

Р и с. 3. Влияние силы зажима  $Q$  и координаты точки ее приложения на устойчивость закрепления заготовки ( $x_2 = 15\text{ мм}$ ;  $x_3 = 385\text{ мм}$ ;  $R_x = 5\text{ кН}$ ): 1 -  $R_y = 1\text{ кН}$ ; 2 -  $R_y = 2\text{ кН}$ ; 3 -  $R_y = 5\text{ кН}$

### Л и т е р а т у р а

- М е з д р о г и н В.Б., П е т р о в В.И., С п е ц а к о в С.С.  
 Метод оценки состояния покоя твердого тела на опорах с трением.-  
 Известия вузов. Сер.Машиностроение, 1982, № 6, с.6-10.

УДК 621.91.01

Е.В.Б у р м и с т р о в

### ИССЛЕДОВАНИЕ ВИБРАЦИЙ ПРИ КОНЦЕВОМ ФРЕЗЕРОВАНИИ ВЫСОКОПРОЧНЫХ СТАЛЕЙ НА СТАНКАХ С ЧПУ

Обеспечение высокой виброустойчивости и стойкости инструментов приобретает особое значение при обработке деталей на станках с ЧПУ и агрегатных. Вибрации, возникающие в технологических системах при резании, обуславливают изменение фактических значений скорости резания и подачи и определяют циклический характер нагружения режущей части инструмента. Это приводит к уменьшению стойкости, усталостному разрушению инструментов и, как результат, - к снижению

надежности их работы. Кроме того, вибрации оказывают отрицательное воздействие на качество обработанной поверхности и условия эксплуатации станков.

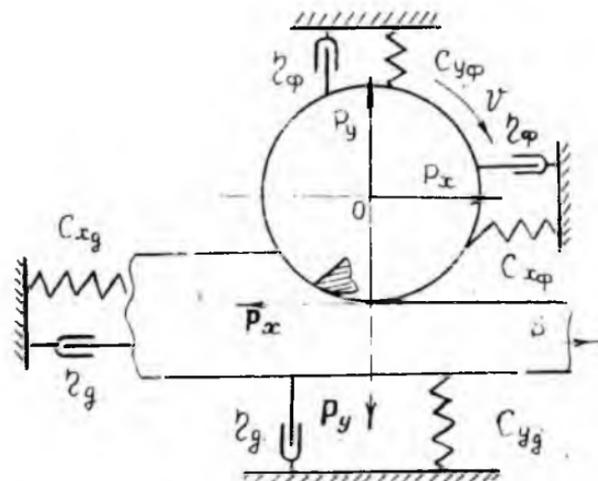
Особенно резко это проявляется при производстве летательных аппаратов и их двигателей, детали которых изготавливаются из труднообрабатываемых материалов (высокопрочных и жаропрочных сталей и сплавов, титановых сплавов и др.) и характеризуются сложностью форм и ажурностью. В результате при обработке резанием не всегда удается обеспечить достаточную жесткость инструмента и обрабатываемой детали.

На кафедре "Резания станков и режущего инструмента" Куйбышевского авиационного института в последние годы проведен ряд работ, посвященных теоретическому и экспериментальному исследованию автоколебаний, их влияния на стойкость и усталостную прочность инструментов, на производительность и качество обработки, намечены пути по созданию методов оптимизации и управления автоколебаниями, а также стабилизации и повышения устойчивости процессов механической обработки [1]-[5].

На основе аппарата дифференциально-разностных уравнений с запаздывающим аргументом разработаны математические модели автоколебаний применительно к различным видам механической обработки: точению, сверлению, развертыванию, фрезерованию, шлифованию и др. При этом в качестве основных причин, обуславливающих возникновение и развитие автоколебаний в технологических системах, принимались: изменение толщины среза, вызванное автоколебаниями и влиянием волнообразного следа, оставляемого на поверхности резания режущими лезвиями инструмента, и фазовый сдвиг между изменяющейся силой резания и толщиной среза (отставание силы резания от изменения толщины среза).

Применительно к процессу концевой фрезеровки, в связи с малой жесткостью обрабатываемых деталей, в качестве доминирующей колебательной системы рассматривалась система "фреза-обрабатываемая деталь" (рис.1). Это связано с тем, что при фрезеровании нежестких деталей на изменение толщины среза будут оказывать влияние не только виброперемещения фрезы, но и виброперемещения детали.

