

3. Кудинов В.А. Динамика станков. М., "Машиностроение", 1967.
4. Кучма Л.К. Учет сил сопротивления в автоколебательной системе деталь-станок-инструмент. В сб.: Исследование колебаний металлорежущих станков при резании металлов. М., Машгиз, 1958.
5. Колеев К.С. Точность обработки и режимы резания. М., "Машиностроение", 1968.

Е.В. Бурмистров, Е.М. Маркушин, А.В. Тарасов

ИССЛЕДОВАНИЕ ДИНАМИКИ ПРОЦЕССА СВЕРЛЕНИЯ ОТВЕРСТИЙ  
МАЛЫХ ДИАМЕТРОВ В ДЕТАЛЯХ ИЗ ЖАРОПРОЧНЫХ  
И ТИТАНОВЫХ СПЛАВОВ

Одной из наиболее сложных и трудоемких технологических операций при обработке жаропрочных и титановых сплавов является сверление отверстий малых диаметров (1-5 мм). Недостаточная жесткость и виброустойчивость таких сверл способствует возникновению высокочастотных автоколебаний, что приводит к снижению прочности и стойкости инструмента и производительности процесса сверления. Известно, что при сверлении жаропрочных и титановых сплавов более 60% сверл малых диаметров выходит из строя вследствие поломок, что зачастую приводит к браку дорогостоящих деталей.

В процессе работы на сверло со стороны обрабатываемого материала действует пространственная система сил, которую можно привести к осевой силе, крутящему моменту и избыточной радиальной силе. Переменность указанных сил и моментов, вызванная различными факторами, способствует возникновению осевых, крутильных и изгибных колебаний сверла. Наибольшее влияние на стойкость и прочность сверл оказывают крутильные колебания, приводящие к значительным изменениям скорости резания и подачи, интенсивному износу и усталостному разрушению сверл.

Для анализа крутильных колебаний сверл была разработана математическая модель на основе использования нелинейного дифференциально-разностного уравнения с запаздывающим аргументом. К основным факторам, приводящим к возникновению и развитию колебаний, можно отнести изменение толщины среза, обусловленное крутильными колебаниями

сверла и влиянием "следа", а также отставание изменения силы и момента резания от изменения толщины среза. Первостепенное значение этих факторов подтверждено рядом работ В.А. Кудинова, И. Глустого, И.Г. Маркова и др. [1] - [3].

Уравнение крутильных колебаний сверла имеет следующий вид:

$$J \frac{d^2 \varphi(t)}{dt^2} + \rho_0 \frac{d\varphi(t)}{dt} + c\varphi(t) = M, \quad (1)$$

где  $J$  - приведенный момент инерции сверла;  $\rho_0$  - обобщенный коэффициент демпфирования;  $c$  - коэффициент жесткости, приведенный к режущей части сверла;  $M$  - момент сил, действующих со стороны обрабатываемого материала на сверло.

Момент действующих на сверло сил, выраженный на основе уравнений механики резания [4] с учетом изменения толщины среза и отставания силы и момента резания от изменения толщины срезаемого слоя  $\tau$ , может быть представлен в виде:

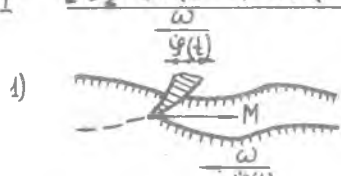
$$M = q \left\{ A \left[ S_2 + \sigma \varphi(t - \tau) - \sigma \varphi \left( t - \frac{T}{2} - \tau \right) \right] + B \right\}, \quad (2)$$

где  $S_2$  - номинальное значение подачи сверла за время его поворота на угол  $180^\circ$ ;  $\sigma$  - коэффициент деформации, устанавливающий связь между угловой и продольной деформациями сверла;  $T$  - время одного оборота сверла;  $A = \tau_k \frac{D}{4} \psi$ ;  $B = M_{з.п} = \frac{C_0 D^2 \sigma_0 h_3 \mu_3}{4 \sin \varphi_{з.к}}$ ;  $\tau_k$  - касательное напряжение в плоскости скалывания;  $D$  - диаметр сверла;  $\psi$  - коэффициент, зависящий от геометрии инструмента и условий трения;  $M_{з.п}$  - момент сил, действующих по задним поверхностям сверла;  $\sigma_0$  - условный предел текучести на сжатие;  $C_0$  - коэффициент, учитывающий отношение предела прочности на сжатие к условному пределу текучести;  $h_3$  - износ сверла по задней поверхности;  $\mu_3$  - коэффициент трения по задней поверхности;  $q$  - коэффициент, учитывающий влияние момента трения по ленточкам и момента, действующего на поперечную кромку сверла;  $\varphi_{з.к}$  - угол заборного конуса.

