

УДК 534.1:621.9.025

Ю. П. Ракунов, к.т.н., доц., В. В. Абрамов, д.т.н., проф., А. Ю. Ракунов, инженер
НИУ Московский государственный строительный университет, Россия
Тел.: +7 (916) 810-71-26; E-mail: Rakunov1991@mail.ru

ФИЗИЧЕСКАЯ ТЕРМОМЕХАНИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ И ПРИЧИННО-СЛЕДСТВЕННАЯ СВЯЗЬ ВОЗНИКНОВЕНИЯ И РАЗВИТИЯ АВТОКОЛЕБАНИЙ ПРИ РЕЗАНИИ МЕТАЛЛОВ УНИФИЦИРОВАННЫМ ИНСТРУМЕНТОМ

В статье рассматривается модель возбуждения автоколебаний при резании металлов унифицированным инструментом, в которой потеря устойчивости состояния упругой технологической системы резания с постоянной скоростью происходит в результате тепловыделения в зоне резания из-за зависимости механических характеристик обрабатываемого и инструментального материалов от температуры. Рассматривается влияние скорости резания на основные характеристики процесса при чистовом точении стали У8А резцом унифицированным наружным и утверждается, что при оптимальной скорости резания, соответствующей оптимальной температуре в зоне резания, достигаются надёжные условия с точки зрения отсутствия автоколебаний или достижения их оптимального уровня. Рассмотрение связей между тепловыми и механическими процессами при резании позволяет выдвигать гипотезу о термомеханической природе автоколебаний при лезвийной обработке. Решается вопрос о механизме возникновения падающей характеристике силы резания. Находятся условия самовозбуждения колебаний при резании металлов.

Ключевые слова: термомеханическая модель, оптимальная температура, скорость резания, унифицированный режущий инструмент, режимы оптимального резания, интенсивность автоколебаний.

Y. P. Rakunov, V. V. Abramov, A. Y. Rakunov

PHYSICAL THERMOMECHANICAL MODEL AND CAUSAL RELATIONSHIP OF ORIGIN AND DEVELOPMENT OF AUTO-OSCILLATIONS WHEN CUTTING METALS WITH A UNIFIED TOOL

The article considers a model of excitation of self-oscillations when cutting metals with a unified tool, in which the loss of stability of the state of an elastic technological cutting system at a constant speed occurs as a result of heat release in the cutting zone due to the dependence of the mechanical characteristics of the processed and tool materials on temperature. The influence of cutting speed on the main characteristics of the process during finishing turning of U8A steel with a unified external cutter is considered and it is stated that at the optimal cutting speed corresponding to the optimal temperature in the cutting zone, optimal conditions are achieved in terms of the absence of self-oscillations or the achievement of their optimal level. Consideration of the relationship between thermal and mechanical processes during cutting allows us to put forward a hypothesis about the thermomechanical nature of self-oscillations during blade processing. The question of the physical mechanism of occurrence of the falling characteristic of the cutting force is being solved. The conditions for self-excitation of vibrations during metal cutting are found.

Keywords: thermomechanical model, optimal temperature, cutting speed, unified cutting tool, optimal cutting modes, intensity of self-oscillations.

1. Введение

Процесс резания при обработке деталей летательных и космических аппаратов (ЛиКА), в частности двигателей летательных аппаратов (ДЛА), часто сопровождаются интенсивными автоколебаниями (вибрациями), которые являются одним из главных препятствий для повышения технико - экономических показателей обработки, достижения требуемой точности и высокого качества обработанных поверхностей. Это связано с высокой динамической напряжённостью процесса резания, характерной для обработки нержавеющей и жаропрочных сталей и сплавов, титановых сплавов и других труднообрабатываемых материалов (ТОМ) [1-4]. Кроме того, детали ДЛА и ЛиКА с целью снижения их веса зачастую выполняются довольно ажурными и сложными по

форме. В результате при их обработке обычно не удаётся обеспечить достаточную жёсткость и виброустойчивость системы ЗИПС (заготовка – инструмент – приспособление – станок), особенно при использовании импортного режущего инструмента с СМП [5-9].

2. Основное содержание и результаты работы

Особенно такое положение характерно при использовании режущего инструмента (РИ) - токарного (РИТ) и фрезерного (РИФ) с недостаточно жёсткими способами крепления, например центральными винтами, сменных многогранных неперетачиваемых пластин (СМП) с повышенными радиусами округления ρ режущих кромок и недостаточными передними углами γ режущего клина. Это приводит к их интенсивным вибрациям и, как следствие, к снижению стойкости и надёжности РИ, ухудшению качества обработанных поверхностей и прочностных характеристик деталей. Основными причинами возникновения и развития автоколебаний элементов доминирующей колебательной системы ЗИПС при обработке резанием, по *мнению исследователей* [1–4,8-13], являются: 1) нелинейная зависимость силы резания от толщины и ширины среза, изменения которых вызваны относительными виброперемещениями заготовки и РИ, а также влиянием волнообразного следа, оставляемого на поверхности резания режущим клином РИ - радиусом округления режущей кромки ρ , передним углом γ и задним α ; 2) регенерация колебаний при обработке «по следу», оставленному радиусом ρ РИ на поверхности резания от предыдущего прохода (технологическая наследственность); 3) «падающая» характеристика силы трения на гранях режущего клина, т.е. снижение силы с увеличением скорости резания V ; 4) периодические изменения радиуса ρ , переднего γ и заднего угла α РИ при колебаниях технологической системы, что характерно. В современных работах [8-14,17] учитываются некоторые причины возникновения, возбуждения и развития автоколебаний и делаются попытки качественно и количественно оценить фазовые портреты и амплитуды колебаний по вертикальной Z и поперечной Y оси при продольном и поперечном точении и фрезеровании цилиндрическими и концевыми фрезами. Так, в работах [8,9] на основе расчётно-теоретического анализа автоколебаний разработана расчётная схема динамической системы расточной консольной оправки, которая включает две доминирующие системы: систему заготовки (заготовка, шпиндель, пиноль) и систему инструмента (резец с расточной оправкой). Однако, на расчётной схеме динамической системы расточной оправки [9] не указаны:

– размеры - длины обрабатываемой поверхности и расточной оправки, а также её диаметр;

– вылет режущего элемента (РЭ) из оправки, его геометрические параметры и способ крепления его в оправке; - инструментальный материал (ИМ) указан – ВК8;

– режимы резания экспериментальных опытов или расчётные величины в системе Matlab (солверы ode 113 и dde23), использованные при расчёте.

