formed in the Neighborhood of the Equilibrium in a Dynamic System of Cutting. *Journal of Sound and Vibration*. 2016;368:174–190. <https://doi.org/10.1016/j.jsv.2016.01.020>
7. Caixu Yue, Haining Gao, Xianli Liu, Steven Y Liang, Lihui Wang. A Review of Chatter Vibration Research in Milling. *Chinese Journal of Aeronautics*. 2019;32(2):215–242. <https://doi.org/10.1016/j.cja.2018.11.007>
8. Gousskov AM, Gousskov MA, Lorong Ph, Panovko G. Influence of Flank Face on the Condition of Chatter Self-excitation during Turning. *International Journal of Machining and Machinability of Materials*. 2017;19:17–40. <https://doi.org/10.1504/IJMMM.2017.081186>
9. Zakovorotny V. Bifurcations in the Dynamic System of the Mechanic Processing in Metal-Cutting Tools. *WSEAS Transactions on Applied and Theoretical Mechanics*. 2015;10:102–116. URL: <https://www.wseas.org/multimedia/journals/mechanics/2015/a225811-099.pdf> (дата обращения: 10.11.2025).
10. Заковоротный В.Л., Гвинджилия В.Е. *Основы системно-синергетического анализа и синтеза управления процессом обработки на металлорежущих станках*. Монография. Санкт-Петербург: Лань; 2025. 436 с.
Zakovorotny VL, Gvindjilia VE. *Fundamentals of System-Synergetic Analysis and Synthesis of Process Control on Metal-Cutting Machines*. Saint Petersburg: Lan'; 2025. 436 p. (In Russ.)
11. Altintas Y, Eynian M, Onozuka H. Chatter stability of machining operations. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*. 2020;142(11):110801. <https://doi.org/10.1115/1.4047391>
12. Sujuan Wang, Tao Zhang, Wenping Deng, Zhanwen Sun, Sandy To. Analytical Modeling and Prediction of Cutting Forces in Orthogonal Turning: A Review. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 2022;119(3):1407–1434. <https://doi.org/10.1007/s00170-021-08114-y>
13. Rusinek R, Wiercigroch M, Wahi P. Modelling of Frictional Chatter in Metal Cutting. *International Journal of Mechanical Sciences*. 2014;89:167–176. <https://doi.org/10.1016/j.ijmecsci.2014.08.020>
14. An-Hong Tian, Cheng-Biao Fu, Xiao-Yi Su, Her-Terng Yau. Lathe Tool Chatter Vibration Diagnostic Using General Regression Neural Network Based on Chua's Circuit and Fractional-order Lorenz Master/Slave Chaotic System. *Journal of Low Frequency Noise, Vibration and Active Control*. 2019;38(3/4):953–966. <https://doi.org/10.1177/1461348418815414>
15. Katiyar S, Muskan J, Narain RP, Singh S, Shrivastava Y. A Short Review on Investigation and Suppression of Tool Chatter in Turning Operation. *Materials Today: Proceedings*. 2022;51(1):1206–1210. <https://doi.org/10.1016/j.matpr.2021.07.208>
16. An Wang, Baiyuan Zhou, Wuyin Jin. Dynamics of the Regenerative Turning Chatter with Little Mass Eccentricity. *International Journal of Non-Linear Mechanics*. 2024;166:104851. <https://doi.org/10.1016/j.ijnonlinmec.2024.104851>
17. Forestier F, Gagnol V, Ray P, Paris H. Model-Based Cutting Prediction for a Self-vibratory Drilling Head-Spindle System. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. 2012;52(1):59–68. <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2011.09.001>
18. Pengfei Zhang, Dongbo Hong, Giovanni Totis, Federico Scalzo, Zengbin Yin, Liming Shu L, et al. Systematic Review of Cutting Force Measuring Systems in Machining: Principles, Design, Filtering Techniques and Applications. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. 2025;210:104308. <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2025.104308>
19. Xue-Bin Qin, Min Wan, Wei-Hong Zhang, Yun Yang. Chatter Suppression with Productivity Improvement by Scheduling a C^3 Continuous Feedrate to Match Spindle Speed Variation. *Mechanical Systems and Signal Processing*. 2023;188:110021. <https://doi.org/10.1016/j.ymsp.2022.110021>