Математическая модель, описывающая автоколебательный процесс, для этого случая может быть представлена системой четырех дифференциально-разностных уравнений:



Р и с. 1. Схема колебательной системы при концевом фрезеровании

$$m_{\phi} \frac{d^2 x_{\phi}(t)}{dt^2} + \zeta_{\phi} \frac{dx_{\phi}(t)}{dt} + C_{x\phi} x_{\phi}(t) = P_x;$$

$$m_{\phi} \frac{d^2 y_{\phi}(t)}{dt^2} + \zeta_{\phi} \frac{dy_{\phi}(t)}{dt} + C_{y\phi} y_{\phi}(t) = P_y;$$

$$m_g \frac{d^2 x_g(t)}{dt^2} + \zeta_g \frac{dx_g(t)}{dt} + C_{xg} x_g(t) = -P_x;$$

$$m_g \frac{d^2 y_g(t)}{dt^2} + \zeta_g \frac{dy_g(t)}{dt} + C_{yg} y_g(t) = -P_y.$$

(I)

Здесь  $m_{\phi}$ ,  $m_g$  - соответственно приведенные массы фрезы и детали;

$\zeta_{\phi}$ ,  $\zeta_g$  - соответственно обобщенные коэффициенты сопротивления в системах "фреза-шпиндель" и "деталь-приспособление-стол станка";

$C_{x\phi}$ ,  $C_{y\phi}$ ,  $C_{xg}$ ,  $C_{yg}$  - коэффициенты обобщенной жесткости фрезы и детали в направлении осей  $x$  и  $y$ ;

$x_{\phi}$ ,  $y_{\phi}$ ,  $x_g$ ,  $y_g$  - виброперемещения фрезы и детали в направлении осей  $x$  и  $y$ ;

$P_x$  - составляющая силы резания, параллельная направлению подачи;

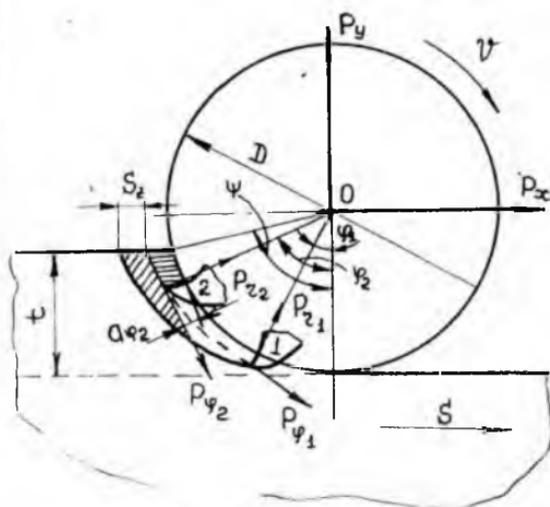
$P_y$  - составляющая силы резания, перпендикулярная направлению подачи.

В общем случае, когда в работе одновременно могут находиться несколько режущих зубьев „ $k$ “, составляющие  $P_x$  и  $P_y$  определяются путем суммирования проекций тангенциальной ( $P_{y_i}$ ) и радиальной ( $P_{z_i}$ ) составляющих на оси  $x$  и  $y$  (рис.2):

$$P_x = \sum_{i=1}^k P_{y_i} \cos \varphi_i + \sum_{i=1}^k P_{z_i} \sin \varphi_i; \quad (2)$$

$$P_y = -\sum_{i=1}^k P_{y_i} \sin \varphi_i + \sum_{i=1}^k P_{z_i} \cos \varphi_i. \quad (3)$$

В формулах (2) и (3)  $k$  - число одновременно работающих зубьев;  $\varphi_i$  - угол поворота, учитывающий положение  $i$ -го зуба фрезы на дуге контакта.



Р и с. 2. Силы, действующие на режущий зубья концевой фрезы

ной, а изменяется по углу поворота  $\varphi$

$$a_{y_i} = S_z \sin \varphi_i, \quad (4)$$

где  $S_z$  - подача на один зуб.

\*Изменениями толщины среза по длине режущей кромки можно пренебречь, так как угол наклона спирали для применяемых на производстве концевых твердосплавных фрез невелик (не более  $5^\circ$ ). По этим же соображениям величина ширины среза " $\delta$ " при определении сил резания  $P_{y_i}$  и  $P_{z_i}$  также принималась постоянной, не зависящей от угла поворота фрезы.