Скорость резания $V \ll V_o$ [7]. Некоторые исследователи [8-10] одной из основных причин возникновения и развития автоколебаний элементов технологических систем при обработке резанием («по мнению большинства исследователей») указывают «наличие фазового сдвига во времени τ между силой резания и толщиной среза (т. н. «фазовая характеристика силы резания»): «... работа силы резания при её отставании от виброперемещения, а следовательно, и от изменения толщины среза “как бы сообщаем” дополнительные импульсы при каждом цикле колебаний до тех пор, пока работа силы резания не компенсируется работой сил сопротивления, - устанавливаются стабильные автоколебания с постоянной амплитудой и частотой, определяемых упруго-жёсткостными характеристиками самой колебательной системы». При таком подходе к

процессу резания, возникновению и развитию автоколебаний **нарушается причинно-следственная связь** между входными параметрами (скоростью резания, подачей, колебаниям толщины и ширины – площади среза, свойствами ОМ, материалом и геометрией РИ), промежуточными (углом сдвига – скалывания Φ , коэффициентом усадки стружки ξ , коэффициентом внешнего и внутреннего трения) и выходными: силой резания, фазовым сдвигом силы резания $\tau = t_o$, соответственно, амплитудой и частотой колебаний системы ЗИПС. **Истинная причинно-следственная связь прослеживается (доказывается физико-математически) в работе [11].**

Ясный физический смысл запаздывания прослеживается в явлении возбуждения автоколебаний, связанном с так называемой обработкой «по следу» [12,13]. В этом случае сила резания зависит от следа (технологической наследственности), оставленного инструментом на предыдущем проходе, и, оказывается запаздывающей или на время $\tau = t_o = 2\pi/nz$ (n – число оборотов изделия или инструмента в секунду; z – число режущих кромок РИФ), одного оборота изделия при токарной обработке ($z = 1$), или на время между проходами двух смежных режущих кромок многолезвийного РИФ.

В работах [3,4,8-13] были получены постоянные запаздывания для различных материалов и видов обработки. При наличии такого вида запаздывания дифференциальное уравнение колебаний резца относительно равновесного состояния описывается уравнением:

$$mx + bx + cx = -Kx(t - t_o), \quad (1)$$

где: K – коэффициент пропорциональности; t_o – время запаздывания силы резания от перемещения x резца. На рис.1 - простейшая модель упругой системы станка.

Отыскивая решение уравнения (1) вида $x(t) = ae^{pt}$, получим характеристическое уравнение:

$$mp^2 + bp + c = -Ke^{-pt_o} \quad (2)$$

Условием возникновения колебательной неустойчивости равновесного состояния является наличие пары мнимых корней $p = \pm j\omega$ уравнения (2). Подставляя в (2) $p = j\omega$, используя формулу Эйлера $e^{j\omega t_o} = \cos \omega t_o - j \sin \omega t_o$ и разделяя в полученном равенстве действительные и мнимые части, найдём: $c - m\omega^2 = K \cos \omega t_o$, $b\omega = K \sin \omega t_o$. (3)

Физический смысл полученных соотношений очевиден: на частоте автоколебаний, удовлетворяющим равенством (3), упругие, инерционные и диссипативные силы в колебательной системе полностью уравниваются силой возбуждения, определяемое правой частью уравнения (1). Равенство (3) можно рассматривать как параметрические уравнения границы Д – разбиения, разделяющей области устойчивого и неустойчивого положения равновесия в плоскости параметров K и t_o . Для удобства построения границ Д – разбиения уравнения (3) приведём к безразмерному виду:

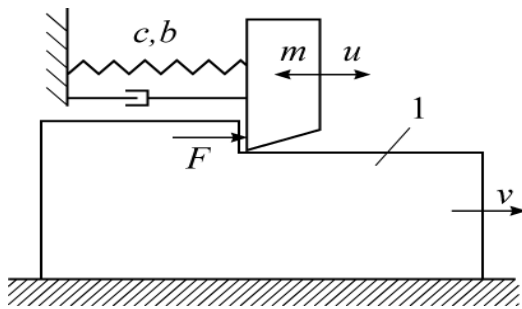
$$k = \sqrt{(1 - \xi^2)^2 + (\eta\xi)^2}, \quad \tau_o = \frac{1}{\xi} \left(\arcsin \frac{\eta\xi}{k} + 2\pi \right), \quad i = 0, 1, 2, \dots$$

$$\text{где: } k = K/c, \quad \xi = \omega/\omega_o, \quad \omega_o = \sqrt{c/m}, \quad \eta = b/\sqrt{cm}.$$

На рис. 2 показаны границы Д-разбиения при $i = 0$. Штриховкой отмечена область устойчивого равновесного состояния. Видно, что при заданной величина запаздывания возможно самовозбуждение колебаний определенной частоты, причём при величине запаздывания

$$\tau_o = \omega_o t_o = \frac{\pi}{2} (1 - 4i)$$

возбуждения колебаний с собственной частотой $\omega = \omega_o (\xi - 1)$ происходит при минимальном значении коэффициента $k = \eta$, при ($K = b\omega_o$).