20. Zakovorotny VL, Lukyanov AD. The Problems of Control of the Evolution of the Dynamic System Interacting with the Medium. *International Journal of Mechanical Engineering and Automation*. 2014;1(5):271–285. URL: https://www.researchgate.net/publication/293636021_The_Problems_of_Control_of_the_Evolution_of_the_Dynamic_System_Interacting_with_the_Medium (дата обращения: 10.11.2025).
21. Сергиев А.П., Владимиров А.А., Макаров А.В., Швачкин Е.Г. Физические основы процесса вибрационного резания при точении. *Вестник Белгородского государственного технологического университета им. В.Г. Шухова*. 2017;(3):94–102. <https://doi.org/10.12737/24626>
- Sergiev AP, Vladimirov AA, Makarov AV, Shvachkin EG. Physical Fundamentals of the Vibratory Cutting Process in Turning. *Bulletin of Belgorod State Technological University named after V.G. Shukhov*. 2017;(3):94-102. (In Russ.)
22. Ghorbani S, Kopilov VV, Polushin NI, Rogov VA. Experimental and Analytical Research on Relationship between Tool Life and Vibration in Cutting Process. *Archives of Civil and Mechanical Engineering*. 2018;18(3):844–862. <https://doi.org/10.1016/j.acme.2018.01.007>
23. Canbin Zhang, Xiaoliang Liang, Chi Fai Cheung, Chunjin Wang, Benjamin Bulla. Theoretical and Experimental Investigation of Ultrasonic Cutting Kinematics and Its Effect on Chip Formation and Surface Generation in High-Frequency Ultrasonic Vibration-assisted Diamond Cutting. *Journal of Materials Research and Technology*. 2024;30:5662–5676. <https://doi.org/10.1016/j.jmrt.2024.04.266>
24. Qingliao He, Yun He, Xin Wang, Biao Zhao, Wenfeng Din. Effects of Longitudinal-Torsional Ultrasonic Vibration on the Tool Wear Characteristics and Performance in Side Milling of GH4169 Superalloy. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 2025;140:3171–3184. <https://doi.org/10.1007/s00170-025-16490-y>
25. Renke Kang, Shenghao Chao, Jiansong Sun, Jinchuan Luan, Zhigang Dong, Yidan Wang. Study on the Cutting Performance of Ultrasonic-assisted Turning for Cast Superalloy K4169. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 2025;137:1089–1102. <https://doi.org/10.1007/s00170-025-15216-4>
26. Zhaojie Yuan, Daohui Xiang, Peicheng Peng, Zhiqiang Zhang, Binghao Li, Mingyang Ma, et al. A Comprehensive Review of Advances in Ultrasonic Vibration Machining on SiCp/Al Composites. *Journal of Materials Research and Technology*. 2023;24:6665–6698. <https://doi.org/10.1016/j.jmrt.2023.04.245>
27. Асташев В.К., Андрианов Н.А., Крупенин В.Л. Об авторезонансном ультразвуковом резании материалов. *Вестник научно-технического развития*. 2017;(1(113)):3–16.
- Astashev VK, Andrianov NA, Krupenin VL. On Autoresonant Ultrasonic Cutting Materials. *Bulletin of Scientific and Technical Development*. 2017;(1(113)):3–16.
28. Агапов С.И., Киракосян К.А., Аржуханов Р.И., Новикова Л.А. Использование ультразвуковых колебаний при точении. *Известия Волгоградского государственного технического университета*. 2022;267(8):7–9. <https://doi.org/10.35211/1990-5297-2022-8-267-7-9>
- Agapov SI, Kirakosyan KA, Arzhukhanov RI, Novikova LA. The Use of Ultrasonic Vibrations in Turning. *Izvestia VSTU*. 2022;267(8):7–9. <https://doi.org/10.35211/1990-5297-2022-8-267-7-9>
29. Гуле Г., Санап С., Чинчаникар С. Точение стали AISI 52100 с наложением ультразвуковых колебаний: сравнительная оценка и моделирование с использованием анализа размерностей. *Обработка металлов: технология, оборудование, инструменты*. 2023;25(4):136–150. <https://doi.org/10.17212/1994-6309-2023-25.4-136-150>
- Ghule G, Sanap S, Chinchanikar S. Ultrasonic Vibration-Assisted Hard Turning of AISI 52100 Steel: Comparative Evaluation and Modeling Using Dimensional Analysis. *Metal Working and Material Science*. 2023;25(4):136–150. <https://doi.org/10.17212/1994-6309-2023-25.4-136-150>
30. Агапов С.И., Ткаченко И.Г. Определение оптимальной амплитуды и направления ультразвуковых колебаний при зубодолблении мелкозубчатых колес. *Вестник машиностроения*. 2010;(2):48–50.
- Agapov SI, Tkachenko IG. Determining the Optimal Amplitudes and Directions of Ultrasound Vibrations in Cutting Small-Module Gears. *Russian Engineering Research*. 2010;30(2):141–143. <https://doi.org/10.3103/S1068798X10020103>
31. Astakhov VP, Outeiro J. Importance of Temperature in Metal Cutting and Its Proper Measurement/Modeling. In book: Davim J. (ed) *Measurement in Machining and Tribology*. Cham: Springer; 2018. P. 1–47. URL: https://link.springer.com/chapter/10.1007/978-3-030-03822-9_1 (дата обращения: 07.12.2025).
32. Astakhov VP, Xinran Xiao. The Principle of Minimum Strain Energy to Fracture of the Work Material and Its Application in Modern Cutting Technologies. In book: *Metal Cutting Technologies. Progress and Current Trends*. Munich: De Gruyter Oldenbourg; 2016. P. 1–35. URL: <https://clck.ru/3SWbzm> (дата обращения: 07.12.2025).
33. Lyubimiy N.S., Chetverikov B.S., Gerasimov M.D., Bytsenko M.V., Pol'shin A.A., Mal'tsev A.K. Experimental Study and Modeling of Thermal Response in Turning a 3.5 mm Thick Shell of Metal Composite System. *Advanced Engineering Research (Rostov-on-Don)*. 2026;26(1):2250. <https://doi.org/10.23947/2687-1653-2026-26-1-2250>

