

ПОВЫШЕНИЕ КАЧЕСТВА И ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТИ ФИНИШНОЙ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ

Новиков Ф.В., докт. техн. наук (ХНЭУ, Харьков)

Кленов О.С., канд. техн. наук (Фирма “ДиМерус Инженеринг” ООО, Харьков)

Theoretically and experimentally proved conditions for increasing productivity and quality finish machining of precision parts

При изготовлении ответственных деталей машин из труднообрабатываемых материалов постоянно возникают проблемы повышения качества и производительности финишной механической обработки. Сложность решения данной проблемы обусловлена тем, что повышение качества обработки предполагает

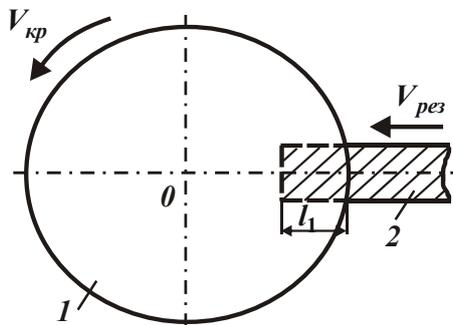


Рис. 1. Расчетная схема процесса шлифования прямолинейного образца, движущегося по нормали к кругу:

1 – круг; 2 – образец.

уменьшение производительности в связи со снижением режимов резания [1, 2]. Поэтому важно определить такие параметры обработки, изменение которых приводило бы к одновременному повышению качества и производительности обработки. В связи с этим, целью работы является обоснование технологических закономерностей формирования параметров качества обработки по температурному критерию с учетом производительности обработки. Для этого рассмотрим уравнение баланса тепла, уходящего в образующиеся стружки и обрабатываемый образец при шлифовании по схеме, показанной на рис. 1 [3]:

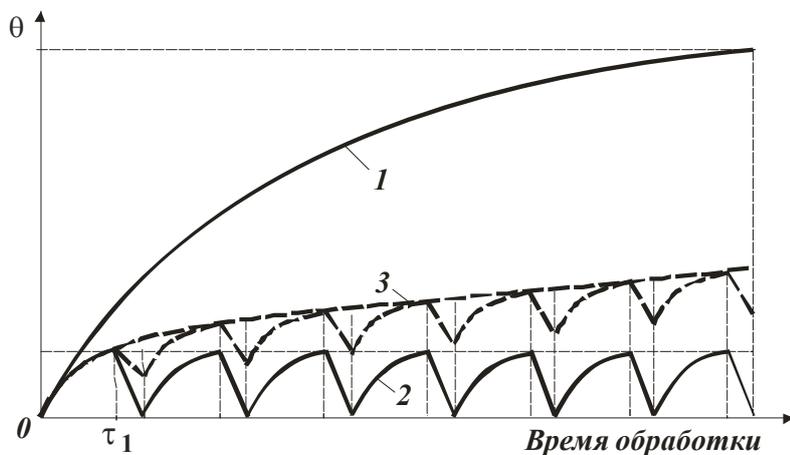
$$c\rho SV_{рез} \cdot \int_0^{\tau} \theta(\tau) \cdot d\tau + \frac{c\rho\lambda S^2}{2 \cdot N} \cdot [\theta(\tau)]^2 = N \cdot \tau, \quad (1)$$

и его решение:

$$\theta(\tau) = \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot z, \quad (2)$$

где $\theta(\tau)$ – температура шлифования, К; τ – время обработки, с; $N = q \cdot S$ – мощность теплового источника, Вт; S – площадь поперечного сечения образца, м²; $q = \sigma \cdot V_{рез}$ – плотность теплового потока, Вт/м²; σ – условное напряжение резания, Н/м² (энергоемкость обработки, Дж/м³); $V_{рез}$ – скорость движения образца, м/с; c – удельная теплоемкость материала, Дж/(кг·К); λ – коэффициент теплопроводности материала, Вт/м·К; ρ – плотность материала, кг/м³; z – относительная величина температуры, изменяется в пределах 0...1 и определяется из уравнения $\frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot l_1 \cdot V_{рез} = -\ln(1-z) - z$; l_1 – толщина слоя снятого материала, м.

При шлифовании, как установлено теоретически, величина z принимает относительно небольшие значения ($z < 0,2$) и поэтому практически все образующееся тепло уходит в обрабатываемый образец. В связи с этим зависимость (2) может быть упрощена и сведена к простому виду:



$$\theta = \sigma \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot V_{рез} \cdot l_1}{c \cdot \rho \cdot \lambda}} \quad (3)$$

Рис. 2. Зависимость температуры шлифования θ от времени при обработке в один переход и отсутствии остывания образца (1) и при обработке в n переходов при полном (2) и частичном (3) остывании образца.