Тангенциальная составляющая  $P_{y_i}$  зависит от ширины и толщины среза и может быть найдена на основании закона об удельной силе резания. Радиальная составляющая  $P_{z_i}$  может быть выражена как доля от  $P_{y_i}$ , причем, как показали исследования [6], отношение  $P_{z_i}/P_{y_i} = \epsilon$  не остается постоянным, а зависит от толщины среза. В этом отношении  $P_{z_i}/P_{y_i} = \epsilon$  не остается

Особенностью процесса фрезерования по сравнению с точением является то, что даже при отсутствии колебаний толщина среза, снимаемого каждым режущим зубом фрезы, не остается постоян-

...оме того, относительные виброперемещения фрезы и заготовки, показанные на рис.3, а, также будут вызывать изменение толщины среза, в результате чего на поверхности резания будет образовываться волнообразный след, оставляемый зубом фрезы. При прохождении последующего зуба этот след приведет к еще более значительному изменению толщины среза (рис.3, б).

Приращение толщины среза, вызванное относительными виброперемещениями фрезы и заготовки и влиянием следа, как видно из рис.3, можно представить в виде

$$\Delta a_i = [Y_g(t) - Y_\varphi(t)] \cos \varphi_i + [X_g(t) - X_\varphi(t)] \sin \varphi_i - m \left\{ \left[ Y_g\left(t - \frac{T}{Z}\right) - Y_\varphi\left(t - \frac{T}{Z}\right) \right] \cos \varphi_i + \left[ X_g\left(t - \frac{T}{Z}\right) - X_\varphi\left(t - \frac{T}{Z}\right) \right] \sin \varphi_i \right\}, \quad (5)$$

где  $T$  - время одного оборота фрезы, с;  $T = \frac{60}{n}$ ;  $n$  - число оборотов фрезы за 1 мин;  $Z$  - число зубьев фрезы;  $m$  - коэффициент, учитывающий влияние следа на изменение толщины среза;  $m = 0$ , если зуб фрезы работает "по чистому" и  $m = 1$ , если зуб фрезы работает "по следу".

С учетом рассмотренного изменения толщины среза операторы сил  $P_{y_i}$  и  $P_{z_i}$  могут быть выражены следующим образом:

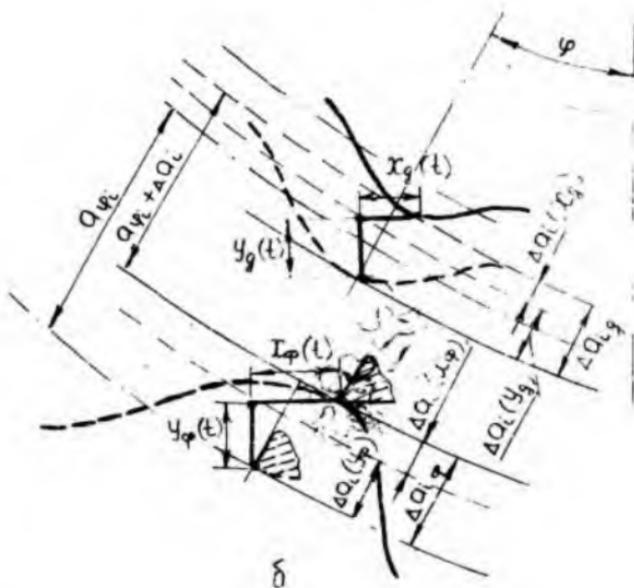
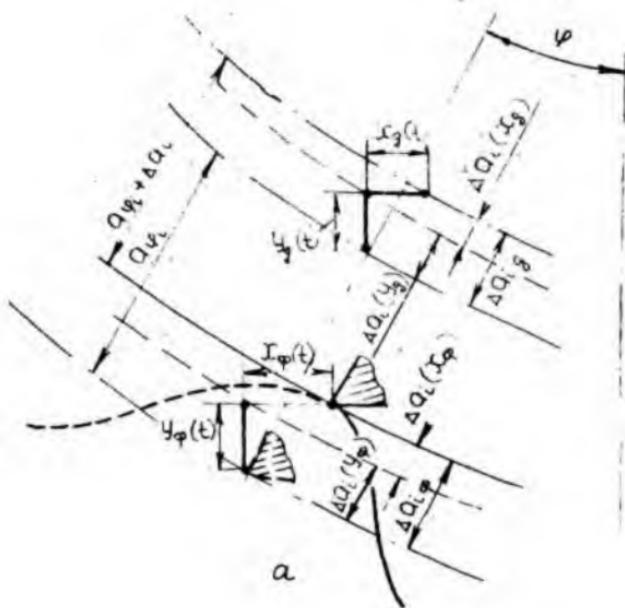
$$\begin{cases} P_{y_i} = k\beta (a_{y_i} + \Delta a_i)^{1-\mu} \text{ при } (a_{y_i} + \Delta a_i) > 0 \\ P_{y_i} = 0 \text{ при } (a_{y_i} + \Delta a_i) \leq 0. \end{cases} \quad (6)$$