1 – обрабатываемое изделие движется, скорость v

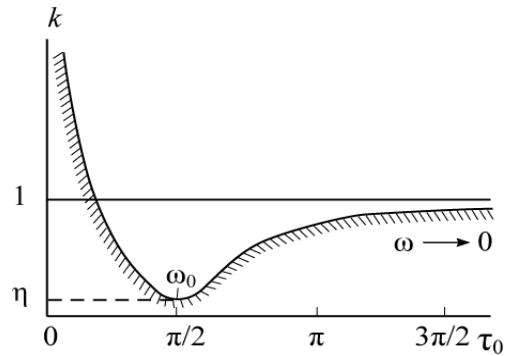


Рисунок 2. Границы Д-разбиения при $i = 0$.

Рисунок 1. Модель упругой системы станка: при $i = 0$.

m - масса резца; c - коэффициент жёсткости;
 b - коэффициент вязкого сопротивления;
 F - сила резания; u - координата резца

В работах [3,4] были проведены эксперименты по определению величины запаздывания, но, к сожалению, физическое объяснение этого явления не приводится. Попытаемся сделать это, записав динамическую характеристику силы резания

$$F(x, x') = kx + \beta x' \tag{4}$$

где k, β – эквивалентные коэффициенты упругих и диссипативных сил при резании.

Предположим, что сила резания возникает в результате гармонических колебаний $x(t) = ae^{j\omega t}$ и является запаздывающей на величину t_0 функцией времени, т.е. описывается уравнением:

$$f(t) = F[x(t), x'(t) = Kx(t - t_0)] \tag{5}$$

В результате из соотношений (4), (5) с учётом характера рассматриваемых движений получаем:

$$k + j\omega\beta = Ke^{-j\omega t_0} = K(\cos \omega t_0 - j \sin \omega t_0), \tag{6}$$

из которого после разделения действительных и мнимых частей находим:

$$k = K \cos \omega t_0, \quad \omega\beta = -K \sin \omega t_0.$$

Из уравнения (3) следует, что $K \sin \omega t_0 \geq 0$. Поэтому выполнение второго соотношения (6) возможно только при $\beta < 0$, т. е. при отрицательной диссипации. Таким образом, наблюдаемое **запаздывание** силы от деформации является **не причиной, а следствием** возбуждения автоколебаний при падающей характеристике силы резания F . Нерешённым оставался вопрос о физическом механизме возникновения падающей характеристики F .

Рассмотрим влияние скорости резания V на основные характеристики процесса резания: продольную усадку стружки ξ , уширение прирезцовой стороны стружки ξ_B , ширину s контакта стружки с передней поверхностью резца, силы резания P_x, P_y, P_z , микротвёрдость H_3 прирезцовой стороны стружки, микротвёрдость H_4 стружки, измененную в поперечном сечении, среднюю температуру контакта Θ , относительный износ резца $h_{оз}$, период стойкости T , длину пути резания L , высоту микронеровностей обработанной поверхности R_z . Исследования выполнены при чистовом ($t = 0,5$ мм; $S=0,14$

мм/об) точении деталей из стали У8А (НВ 220) резцом унифицированным наружным (РУН) с режущим элементом (РЭ) стержневым Ø5 мм из сплава Т15К6 (рис. 3, 3а).

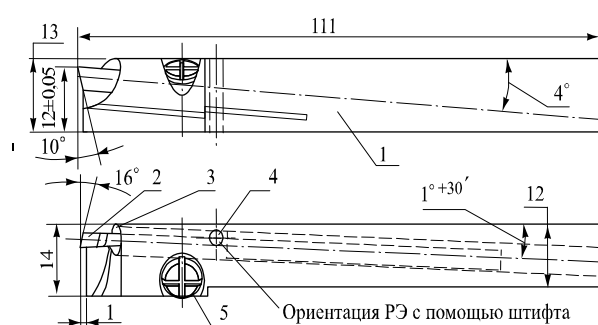
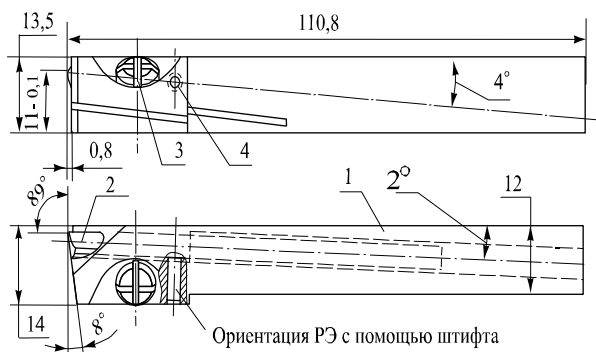


Рисунок 3. Резец унифицированный наружный (РУН) левый радиусной и отрезной (РУКО): РЭ составной Ø5 мм

Рисунок 3а. Резец унифицированный канавочный режущий элемент (РЭ) стержневой Ø5 мм с канавкой из твёрдого сплава Т15К6 (или любого ИМ).

При работе на низкой скорости резания ($V = 30 \dots 40$ м/мин) образуется нарост. Срывы нароста хорошо просматриваются на микрошлифе продольного сечения стружки [7,14].

Срывы нароста на прирезцовую сторону стружки происходят через (1,5÷2,2) мс (450–600 раз в секунду и являются причиной возбуждения автоколебаний). При повышении V от 30 до 60 м/мин, наблюдается повышение средней температуры контакта Θ от 400 до 600°C и исчезновение нароста. При работе на $V = 60$ м/мин кривая $h_{O3} = f(V)$ имеет горизонтальные участки, что является следствием дискретного характера износа с периодическим отделением и переносом отдельных частиц твёрдого сплава (т/с) [7,14]. При $V \leq 60$ м/мин за счёт уменьшения фактического переднего угла γ (в связи с постепенным исчезновением нароста) увеличивается усадка стружки, повышаются микротвёрдость H_4 основного сечения стружки и сила резания P_z (см. рис 4).