Сравнение расчетных и экспериментальных значений температуры шлифования показало на их высокую сходимость (в пределах 90%), что свидетельствует о достоверности полученного теоретического решения. Из зависимости (3) вытекают основные условия уменьшения температуры шлифования, состоящие в уменьшении условного

напряжения резания σ (энергоёмкости обработки) и в съеме припуска Π небольшими частями l_1 за счет периодического прерывания процесса шлифования с целью охлаждения нагретого образца (рис. 2). Уменьшая $l_1 \rightarrow 0$, можно фактически неограниченно увеличить скорость образца $V_{рез}$ и соответственно производительность обработки при одной и той же температуре шлифования θ . Это свидетельствует о существовании значительных резервов шлифования. В связи с этим проведена оптимизация структуры и параметров операции шлифования в n переходов по наименьшему основному времени обработки τ с учетом ограничения по температуре шлифования θ :

$$\tau = \tau_1 + \tau_2 + \dots + \tau_n = \frac{\left[\Pi_1^2 + \Pi_2^2 + \dots + \Pi_{n-1}^2 + (\Pi - \Pi_1 - \Pi_2 - \dots - \Pi_{n-1})^2 \right]}{A}, \quad (4)$$

где $\Pi_1, \Pi_2, \dots, \Pi_n$ – снимаемые припуски на 1; 2 и n -ном переходах;

$$\Pi_1 + \Pi_2 + \dots + \Pi_n = \Pi - \text{суммарный припуск, м; } A = \left(\frac{c \cdot \rho \cdot \lambda}{2} \right) \cdot \left(\frac{\theta}{\sigma} \right)^2.$$

Из зависимости (4) вытекает бесконечное количество экстремумов (минимумов) основного времени обработки τ от величин $\Pi_1, \Pi_2, \dots, \Pi_n$ (рис. 3,а).

Подчиняя функцию τ необходимому условию экстремума: $\tau'_{\Pi_1} = 0$; $\tau'_{\Pi_2} = 0$;

\dots ; $\tau'_{\Pi_n} = 0$, определены экстремальные значения: $\Pi_1 = \Pi_2 = \dots = \Pi_n = \frac{\Pi}{n}$;

$$\tau_{min} = \frac{\Pi^2}{n \cdot A}; \quad V_{рез} = \frac{n \cdot A}{\Pi} \quad (\text{рис. 3,б}).$$



Рис. 3. Зависимость $\tau \cdot A / \Pi^2$ от Π_1 / Π для операции шлифования в два перехода (а); зависимости $\tau_{min} \cdot A / \Pi^2$ (1), $V_{рез} \cdot \Pi / A$ (2) (б) и τ_{min} (в) от количества переходов n .

В результате установлено, что при обеспечении полного охлаждения образца между переходами (но без учета времени, затрачиваемого на его охлаждение) основное время обработки принимает минимальное значение при условии разбиения снимаемого припуска на одинаковые части и выполнения многопереходной обработки с одинаковой скоростью образца $V_{рез}$. При этом значение τ_{min} тем меньше, чем больше количество переходов n и меньше величина припуска, снимаемого на каждом переходе.

Расчетами установлено, что учет времени, затрачиваемого на полное охлаждение образца между переходами, не изменяет экстремальный характер зависимости (4) основного времени обработки от количества переходов n , однако, увеличивает его минимальное значение τ_{min} (рис. 3,в):

$$\tau_{min} = \frac{\tau}{n} + (n-1) \cdot \tau_{охл} = \frac{1}{n} \cdot \left(\tau - \frac{\sqrt{0,5 \cdot c \cdot \rho \cdot \lambda \cdot \tau}}{\alpha} \right) + \frac{\sqrt{0,5 \cdot c \cdot \rho \cdot \lambda \cdot \tau}}{\alpha}, \quad (5)$$

где α – коэффициент теплоотдачи, Вт/(м²·К); $\tau_{нагр}$, $\tau_{охл}$ – время нагрева и охлаждения

образца, с; $\tau_{охл} = \frac{\sqrt{0,5 \cdot c \cdot \rho \cdot \lambda \cdot \tau_{нагр}}}{\alpha}$; $\frac{\tau_{охл}}{\tau_{нагр}} = \frac{1}{\alpha} \cdot \sqrt{\frac{c \cdot \rho \cdot \lambda}{2 \tau_{нагр}}}$; $\tau_{нагр} = \frac{\tau}{n^2}$;

$\tau = \frac{\Pi^2}{A}$ – время съема припуска Π за один переход при условии обеспечения заданной температуры шлифования θ , с.

Так, установлено, что с увеличением n величина τ_{min} уменьшается не бесконечно (как в предыдущем решении), а до конечного значения, определяемого вторым слагаемым зависимости (5). При этом отношение значений τ_{min} , полученных по зависимостям (5) и (4), составляет 1,17 (при $n=2$) и 3,53 (при $n=16$). Решение (5) получено из условия равенства количества тепла, которое затрачивается на нагревание $Q_{нагр} = S \cdot \theta \cdot \sqrt{0,5 \cdot c \cdot \rho \cdot \lambda \cdot \tau_{нагр}}$ и полное охлаждение

$Q_{охл} = \alpha \cdot (\theta - \theta_0) \cdot S \cdot \tau_{охл}$ обрабатываемого образца, где θ_0 – температура образца после его охлаждения ($\theta_0=0$); S – площадь поперечного сечения образца, m^2 . Расчеты выполнены для следующих исходных данных: $\rho=14,5 \cdot 10^3$ кг/ m^3 ; $c=40$ кал/(кг·град); $\lambda=14$ кал/(м·с·град); $\alpha=10^4$ кал/($m^2 \cdot c \cdot град$); $\theta=1000^0C$; $\sigma=10^5$ Н/ mm^2 ; $\Pi=0,1$ мм; $A=7 \cdot 10^{-9}$ m^2/c . Расчетами также установлено, что с увеличением количества переходов n отношение $\tau_{охл}/\tau_{нагр}$ увеличивается (табл. 1), а длина рабочего выступа круга l (при прерывистом шлифовании со скоростью круга 30 м/с) принимает весьма большие значения. Следовательно, с помощью прерывистого шлифования сложно осуществить условия обработки, соответствующие кривой 2 на рис. 2. Фактически можно реализовать кривую 3, предполагающую лишь частичное охлаждение обрабатываемого образца в период прерывания процесса шлифования, что также создает эффект обработки, подтвержденный экспериментальными данными. Реализовать же кривую 2 на рис. 2 и таким образом добиться наибольшей производительности при заданной температуре шлифования θ можно за счет применения многопереходной обработки, используя, например, схемы шлифования, когда обрабатываемый образец движется не по нормали, а по касательной к рабочей поверхности круга (совершая возвратно-поступательные движения в тангенциальном направлении), т.е. применения схем многопроходного плоского и круглого наружного шлифования.