$$\begin{cases} P_{z_i} = k\beta (a_{y_i} + \Delta a_i)^{1-\mu} \left[ A + \frac{B}{(a_{y_i} + \Delta a_i)^{1-\mu}} \right] \\ \text{при } (a_{y_i} + \Delta a_i) > 0, \\ P_{z_i} = 0 \text{ при } (a_{y_i} + \Delta a_i) \leq 0. \end{cases} \quad (7)$$

Толщина среза  $a_{y_i}$  и ее приращение  $\Delta a_i$  в операторах (6) и (7) могут быть найдены соответственно по формулам (4) и (5) с учетом отставания сил резания от изменения толщины среза  $\tau$ . При этом угол  $\varphi_i$  можно выразить в виде

$$\varphi_i = \omega \left[ (t - \tau) + (i-1) \frac{T}{Z} \right] - (q-1) \frac{2\pi}{Z}, \quad (8)$$

где  $\omega$  - угловая скорость вращения фрезы,  $\omega = \frac{\pi n}{30}$ ;  $\tau$  - отставание сил резания от изменения толщины среза;  $i$  - порядковый номер зуба, находящегося в работе, при этом первый номер ( $i = 1$ ) всегда присваивается режущему зубу, входящему в обрабатываемую деталь;  $q$  - порядковый номер зуба фрезы, вступающего в работу.



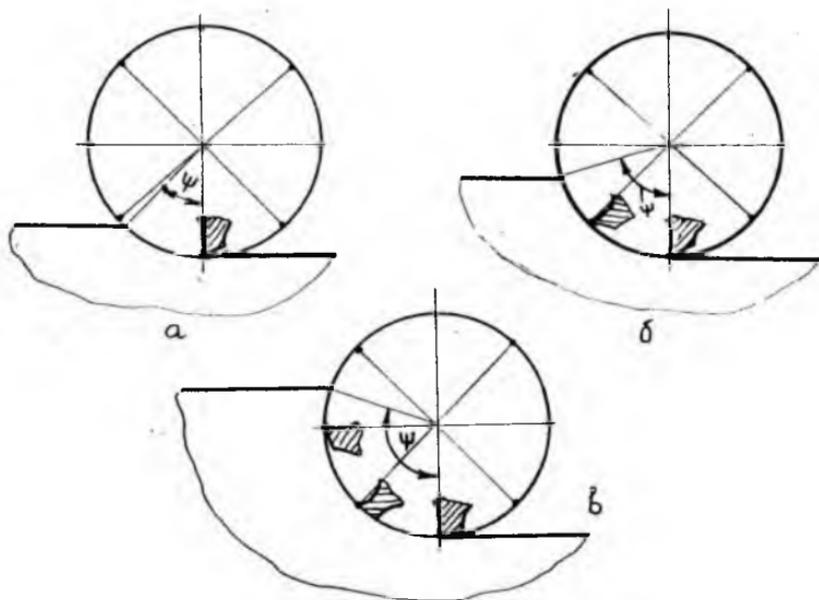
Р и с. 3. Изменение толщины среза, вызванное виброперемещениями фрезы и детали: а - без учета "следа"; б - с учетом влияния "следа"

Величина  $q = 1, 2, 3, 4, \dots$  определяется в зависимости от соотношения общего угла поворота фрезы относительно начального положения ( $\varphi_i = 0$ ) и центрального угла между зубьями фрезы. Она рассчитывается по формуле

$$q = \left[ \frac{\omega t}{2\pi/z} + 1 \right]$$

и принимается равной целой части выражения в квадратных скобках.

Разработанная математическая модель по сравнению с имеющимися [7] отличается своей универсальностью, учитывает не только виброперемещения фрезы, но и обрабатываемой детали и позволяет рассчитывать параметры автоколебаний при различных вариантах обработки нежестких деталей на вертикально-фрезерных станках, в том числе с программным управлением. Некоторые из наиболее часто встречающихся схем обработки, характеризующихся различными отношениями угла контакта  $\psi$  и центрального угла между зубьями  $z$ , представлены на рис.4.



