

Ф. В. Новиков  
В. А. Жовтобрюх  
В. Г. Шкурупий

## ОПТИМАЛЬНЫЕ РЕШЕНИЯ В ТЕХНОЛОГИИ МАШИНОСТРОЕНИЯ

Монография

ОПТИМАЛЬНЫЕ РЕШЕНИЯ  
В ТЕХНОЛОГИИ МАШИНОСТРОЕНИЯ

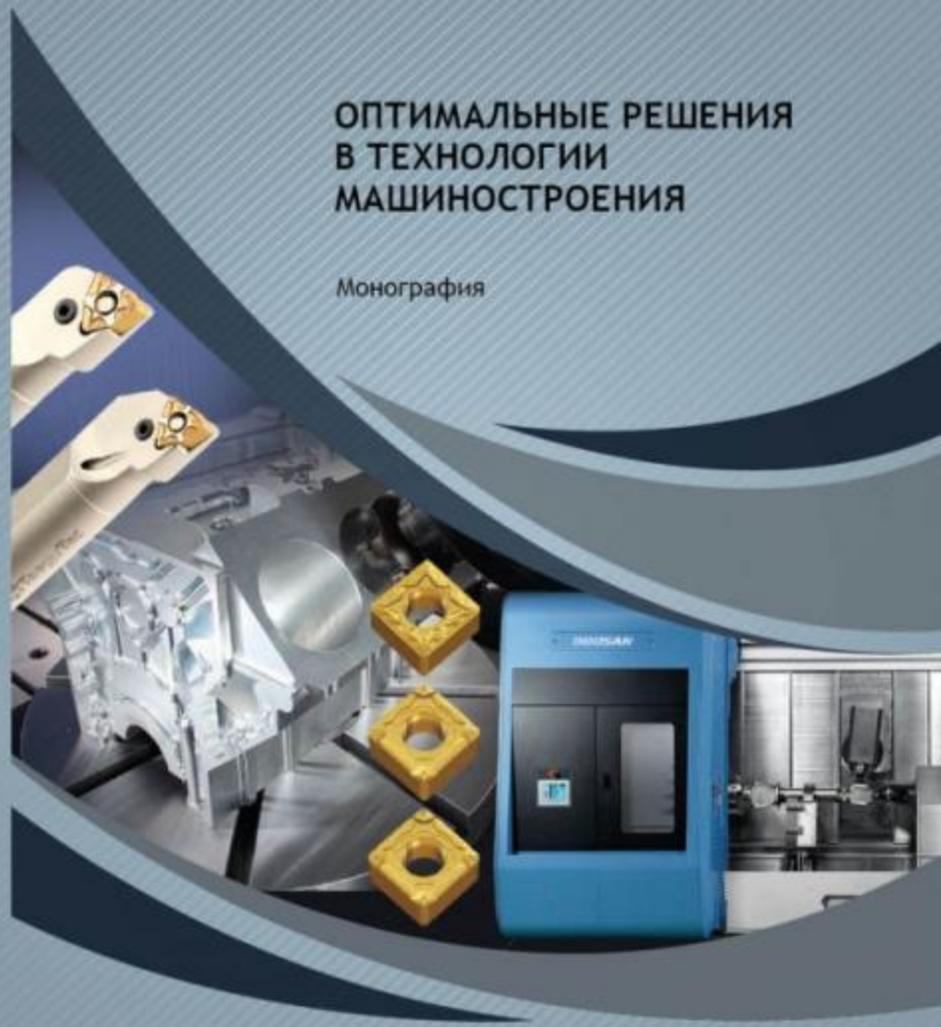
Ф. В. Новиков  
В. А. Жовтобрюх  
В. Г. Шкурупий

Днепр / ЛИРА  
2018

ISBN 978966-383-990-5



Днепр  
ЛИРА  
2018



**Ф. В. Новиков  
В. А. Жовтобрюх  
В. Г. Шкурупий**

**ОПТИМАЛЬНЫЕ РЕШЕНИЯ  
В ТЕХНОЛОГИИ МАШИНОСТРОЕНИЯ**

**Монография**

Днепр / **ЛИРА** / 2018

УДК 621.01(02.064)

H73

Рецензенты: докт. техн. наук, профессор, профессор кафедры "Технология машиностроения" Одесского национального политехнического университета *Ларшин В. П.*; докт. техн. наук, профессор, профессор кафедры "Теоретическая механика и детали машин" Харьковского национального технического университета сельского хозяйства имени Петра Василенко *Коломиец В. В.*; докт. техн. наук, профессор, профессор кафедры "Технология машиностроения и металлорежущие станки" Национального технического университета "Харьковский политехнический институт" *Сизый Ю. А.*

**Авторский коллектив:** докт. техн. наук, профессор Новиков Ф. В. – введение, разделы 1, 3, 4, выводы; канд. техн. наук Жовтобрюх В. А. – раздел 2; канд. техн. наук, доцент Шкурупий В. Г. – разделы 5, 6.

**Новиков Ф. В.**

H73 Оптимальные решения в технологии машиностроения : монография / Ф. В. Новиков, В. А. Жовтобрюх, В. Г. Шкурупий. – Д. : ЛИРА, 2018. – 424 с.