Таблица 1

Расчетные значения $\tau_{нагр}$, $\tau_{охл}/\tau_{нагр}$ и l для $\Pi=0,1$ мм

n	1	2	3	4	8	16
$\tau_{нагр}, c$	1,43	0,357	0,159	0,089	0,022	0,0056
$\tau_{охл}/\tau_{нагр}$	–	0,337	0,505	0,675	1,358	2,693
l, m	–	10,7	4,74	2,7	0,66	0,17

Чтобы реализовать кривую 2 на рис. 2 при частичном охлаждении образца между переходами, получено новое решение, аналогичное решению (4). Основное время обработки в данном случае также изменяется по экстремальной зависимости. Однако, минимум времени обработки обусловлен неравномерно снимаемым по переходам припуском, подчиняющимся закону, близкому к возрастающей геометрической прогрессии. При этом скорость радиальной подачи по переходам изменяется по закону, близкому к убывающей геометрической прогрессии (рис. 4,а), а минимальное время обработки тем меньше, чем больше количество переходов n (рис. 4,б). Следовательно, реализация условий шлифования с дискретно изменяющейся (уменьшающейся) по переходам скорости радиальной подачи позволяет повысить производительность обработки при обеспечении заданной температуры шлифования θ . Расчетами установлено, что основное время обработки по переходам, например, при шлифовании в 4 перехода, подчиняется зависимости $\tau = (0,021 + 0,063 + 0,133 + 0,233) \cdot \Pi^2 / A$, т.е. на последнем переходе оно значительно больше, чем на первом. Скорость $V_{рез1}$ на

первом переходе в 7 раз больше скорости $V_{рез}$ при шлифовании в один переход, а на четвертом переходе – больше всего в 1,5 раза (рис. 4,а).

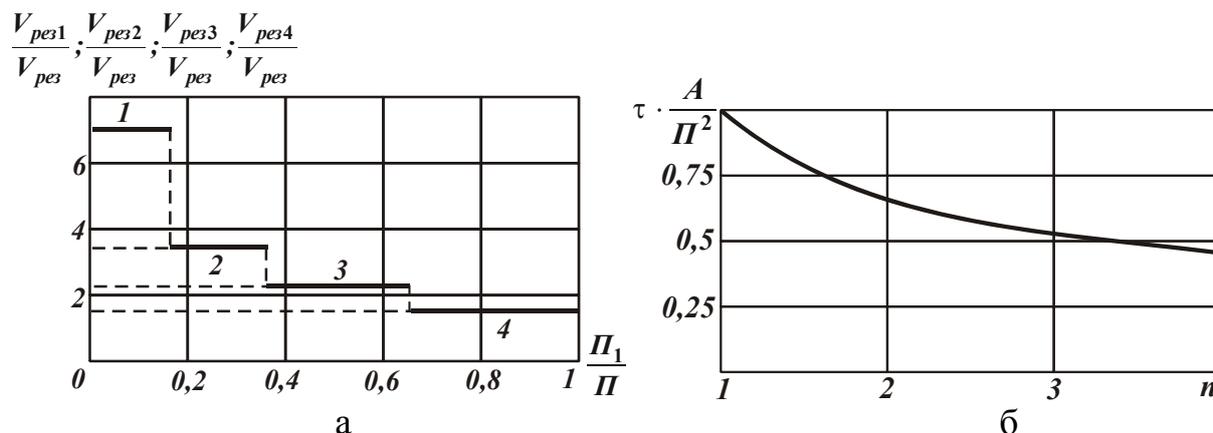


Рис. 4. Характер изменения отношений $V_{рез1}/V_{рез}$ (1), $V_{рез2}/V_{рез}$ (2) и $V_{рез3}/V_{рез}$ (3) $V_{рез4}/V_{рез}$ (4) на четырех переходах (а) и зависимость $\tau \cdot A / \Pi^2$ от n (б).

Аналогичное решение получено упрощенным методом, рассматривая зависимость (3) в виде $V_{рез} = \sqrt{A/\tau}$. Из зависимости вытекает возможность обеспечения заданной температуры шлифования θ за счет уменьшения во времени скорости $V_{рез}$. Величина снятого припуска Π за время τ равна

$$\Pi = \int_0^{\tau} V_{рез} \cdot d\tau, \text{ откуда } \tau = 0,25 \cdot \Pi^2 / A. \text{ Очевидно, при шлифовании образца с}$$

постоянной скоростью $V_{рез}$ время съема припуска величиной Π равно $\tau = \Pi^2 / A$. Следовательно, при шлифовании с непрерывно уменьшающейся во времени скоростью $V_{рез}$ основное время обработки может быть уменьшено в 4 раза при одинаковой температуре шлифования. Это свидетельствует о существовании значительных технологических возможностей данной схемы шлифования в плане повышения производительности и качества обработки. Установлено, что наиболее просто данную схему шлифования можно реализовать, применяя процесс выхаживания. В этом случае скорость радиальной подачи подчиняется закону, близкому к убывающей геометрической прогрессии, т.е. такому же закону, как и при многопереходной обработке с уменьшающейся по переходам (во времени) скоростью $V_{рез}$.