34. Тавстыук А.А., Лютов А.Г., Коуров Г.Н. Применение удельных энергетических параметров при оптимизации и управлении процессом резания. *СТИН. Станки. Инструмент*. 2014;(2):29–34.

Tavstyuk AA, Lyutov AG, Kourou GN. Application of Specific Energy Parameters in Optimization and Control of the Cutting Process. *STIN*. 2014;(2):29–34. (In Russ.)

35. Янов Е.С., Антонычев С.В., Анцев А.В., Воротилин М.С., Минаков Е.И. Исследование способов контроля состояния фрезерных станков на основе анализа вибрационных характеристик. *Известия высших учебных заведений. Поволжский регион. Технические науки*. 2024;(3(71)):157–166. <https://doi.org/10.21685/2072-3059-2024-3-14>

Yanov ES, Antonychev SV, Antsev AV, Vorotilin MS, Minakov EI. Studying Methods for Controlling the Condition of Milling Machines Based on the Analysis of Vibration Characteristics. *University Proceedings. Volga Region. Engineering Sciences*. 2024;(3(71)):157–166. <https://doi.org/10.21685/2072-3059-2024-3-14>

36. Yuqing Zhou, Wei Xue. Review of Tool Condition Monitoring Methods in Milling Processes. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 2018;96:2509–2523. <https://doi.org/10.1007/s00170-018-1768-5>

37. Xuchen Hou, Wei Xia, Xianli Liu, Caixu Yue, Xiao Zhang, Dingfeng Yan. Research on Milling Cutter Wear Monitoring Based on Self-learning Feature Boundary Model. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 2024;135(3):1789–1807. <https://doi.org/10.1007/s00170-024-14532-5>

38. Козочкин М.П., Сабиров Ф.С., Селезнев А.Е. Виброакустический мониторинг лезвийной обработки заготовок из закаленной стали. *Вестник МГТУ «Станкин»*. 2018;(1(44)):23–30.

Kozochkin MP, Sabirov FS, Seleznev AE. Vibroacoustic Monitoring of Cutting Edge Machining of Hardened Steel. *Vestnik MSTU “Stankin”*. 2018;44(1):23–30.

39. Заковоротный В.Л., Гвинджилия В.Е. Системно-синергетический анализ и синтез управляемого процесса резания. *Наукоемкие технологии в машиностроении*. 2024;(9):3–13. <https://doi.org/10.30987/2223-4608-2024-3-13>

Zakovorotny VL, Gvindzhiliya VE. System-Synergetic Analysis and Synthesis of a Controlled Cutting Process. *Science Intensive Technologies in Mechanical Engineering*. 2024;(9):3–13. <https://doi.org/10.30987/2223-4608-2024-3-13>

40. Заковоротный В.Л., Гвинджилия В.Е. Влияние вибраций на геометрические характеристики детали при продольном точении. *Известия высших учебных заведений. Машиностроение*. 2024;(9(774)):52–71.

Zakovorotny VL, Gvindzhiliya VE. Influence of the Tool Vibration on the Part Surface in Longitudinal Turning. *Proceedings of Higher Educational Institutions. Machine Building*. 2024;(9(774)):52–71.

