

Стабильность силового замыкания контакта при бесцентровом шлифовании на неподвижных опорах

к. т. н. О. В. Захаров // СГТУ, г. Саратов

В методе бесцентрового шлифования на неподвижных опорах вращение заготовке *1* передается специальной планшайбой *2* станка, к которой она прижимается торцом (рис. 1). Заготовка опирается на две опоры *4*, расположенные под углом α друг к другу и жестко закрепленные на вертикальной стойке, являющейся частью суппорта бабки изделия. Заготовка прижимается к опорам в результате смещения оси (точка *O*) ее вращения относительно оси (точка *A*) вращения планшайбы на величину эксцентриситета *e*. Шлифовальный круг (ШК) *3*, как правило, устанавливают на одной высоте с осью заготовки.

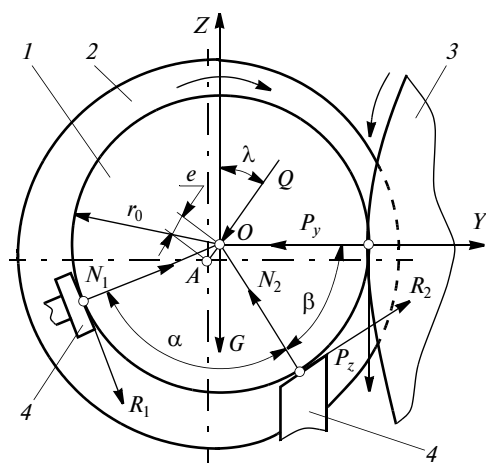


Рис. 1. Схема действия сил при шлифовании на неподвижных опорах: *1* — заготовка; *2* — планшайба; *3* — шлифовальный круг; *4* — неподвижные опоры; α — угол между неподвижными опорами; λ — угол приложения силы *Q* прижима заготовки; P_y и P_z — радиальная и касательная составляющие силы резания; N_1 и N_2 — нормальные силы реакций опор; R_1 и R_2 — силы трения в местах контакта заготовки с опорами; r_0 — радиус заготовки

Качество формообразования при данной схеме обеспечивается стабильностью силового замыкания контакта в системе «ШК—заготовка—неподвижные опоры». Нестабильность может привести к

возникновению положительного или отрицательного углового проскальзывания, неравномерности вращения заготовки, потери устойчивости (появление вибраций, выбрасывание заготовки из зоны обработки).

Возможности скачкообразного изменения коэффициента трения в режимах положительного и отрицательного проскальзывания заготовки подтверждены в работах [1 и 2]. Физический механизм подобных явлений обусловлен изменением условий трения в точках контакта заготовки с опорами в зависимости от действующих сил резания, торцового прижима и крутящего момента.

Обеспечить стабильность силового замыкания контакта при шлифовании на неподвижных опорах возможно на основе экспериментального определения рациональных режимов резания, характеристик ШК, материала опор, применения специальных СОТС и т. д. Однако более перспективный подход — оптимальная геометрическая наладка оборудования, гарантирующая обработку в зоне устойчивого вращения заготовки.

Данная задача рассмотрена в литературе [2—6] недостаточно. Например, в работе [4] при составлении уравнений допущены неточности, которые не позволяют сформировать правильное представление о процессе и снижают практическую ценность приведенных рекомендаций. Поэтому необходимы уточнения расчетной модели и более подробная интерпретация результатов моделирования.

Рассмотрим схему сил, действующих в поперечном сечении заготовки (см. рис. 1). Согласно положениям теоретической механики, заготовка находится в равновесии, если сумма проекций сил на координатные оси равна нулю и сумма моментов сил относительно мгновенного центра *O* враще-

ния равна нулю. Уравнения равновесия заготовки в системе координат YOZ имеют вид:

$$\left. \begin{aligned} \Sigma Y &= -P_y - Q \sin \lambda + N_1 \cos(180^\circ - \alpha - \beta) - \\ &- N_2 \sin(90^\circ - \beta) + R_1 \sin(180^\circ - \alpha - \beta) + \\ &+ R_2 \cos(90^\circ - \beta) = 0; \\ \Sigma Z &= -P_z - G - Q \cos \lambda + N_1 \sin(180^\circ - \alpha - \beta) + \\ &+ N_2 \cos(90^\circ - \beta) - R_1 \cos(180^\circ - \alpha - \beta) + \\ &+ R_2 \sin(90^\circ - \beta) = 0; \\ \Sigma M_0 &= (R_1 + R_2 - P_z)r_0 = 0, \end{aligned} \right\} (1)$$

где β — угол установки опор относительно ШК; λ — угол приложения силы Q прижима заготовки; P_y и P_z — радиальная и касательная составляющие силы резания; N_1, N_2 — нормальные силы реакций опор; R_1, R_2 — силы трения в местах контакта заготовки с опорами; r_0 — радиус заготовки; G — сила тяжести заготовки.