Р и с. 4. Различные варианты обработки деталей концевыми фрезами: а -  $\psi < z$ ; б -  $z \leq \psi < 2z$ ; в -  $2z \leq \psi < 3z$

Расчеты, выполненные на ЭЦМ ЕС-1030, показали, что предлагаемая математическая модель колебательного процесса при концевом фрезерован-

нии позволяет описать как переходный процесс, так и установившиеся колебания фрезы. Весьма сильное влияние на развитие автоколебаний и их амплитуду оказывает вторичное возбуждение при работе "по следу". Амплитуды колебаний увеличиваются при работе каждого последующего зуба и стабилизируются лишь после 3-4-х оборотов фрезы, при этом их величина в 5-6 раз больше амплитуд вибраций при работе первого зуба. Результаты расчетов близки к экспериментальным данным (табл. I), особенно при учете отставания сил резания от изменения толщины среза.

Т а б л и ц а I

Сравнение расчетных и экспериментальных значений амплитуд вибраций концевых фрез ( $D = 20$  мм,  $Z = 6$ ) при обработке стали 30ХГСА

Режим резания			Фреза цельная с напаянными пластинами			Фреза клеесборная		
$v$ , м/с	$S$ , мм/мин	$b$ , мм	$A_{расч}$ , мкм ( $\tau=0$ )	$A_{расч}$ , мкм ( $\tau \neq 0$ )	$A_{эксп}$ , мкм	$A_{расч}$ , мкм ( $\tau=0$ )	$A_{расч}$ , мкм ( $\tau \neq 0$ )	$A_{эксп}$ , мкм
0,6			90	93	95	85	88	90
1,0	160	10	80	85	90	71	75	80
1,3			52	55	55	35	40	45
1,3	104	10	38	42	45	36	38	40
	160		52	55	56	38	40	45
	200		56	58	60	48	50	50

Как показали расчеты, решающее влияние на величину амплитуды колебаний оказывает жесткость и, особенно, демпфирующая способность упругой системы. Так, при увеличении жесткости от  $5 \cdot 10^3$  до  $3 \cdot 10^4$  Н/мм амплитуды вибраций уменьшаются почти в 20 раз, а при увеличении обобщенного коэффициента сопротивления с 0,7 до 4 Н·с/мм наблюдается еще более интенсивное снижение уровня вибраций.

Увеличение жесткости инструмента сопровождается увеличением его металлоемкости и не всегда может быть достигнуто из-за ограничений по диаметру фрезы и длине вылета. Наиболее перспективным направлением снижения уровня вибраций является повышение демпфирующей способности упругой системы за счет использования активных и пассивных демпферов.

Одним из простых и легко осуществимых на практике методов повышения демпфирующей способности технологических систем является использование синтетических клеев повышенной теплоустойчивости. В последнее

время все более широкое применение находят различные конструкции клеесборных инструментов: резцов, сверл, разверток, фрез, протяжек и др. [8], [9].

В качестве примера на рис.5 представлены некоторые конструкции клеесборных концевых фрез. Как видно из рис.5,а, режущая часть фрезы оснащенная пластинками твердого сплава ВК8, соединена с хвостовиком с помощью термостойкого синтетического клея ВК9 ( $\theta_{кр} = 200^{\circ}\text{C}$ ). В конструкции, представленной на рис.5,б, синтетический клей повышенной термостойкости используется для соединения цельных твердосплавных винтовых пластин непосредственно с корпусом фрезы.

Для выяснения роли клеевого слоя в повышении демпфирующей способности инструментов были проведены исследования логарифмического декремента колебаний. Его величина определялась путем записи виброграмм затухающих колебаний с экрана электронного осциллографа С1-18 на фотопленку с помощью специального лентопротяжного устройства. Фрезы различных конструкций закреплялись в зажимном устройстве виброизмерительной установки. На расстоянии 600...680 мкм от рабочей части фрезы устанавливался токовихревой датчик. По рабочей части инструмента, с противоположной стороны от датчика, наносился удар, в результате которого возникали затухающие колебания, которые записывались на фотопленку (рис.6). Расшифровка виброграмм производилась с помощью прибора "Микрофот", при этом логарифмический декремент находился по отношению амплитуд колебаний