Установлено, что переход от схемы шлифования, показанной на рис. 1, к плоскому многопроходному шлифованию (рассматривая обрабатываемую деталь в виде пакета прямолинейных образцов, движущихся по касательной к кругу со скоростью $V_{дет}$, рис. 5,а) позволяет наиболее просто реализовать эффект периодического прерывания процесса шлифования с целью охлаждения обрабатываемой детали и обеспечения максимальной производительности обработки. В особой мере это относится к шлифованию периферией круга, где

отношение $\tau_{охл}/\tau_{нагр} \gg 1$ и, в отличие от торцового шлифования, можно значительно проще обеспечить полное охлаждение детали между проходами круга. Для снижения температуры при торцовом шлифовании целесообразно использовать прерывистые круги (реализуя кривую 2 на рис. 2), а также уменьшать угол α (рис. 5,а):

$$\theta = \sigma \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot V_{дет} \cdot l_1 \cdot \operatorname{tg} \alpha}{c \cdot \rho \cdot \lambda}} \quad (6)$$

Проведено сравнение основного времени обработки при шлифовании образца, движущегося по нормали и по касательной к кругу при обеспечении одинаковой температуры шлифования. Установлено, что первую схему шлифования эффективно применять в случае, когда длина образца превышает длину его контакта с кругом.

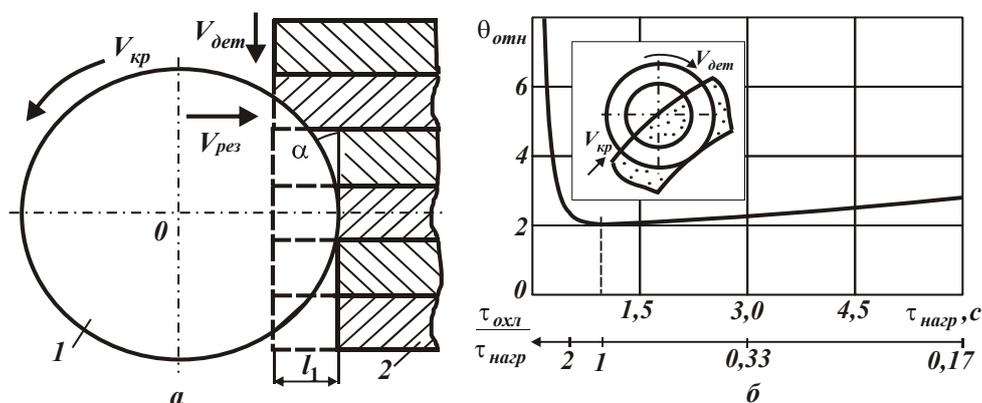


Рис. 5. Расчетная схема шлифования (а) и зависимость относительной температуры $\theta_{отн}$ от времени $\tau_{нагр}$ (б): 1 – круг; 2 – образец.

На основе зависимости (6), определены условия уменьшения температуры для заданной производительности шлифования торцом круга торцевой поверхности вращающейся цилиндрической детали. Они состоят в установлении площади контакта круга с деталью, равной половине площади обрабатываемой поверхности, а также в уменьшении скорости вращения детали до значения, при котором обеспечивается условие полного охлаждения обрабатываемой поверхности в период прерывания ее контакта с кругом (рис. 5,б):

$$\theta_{min} = 2 \cdot \sigma \cdot V_{рез} \cdot \sqrt{\frac{1}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{\pi \cdot D_{дет}}{V_{дет}}} \quad (7)$$

По аналогии с полученными решениями (рис. 3,а и рис. 4,а), произведена оптимизация структуры и параметров операции плоского шлифования по наименьшему основному времени обработки при заданной температуре для случаев полного и частичного охлаждения обрабатываемой детали между проходами круга. Доказано, что в первом случае можно добиться значительно меньшего основного времени обработки, чем во втором случае. При этом глубину шлифования и скорость детали по проходам следует устанавливать одинаковыми, увеличивая количество проходов и принимая скорость детали максимально возможной для конкретного станка. Во втором случае необходимо

глубину шлифования по проходам увеличивать, а скорость детали уменьшать по законам, близким к геометрической прогрессии, например, при съеме припуска Π за 4 прохода: $t_1 = 0,146 \cdot \Pi$; $t_2 = 0,219 \cdot \Pi$; $t_3 = 0,285 \cdot \Pi$; $t_4 = 0,35 \cdot \Pi$; $\frac{V_{\text{дем1}}}{V_{\text{дем}}} = 18,193$; $\frac{V_{\text{дем2}}}{V_{\text{дем}}} = 7,427$; $\frac{V_{\text{дем3}}}{V_{\text{дем}}} = 4,011$; $\frac{V_{\text{дем4}}}{V_{\text{дем}}} = 2,538$, где $V_{\text{дем}}$ – скорость детали при съеме припуска Π за один проход. Как видно, на последнем проходе фактически реализуются условия глубинного шлифования. Поэтому в работе получила дальнейшее развитие математическая модель определения температуры при глубинном шлифовании, рис. 6,а. Установлено, что в связи с криволинейностью контакта круга с обрабатываемой деталью скорость $V_{\text{рез}}$ перерезания адиабатических стержней, которыми условно представлен снимаемый припуск, уменьшается во времени τ . Это приводит к экстремальному характеру изменения температуры θ по толщине снимаемого припуска (во времени τ):

$$\frac{\theta}{\theta_*} = \left(1 - \frac{\tau}{\tau_*}\right) \cdot \sqrt{\frac{\tau}{\tau_*}}, \quad (8)$$

где $\theta_* = \frac{\sigma}{\lambda} \cdot \frac{V_{\text{дем}}^2 \cdot \tau_*}{R_{\text{кр}}} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot \tau_*}$; $\tau_* = \frac{\sqrt{2 \cdot R_{\text{кр}} \cdot t}}{V_{\text{дем}}}$ – время контакта круга с адиабатическим стержнем, с.