Величина момента  $M$  при сверлении с вибрациями зависит не только от толщины среза  $a(t) = \left[ S_2 + \sigma \varphi(t) - \sigma \varphi \left( t - \frac{T}{2} \right) \right] \sin \varphi_{з.к}$  [5], но и от соотношения скоростей колебательного движения и угловой скорости вращения сверла  $\omega$  (рис.1).

Если толщина среза  $a(t) > 0$ , а  $\dot{\varphi}(t) < \omega$ , т.е. при нормальном протекании процесса резания (схема I, I), на сверло действуют одновременно момент сил по передним поверхностям и момент сил трения по задним поверхностям и направляющим ленточкам. В этом случае момент  $M$  определяется выражением (3).

I  $\underline{[S_z + \delta\psi(t-\tau) - \delta\psi(t - \frac{T}{2} - \tau)] \geq 0; \dot{\psi}(t) < \omega}$



$$M = q \{ A [S_z + \delta\psi(t-\tau) - \delta\psi(t - \frac{T}{2} - \tau)] + B \}$$

$$B = M_{\text{тр.з}}$$



$$M = q \cdot B$$

II  $\underline{[S_z + \delta\psi(t-\tau) - \delta\psi(t - \frac{T}{2} - \tau)] \geq 0; \dot{\psi}(t) = \omega}$

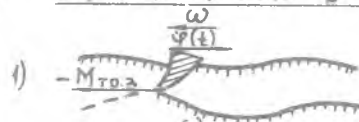


$$M = 0$$



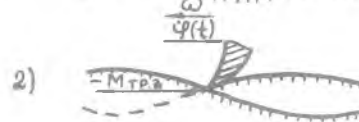
$$M = 0$$

III  $\underline{[S_z + \delta\psi(t-\tau) - \delta\psi(t - \frac{T}{2} - \tau)] \geq 0; \dot{\psi}(t) > \omega}$



$$M = -q \cdot B$$

$$B = M_{\text{тр.з}}$$



$$M = -q \cdot B$$

IV  $\underline{[S_z + \delta\psi(t-\tau) - \delta\psi(t - \frac{T}{2} - \tau)] < 0; \dot{\psi}(t) \leq \omega \cup \dot{\psi}(t) > \omega}$

$$\frac{\omega}{\dot{\psi}(t)} \quad \frac{\omega}{\dot{\psi}(t)} \quad \frac{\omega}{\dot{\psi}(t)}$$

$$M = 0$$



Р и с.1. К составлению оператора момента действующих на сверло сил в зависимости от толщины среза  $a(t)$  и соотношения скоростей  $\dot{\psi}(t)$  и  $\omega$

Если же толщина среза  $\alpha(t) = 0$  (схема I, 2), то на сверло действуют только силы трения по задним поверхностям и ленточкам, т.е.  $M = qB$ .

При равенстве скоростей колебательного движения и вращения сверла  $\varphi(t) = \omega$  (схема II) скорость резания становится равной нулю. В этом случае, независимо от толщины среза  $\alpha(t)$ , момент  $M$  можно считать равным нулю.

Если же  $\varphi(t) > \omega$  (схема III), то наблюдается отрыв режущей кромки от обрабатываемого материала и момент  $M$ , действующий на сверло, будет равен моменту сил трения, но направлен в противоположную сторону по сравнению со схемой (I, 2).

При  $\alpha(t) < 0$  (схема IV) резания как такового нет, момент  $M$ , независимо от соотношения скоростей  $\varphi(t)$  и  $\omega$ , будет равен нулю.

Следует отметить, что рассмотренные схемы естественно не отражают всей сложности явлений, протекающих в зоне резания при наличии крутильных колебаний, и в частности, зависимость момента трения от скорости движения режущих кромок относительно обрабатываемой детали. Однако такая схема в первом приближении позволяет проанализировать возможные случаи взаимодействия инструмента с обрабатываемым материалом и учесть их при разработке математической модели.