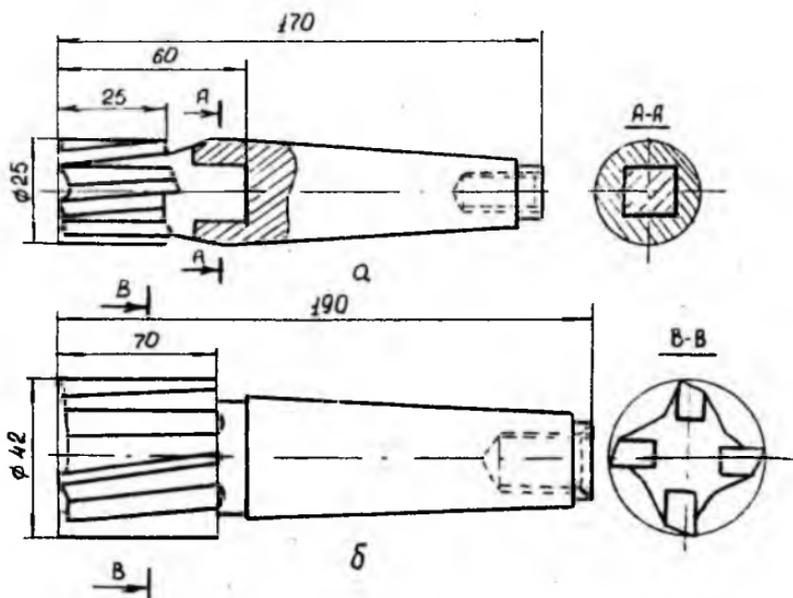
$$\delta = \ln \frac{A_i}{A_{i+1}}$$

Как показали исследования, логарифмический декремент колебаний для фрез клеесборных конструкций на 30...40% больше по сравнению с обычными.

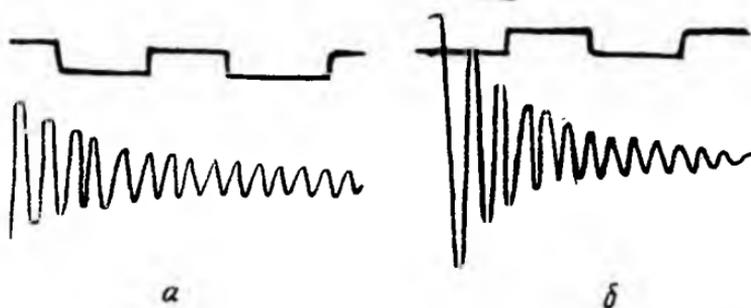
Полученные результаты свидетельствуют о том, что при использовании клеесборных инструментов энергия колебаний будет рассеиваться в клеевом слое, что должно привести к снижению уровня вибраций, а следовательно, к повышению стойкости инструментов и качества обработанной поверхности.

Сказанное подтверждается непосредственными исследованиями вибраций, стойкости инструментов и качества обработанной поверхности при концевом фрезеровании стали 30ХГСА на вертикально-фрезерном станке 6М13ГН-1.

\* Конструкция фрезы разработана инженером А.И.Вирияским



Р и с. 5. Конструкции клеборных концевых фрез: а - с вклеенной режущей частью; б - с вклеенными винтовыми твердосплавными пластинками

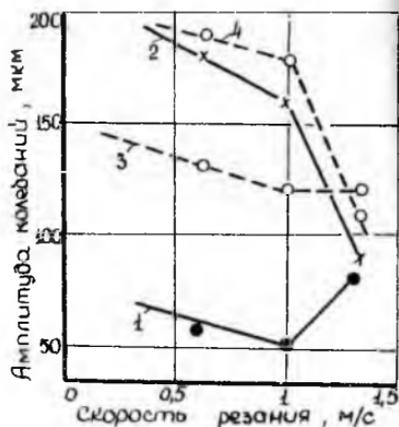


Р и с. 6. Виброграммы затухающих колебаний: а - фреза цельная с напаянными пластинками; б - фреза клеборная

В качестве режущего инструмента применялись фрезы диаметром  $\varnothing 12$  мм, цельные с напаянными пластинками твердого сплава ВК8 и клеесборные (см. рис. 5, а). Режимы резания при исследовании были следующими: скорость резания  $V$  изменялась в пределах от 0,6 до 1,3 м/с (36...78 м/мин); подача  $S$  - от 104 до 200 мм/мин; ширина фрезерования  $b$  - от 6 до 12 мм; глубина фрезерования во всех опытах была постоянной  $t = 3$  мм. Работа проводилась без охлаждения.