Подчиняя зависимость (8) необходимому и достаточному условиям экстремума, установлено, что при $\tau = \tau_* / 3$ имеет место максимум функции θ / θ_* (рис. 6,б). Установлено также, что при постоянной скорости $V_{\text{рез}}$ перерезания адиабатического стержня температура θ_1 непрерывно увеличивается с течением времени обработки τ (рис. 6,б):

$$\theta_1 = \frac{\sigma}{\lambda} \cdot \frac{V_{\text{дем}}^2 \cdot \tau_*}{R_{\text{кр}}} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot \tau_* \cdot \frac{\tau}{\tau_*}} \quad \text{или} \quad \frac{\theta_1}{\theta_*} = \sqrt{\frac{\tau}{\tau_*}}. \quad (9)$$

Следовательно, благодаря реализации переменной (уменьшающейся во времени) скорости $V_{\text{рез}}$ максимальная температура шлифования θ / θ_* меньше температуры θ_1 / θ_* приблизительно в 3 раза и достигается фактически в начальный момент перерезания адиабатического стержня. Это свидетельствует о том, что нагреву подвергается главным образом снимаемый припуск, т.е. при глубинном шлифовании основная часть тепла уходит в образующиеся стружки, в обрабатываемую деталь уходит меньше тепла.

Температура θ поверхностного слоя детали $y=0$ (рис. 6,а), равна

$$\theta = \frac{0,94 \cdot \sigma}{\lambda \cdot \sqrt{R_{\text{кр}}}} \cdot \left(\sqrt{\frac{0,94 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot \sqrt{R_{\text{кр}}} \cdot U} - U \right), \quad (10)$$

где $U = Q_{\text{yд}} \cdot \sqrt{t}$ – переменная; $Q_{\text{yд}} = t \cdot V_{\text{дем}}$ – удельная производительность обработки, м²/с; $R_{\text{кр}}$ – радиус круга, м.

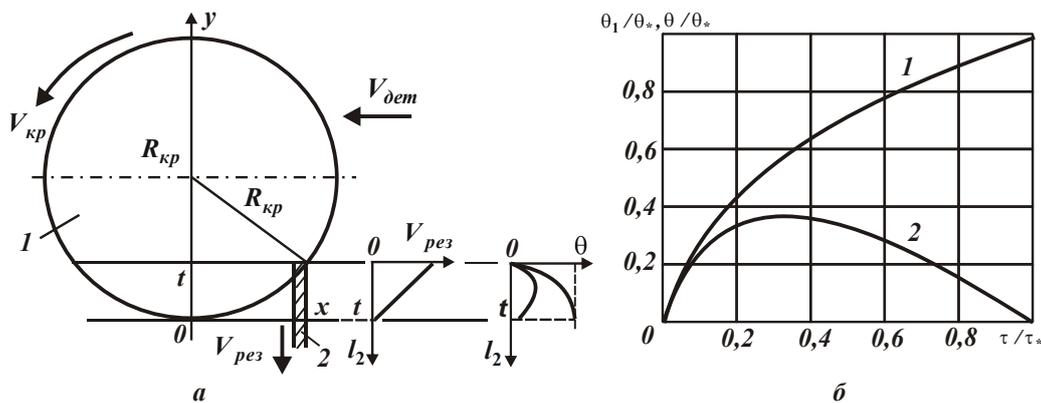


Рис. 6. Расчетная схема температуры глубинного шлифования: 1 – круг; 2 – адиабатический стержень (а) и зависимости θ_1 / θ_* (1), θ / θ_* (2) от τ / τ_* (б).

Подчиняя функцию θ необходимому и достаточному условиям экстремума, установлены экстремальные значения:

$$U = \frac{0,94 \cdot \lambda \cdot \sqrt{R_{кр}}}{4 \cdot c \cdot \rho}; \quad \theta_{max} = 0,22 \cdot \frac{\sigma}{c \cdot \rho}.$$

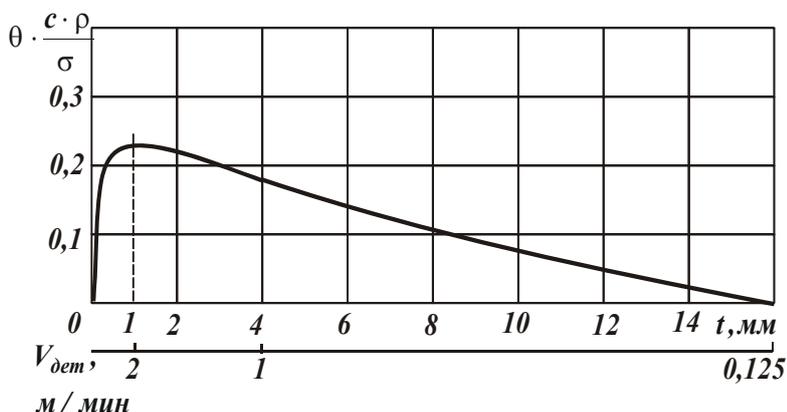


Рис. 7. Изменение функции $\theta \cdot c \cdot \rho / \sigma$ от глубины шлифования t (при одновременном изменении скорости детали $V_{дет}$).