Микротвёрдость H_3 прирезцового слоя, характеризующая вторичную деформацию стружки на передней поверхности РК и являющаяся результатом тормозящего действия силы трения стружки о переднюю поверхность, при этом снижается, что связано с уменьшением ширины контакта стружки и коэффициенты внешнего трения по передней поверхности [14]. Несмотря на увеличение S , P_z , H_4 и постоянство отношения твёрдостей H_1/H_2 поверхностей контакта ОМ и ИМ [7] при переходе от $V = 30$ м/мин к $V = 60$ м/мин наблюдается снижение интенсивности износа УРИ. Это может быть объяснено снижением коэффициентов трения на поверхностях УРИ, исчезновением нароста и уменьшением адгезионных явлений на поверхностях контакта. Подтверждением служат данные об уменьшении ширины с контактом стружки с передней поверхностью РК, а также вторичной пластической деформации прирезцового слоя стружкой S_1 .

Таким образом, исчезновение нароста вследствие повышения V и Θ резания снижает интенсивность износа РИ – h_{O3} , а не наоборот, как считают некоторые исследователи, говоря о «защитной» роли нароста [7,14].

При повышении V в диапазоне 60÷230 м/мин средняя температура контакта повышается от 600 до $\Theta_0 = 1000^\circ\text{C}$. Такое повышение V и Θ приводит к уменьшению усадки стружки, сил резания и уширения прирезковой стороны стружки. Твёрдость основного сечения стружки и её прирезкового слоя при этом также снижается. Продолжает снижаться и ширина C контакта стружки с передней поверхности РК. Понижение характеристик ξ , ξ_b , c , c_1 , P_z , H_3 и H_4 свидетельствует об уменьшении коэффициентов трения на поверхностях РК, что способствует снижению интенсивности адгезионного износа h_{03} .

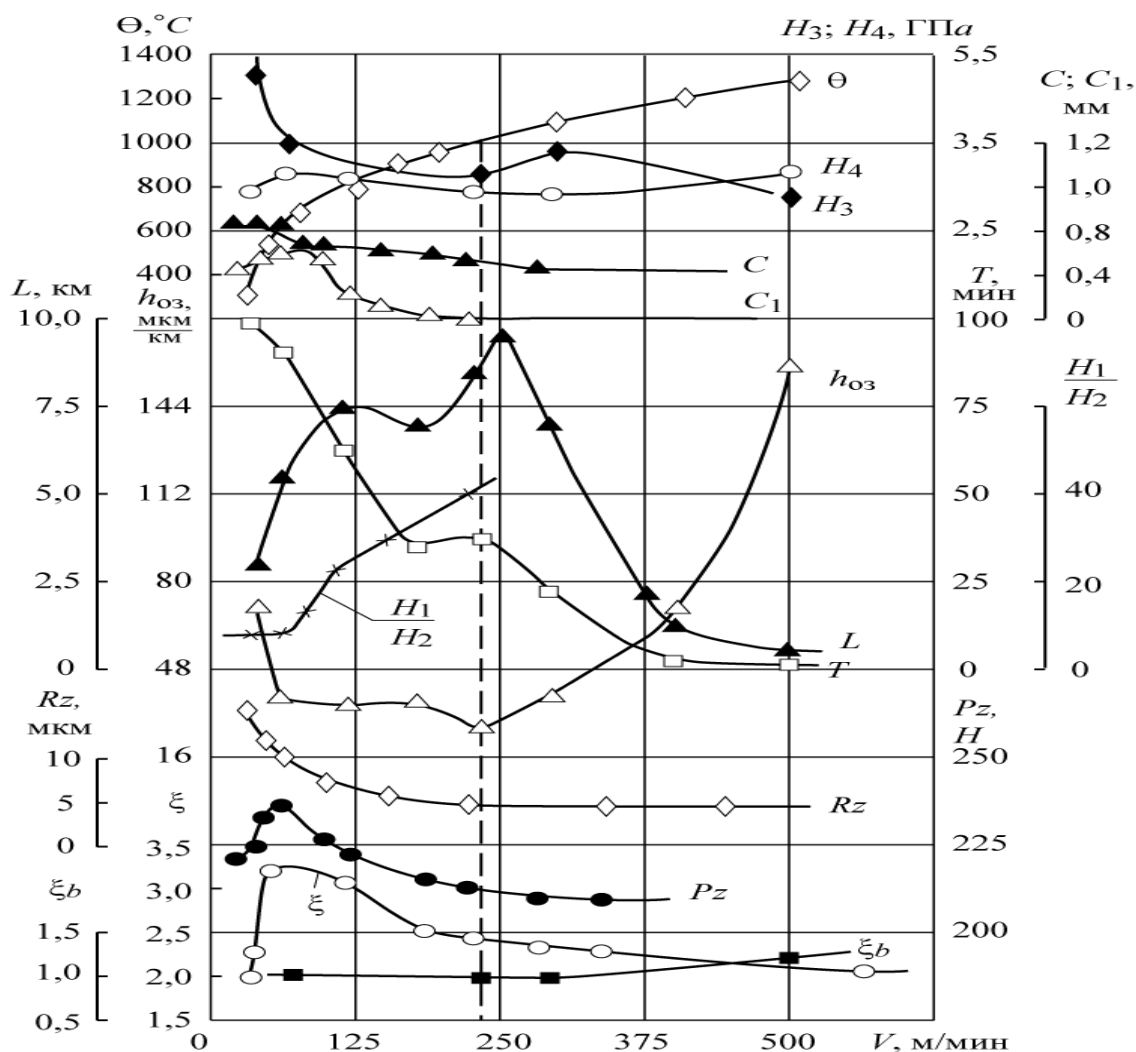


Рисунок 4. Влияние V на основные характеристики процесса резания при чистовом точении стали У8А резцом унифицированным наружным (РУН): РЭ стержневой $\varnothing 5$ мм с радиусной канавкой ($t = 0,5$ мм; $S = 0,14$ мм/об)

На величину h_{03} также действует и резкое понижение отношения H_1/H_2 с повышением температуры Θ . Таким образом повышение V от 60 до 230 м/мин снижает h_{03} и увеличивает длину пути резания L ; высота неровностей – шероховатость обработанной поверхности – снижается. Эта сопровождается уменьшением и амплитуды вибраций в системе [14-17].