ISBN 978-966-383-990-5

Предложены новые теоретические подходы к установлению оптимальных решений в технологии машиностроения на операциях лезвийной и абразивной обработки, обеспечивающих повышение качества и производительности на основе применения современного металлорежущего оборудования и инструментов. Определены новые технологические возможности уменьшения температуры и силы резания при прерывистом и обычном шлифовании, в особенности при использовании кругов из синтетических сверхтвердых материалов. Обоснованы закономерности повышения отражательной способности оптических металлоизделий путем применения эффективных методов лезвийной и абразивной обработки, обеспечивающих существенное уменьшение микронеровностей на обрабатываемых поверхностях. Показана особо высокая эффективность применения в этих условиях метода абразивного полирования. Даны практические рекомендации.

Рекомендовано для студентов, аспирантов и преподавателей инженерных и экономических специальностей высших учебных заведений, а также для специалистов и руководителей предприятий, повышающих свою квалификацию.

УДК 621.01(02.064)

© Новиков Ф. В., Жовтобрюх В. А.,  
Шкурупий В. Г., 2018

ISBN 978-966-383-990-5

© ЛИРА, 2018

## Введение

Современный уровень развития машиностроительных предприятий и их техническое перевооружение требуют применения высокоэффективного оборудования, инструментов и новых технологических оптимальных решений по обеспечению условий повышения качества и точности производимой продукции, производительности труда и снижения затрат на производство. В особой мере это относится к металлообрабатывающему производству, удельный вес которого в машиностроении значителен и требует дальнейшего совершенствования. Этому способствуют поступающие в настоящее время из-за рубежа современные металлорежущие станки с ЧПУ типа "обрабатывающий центр" и новые конструкции режущих лезвийных твердосплавных и керамических инструментов с износостойкими покрытиями, обеспечивающие высококачественную обработку и многократное увеличение производительности и уменьшение себестоимости обработки. Благодаря высокой стойкости этих инструментов появилась возможность практического осуществления высокоскоростной обработки, характеризующейся значительными резервами повышения эффективности производства. Однако для этого необходимы новые оптимальные решения по выбору условий обработки, обеспечивающих максимально возможную производительность и требуемые параметры качества и точности обрабатываемых поверхностей.

В связи с этим в работе приведены новые теоретические подходы и обобщенные оптимальные решения указанных задач, доведенные до инженерных расчетов, применительно к лезвийной и абразивной обработкам деталей машин. Для этого аналитически описаны основные технологические показатели механической обработки, включая температуру и силу резания, параметры качества и точности обрабатываемых поверхностей, производительности обработки. На их основе выполнены оптимизационные расчеты и получены оптимальные технологические решения, в частности, для процессов точения, шлифования, обработки свободным абразивом. Так, теоретически установлено, что температура резания за время контакта режущего инструмента с фиксированным сечением обрабатываемой детали непрерывно увеличивается, асимптотически приближаясь к максимальному значению,

определяемому условным напряжением резания и теплофизическими характеристиками обрабатываемого материала. Это указывает на возможность фактически неограниченного увеличения производительности обработки при условии достижения максимальной температуры резания и обеспечении ее значения меньше критической температуры, при которой на обрабатываемых поверхностях образуются температурные дефекты. Расчетами установлено, что наиболее просто выполнить это условие можно при лезвийной обработке, характеризующейся меньшим условным напряжением резания по сравнению с процессом шлифования, где условное напряжение резания и температура резания зависят в основном от интенсивности трения связки круга с обрабатываемым материалом. Доказано, что при шлифовании выполнить это условие можно применением метода прерывистого шлифования, разработанного профессором Якимовым А. В. Ударно-циклический характер взаимодействия прерывистого круга с обрабатываемым материалом обеспечивает непрерывную правку круга и способствует снижению силовой и тепловой напряженности процесса шлифования. Исходя из этого, установлены оптимальные условия осуществления прерывистого шлифования, включающие оптимальные параметры режима шлифования и геометрические характеристики прерывистого круга. Показана эффективность применения метода прерывистого шлифования в условиях глубинного шлифования. Приведены оптимальные решения, полученные применительно к процессу шлифования кругами из синтетических сверхтвердых материалов (СТМ) и состоящие в установлении максимально возможной производительности обработки.

В работе теоретически и экспериментально обоснованы закономерности повышения отражательной способности оптических металлоизделий путем применения эффективных методов лезвийной и абразивной обработки, обеспечивающих существенное уменьшение микронеровностей на обрабатываемых поверхностях. Показана особо высокая эффективность применения в этих условиях метода абразивного полирования.

Результаты исследований прошли широкую промышленную апробацию и внедрены на ряде ведущих машиностроительных предприятий Украины.

## Раздел 1

# Определение условий уменьшения температуры резания и повышения качества обработки

### 1.1. Численный метод расчета параметров теплового процесса при шлифовании

Проблеме исследования тепловых процессов при шлифовании и лезвийной обработке в научно-технической литературе постоянно уделяется большое внимание, так как от этого зависит качество и производительность механической обработки [23; 24; 26; 56; 57; 69; 78; 79; 83; 105; 115; 116; 118; 125; 132; 155; 163]. Причем, проводятся как экспериментальные, так и теоретические исследования, что позволило разработать классическую теорию теплофизики механической обработки, основанную на решении дифференциального уравнения теплопроводности в частных производных для различных начальных и краевых условий. В результате теоретически определены параметры тепловых процессов при резании, на их основе установлены условия уменьшения температуры резания и разработаны эффективные технологические процессы металлообработки, получившие широкое практическое применение. Однако, для решения конкретных практических задач теплофизики шлифования и лезвийной обработки необходимо также и применение упрощенных инженерных расчетов, позволяющих более просто произвести расчеты температуры резания при обеспечении высокой сходимости расчетных и экспериментальных данных. Поэтому в настоящей работе получили дальнейшее развитие упрощенные теоретические подходы к определению температуры резания при шлифовании и лезвийной обработке, предложенные в работе [155].