На этом основании момент действующих на сверло сил, с учетом принятых допущений, может быть представлен оператором (3)

$$M = \begin{cases} I \ q \left\{ A \left[ S_z + \sigma \varphi(t-\tau) - \sigma \varphi(t - \frac{T}{2} - \tau) \right] + B \right\} \\ \quad \text{при } [S_z + \sigma \varphi(t-\tau) - \sigma \varphi(t - \frac{T}{2} - \tau)] \geq 0 \\ \quad \text{и } -\omega + \dot{\varphi}(t) < 0; \\ II \ 0, \text{ при } [S_z + \sigma \varphi(t-\tau) - \sigma \varphi(t - \frac{T}{2} - \tau)] \geq 0 \\ \quad \text{и } -\omega + \dot{\varphi}(t) = 0; \\ III \ -qB, \text{ при } [S_z + \sigma \varphi(t-\tau) - \sigma \varphi(t - \frac{T}{2} - \tau)] \geq 0 \\ \quad \text{и } -\omega + \dot{\varphi}(t) > 0; \\ IV \ 0, \text{ при } [S_z + \sigma \varphi(t-\tau) - \sigma \varphi(t - \frac{T}{2} - \tau)] < 0. \end{cases} \quad (3)$$

Решение нелинейного дифференциально-разностного уравнения, определяемого выражениями (I) и (3), производилось на ЭЦМ БЭСМ-4 по методу Рунге-Кутты.

Результаты расчетов фиксировались ЦПУ и использовались для

определения зависимостей амплитуды ( $A_{\varphi}$ ), частоты ( $f$ ) колебаний и постоянной составляющей угла раскручивания сверла ( $\varphi_{\text{пост}}$ ) от различных факторов.

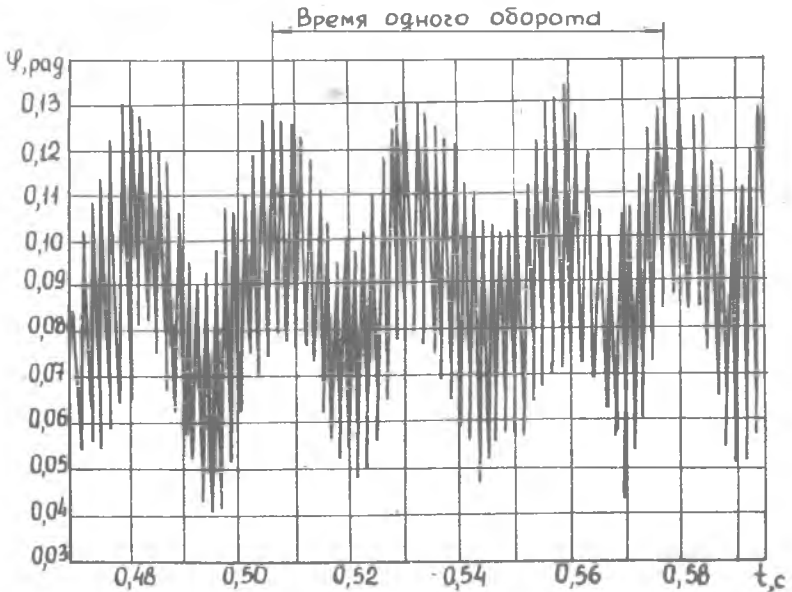
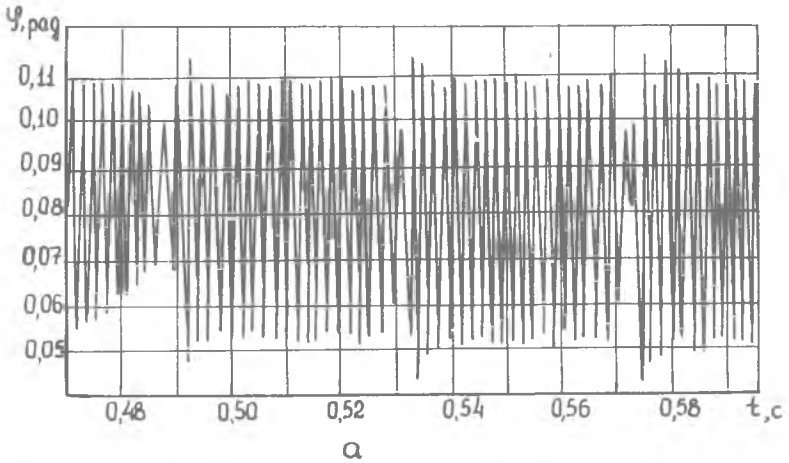
Сопоставление с экспериментальными данными, полученными с помощью скоростной киносъемки камерой СККГМ [6], показало, что расчетные и экспериментальные виброграммы (см. рис.2) близки между собой по величине амплитуд и частот колебаний ( $2A_{\varphi} = 0,053-0,055$  рад,  $f = 540 - 570$  Гц). Установлено, что стабилизация автоколебаний наступает после четырех-пяти оборотов сверла. При этом амплитуда установившихся колебаний в 3-4 раза превосходит максимальные значения амплитуд колебаний в начальный момент времени. Аналогичная картина по "последовательной раскayке" колебательной системы и развитию автоколебаний была получена при точении и фрезеровании в работах [4] - [5].