В диапазоне $V = 230 \div 300$ м/мин усадка и уширение прирезцовой стороны стружки, силы резания, микротвёрдость основного сечения стружки H_3 , ширина застойной зоны и ширина C практически стабилизируются, а микротвёрдость прирезцовой стороны стружки H_3 повышается. Также возрастает Θ от 1000 до 1100°C и незначительно повышается интенсивность износа h_{03} (см. рис. 4).

Повышение Θ должно приводить к дальнейшему увеличению отношения H_1/H_2 . Следовательно, повышение h_{03} в данном случае не может быть отнесено за счёт усиления явлений адгезии. Основными причинами возрастания h_{03} являются интенсификация диффузии между материалами заготовки и УРИ, а также усиление разрушительного влияния окислительных процессов [7,14]. Дальнейшее повышение V от 300 до 500 м/мин приводит к значительному увеличению Θ (от 1110 до 1300°C). Теплота, возникающая в результате трения стружки о переднюю поверхность, при $V = 500$ м/мин концентрируется в прирезцовом слое, который вследствие этого переходит в пластическое состояние. Это приводит к повышению уширения прирезцовой стороны стружки ξ_B и снижению её микротвёрдости H_3 , в то время, как микротвёрдость H_4 основного сечения стружки повышается. Это свидетельствует о том, что рекристаллизационные процессы успевают произойти лишь в тонком прирезцовом слое стружки, тогда как основное её сечение этими процессами не охвачено [7,14,17,18].

Микротвёрдость по сечению стружки равномерная, т.к. является следствием постоянства деформаций и напряжений по сечению. Минимальная микротвёрдость $H_3 = f(V)$ при оптимальной $V_0 = 230$ м/мин является следствием того, что сила и коэффициент трения на передней поверхности при этом минимальны. Таким образом, при точении заготовок из стали У8А на оптимальной V_0 интенсивность износа РИ – h_{03} минимальна, а путь резания L – максимален и составляет 7126 м (при скорости резания $V_m = 250$ м/мин).

При достижении оптимальной скорости резания V_0 наступает стабилизация усадки стружки ξ , а также зависимость от неё фазового сдвига силы резания (запаздывание силы от деформации $\tau = -1 + 2,6\xi$) [10,13].

Также стабилизируется сила резания P_z и шероховатость обработанной поверхности R_z . Зависимости $\xi = f(V)$ и $P_z = f(V)$ максимальны при температуре $\Theta = 600^\circ\text{C}$. В интервале $V = 30 \div 230$ м/мин микротвёрдость основного сечения стружки H_4 изменяется идентично усадке стружки ξ . Микротвёрдость в прирезцовом слое стружки изменяется идентично коэффициенту трения стружки о переднюю поверхность резца при изменении скорости от 30 до 250 м/мин. При скорости $V = 500$ м/мин ($\Theta = 1300^\circ\text{C}$ в прирезцовом слое стружки) происходит рекристаллизация, и микротвёрдость H_3 этого слоя ниже микротвёрдости H_4 стружки в поперечном сечении (см. рис. 4).

На основании вышеизложенного можно заключить, что кроме традиционных методов снижения интенсивности автоколебаний за счёт увеличения жёсткости (особенно при растачивании) и демпфирующей способности технологической системы ЗИПС, существует весьма мощный и мобильный фактор, с помощью которого можно кардинально изменить амплитуду автоколебаний A (см. рис. 5: поперечное точение резцом унифицированным канавочным из сплава ВК8, рис.3а: $\gamma = 4^\circ$, $\alpha = 12^\circ$, на режимах: $S = 0,15$ мм/об; $b = 2$ мм;). Этим фактором является **оптимальная скорость резания V_0** , соответствующая оптимальной температуре Θ_0 в зоне резания. Значения оптимальных Θ_0 , соответствующих наименьшей интенсивности износа УРИ, почти совпадают с температурами провала пластичности металлов [7,19]. Интенсивность износа УРИ при повышении S изменяется аналогично коэффициенту трения по задней поверхности РК. Оптимальным температурам резания Θ_0 соответствуют минимальные значе-

ния нормальных контактных напряжений на задней поверхности РК, максимальные глубины повторного резания, минимальные R_z обработанной поверхности (см. рис. 4 и 5). Так, $V_o=100$ м/мин для стали X15H5Д2Т; $V_o = 120$ м/мин для стали 12X18H9Т; $V_o=240$ м/мин для стали 45; $V_o= 60$ м/мин для ВТ9. Для всех ОМ на рис. 5 амплитуды колебаний находятся в оптимальном диапазоне ($A= 10...18$ мкм).