Сила Q прижима обусловлена эксцентриситетом e между центром O вращения заготовки и центром A планшайбы станка. Сила Q зависит от величины эксцентриситета e , частоты ω вращения, давления R , коэффициента μ трения между планшайбой и заготовкой. В работе [4], по аналогии с дисковыми фрикционными муфтами, сила Q описана выражением:

$$Q = \mu R \left(1 - \frac{1}{2,6\gamma^2 + 1} \right), \quad (2)$$

где $\gamma = \omega e / r_0 \Delta \omega$; $\Delta \omega$ — угловое проскальзывание между планшайбой станка и заготовкой.

В работе [5] предложена формула, отличная от уравнения (2), и на основе ее анализа сделаны выводы о том, что сила Q зависит от крутящего момента и не зависит от эксцентриситета e . Однако проведенные эксперименты подтвердили наличие влияния эксцентриситета e на силу Q и тем самым справедливость формулы (2).

Выразим силы трения через нормальные силы реакций и коэффициенты f трения неподвижных опор. Считая коэффициенты f трения равными, получим: $R_1 = fN_1$; $R_2 = fN_2$. При базировании заготовок по ранее обработанной поверхности (например, по бортам кольца подшипника при шли-

фовании желоба) коэффициенты f трения в процессе обработки можно считать постоянными, что подтверждено в работе [6]. Радиальная P_y составляющая силы шлифования зависит от текущего значения глубины резания. Касательную P_z составляющую силы резания определим через так называемый коэффициент k резания и радиальную составляющую: $P_z = kP_y$.

Решим систему линейных уравнений с учетом введенных обозначений, состоящую из двух первых уравнений системы (1), относительно неизвестных реакций N_1 и N_2 опор:

$$\left. \begin{aligned} N_1 &= \frac{(kP_y + G + Q \cos \lambda)[f \sin(\alpha + \beta) - \cos(\alpha + \beta)] -}{(\sin \beta + f \cos \beta)[f \sin(\alpha + \beta) - \cos(\alpha + \beta)] -} \rightarrow \\ &\rightarrow + \frac{-(P_y + Q \sin \lambda)[\sin(\alpha + \beta) + f \cos(\alpha + \beta)]}{-(f \sin \beta - \cos \beta)[\sin(\alpha + \beta) + f \cos(\alpha + \beta)]}; \\ N_2 &= \frac{(P_y + Q \sin \lambda)(\sin \beta + f \cos \beta) -}{(\sin \beta + f \cos \beta)[f \sin(\alpha + \beta) - \cos(\alpha + \beta)] -} \rightarrow \\ &\rightarrow + \frac{-(kP_y + G + Q \cos \lambda)(f \sin \beta - \cos \beta)}{-(f \sin \beta - \cos \beta)[\sin(\alpha + \beta) + f \cos(\alpha + \beta)]}. \end{aligned} \right\} (3)$$

Подставим выражения (3) в последнее уравнение системы (1):

$$\begin{aligned} &[f \sin(\alpha + \beta) - \cos(\alpha + \beta)][f(G + Q \cos \lambda) + \\ &+ kP_y(f - a)] - [\sin(\alpha + \beta) + f \cos(\alpha + \beta)] \times \\ &\times [fQ \sin \lambda + P_y(f - kb)] + af(P_y + Q \sin \lambda) - \\ &- bf(kP_y + G + Q \cos \lambda) = 0, \end{aligned} \quad (4)$$

где $a = \sin \beta + f \cos \beta$; $b = f \sin \beta - \cos \beta$.

Уравнение (4) представляет собой условие равенства нулю суммарного момента от сил трения на опорах и силы резания. При его выполнении обеспечивается минимальная величина проскальзывания заготовки относительно планшайбы станка. Кроме того, с уменьшением трения в местах контакта заготовки с опорами улучшается качество поверхности, что важно при базировании по окончательно обработанной поверхности.

Для равномерного прижима заготовки к обоим опорам необходимо обеспечить равенство сил: $N_1 = N_2$ и $R_1 = R_2$. В этом случае после преобразования системы (1), получим:

$$\begin{aligned} &(kP_y + G + Q \cos \lambda)(f \sin(\alpha + \beta) - \cos(\alpha + \beta) + \\ &+ f \sin \beta - \cos \beta) - (P_y + Q \sin \lambda)(\sin(\alpha + \beta) + \\ &+ f \cos(\alpha + \beta) + \sin \beta + f \cos \beta) = 0. \end{aligned} \quad (5)$$

В выражения (4) и (5) входят, с одной стороны, наладочные углы α , β и λ , а с другой стороны, силы P_y , G и Q . Углы α и β выбирают исходя из минимальной погрешности базирования по методике работы [7]. Радиальная составляющая силы шлифования для одной заготовки $P_y = 10\div 30$ Н (в зависимости от степени затупления ШК). Исследование силы Q в зависимости от величины эксцентриситета e и ее влияние на параметры точности заготовок показало, что при $Q = 10$ Н деформации заготовки и вибрации в процессе шлифования минимальные.