В работе [122] рассмотрена расчетная схема температуры шлифования, согласно которой снимаемый припуск представлен пакетом бесконечно тонких адиабатических стержней, расположенных перпендикулярно направлению движения шлифовального круга (рис. 1.1). Шлифовальный круг в результате перемещения со скоростью  $V_{дет}$  некоторое время контактирует с торцом адиабатического стержня, вызывая его нагрев. Принимается, что образующееся в процессе шлифования

тепло распространяется лишь вдоль прямолинейного адиабатического стержня. При этом перерезание стержня длиной, равной глубине шлифования, не рассматривается, т.е. процесс нагрева стержня происходит

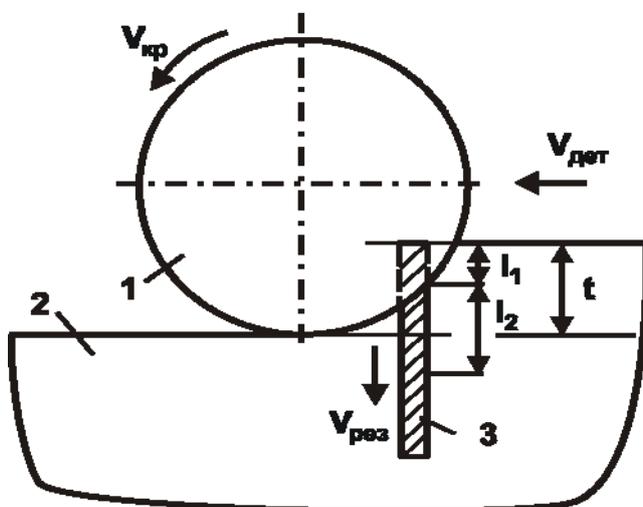


Рис. 1.1. Расчетная схема параметров теплового процесса при плоском шлифовании:  
1 – круг; 2 – деталь;  
3 – адиабатический стержень

в результате трения шлифовального круга с торцевой поверхностью стержня. Очевидно, это существенно упрощает расчет температуры шлифования, что может привести к значительному расхождению расчетных и экспериментальных данных. В связи с этим важно оценить достоверность применяемых подходов к расчету температуры шлифования, которые не учитывают перерезание адиабатических стержней, которыми условно представлен снимаемый припуск, в процессе шлифования.

В работе [80] и последующих работах [82; 84; 88; 89; 158] предложены подходы к аналитическому расчету температуры шлифования с учетом перерезания адиабатических стержней шлифовальным кругом. Чтобы уточнить полученные решения, в настоящей работе поставлена задача численного расчета температуры шлифования с учетом перерезания адиабатических стержней шлифовальным кругом. В основу расчета положена аналитическая зависимость для определения глубины проникновения тепла в поверхностный слой обрабатываемой детали при шлифовании, т.е. глубины проникновения тепла в рассматриваемый адиабатический стержень (рис. 1.1) [80]:

$$l_2 = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda \cdot \tau}{c \cdot \rho}}, \quad (1.1)$$

где  $\lambda$  – коэффициент теплопроводности материала детали, Вт/м·К;  
 $\tau$  – время контакта шлифовального круга с адиабатическим стержнем, равное времени перерезания шлифовальным кругом адиабатического стержня, с;  
 $c$  – удельная теплоемкость, Дж/(кг·К);  
 $\rho$  – плотность материала обрабатываемой детали, кг/м<sup>3</sup>.

Согласно приведенной зависимости (1.1), параметр  $l_2$  определяется лишь одной переменной величиной  $\tau$ : чем она больше, тем больше параметр  $l_2$ , т.е. чем больше тепла поступает в адиабатический стержень, тем больше параметр  $l_2$  и тем больше стержень нагревается.

Данная закономерность справедлива при действии теплового потока  $q$  на неподвижную торцовую поверхность адиабатического стержня. Если же рассматривать движение теплового потока  $q$  вдоль адиабатического стержня с фиксированной скоростью  $V_{рез}$ , определяемой скоростью перерезания стержня шлифовальным кругом, то, несомненно, закономерность формирования параметра  $l_2$  и температуры шлифования изменятся. Суть изменения будет состоять в том, что время, входящее в зависимость (1.1), будет меньше времени контакта шлифовального круга с адиабатическим стержнем (времени перерезания шлифовальным кругом адиабатического стержня)  $\tau$ . Это время следует назвать временем нагрева адиабатического стержня при его перерезании. Естественно, уменьшение времени нагрева адиабатического стержня приведет к уменьшению параметра  $l_2$  и соответственно температуры шлифования. Поэтому знание закономерностей изменения этого времени имеет большое теоретическое и практическое значение, т.к. позволит объективно оценить тепловую напряженность процесса шлифования.