Отличие экспериментальных виброграмм от расчетных состоит в наличии низкочастотных колебаний, с частотой в 3 раза превосходящей число оборотов шпинделя станка за одну секунду. Это объясняется неравномерной нагрузкой режущих кромок вследствие искажения формы поперечного сечения обрабатываемого отверстия в виде огранки.

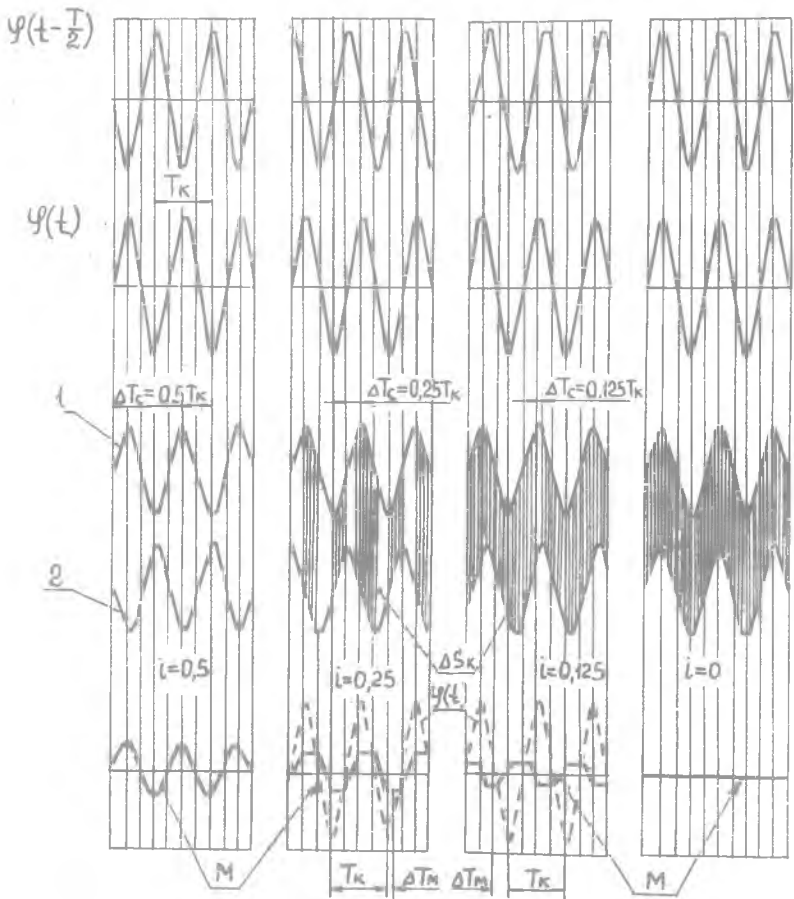
В ряде работ советских и зарубежных авторов теоретическим и экспериментальным путем установлено, что волнообразный след, оставляемый на поверхности резания режущей кромкой в течение "предыдущего" оборота детали (при точении) или от "предыдущих" зубьев (при фрезеровании), оказывает решающее влияние на развитие и поддержание автоколебаний. Аналогичные результаты были получены и в данной работе. Как показали исследования, это влияние определяется сдвигом следов, образующихся на поверхности резания и обусловленных крутильными колебаниями в рассматриваемый момент времени и в течение предыдущей половины оборота (рис.3).