Исследования, выполненные с помощью виброизмерительной аппаратуры [1], показали, что в процессе фрезерования стали 30ХГСА фрезами, как цельными, так и клеесборными, увеличение скорости резания при постоянной минутной подаче  $S = 160$  мм/мин приводит к изменению амплитуды вибраций по осям  $x$  и  $y$  соответственно параллельной и перпендикулярной направлению подачи. При этом, как видно из рис. 7,

Рис. 7. Влияние скорости резания на амплитуду вибраций при фрезеровании (обрабатываемый материал - ст. 30ХГСА, материал инструмента - ВК8, режим резания:  $S = 160$  мм/мин;  $b = 10$  мм;  $t = 3$  мм): 1 -  $A_{xx}$ , фреза клеесборная; 2 -  $A_{yy}$ , фреза клеесборная; 3 -  $A_{xx}$ , фреза цельная с напаянными пластинками; 4 -  $A_{yy}$ , фреза цельная с напаянными пластинками

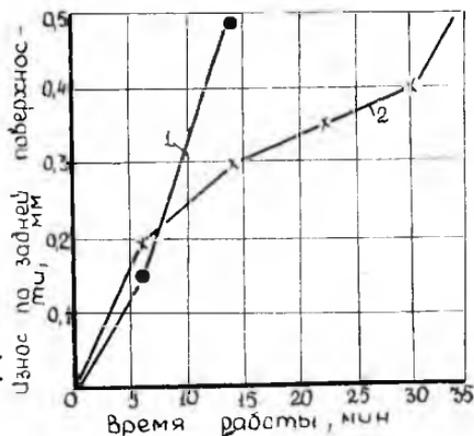


с увеличением скорости резания от 0,6 до 1 м/с амплитуды вибраций  $A_{xx}$  и, особенно,  $A_{yy}$  уменьшаются. При дальнейшем увеличении скорости резания до 1,3 м/с амплитуда вибраций по оси  $y$  продолжает уменьшаться, а по оси  $x$  остается постоянной или даже несколько увеличивается. Такой характер зависимостей можно объяснить довольно сложным влиянием на интенсивность колебаний двух противоположно действующих факторов: скорости резания  $V$  и подачи на зуб  $S_z$ , определяющей величину толщины среза.

Уровень вибраций при работе клеесборными фрезами на всех скоростях резания оказался на 25...40% ниже, чем при работе цельными фрезами с напаянными пластинками. Это определило и более высокую стойкость клеесборных фрез и более высокое качество обработанной поверхности при их использовании.

Стойкостные исследования проводились при фрезеровании образцов из стали 30ХГСА. Образцы в виде пластин с размерами  $400 \times 100 \times 12$  закреплялись прижимными планками на столе фрезерного станка. Режимы резания:  $v = 1,3$  м/с;  $S = 104$  мм/мин;  $t = 3$  мм;  $\delta = 12$  мм; обработка велась без охлаждения. За критерий притупления был принят износ по задней поверхности зубьев  $h_3 = 0,5$  мм.

Как видно из графиков, представленных на рис.8, при одной и



Р и с. 8. Влияние конструкции фрез на их стойкость: (обрабатываемый материал — ст.30ХГСА, материал инструмента — ВК8, режим резания:  $v = 1,3$  м/с;  $S = 104$  мм/мин;  $t = 3$  мм;  $\delta = 12$  мм, без охлаждения): 1 — фреза цельная с напаянными пластинками; 2 — фреза клеесборная

той же величине износа период стойкости клеесборных фрез в два раза выше по сравнению с фрезами цельной конструкции.

Снижение интенсивности вибраций при использовании клеесборных фрез благоприятно сказывается и на качестве обработанной поверхности.

Исследование таких параметров качества, как волнистость и шероховатость поверхности, производилось на специальных образцах, при обработке которых концевыми фрезами одновременно записывались и виброграммы колебаний. Высота и шаг волнистости ( $W_Z$  и  $S_W$ ), а также среднее арифметическое отклонение профиля  $R_a$  измерялись с помощью профилографа-профилометра "Калибр-201".

Результаты исследования представлены в табл.2, из которой видно, что высота волнистости  $W_Z$  при работе клеесборными фрезами на всех режимах в 1,5–2 раза меньше, чем при работе цельными фрезами с напаянными пластинками.