Для удобства анализа непрерывное равномерное движение со скоростью  $V_{рез}$  теплового источника вдоль адиабатического стержня можно рассматривать периодическим с шагом  $V_{рез} \cdot d\tau$ , где  $d\tau$  – бесконечно малое время, с. Тогда за время  $d\tau$  глубина проникновения тепла в адиабатический стержень определится:

$$l_{2_0} = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot d\tau}. \quad (1.2)$$

В связи с перерезанием части адиабатического стержня длиной  $V_{рез} \cdot d\tau$  глубина проникновения тепла в адиабатический стержень уменьшится на величину  $V_{рез} \cdot d\tau$  и станет равной:

$$l_{2_1} = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot d\tau} - V_{рез} \cdot d\tau. \quad (1.3)$$

Учитывая, что параметр  $l_2$ , исходя из зависимости (1.1), определяется одной переменной  $\tau$ , зависимость (1.3) можно представить в виде:

$$l_{2_1} = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot \tau_1}, \quad (1.4)$$

где  $\tau_1$  – время нагрева адиабатического стержня при его перерезании на величину  $V_{\text{рез}} \cdot d\tau$ , с.

Сравнивая зависимости (1.3) и (1.4), получено:

$$\tau_1 = \frac{c \cdot \rho}{2 \cdot \lambda} \cdot \left( \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot d\tau} - V_{\text{рез}} \cdot d\tau \right)^2 = d\tau \cdot (1 - \alpha)^2, \quad (1.5)$$

где  $\alpha = \frac{V_{\text{рез}} \cdot d\tau}{l_{2_0}} < 1$ .

Как видно, справедливо условие  $\tau_1 < d\tau$ , т.е. вследствие перерезания части адиабатического стержня длиной  $V_{\text{рез}} \cdot d\tau$ , время нагрева стержня уменьшилось, что в соответствии с зависимостью (1.4) приводит к уменьшению параметра  $l_{2_1}$ :

$$l_{2_1} = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot d\tau \cdot (1 - \alpha)^2} = l_{2_0} \cdot (1 - \alpha). \quad (1.6)$$

В данном случае глубина проникновения тепла в адиабатический стержень  $l_{2_1}$  отсчитывается от точки действия теплового источника, который перемещается вдоль адиабатического стержня со скоростью  $V_{\text{рез}}$ .

При последующем втором шаге теплового источника на величину  $V_{\text{рез}} \cdot d\tau$  параметр  $l_{2_2}$ , аналогично параметру  $l_{2_1}$ , определится:

$$l_{2_2} = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot (d\tau + \tau_1) - V_{\text{рез}} \cdot d\tau}. \quad (1.7)$$

С другой стороны:

$$l_{2_2} = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot \tau_2}, \quad (1.8)$$

где  $\tau_2$  – время нагрева адиабатического стержня при его перерезании на величину  $2 \cdot V_{\text{рез}} \cdot d\tau$ , с.

Сравнивая зависимости (1.7) и (1.8), получено:

$$\sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot \tau_2} = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot (d\tau + \tau_1) - V_{\text{рез}} \cdot d\tau}. \quad (1.9)$$

Откуда

$$\tau_2 = \frac{c \cdot \rho}{2 \cdot \lambda} \cdot \left( \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot (d\tau + \tau_1)} - V_{\text{рез}} \cdot d\tau \right)^2 \quad (1.10)$$

или

$$\tau_2 = d\tau \cdot \left( \sqrt{1 + \frac{\tau_1}{d\tau}} - \alpha \right)^2. \quad (1.11)$$

Тогда с учетом зависимости (1.5) имеем:

$$\tau_2 = d\tau \cdot \left[ \sqrt{1 + (1 - \alpha)^2} - \alpha \right]^2. \quad (1.12)$$

Очевидно, справедливо условие  $\tau_2 > \tau_1$ , т.е. по мере увеличения длины сошлифованной части адиабатического стержня время его нагрева уменьшается. Тогда

$$l_{2_2} = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot d\tau} \cdot \left[ \sqrt{1 + (1 - \alpha)^2} - \alpha \right] = l_{2_0} \cdot \left[ \sqrt{1 + (1 - \alpha)^2} - \alpha \right]. \quad (1.13)$$

При последующем третьем шаге теплового источника на величину  $V_{\text{рез}} \cdot d\tau$  параметр  $l_{2_3}$ , аналогично параметрам  $l_{2_1}$  и  $l_{2_2}$ , определится:

$$l_{2_3} = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot (d\tau + \tau_2)} - V_{\text{рез}} \cdot d\tau; \quad (1.14)$$

$$l_{2_3} = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot \tau_3}, \quad (1.15)$$

где  $\tau_3$  – время нагрева адиабатического стержня при его перерезании на величину  $3 \cdot V_{\text{рез}} \cdot d\tau$ , с.

Сравнивая зависимости (1.14) и (1.15), получено:

$$\tau_3 = \frac{c \cdot \rho}{2 \cdot \lambda} \cdot \left( \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot (d\tau + \tau_2)} - V_{\text{рез}} \cdot d\tau \right)^2 = d\tau \cdot \left( \sqrt{1 + \frac{\tau_2}{d\tau}} - \alpha \right)^2. \quad (1.16)$$

С учетом зависимости (1.12) имеем:

$$\tau_3 = d\tau \cdot \left\{ \sqrt{1 + \left[ \sqrt{1 + (1 - \alpha)^2} - \alpha \right]^2} - \alpha \right\}^2. \quad (1.17)$$

Как видно, выполняется условие  $\tau_3 > \tau_2 > \tau_1$ . Соответственно параметр  $l_{2_3}$  определится:

$$\begin{aligned}
l_{2_3} &= \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho}} \cdot d\tau \cdot \left\{ \sqrt{1 + \left[ \sqrt{1 + (1 - \alpha)^2} - \alpha \right]^2} - \alpha \right\} = \\
&= l_{2_0} \cdot \left\{ \sqrt{1 + \left[ \sqrt{1 + (1 - \alpha)^2} - \alpha \right]^2} - \alpha \right\}. \tag{1.18}
\end{aligned}$$