Соответственно температура θ поверхностного слоя обработанной детали с увеличением глубины шлифования (при обеспечении заданной производительности обработки) изменяется по экстремальной зависимости, проходя точку максимума (рис. 7). Это свидетельствует о том, что уменьшить температуру шлифования можно двумя путями: применением мно-

гопроходного шлифования (с относительно большой скоростью детали) и глубинного шлифования (с весьма малой скоростью детали). При этом установлено, что с увеличением производительности обработки экстремум (максимум) температуры смещается в область меньших глубин шлифования, а максимальное значение температуры остается неизменным. Следовательно, реализовать бездефектное глубинное шлифование можно с относительно большой удельной производительностью обработки, достигаемой 5–10 тыс. $\text{мм}^3/(\text{мин} \cdot \text{мм})$, и глубиной шлифования до 10 мм и более. Например, при разрезке заготовок на части, при прорезке глубоких пазов и канавок. Полученный результат хорошо согласуется с известными экспериментальными данными проф. Вернера Г. (США), а также свидетельствует о том, что глубинное шлифование является одним из высокопроизводительных методов механической обработки, по производительности и качеству обработки вполне конкурентоспособным с применяемыми методами резания лезвийными инструментами.

В работе определена энергоемкость обработки при шлифовании (условное напряжение резания σ) с учетом процессов резания и трения связки круга с материалом. Установлено, что при шлифовании прямолинейного образца, движущегося по нормали к кругу (рис. 1), и при плоском шлифовании (рис. 6) величина σ определяется зависимостями:

$$\sigma = \sigma_{рез} + \left(\frac{V_{рез}}{V_{рез0}} - 1 \right) \cdot \frac{c \cdot f \cdot \tau \cdot V_{кр}}{S}; \quad (11)$$

$$\sigma = \sigma_{рез} + \left(\frac{t}{t_{\phi}} - 1 \right) \cdot \frac{c \cdot f \cdot n \cdot V_{кр}}{B \cdot V_{дем}}, \quad (12)$$

где $\sigma_{рез}$ – условное напряжение резания (учитывает резание зернами круга, но не учитывает трение связки круга с материалом), Н/м²; $V_{рез}, V_{рез0}$ – фактическая и номинальная линейные скорости съема материала, м/с; f – коэффициент трения связки круга с материалом; c – жесткость технологической системы, Н/м; τ – время обработки, с; $V_{кр}$ – скорость круга, м/с; S – площадь поперечного сечения обрабатываемого образца, м²; B – ширина шлифования, м; t, t_{ϕ} – номинальная и фактическая глубины шлифования, м; n – количество проходов круга.

Первые слагаемые зависимости обусловлены процессом резания, а вторые – трением связки круга с материалом в связи с различием параметров $V_{рез}, V_{рез0}$ и t, t_{ϕ} по причине возникновения в технологической системе упругих перемещений.

Расчеты показали, что при шлифовании прямолинейного образца, движущегося по нормали к кругу, энергоемкость обработки во много раз больше, чем при плоском шлифовании. Например, при $V_{рез}/V_{рез0}=2$; $c=10^3$ кГс/мм; $\tau=60$ с; $f=0,5$; $V_{кр}=30$ м/с; $S=20$ мм² и $t/t_{\phi}=2$; $B=20$ мм; $V_{дем}=30$ м/мин вторые слагаемые зависимостей, обусловленные трением связки круга с материалом, соответственно равны $15 \cdot 10^6$ кГс/мм² и $30 \cdot 10^3$ кГс/мм². Как видно, применение схемы плоского шлифования позволяет существенно уменьшить σ . Следовательно, эффективно подачу при шлифовании осуществлять не по нормали к кругу (рис. 1), а по касательной к ней (рис. 5,а). Это уменьшает упругое перемещение в технологической системе, интенсивность трения связки круга с материалом, энергоемкость обработки и температуру. При исключении трения связки круга с материалом из общего энергетического баланса при шлифовании энергоемкость определяется лишь условным напряжением резания зернами круга $\sigma_{рез}$. Исходя из этого, сформулированы необходимое и достаточное условия уменьшения энергоемкости обработки. Они состоят в уменьшении и даже исключении расхождения номинального и фактического значения глубины шлифования, обусловленного упругими перемещениями в технологической системе. Это достигается обеспечением увеличенного выступания вершин зерен над уровнем связки круга и своевременным удалением с рабочей поверхно-

сти круга затупленных зерен за счет применения эффективных методов правки и режима самозатачивания круга.

В работе также определены условия уменьшения параметра $\sigma_{рез} = \sigma_{сж} / \operatorname{tg}\beta$, состоящие в увеличении условного угла сдвига материала β (где $\sigma_{сж}$ – предел прочности на сжатие обрабатываемого материала, Н/м²). Установлено, что угол β вполне однозначно определяется отношением длины контакта образующейся стружки с передней поверхностью инструмента l и

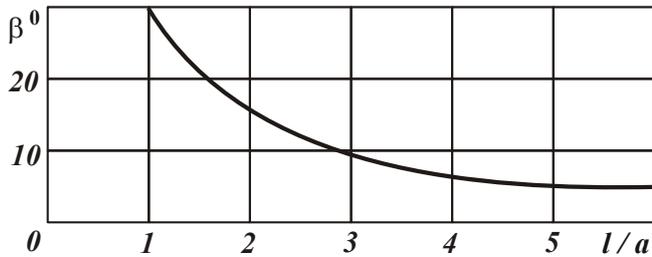


Рис. 8. Зависимость угла β от отношения l/a .