Повышение толщины срезаемого слоя $a = S \sin \varphi$ при сохранении постоянства Θ_0 приводит к снижению усадки стружки ξ , удельной работы стружкообразования Q_c , касательных напряжений q_F , q_F и среднего коэффициента трения μ по передней поверхности. Нормальное и касательное напряжения по задней поверхности в этом случае снижаются, а коэффициент трения по задней поверхности почти не изменяется. Такое влияние a на характеристики контактных процессов на поверхностях РК УРИ предопределяет и характер убывающей зависимости $h_{oz} = f(S)$, наблюдающейся при сохранении Θ_0 . Общая и размерная стойкость УРИ при повышении S при сохранении Θ_0 в большинстве случаев повышаются, т.к. наблюдаемое при повышении S снижение величин ξ , Q_c , q_F и μ резко облегчает условия резания. Работа на повышенных подачах при сохранении постоянства Θ_0 является важным резервом повышения производительности обработки, улучшения качества поверхностного слоя деталей и повышения стойкости УРИ.

Итак, мы подробно разобрали кинетику основных характеристик процесса резания при точении и раскрыли физический механизм падающей (убывающей кривой) силы резания от скорости резания после исчезновения нароста ($V > 60$ м/мин) для пары У8А – Т15К6 для режимов чистового резания РУН ($t = 0,5$ мм; $S = 0,14$ мм/об, (см. рис. 4).

Возникающие в процессе резания силы резания создаются главным образом за счёт пластической деформации срезаемого слоя материала заготовки и преодоления сил трения на рабочих поверхностях УРИ [7,16,18], причём силы трения напрямую зависят от сил пластического деформирования. Механическая энергия, затраченная на срезание стружки, преобразуется в тепловую энергию, которая приводит к нагреву зоны резания. Температура в зоне контакта резца и заготовки при тяжёлых условиях обработки может достигать 1000–1100° и более. При таком значительном повышении температуры в материале заготовки происходят структурные превращения и, как следствие, изменяются механические свойства ОМ: модуль упругости, предел текучести и предел прочности. Таким образом, механические и тепловые процессы, происходящие при резании, оказываются неразрывно связанными между собой и зависящими один от другого.

На рис. 6 представлен график зависимости некоторых механических характеристик низкоуглеродистой стали от температуры Θ [19]. Здесь E – модуль упругости, σ_B – предел прочности, σ_T – предел текучести, σ_P – предел пропорциональности. Из рис. 6 видно, что все характеристики имеют участки с ярко выраженной падающей зависимостью от Θ . Подобного рода зависимости характерны практически для всех ОМ резанием. Сила резания непосредственно зависит от механических характеристик и в первом приближении прямо пропорциональна пределу прочности ОМ [14,17-19]. Следовательно, сила резания так же имеет участки с падающей зависимостью от температуры.

Рассмотрение связей между тепловыми и механическими процессами при резании позволяет выдвинуть гипотезу о термомеханической природе автоколебаний при лезвийной обработке. Именно учёт уменьшения силы резания с ростом температуры позволяет вскрыть взаимосвязи, возникающие в процессе резания, и превращает систему «резец – заготовка» в систему с отрицательной диссипацией, т.е. автоколебательную. Физический механизм термомеханических автоколебаний действует следующим

образом. Любое случайное воздействие выводит систему «резец – заготовка» из равновесия и приводит к возникновению собственных колебаний технологической системы, вследствие которых изменяется скорость резания, а, следовательно, и работа силы резания, уровень тепловыделения и температура Θ в зоне контакта резца с заготовкой. Изменение температуры, влияя на механические характеристики ОМ, приводит к изменению силы резания. **Цикл замкнулся.** При определённых условиях за время цикла может произойти возрастание интенсивности колебаний, т. е. возбуждение автоколебаний с амплитудой A . Таким образом, **данная модель имеет все признаки автоколебательной системы** [20].

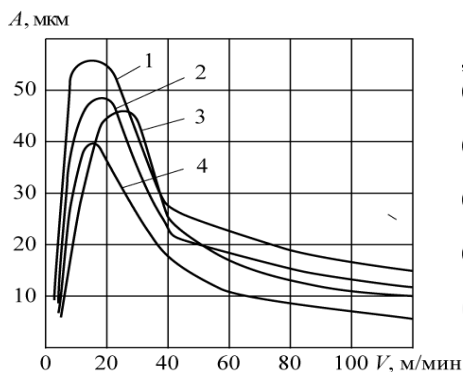


Рисунок 5. Зависимость амплитуды A от V : 1 - Сталь X15H5D2T; 2- Сталь 12X18H9T; 3 - Сталь 45; 4 - титановый сплав BT9

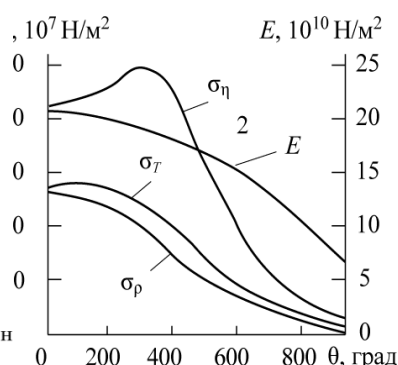


Рисунок 6. Зависимость механических свойств от Θ .

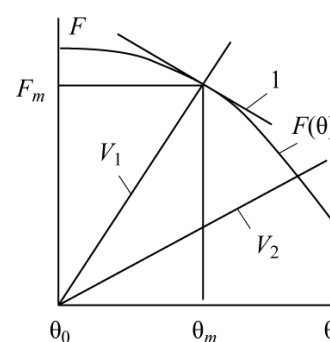


Рисунок 7. Графическое уравнения (10).

Рассмотрим динамическую модель упругой системы станка, представленную на рис. 1, в которой сила резания $F=F(\Theta)$ является известной монотонно убывающей функцией от температуры Θ в зоне резания. Уравнение колебаний резца принимает вид

$$m\ddot{u} + b\dot{u} + cu = F(\Theta). \tag{7}$$

Для расчёта температуры в зоне резания запишем уравнение энергетического баланса, связывающее изменение температуры в зоне резания с механической энергией, превращаемой в тепловую, и теплом, отдаваемым в окружающую среду

$$CM\dot{\Theta} + H(\Theta - \Theta_C) = F(\Theta) (v - \dot{u}), \tag{8}$$

где: Θ_C – температура окружающей среды; M – нагреваемая масса; C – удельная теплоёмкость; H – коэффициент теплоотдачи.