Сравнивая зависимости (1.18), (1.13) и (1.6), видно, что справедливо условие  $l_{2_3} > l_{2_2} > l_{2_1}$ . Следовательно, с увеличением числа шагов, равных  $V_{\text{рез}} \cdot d\tau$  глубина проникновения тепла в адиабатический стержень увеличивается. При последующем четвертом шаге теплового источника на величину  $V_{\text{рез}} \cdot d\tau$  параметр  $l_{2_4}$  определится:

$$l_{2_4} = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho}} \cdot (d\tau + \tau_3) - V_{\text{рез}} \cdot d\tau; \tag{1.19}$$

$$l_{2_4} = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho}} \cdot \tau_4, \tag{1.20}$$

где  $\tau_4$  – время нагрева адиабатического стержня при его перерезании на величину  $4 \cdot V_{\text{рез}} \cdot d\tau$ , с.

Из сравнения зависимостей (1.20) и (1.19) получено:

$$\tau_4 = \frac{c \cdot \rho}{2 \cdot \lambda} \cdot \left( \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho}} \cdot (d\tau + \tau_3) - V_{\text{рез}} \cdot d\tau \right)^2 = d\tau \cdot \left( \sqrt{1 + \frac{\tau_3}{d\tau}} - \alpha \right)^2. \tag{1.21}$$

Подставляя зависимость (1.17) в (1.21), имеем:

$$\tau_4 = d\tau \cdot \left\{ \sqrt{1 + \left[ \sqrt{1 + \left[ \sqrt{1 + (1 - \alpha)^2} - \alpha \right]^2} - \alpha \right]^2} - \alpha \right\}^2. \tag{1.22}$$

Из зависимостей (1.22), (1.17), (1.12) и (1.6) следует условие:  $\tau_4 > \tau_3 > \tau_2 > \tau_1$ . Подставляя зависимость (1.22) в (1.20), получено:

$$\begin{aligned}
l_{2_4} &= \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho}} \cdot d\tau \cdot \left\{ \sqrt{1 + \left[ \sqrt{1 + \left[ \sqrt{1 + (1 - \alpha)^2} - \alpha \right]^2} - \alpha \right]^2} - \alpha \right\} = \\
&= l_{2_0} \cdot \left\{ \sqrt{1 + \left[ \sqrt{1 + \left[ \sqrt{1 + (1 - \alpha)^2} - \alpha \right]^2} - \alpha \right]^2} - \alpha \right\}. \tag{1.23}
\end{aligned}$$

Аналогично можно определить значение

$$l_{2n} = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot \tau_n} = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot (d\tau + \tau_{n-1})} - V_{\text{рез}} \cdot d\tau . \quad (1.24)$$

Расчетами установлено, что с увеличением числа шагов  $n$  отношение  $l_{2n} / l_{2_0}$  увеличивается (табл. 1.1). Однако, как видно, закон изменения параметра  $l_{2n}$  с увеличением числа шагов  $n$  довольно сложный и выразить его простой аналитической зависимостью сложно. Поэтому более просто определить параметр  $l_{2n}$  с использованием численного расчета на основе зависимости (1.11), рассматривая вместо шага 2 шаг  $n$ , а вместо шага 1 – шаг  $(n - 1)$ :

$$\frac{\tau_n}{d\tau} = \left( \sqrt{1 + \frac{\tau_{n-1}}{d\tau}} - \alpha \right)^2 , \quad (1.25)$$

где  $\tau_n, \tau_{n-1}$  – время нагрева адиабатического стержня при его перерезании соответственно на величины  $n \cdot V_{\text{рез}} \cdot d\tau$  и  $(n - 1) \cdot V_{\text{рез}} \cdot d\tau$ , с.

Таблица 1.1

Расчетные значения отношения  $l_{2n} / l_{2_0}$

$n$	1	2	3	4	5	6	7
$l_{2n} / l_{2_0}$	0,8	1,08	1,27	1,417	1,534	1,631	1,713

С физической точки зрения уравнение (1.25) соответствует уравнению (1.24),

$$l_{2n} = l_{2(n-1)} + V_{\text{рез}} \cdot d\tau , \quad (1.26)$$

рассматривая его в виде:

$$\sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot (d\tau + \tau_{n-1})} - \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot \tau_n} = V_{\text{рез}} \cdot d\tau . \quad (1.27)$$

После несложных преобразований уравнение (1.27) принимает вид уравнения (1.25).

Безразмерная величина  $\alpha$  может изменяться в пределах от 0 ... 1.

Рассмотрим случай  $\alpha = 0,2$ . Тогда расчетная зависимость (1.25) примет вид:

$$\frac{\tau_n}{d\tau} = \left( \sqrt{1 + \frac{\tau_{n-1}}{d\tau}} - 0,2 \right)^2 . \quad (1.28)$$

Начальное значение  $\tau_1/d\tau$  определяется из зависимости (1.5) и равно 0,64. Исходя из зависимости (1.28) получено  $\tau_2/d\tau = 1,1677$ . Подставляя в зависимость (1.28) данное значение, получено  $\tau_3/d\tau = 1,6187$ . Аналогично определяются значения  $\tau_n/d\tau$ .