Из рис. 3 видно, что наиболее резкое изменение толщины среза и момента, а, следовательно, наиболее благоприятные условия для возникновения и развития колебаний появляются, когда величина сдвига следов от "предыдущего" и "последующего" проходов  $\Delta T_c$  равна половине периода колебаний  $T_k$ . С уменьшением  $\Delta T_c$  уменьшаются переменные составляющие толщины среза ( $\Delta S_k$ ) и момента, а при  $\Delta T_c = 0$  толщина среза и момент резания остаются постоянными и колебания исчезают.

Существенное влияние на сдвиг следов обработки от "предыдущего" и "последующего" проходов оказывает отставание изменения момента резания

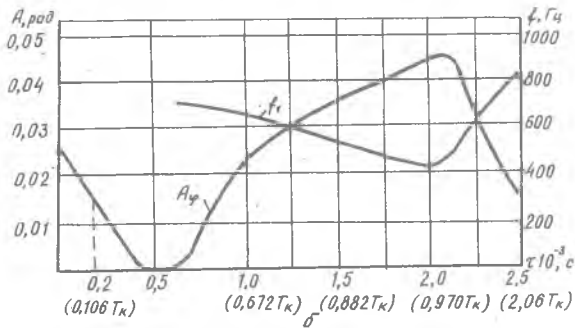
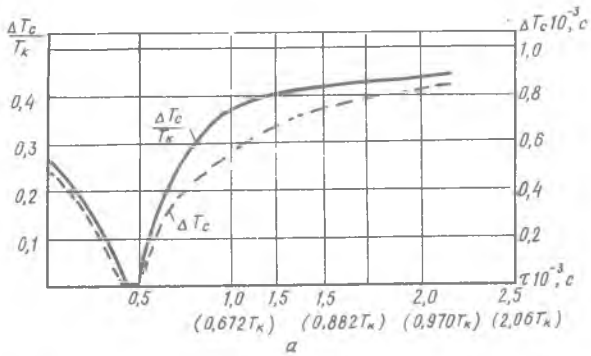


Р и с. 2. Расчетная (а) и экспериментальная (б) виброграммы крутильных колебаний: ОТ4; сверло  $\varnothing 3,4$  мм;  $l = 35$  мм;  $\gamma = 0,313 \cdot 10^{-4}$  кгс·мм·с<sup>2</sup>;  $C = 511$  кгс·мм/рад;  $d' = 0,19$  мм/рад;  $v = 8$  м/мин ( $T = 0,08$  с);  $s_z = 0,029$  мм;  $2A_{\gamma} = 0,053-0,055$  рад;  $f = 540-570$  Гц



Р и с.3. Влияние сдвига фаз колебаний  $\varphi(t)$  и  $\varphi(t - \frac{T}{2})$  на изменение толщины среза и момента резания:

1 - вибрационный след, оставленный режущей кромкой в течение предыдущего прохода; 2 - вибрационный след, оставляемый режущей кромкой в рассматриваемый момент времени



Р и с.4. Влияние отставания  $\tau$  на сдвиг следов (а) и интенсивность колебаний сверла (б): QT4; сверло стандартное  $\varnothing 3,4$  мм;  $\gamma = 0,313 \cdot 10^{-2}$  кгс·мм·с<sup>2</sup>;  $\rho_0 = 0,02$  кгс·мм·с;  $C = 511$  кгс·мм/рад;  $\sigma = 0,19$  мм/рад;  $T = 0,08$  с; ( $v = 8$  м/мин);  $S_z = 0,029$  мм

от изменения толщины среза и его отношение к периоду колебаний (рис.4). Установлено, что при  $\tau = 0$  величина сдвига следов  $\Delta T_c$  для условий, указанных на рис.4, составляет  $[\Delta T_c]_{\tau=0} = 0,47 \cdot 10^{-3}$  с