Система уравнений (7), (8) имеет частное решение, соответствующее установившемуся равновесному состоянию $\dot{u} = 0, \dot{\Theta} = 0$. Из уравнения (7) находим положение резца в равновесном состоянии

$$u_m = F_m/c, \tag{9}$$

где: $F_m = F(\Theta_m)$, а установившаяся температура Θ_m находится решением получаемого из (8) уравнения

$$F(\Theta) = (\Theta - \Theta_m)H/V \tag{10}$$

Пример графического решения уравнения (10) показан на рис. 7. Установившиеся значения температуры Θ_m и силы F_m резания определяются координатами точки пересечения кривой $F = F(\Theta)$ и прямой, определяемой правой частью уравнения (10) при заданном значении скорости резания v . Легко заметить, что при возрастании скорости резания (например, $V_2 > V_1$) температура в зоне резания растёт, а сила резания уменьшается. Таким образом, если построить зависимость силы резания от скорости, получим падающую характеристику силы резания, параметры которой в установившемся режиме зависят только от коэффициента H теплоотдачи.

Перейдём к оценке устойчивости найденного равновесного состояния. С этой целью введём новые координаты $x = u - u_m$ и $\vartheta = \Theta - \Theta_m$, описывающие малые отклонения координаты и температуры от полученных стационарных значений и проведём линеаризацию зависимости силы резания от температуры в окрестности этих значений

$$F(\Theta) = F(\Theta_m) + \chi(\Theta - \Theta_m) = F_m + \chi\vartheta,$$

где $\chi = \left. \frac{dF(\Theta)}{d\Theta} \right|_{\Theta=\Theta_m}$

Линеаризованная характеристика показана на рис. 7 прямой линией 2, касательной к кривой $F = F(\Theta)$ в точке с координатами Θ_m, F_m . В результате из уравнений (7) (8) с учётом равенств (9), (10), ограничиваясь величинами первого порядка малости, получим уравнения, описывающие малые колебания относительно положения равновесия

$$mx' + bx' + cx = \chi\vartheta, \quad CM\vartheta' + (H - v\vartheta) = -cu_mx'. \tag{11}$$

Из первого уравнения (11) находим:

$$\Theta = -\frac{1}{\chi} (mx' + bx' + cx), \quad \dot{\Theta} = -\frac{1}{\chi} (mx'' + bx'' + c'),$$

После подстановки этих величин во второе уравнение (11) получим следующее уравнение относительно x :

$$x''' + (2\pi + h - Gv)x'' + [\omega_0^2 + 2n(h - Gv) + G\omega_0^2 u_m]x' + (h - Gv)\omega_0^2 x = 0 \tag{12}$$

где $2n - \frac{b}{m}, \omega_0^2 = \frac{c}{m}, h = \frac{H}{CM}, G = \frac{\chi}{CM}$.

Запишем характеристическое уравнение

$$a_0 p^3 + a_1 p^2 + a_2 p + a_3 = 0, \tag{13}$$

где $a_0 = 1, a_1 = 2n + h - Gv; a_2 = \omega_0^2 + 2n(h - Gv) + G\omega_0^2 u_m, a_3 = (h - Gv)\omega_0^2$.

Согласно критериям Рауса-Гурвица для устойчивости системы, описываемой уравнением третьего порядка [20], кроме положительности коэффициентов характеристического уравнения (13) требуется выполнение условия $a_1 a_2 > a_0 a_3$, которое с учётом принятых обозначений принимает вид

$$(2n + h - Gv)[\omega_0^2 + 2n(h - Gv) + G\omega_0^2 u_m] > (h - Gv)\omega_0^2 \tag{14}$$

Прежде всего, нас интересует случай падающей характеристики силы резания (рис. 6), при котором производная $\chi < 0$ и, согласно принятым в (12) обозначениям, $G < 0$. В этом случае в уравнении (13) коэффициенты $a_1 > 0, a_3 > 0$, и для обеспечения устойчивости помимо условия (14) необходимо потребовать выполнения неравенства $a_2 > 0$. Легко показать, что это неравенство слабее условия (14). Действительно, если положить $a_2 = 0$, то левая часть неравенства (14) обращается в нуль и, следовательно, нера-

венство нарушается, т. е. имеет место потеря устойчивости и возбуждение автоколебаний. Таким образом, для оценки устойчивости и построения границы потери устойчивости достаточно использование неравенства (14). При отсутствии диссипации в колебательной системе, т.е. при $n = 0$, неравенство (14) нарушается и автоколебания возбуждаются при любом значении $G < 0$ (или $\chi < 0$). Аналогичное явление происходит и в системе с падающей характеристикой сухого трения (резание без СОЖ, твёрдое точение: обработка закалённых сталей).

3. Выводы и рекомендации.

Разработанная модель даёт наглядное качественное описание и понимание явления возбуждения термомеханических автоколебаний при лезвийной обработке. Рассмотренная модель построена при определённых предположениях. Предполагается, что нагрев при резании происходит равномерно в некотором объёме, обладающем массой M , а передача тепла в среду происходит через границу резкого перепада температур. Из исследований температурных процессов, сопровождающих резание металлов, известно, что зона наивысших температур действительно располагается в достаточно узкой окрестности контакта резца и заготовки, а изменение температур при отводе тепла в среду происходит с достаточно высоким градиентом. *Аналитическое решение уточнённой модели этого процесса едва ли возможно.* Поэтому для описания этого процесса и уточнения выяснения условий возникновения термомеханических колебаний в реальной системе необходимо формирование численной модели, учитывающей реальные условия контакта режущего инструмента и заготовки, характер теплоотвода в заготовку, резец и стружку [17,21,22].