На рис. 1.2 и рис. 1.3 приведены расчетные значения  $\tau_n/d\tau$  для случаев  $\alpha = 0,1$  и  $\alpha = 0,2$ , которые с увеличением числа шагов  $n$  непрерывно увеличиваются, асимптотически приближаясь к определенным установившимся (максимальным) значениям.

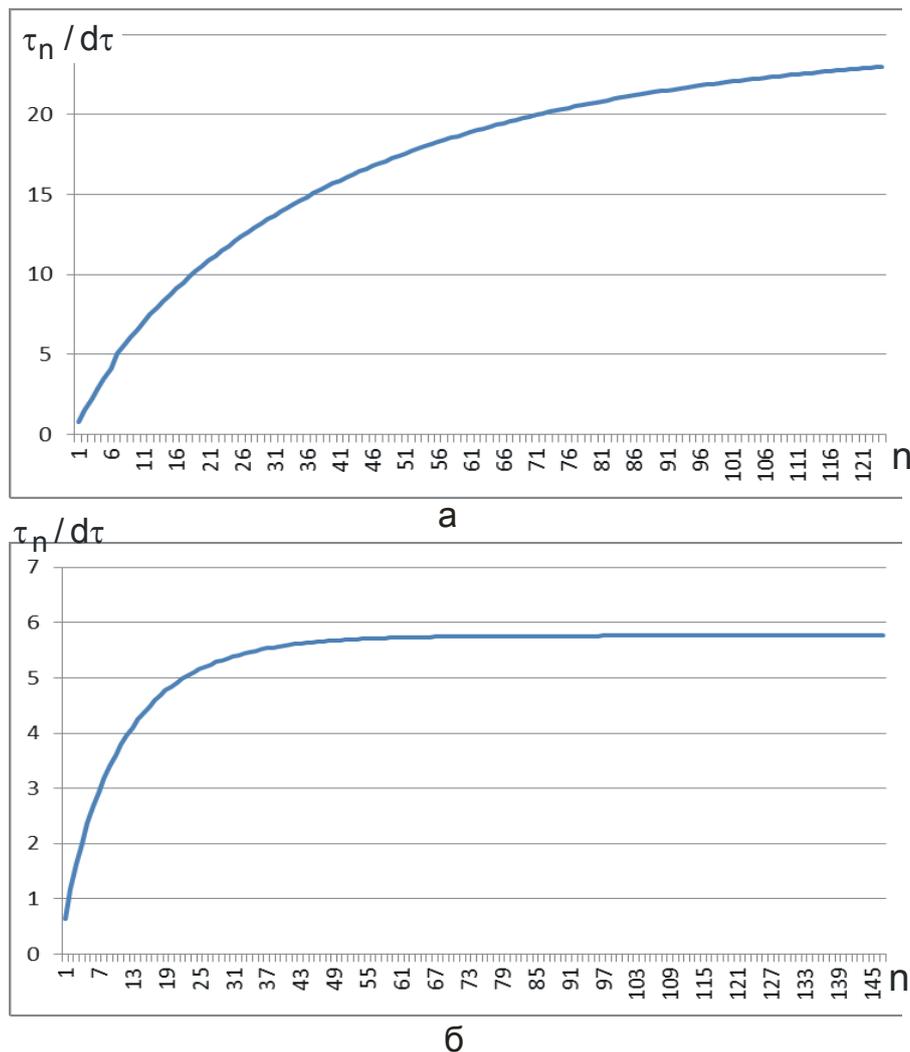


Рис. 1.2. Зависимость  $\tau_n/d\tau$  от  $n$  для  $\alpha = 0,1$  (а) и  $\alpha = 0,2$  (б)

Для определения значения  $\tau_n$  необходимо знать значение  $d\tau$ , которое можно установить из зависимости  $\alpha = V_{рез} \cdot d\tau/l_{20}$ :

$$d\tau = \frac{2\lambda}{c \cdot \rho} \cdot \left( \frac{\alpha}{V_{рез}} \right)^2. \quad (1.29)$$