толщины среза a (рис. 8), т.е. чем меньше l/a , тем больше β и меньше $\sigma_{рез}$. С увеличением отношения l/a угол β может принимать весьма малые значения ($\beta < 10^\circ$), что подтверждается экспериментальными данными [4], тогда как, согласно известным расчетным схемам, объ-

яснить наличие таких небольших значений угла β фактически не возможно. Следовательно, в расчетах силу резания необходимо рассматривать не в виде сосредоточенной силы, приложенной к вершине инструмента (как это принято), а в виде равномерно распределенной нагрузки, действующей на передней поверхности инструмента. Это позволяет уточнить известные теоретические решения и определить условия снижения силовой напряженности процесса обработки.

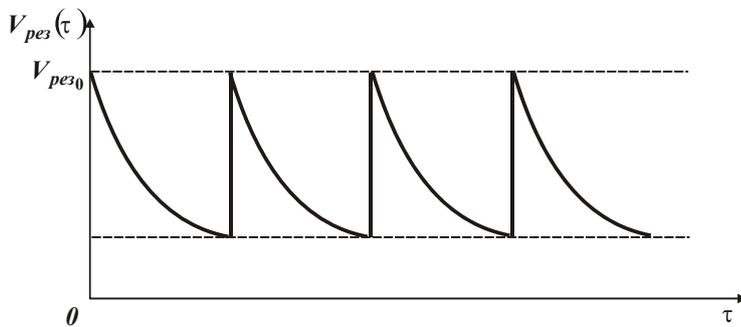


Рис. 9. Характер изменения скорости $V_{рез}(\tau)$ с течением времени обработки τ .

Используя результаты теоретических исследований, разработаны и внедрены в производство эффективные операции финишной обработки деталей гидроаппаратуры. Так, экспериментально установлено, что применение на станке "Теленхауз" схемы шлифования торцевой поверхности сепаратора (изготовленного из стали 20X3МВФ-Ш

твердостью $HV \geq 800$) торцом круга с непрерывно уменьшающейся во времени скоростью съема припуска, реализуемой путем периодического создания в технологической системе натя-га величиной 0,01 мм (рис. 9), исключает образование прижогов на обрабатываемых поверхностях без снижения производительности обработки. Это подтверждает теоретические результаты и позволяет осуществить переход от малоэффективной притирки абразивным порошком сепаратора к его шлифованию, обеспечивающему выполнение высоких требований по точности и шероховатости обработки (плоскостность обработки до 0,005 мм, шероховатость поверхности $R_a = 0,16$ мкм). Обработка производится чашечным цилиндрическим кругом размером 36x50x12 с зернистостью 4 и

твердостью ТЗ (при черновом шлифовании) и кругом с зернистостью М7 (при чистовом шлифовании). СОТС – трансформаторное масло.

Также экспериментально установлено, что применение метода круглого наружного шлифования на современном станке "Okamoto" ответственной детали гидроаппаратуры – плунжера $\varnothing 13$ мм и длиной 54,5 мм (изготовленного из стали Х12МФ-В твердостью $HRC 60...64$) взамен применявшегося метода бесцентрового шлифования, позволило устранить образование на обрабатываемых поверхностях прижогов и отдельных рисков-царапин, решить задачу высококачественной обработки (конусность и овальность составляют не более 0,003 мм, шероховатость поверхности соответствует 11-му классу чистоты) и тем самым исключить из технологического процесса последующие трудоемкие операции доводки на плите последовательно пастой и войлочным кругом. Эффект достигнут благодаря снижению энергоемкости обработки путем применения абразивных кругов 300x25x27 64С 40СМ 25, обладающих высокой режущей способностью. Режимы шлифования: $n_{кр} = 1778-2145$ об/мин; $n_{дет} = 150$ об/мин;

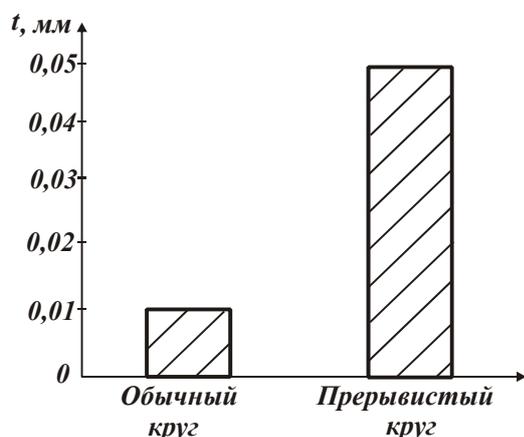


Рис. 10. Значения глубин шлифования, исключающих образование температурных дефектов на обрабатываемых поверхностях.

$S_{прод} = 3$ м/мин (при черновом шлифовании); $S_{прод} = 1,1$ м/мин (при чистовом шлифовании); СОТС – Тенол ПЛ-1СН-И.