Подобные исследования позволяют выявить неустойчивые режимы обработки ЛУРИ (любым лезвийным инструментом) для выбора РОР и оптимальных параметров процесса, обеспечивающих требуемое качество высокотехнологичных изделий и повышение производительности обработки на металлорежущих станках [15-18].

Технический отечественный прорыв в следующий технологический уклад возможен только посредством широкого использования типажей качественного ресурсосберегающего инструмента XXI века - УРИ (патенты РФ) в совокупности с первичной подсистемой многоуровневой базовой технологии (МБТ) машиностроения – отечественной разработкой, позволяющей осуществлять групповую технологию и поднять качество обработки, производительность и эффективность опытного, серийного многономенклатурного и массового производства [5-7,21,22].

ЛИТЕРАТУРА:

1. Дроздов, Н. А. К вопросу о вибрациях станка при токарной обработке / Н. А. Дроздов / Станки и инструмент. – 1937. – № 12. – С. 5–9.
2. Каширин, А. И. Исследование вибраций при резании металлов. – М.: АН СССР, 1944 – 282 с.
3. Эльясберг, М. Е. Об устойчивости процесса резания / М. Е. Эльясберг // Изв. АН СССР. ОТН, 1958. – № 9.
4. Эльясберг, М. Е. Автоколебания металлорежущих станков: Теория и практика / М. Е. Эльясберг. – СПб.: ОКБ станкостроения, 1993. – 180 с.
5. Патент РФ №2226453 Многократно перетачиваемый резец / Ракунов Ю. П., Хрульков В. А., Золотова Н. А., Тихонов Н. А. – Бюл. № 10, 2004.
6. Ракунов, Ю. П. Управление качеством токарной обработки высокоточных деталей машин. / Ю. П. Ракунов // Наукоёмкие технологии в машиностроении. – № 2. – 2013. – С. 36-48.

7. Макаров А.Д. Оптимизация процессов резания. М: Машиностроение, 1976. – 278 с.
8. Бурмистров, Е. В. Басыров М.Н., Гиниятуллин Р.Р. Фазовая характеристика силы резания и её роль в возникновении и развитии автоколебаний при точении нежестких деталей двигателей летательных аппаратов / Бурмистров Е.В., Басыров М.Н., Гиниятуллин Р. Р. // Вестник СГАУ. – 2008. – №3. – С. 36-43.
9. Зверев, Н. А. Виброустойчивость при растачивании отверстий в деталях из жаропрочных сталей / Зверев Н. А., Чжо У, Стебулянин М. М. // Вестник МГТУ «Станкин» – № 4(47). – 2018. – С. 30-36.
10. Авдонин Г.Т. Исследование технологических особенностей чистового точения при наличии автоколебаний. Дисс. к. т. н. - Куйбышев, 1983. -219 с.
11. Асташов, В. К. Термомеханическая модель возникновения автоколебаний при резании / Асташов В. К., Корендясев Г. К. // Проблемы машиностроения и надёжности машин. – 2012. – № 3. – С. 12-18.
12. Кудинов, В. А. Динамика станков. – М.: Машиностроение. 1967. – 360 с.
13. Жарков, И. Г. Вибрации при обработке лезвийным инструментом. – Л.: Машиностроение, 1987. – 184 с.
14. Грановский, Г. И. Резание металлов / Грановский Г. И., Грановский В. Г. – М.: Высшая школа, 1985. – 304 с.
15. Ракунов, Ю. П. Разработка САПР оптимальных групповых процессов токарной обработки на станках с ЧПУ / Ракунов Ю. П., Абрамов В. В. // Справочник. Инженерный журнал, приложение. – № 7. – 2015. – С. 1-29.
16. Ракунов, Ю. П. Номограммы выбора подач и скоростей резания исходя из требуемой шероховатости обработки и износа унифицированных резцов / Ракунов Ю. П., Абрамов В. В., Ракунов А. Ю. // Междунар. науч. журнал «Школа Науки». – № 11(22), Сентябрь. – 2019. – С. 7-12.
17. Андреев, В. Н. Инструмент для высокопроизводительного и экологически чистого резания / Андреев В. Н., Боровский Г. В., Боровский В. Г., Григорьев С. Н. // Серия «Библиотека инструментальщика». – М.: Машиностроение, 2010. 480 с.
18. Ракунов, Ю. П. Роль скорости резания и радиуса округления режущего клина в эффективности тонкой механической обработки труднообрабатываемых материалов / Ракунов Ю. П., Абрамов В. В., Ракунов А. Ю. // Журнал «Станкоинструмент». – № 1, 2. – 2020. – С. 66-72.
19. Соппротивление материалов: Учеб. для вузов / А. В. Александров, В. Д. Потапов, Б. П. Державин: Под ред. А.В. Александрова. – М.: Высшая школа, 2007. – 560 с.
20. Первозванский, А. А. Курс теории автоматического управления. М.: Наука, 1986. – 616 с.
21. Ракунов, Ю. П. Первичная подсистема многоуровневой базовой технологии / Ю. П. Ракунов // Наукоёмкие технологии в машиностроении. – № 3, 2012. – С. 23-31.
22. Ракунов, Ю. П., Абрамов В. В., Ракунов А. Ю. Критерии обрабатываемости труднообрабатываемых материалов, оптимизация инструмента и режимов резания в прецизионном групповом производстве / Ракунов Ю. П., Абрамов В. В., Ракунов А. Ю. // «Станкоинструмент». – № 4. – 2021. – С. 62-72.

Поступила в редколлегию 24.03.2022 г.