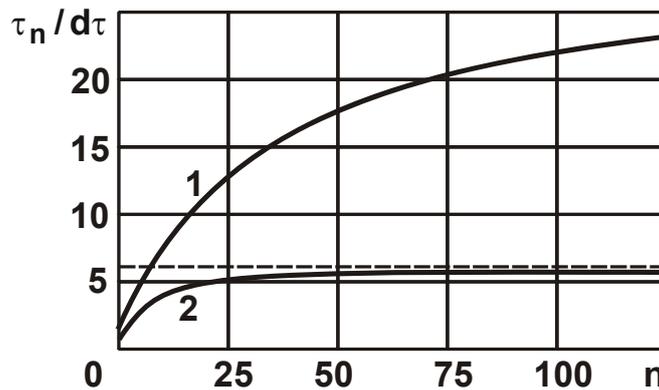


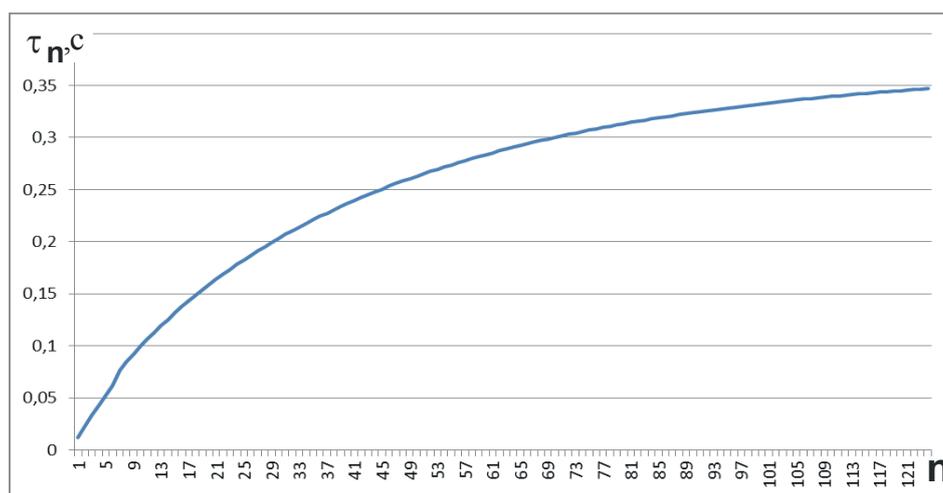
Рис. 1.3. Зависимость  $\tau_n / d\tau$  от  $n$ : 1 –  $\alpha = 0,1$ ; 2 –  $\alpha = 0,2$

Принимая исходные данные для шлифования стали ШХ15: коэффициент температуропроводности  $a = \lambda / (c \cdot \rho) = 8,4 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2/\text{с}$ ;  $\alpha = 0,2$ ;  $V_{\text{рез}} = 3,33 \text{ мм/с}$ , получено:  $d\tau = 0,0605 \text{ с}$ . Соответственно для случая  $\alpha = 0,1$  получено:  $d\tau = 0,0151 \text{ с}$ .

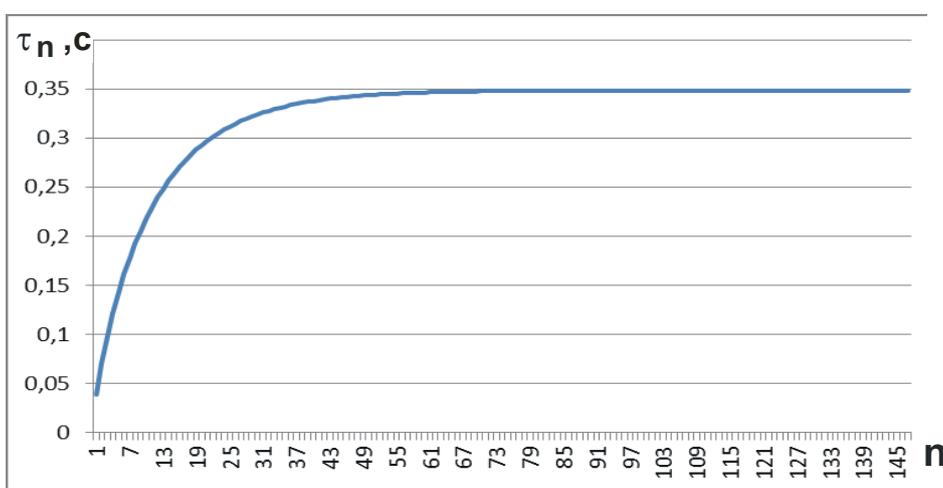
На рис. 1.4 приведены расчетные значения  $\tau_n$  для случаев  $\alpha = 0,1$  и  $\alpha = 0,2$ , полученные путем умножения значений  $\tau_n / d\tau$  (приведенных на рис. 1.2) соответственно на значения  $d\tau = 0,0605 \text{ с}$  и  $d\tau = 0,0151 \text{ с}$ , используя программный продукт Компас 3D. Как видно, расчетные значения  $\tau_n$ , аналогично значениям  $\tau_n / d\tau$ , с увеличением числа шагов  $n$  непрерывно увеличиваются, асимптотически приближаясь к определенным установившимся (максимальным) значениям.

На рис. 1.5 показан характер изменения времени нагрева адиабатического стержня при его перерезании  $\tau_n$  от времени контакта шлифовального круга с адиабатическим стержнем (времени перерезания шлифовальным кругом адиабатического стержня)  $\tau = n \cdot d\tau$ . В этом случае с увеличением времени  $\tau$  время  $\tau_n$  изменяется аналогично зависимости  $\tau_n$  от  $n$  (рис. 1.4).

На рис. 1.6 приведены расчетные значения отношения  $\tau_n / \tau$  в зависимости от времени  $\tau$ : чем больше  $\tau$ , тем меньше отношения  $\tau_n / \tau$ . Причем, для случая  $\alpha = 0,2$  отношение  $\tau_n / \tau$  принимает меньшие значения, чем для случая  $\alpha = 0,1$ . Поскольку уменьшение величины  $d\tau$  позволяет получить более точные значения  $\tau_n$  и  $\tau_n / \tau$ , то очевидно, случай  $\alpha = 0,1$  более точно отражает закономерности изменения этих величин. Поэтому отношение  $\tau_n / \tau$  должно уменьшаться до значения 0,2 (рис. 1.6,а), а не до значения 0,02, как это следует из рис. 1.6,б.



а



б

Рис. 1.4. Зависимость  $\tau_n$  от  $n$  для  $\alpha = 0,1$  (а) и  $\alpha = 0,2$  (б)

Исходя из зависимости для определения работы шлифования  $A = N \cdot \tau$  (где  $N$  – мощность шлифования, Вт), отношение  $\tau_n / \tau$  равно отношению количества тепла, уходящего в адиабатический стержень в процессе его перерезания шлифовальным кругом, к общему количеству тепла, выделяющемуся в процессе шлифования.