Т а б л и ц а 2

Влияние режимов резания на волнистость и шероховатость поверхности, обработанной концевыми фрезами

Режимы обработки				Фреза цельная с напаянными пластинками			Фреза клеесборная		
$v$ , м/с	$S$ , мм/мин	$t$ , мм	$b$ , мм	$WZ$ , мм	$SW$ , мм	$R_a$ , мкм	$WZ$ , мм	$SW$ , мм	$R_a$ , мкм
1,32	200	3	10	0,031	1,68	6,7	0,013	0,99	4,10
1,32	160	3	10	0,021	1,11	6,0	0,015	0,70	2,35
1,32	104	3	10	0,014	1,20	5,8	0,011	0,85	1,50
1,32	160	3	10	0,021	1,11	6,0	0,015	0,70	2,35
0,98	160	3	10	0,029	1,20	8,2	0,015	1,20	2,70
0,64	160	3	10	0,056	2,64	11,0	0,020	1,56	3,00

С увеличением минутной подачи высота волнистости увеличивается, а с увеличением скорости при постоянной минутной подаче — уменьшается. Это хорошо согласуется с характером зависимостей амплитуд вибраций от тех же параметров.

Шероховатость поверхности, характеризуемая параметром  $R_a$ , также существенно ниже при использовании клеесборных фрез по сравнению с работой "цельными" фрезами.

С увеличением подачи, как и следовало ожидать, шероховатость поверхности ( $R_a$ ) увеличивается, а с увеличением скорости — уменьшается. Последнее объясняется тем, что при увеличении скорости до 1–1,3 м/с (60–78 м/мин) рост на режущих зубьях исчезает, а коэффициент трения в паре "инструментальный материал — обрабатываемый материал" ("ВК8–30ХГСА") уменьшается. Это и приводит к уменьшению параметра  $R_a$ .

Повышение качественных показателей обработки при использовании клеесборных фрез позволяет повысить эксплуатационные характеристики обработанных поверхностей: износостойкость, предел выносливости и другие и снизить объем и трудоемкость финишных операций.

### Л и т е р а т у р а

1. А в д о н и н Г.Т. Автоколебания и их влияние на технологические показатели качества при точении деталей авиационных двигателей: Автореф. дисс. канд. техн. наук. — Кудбышев: КИТИ, 1982.

2. Бурмистров Е.В., Маркушин Е.М., Тарасов А.В. Исследование динамики процесса сверления отверстий малых диаметров в деталях из жаропрочных и титановых сплавов. — В сб.: Исследование обрабатываемости жаропрочных и титановых сплавов. — Куйбышев: КуАИ, вып. 4, 1976.
3. Бурмистров Е.В., Жунин В.В., Маркушин Е.М. Исследование поперечных колебаний разверток при обработке высокопрочных сталей. — В сб.: Обработка высокопрочных сталей и сплавов инструментами из сверхтвердых синтетических материалов. — Куйбышев: КИТИ, 1980.
4. Жарков И.Г. Исследование автоколебаний, возникающих при обработке резанием конструкционных материалов. — Автореф. дисс. докт. техн. наук. — Куйбышев: КИТИ, 1974.
5. Урывский Ф.П., Маркушин Е.М., Баландин Г.П. Вибрации при внутреннем шлифовании и волнистость обработанной поверхности. — В сб.: Исследование обрабатываемости жаропрочных и титановых сплавов. — Куйбышев: КуАИ, вып. 4, 1976.
6. Резников Н.И. Механика износа твердосплавных режущих инструментов. — В сб.: Инструментальные режущие материалы. — М.: Изд. АН СССР, 1960.
7. Попов И.Г. Исследование вибраций при обработке титановых сплавов концевыми фрезами: Дисс. канд. техн. наук. — Куйбышев: КуАИ, 1971.
8. Алимочкин В.М. Применение составного режущего инструмента с клеевым соединением режущей части. — Контактные процессы при больших пластических деформациях. — Харьков: Харьк. обл. книжн. изд-во, 1982.
9. Дворов В.И., Коротков В.В. Клеесборные шпоночные протяжки. — Станки и инструменты, 1982, № 6.

УДК 621.91.01:621.95.025

Е.Н.Воронов, Е.М.Маркушин

#### МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ АУТОКОЛЕБАТЕЛЬНОГО ПРОЦЕССА ПРИ СВЕРЛЕНИИ

В процессе резания на сверло, представляющее собой естественно закрученный стержень сложной формы и сечения, действует пространственная система сил, которую можно привести к суммарной осевой силе  $P$ ,