Полученные в работе теоретические решения были использованы для разработки операций шлифования изделий из твердых сплавов и других труднообрабатываемых материалов с целью повышения качества и производительности обработки. Так, периодическое прерывание процесса шлифования за счет применения прерывистого алмазного круга 12А2 45⁰ 150x42x10x5x32 АС6 160/125 4 В1-13 взамен обычного алмазного круга на органической связке

при торцовом шлифовании твердосплавных пластин Т30К4 позволило исключить прижоги и микротрещины и до 5 раз увеличить производительность (рис. 10), что хорошо согласуется с полученными теоретическими решениями. Эффект достигнут за счет снижения температуры шлифования θ и градиента температуры $grad\theta$ в результате уменьшения плотности теплового потока q и времени контакта круга с обрабатываемым материалом τ :

$$\theta = q \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \tau}; \quad grad\theta = \frac{q}{\lambda}.$$

Также экспериментально установлено, что шлифование твердосплавных инструментов алмазным кругом на металлической связке (1А1 300x25x6 АС6 125/100 М1-01 4 с режимами шлифования: скорость круга $V_{кр} = 30$ м/с, скорость вращения детали $V_{дет} = 12$ м/мин, поперечная подача $S_{non} = 0,02$ мм/дв.ход, снимаемый припуск – 6 мм) после электроэрозионной правки круга по сравнению с

обычным алмазным шлифованием и алмазным электроэрозионным шлифованием позволяет повысить качество обработки, обеспечивает формирование в поверхностном слое материала благоприятных сжимающих остаточных напряжений, исключает образование прижогов и микротрещин. Эффект шлифования достигается за счет обеспечения высокой режущей способности алмазного круга и снижения энергоемкости обработки (величины σ).

Были проведены экспериментальные исследования алмазного торцового шлифования (круги 12А2 45° 150x10x3x32 АС6 100/80 4 М1-01 и 12А2 45° 200x20x5x32 АС6 100/80 4 М1-01; $V_{кр}=28$ м/с; $V_{дет}=30$ м/мин; $P_{уд}=7$ кГс/см²) вращающегося кольца из износостойкого композиционного материала на основе релита (карбида вольфрама), используемого в паре трения для герметизации вала гидрозащиты погружного электродвигателя электробуровой техники. Установлено, что зависимость вероятности появления прижогов на поверхности кольца от площади его контакта с кругом имеет экстремум (минимум), достигаемый при условии, когда эта площадь приблизительно равна половине обрабатываемой поверхности. Полученный экспериментальный результат согласуется с теоретическим решением (рис. 5,б), что свидетельствует об его достоверности. При этом микротвердость на поверхности обработанного кольца равна 1130,5 кГс/мм², а на глубине 5 мкм – 984,4 кГс/мм², что свидетельствует о преобладании силового фактора в процессе шлифования.

Экспериментально установлено, что применение высокопористых абразивных кругов, обладающих повышенной режущей способностью, позволяет полностью исключить образование прижогов и микротрещин на обрабатываемых поверхностях при глубинном шлифовании (с глубиной шлифования до 4 мм, $V_{кр}=30$ м/с; $V_{дет}=120$ мм/мин) елочных замков турбинных лопаток, изготовленных из жаропрочного сплава на никелевой основе марки ЧС88У-ВИ. При этом шероховатость поверхности $R_a=1,0-1,25$ мкм, а производительность соответствует производительности лезвийной обработки, что позволяет перейти от малоэффективной технологии фрезерования к высокопроизводительному глубинному шлифованию, обеспечивающему требуемое качество обработки. Полученные экспериментальные данные подтверждают теоретические результаты, согласно которым при больших глубинах шлифования и небольшой скорости детали можно снизить тепловую напряженность процесса без уменьшения производительности обработки.

Экспериментально доказано, что при обработке штоков гидроцилиндров, восстановленных методом наплавки наплавочной проволоки Нп-12Х18Н9Т (HRC 35) и ПП-Нп-10Х14Т (HRC 52) диаметром 1,2 мм, с целью снижения тепловой напряженности процесса и повышения качества обработки эффективно вместо шлифования использовать лезвийную обработку резцами из синтетических сверхтвердых материалов на основе нитрида бора типа гексанит-Р (К10) и киборита (К11), $V=1-4$ м/с; $S=0,1$ мм/об; $t=0,2$ мм, без применения СОЖ. При этом применение резцов с отрицательным передним углом (до $-30^0 \dots -40^0$) позволяет существенным образом упрочнить поверхностный слой обрабатываемого материала (глубиной до 0,2 мм) и тем самым обеспечить высокую износ-

стойкость восстановленных деталей. Это подтверждает теоретические результаты о возможности снижения энергоемкости обработки при резании лезвийным инструментом. На основе полученных результатов разработаны и внедрены в производство эффективные операции финишной обработки деталей гидроаппаратуры, а также других деталей из труднообрабатываемых материалов, что позволило повысить качество и производительность обработки.

Список литературы: 1. Якимов А.В. Качество изготовления зубчатых колес / А.В. Якимов. – М.: Машиностроение, 1979. – 279 с. 2. Сипайлов В.А. Тепловые процессы при шлифовании и управление качеством поверхности / В.А. Сипайлов. – М.: Машиностроение, 1978. – 166 с. 3. Новиков Ф.В. Повышение эффективности технологии финишной обработки деталей пар трения поршневых насосов / Ф.В. Новиков, С.М. Яценко // Труды 13-й Международной научно-технической конференции. Физические и компьютерные технологии. – Харьков: ХНПК “ФЭД”. – 2007. – С. 8-20. 4. Бобров В.Ф. Основы теории резания металлов / В.Ф. Бобров. – М.: Машиностроение, 1975. – 343 с.