41. Zakovorotny VL, Gvindzhiliya VE. Influence of Spindle Wobble in a Lathe on the Tool’s Deformational-Displacement Trajectory. *Russian Engineering Research*. 2018;38(8):623–631. <https://doi.org/10.3103/S1068798X1808018X>

42. Blekhman I, Blekhman LI, Vaisberg LA, Vasilkov VB. Energy and Frequency Ripple in Devices with Inertial Excitation of Oscillations. *Philosophical Transactions. Series A. Mathematical, Physical and Engineering Sciences*. 2021;379(2198):20200233. <https://doi.org/10.1098/rsta.2020.0233>

43. Боголюбов Н.Н., Митропольский Ю.А. *Асимптотические методы в теории нелинейных колебаний*. Москва: Наука; 1974. 503 с.

Bogolyubov NN, Mitropolsky YuA. *Asymptotic Methods in the Theory of Nonlinear Oscillations*. Moscow: Nauka; 1974. 503 p. (In Russ.)

44. Зорев Н.Н. *Вопросы механики процесса резания металлов*. Москва: Машгиз; 1956. 368 с. Zorev NN. *Questions of the Mechanics of Metal Cutting Processes*. Moscow: Mashgiz; 1956. 368 p. (In Russ.)

45. Заковоротный В.Л., Фам Д.Т., Нгуен С.Т., Рыжкин М.Н. Моделирование динамической связи, формируемой процессом точения, в задачах динамики процесса резания (скоростная связь). *Вестник Донского государственного технического университета*. 2011;11(2):137–146. URL: <https://www.vestnik-donstu.ru/jour/article/view/702/701> (дата обращения: 07.12.2025).

Zakovorotny VL, Pham Dinh Tung, Chiem Nguyen Xuan, Ryzhkin MN. Dynamic Coupling Modeling Formed by Turning in Cutting Dynamics Problems (Velocity Coupling). *Vestnik of Don State Technical University*. 2011;11(2):137–146. URL: <https://www.vestnik-donstu.ru/jour/article/view/702/701> (accessed: 07.12.2025).

46. Заковоротный В.Л., Фам Д.Т., Нгуен С.Т., Рыжкин М.Н. Моделирование динамической связи, формируемой процессом точения, в задачах динамики процесса резания (позиционная связь). *Вестник Донского государственного технического университета*. 2011;11(3):301–311. URL: <https://www.vestnik-donstu.ru/jour/article/view/725/724> (дата обращения: 07.12.2025).

Zakovorotny VL, Pham Dinh Tung, Chiem Nguyen Xuan, Ryzhkin MN. Dynamic Coupling Modeling Formed by Turning in Cutting Dynamics Problems (Positional Coupling). *Vestnik of Don State Technical University*. 2011;11(3):301–311. URL: <https://www.vestnik-donstu.ru/jour/article/view/725/724> (accessed: 07.12.2025).

47. Заковоротный В.Л., Гвинджилия В.Е. Изучение отображения вибрационных возмущений в геометрии формируемой резанием поверхности при точении. *Обработка металлов (технология, оборудование, инструменты)*. 2024;26(2):107–126. <https://doi.org/10.17212/1994-6309-2024-26.2-107-126>

Zakovorotny VL, Gvindzhiliya VE. The Study of Vibration Disturbance Mapping in the Geometry of the Surface Formed by Turning. *Metal Working and Material Science*. 2024;26(2):107–126. <https://doi.org/10.17212/1994-6309-2024-26.2-107-126>

Об авторе:

Валерия Енвериевна Гвинджилия, кандидат технических наук, старший преподаватель кафедры «Автоматизация производственных процессов» Донского государственного технического университета (344003, Российская Федерация, г. Ростов-на-Дону, пл. Гагарина, 1), [SPIN-код](#), [ORCID](#), [ScopusID](#), [ResearcherID](#), vgvindjiliya@donstu.ru

Конфликт интересов: автор заявляет об отсутствии конфликта интересов.

Автор прочитал и одобрил окончательный вариант рукописи.

About the Author:

Valery Y. Gvindjiliya, Cand.Sci. (Eng.), Senior Lecturer of the Automation of Production Processes Department, Don State Technical University (1, Gagarin Sq., Rostov-on-Don, 344003, Russian Federation), [SPIN-code](#), [ORCID](#), [ScopusID](#), [ResearcherID](#), vgvindjiliya@donstu.ru

Conflict of Interest Statement: the author declares no conflict of interest.

The author has read and approved the final manuscript.

Поступила в редакцию / Received 08.12.2025

Поступила после рецензирования / Reviewed 12.01.2026

Принята к публикации / Accepted 26.01.2026