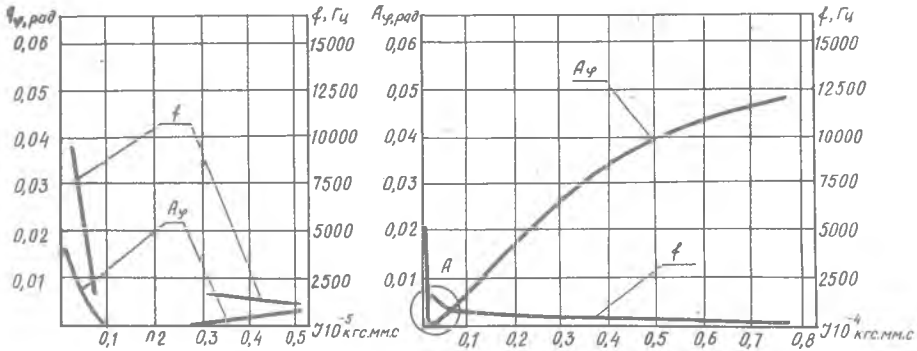
С увеличением  $\tau$  сдвиг следов вначале уменьшается становясь равным нулю при  $\tau = [\Delta t_c]_{\tau=0}$ , а затем вновь возрастает.

Устранение сдвига между следами обеспечивает постоянство толщины срезаемого слоя и приводит к затуханию колебаний (см. рис.4,б).

Отставание  $\tau$  оказывает влияние также на частоту колебаний, однако это влияние менее значительно и по характеру противоположно влиянию  $\tau$  на амплитуду колебаний.



Расчеты, проведенные с помощью ЭЦВМ на базе описанной математической модели, позволили установить влияние характеристик упругой системы, коэффициента демпфирования, режимов резания и других условий обработки на интенсивность колебаний.



Р и с.5. Зависимость амплитуды и частоты колебаний от изменения момента инерции сверла: ОТ4; сверло стандартное  $\varnothing 3,4$ ;  $C = 511 \text{ кгс}\cdot\text{мм}/\text{рад}$ ;  $\sigma = 0,19 \text{ мм}/\text{рад}$ ;  $\rho_D = 0,02 \text{ кгс}\cdot\text{мм}\cdot\text{с}$ ;  $s_r = 0,029 \text{ мм}$ ;  $v = 8 \text{ м}/\text{мин}$  ( $T=0,08\text{с}$ );  $\tau = 0$

Как видно из рис.5, уменьшение момента инерции в интервале  $0,8 \cdot 10^{-4} - 0,3 \cdot 10^{-5} \text{ кгс}\cdot\text{мм}\cdot\text{с}^2$  приводит к снижению амплитуды колебаний практически до нуля. Частота колебаний при этом увеличивается более чем в 5 раз. При дальнейшем уменьшении момента инерции с  $0,8 \cdot 10^{-6}$  до  $0,2 \cdot 10^{-6} \text{ кгс}\cdot\text{мм}\cdot\text{с}^2$ , как показали расчеты, скорость колебательного движения  $\dot{\varphi}(t)$  становится больше угловой скорости вращения сверла  $\omega$ , в результате чего происходит отрыв режущей кромки от обрабатываемого материала. Величина момента  $M$  становится отрицательной и равной моменту трения по задним поверхностям и направляющим ленточкам (см. рис.1, схема III). Одновременно с этим увеличивается амплитуда и частота колебаний, что можно объяснить увеличением энергии возбуждения в связи с резким изменением величины и направления момента при отрыве режущей кромки от обрабатываемого материала.

Существенное влияние на интенсивность вибраций оказывает жесткость. С увеличением жесткости сверл диаметром 3,4 мм от 500 до 1000  $\text{кгс}\cdot\text{мм}/\text{рад}$  амплитуда колебаний и постоянная составляющая угла раскручивания снижаются в два раза, а частота колебаний увеличивается в 1,5 раза.

Увеличение жесткости сверл может быть достигнуто вследствие уменьшения длины вылета сверла и его спиральной части, а также изменения параметров поперечного сечения. Так, уменьшение длины вылета сверла диаметром 5 мм и его спиральной части с 82 до 55 мм при сверлении отверстий в образцах из титанового сплава BT20 способствует уменьшению амплитуды колебаний  $A_{\varphi}$  в 3 раза, в результате чего стойкость сверл увеличивается более чем в 5 раз.