Для оптимизации силовых параметров процесса согласно уравнениям (4) и (5) целесообразно варьировать величину и направление силы Q при прочих равных условиях. Исследуем влияние указанных параметров на интервал изменения углов α и β наладки шлифовального станка. Графики допустимых значений углов α и β в зависимости от угла λ и величины силы Q представлены на рис. 2 для исходных данных, соответствующих чистовому шлифованию желоба кольца подшипника $\varnothing 30$ мм из стали ШХ15 на опорах из твердого сплава ВК6: $G = 10$ Н; $P_y = 20$ Н; $k = 0,5$; $f = 0,17$.

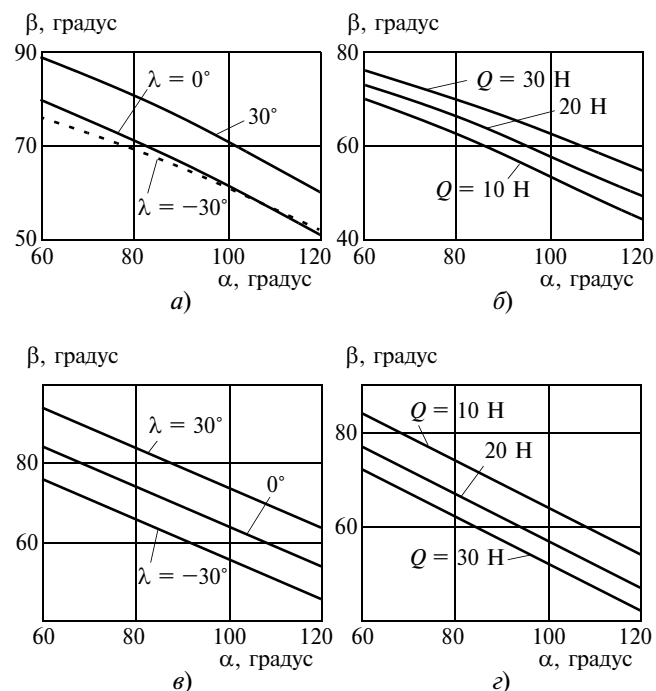


Рис. 2. Графики зависимостей угла β от угла α при разных значениях угла λ (а и в) и силы Q (б и з) по условию уравнения (4) (а и б) и уравнения (5) (в и з)

Анализ результатов моделирования показал, что изменение коэффициентов f трения и k резания в уравнениях (4) и (5) приводит к незначительному изменению абсолютных значений углов α и β , но характер зависимостей, показанный на рис. 2 сохраняется. Графики $\beta = f(\alpha)$ имеют вид монотонно убывающих линий с малой кривизной. Изменению угла α от 60 до 120° соответствует изменение угла β от 90 до 45° . Увеличение угла λ способствует смещению графиков $\beta = f(\alpha)$ в сторону больших значений при обоих условиях (4) и (5). Рост силы Q при прочих равных параметрах приводит к увеличению углов α и β по условию (4) и их уменьшению по условию (5).

Таким образом, общие рекомендации по наладке шлифовального станка на неподвижных опорах, обеспечивающие стабильное вращение заготовки, заключается в следующем. Угол α между опорами назначают из условия минимальной погрешности базирования в зависимости от исходных отклонений формы заготовки. Силу Q , зависящую от силы торцового прижима и эксцентриситета e , принимают минимально достаточной для прижима заготовки при отсутствии резания. Угол λ ее приложения может изменяться в широких ($\pm 45^\circ$) пределах. Равномерное распределение сил реакции на опорах и минимальный суммарный крутящий момент обеспечивают путем выбора угла β при заданных остальных параметрах.

Список литературы

1. Hashimoto F. Effect of friction and wear characteristics of regulating wheel on centerless grinding // *Abrasives. Centerless grinding*. — 2000. — Aug. — P. 8–15.
2. Ашкиназий Я. М. Бесцентровые круглошлифовальные станки. — М.: Машиностроение, 2003. — 352 с.
3. Рувинов Д. Я. Автоматическая загрузка бесцентрово-шлифовальных станков. — М.: Машгиз, 1963. — 107 с.
4. Филькин В. П., Колтунов И. Б. Прогрессивные методы бесцентрового шлифования. — М.: Машиностроение, 1971. — 204 с.
5. Лейках Л. М. Торцовый фрикционный привод изделия при бесцентровом шлифовании на неподвижных опорах // *Станки и инструмент*. — 1968. — № 9. — С. 8–10.
6. Котов Л. Ф., Гершензон В. Д. Неравномерность вращения деталей при бесцентровом шлифовании на неподвижных опорах // *Станки и инструмент*. — 1971. — № 7. — С. 6–7.
7. Захаров О. В. Минимизация погрешностей формообразования при бесцентровой абразивной обработке. — Саратов: СГТУ, 2006. — 152 с.