Менее приемлемым, особенно для сверл малых диаметров, является второй путь повышения жесткости - за счет отыскания оптимальных форм и размеров стружкоотводящих канавок. Однако и в этом направлении можно достичь положительных результатов. Примером таких конструкций, отличающихся повышенной прочностью и жесткостью, являются сверла с уплотняющими ленточками и четырехленточные. Как показали расчеты и экспериментальные исследования, амплитуда колебаний ( $A_{\varphi}$ ) и углы раскручивания ( $\varphi_{\text{пост}}$ ) у четырехленточных сверл в 1,5-2 раза меньше, чем у стандартных. Это обусловливается большим значением крутильной жесткости четырехленточных сверл (675 против 510 кгс·мм/рад для стандартных) и является причиной их повышенной стойкости.

Из параметров режима резания наибольшее влияние на амплитуду колебаний оказывает скорость резания. Увеличение скорости резания от 3 до 12 м/мин при обработке титанового сплава OT4 сверлами диаметром 3,4 мм приводит к увеличению  $A_{\varphi}$  в 3-3,5 раза при незначительном изменении частоты высокочастотных колебаний. Подача оказывает малое влияние на амплитуду и частоту колебаний. С ее увеличением возрастает толщина срезаемого слоя, уменьшается влияние обработки "по следу" и интенсивность вибраций.

Таким образом, разработанная математическая модель колебательного процесса в виде нелинейного дифференциально-разностного уравнения с достаточной для практических целей точностью описывает автоколебания, совершаемые сверлом, позволяет выявить влияние обработки "по следу" и оценить уровень интенсивности вибраций в зависимости от различных параметров режима резания и характеристик упругой системы.

### Л и т е р а т у р а

1. Кудин ов В.А. Динамика станков. М., Машгиз, 1967.
2. Т л у с т ы й И. Автоколебания в металлорежущих станках. М., Машгиз, 1956.
3. Ж а р к о в И.Г., М а р к у ш и н Е.М. Теоретическое исследование

- дование вибраций при резании металлов ( построение математической модели процесса). Межвуз. сб.: Исследование обрабатываемости жаропрочных и титановых сплавов, вып. I, Куйбышев, 1973.
4. Бурмистров Е.В., Маркушин Е.М., Тарасов А.В. Крутильные колебания и их влияние на стойкость сверл малых диаметров при обработке жаропрочных и титановых сплавов. Материалы симпозиума "Прогрессивные конструкции сверл и их рациональная эксплуатация". Вильнюс, 1974.
  5. Бурмистров Е.В., Маркушин Е.М., Тарасов А.В. Исследование вибраций, сопровождающих процесс сверления отверстий малых диаметров (разработка математической модели автоколебательного процесса при сверлении). - Межвуз. сб.: Исследование обрабатываемости жаропрочных и титановых сплавов, вып. 2. Куйбышев, 1974.
  6. Бурмистров Е.В., Тарасов А.В. Исследование крутильных колебаний сверл при обработке титановых сплавов. Материалы научно-технической конференции. Куйбышев, 1970.

Э.А. Михайлюк, Я.И. Солер, В.С. Коляка

#### ВЛИЯНИЕ ВИБРАЦИЙ НА ОБРАБАТЫВАЕМОСТЬ ВЫСОКОПРОЧНЫХ МАТЕРИАЛОВ ПРИ КОНЦЕВОМ ФРЕЗЕРОВАНИИ

В данной работе рассматривается влияние вибраций на стойкость инструмента и качество поверхности при обработке высокопрочной нержавеющей стали X15H5Д2Т ( $\sigma_B = 135 \text{ кгс/мм}^2$ ,  $\sigma = 12\%$ ) и титанового сплава BT20 ( $\sigma_B = 95-110 \text{ кгс/мм}^2$ ,  $\sigma = 8\%$ ). Оценка качества поверхности производилась по шероховатости ( $R_a$ ), высоте ( $H_B$ ), шагу ( $L_B$ ) волнистости, степени наклепа ( $\Delta H_V$ ), неравномерности упрочнения поверхности, характеризуемой отношением микротвердостей, замеренных во впадине и на вершине микронеровностей ( $H_{V_{вп}}/H_{V_{вср}}$ ).

Интенсивность вибраций в процессе обработки изменялась путем варьирования жесткости системы "деталь-приспособление" и режимов резания. Для этого было изготовлено приспособление (рис. I), жесткость которого могла изменяться за счет уменьшения толщины боковых стенок крепежного столика и их поджима болтами I на разной высоте. При изучении качества поверхности образцы 2 закреплялись в державке 3, а при стойкостных испытаниях - непосредственно на столике при-