Следовательно, с увеличением времени  $\tau$  количество тепла, уходящего в адиабатический стержень (в поверхностный слой обрабатываемой детали), уменьшается, а количество тепла, уходящего в образующие стружки, увеличивается. Тогда, исходя из рис. 1.6, доля тепла, уходящего в адиабатический стержень, может принимать весьма малые значения, составляющие всего несколько процентов. Это чрезвычайно важный результат, который указывает на возможность обеспечения высококачественной обработки в условиях высокопроизводительного

глубинного шлифования, характеризующегося достаточно большими значениями времени контакта шлифовального круга с адиабатическим стержнем  $\tau$ .

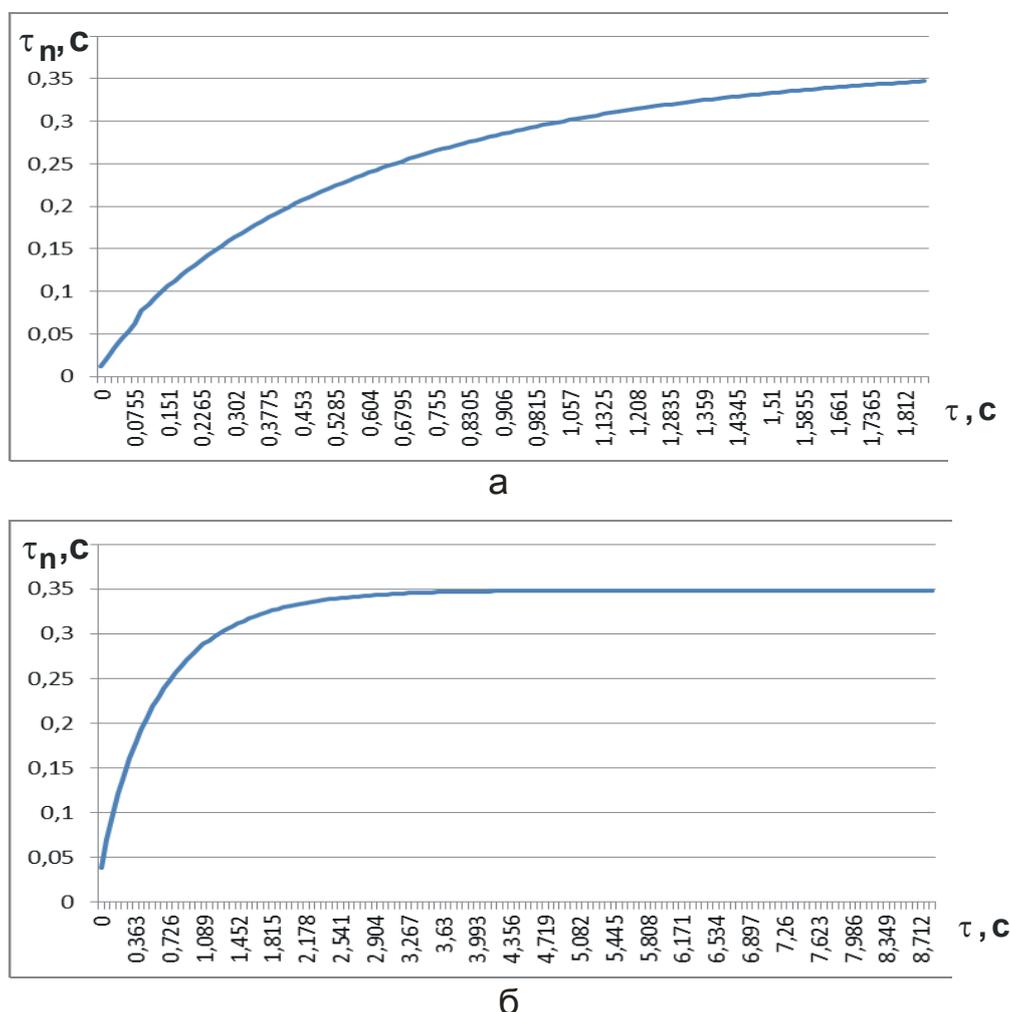
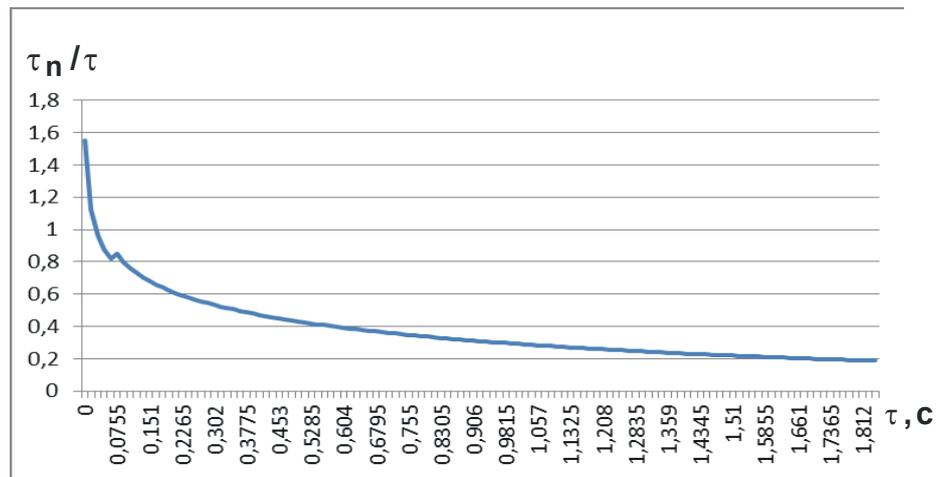


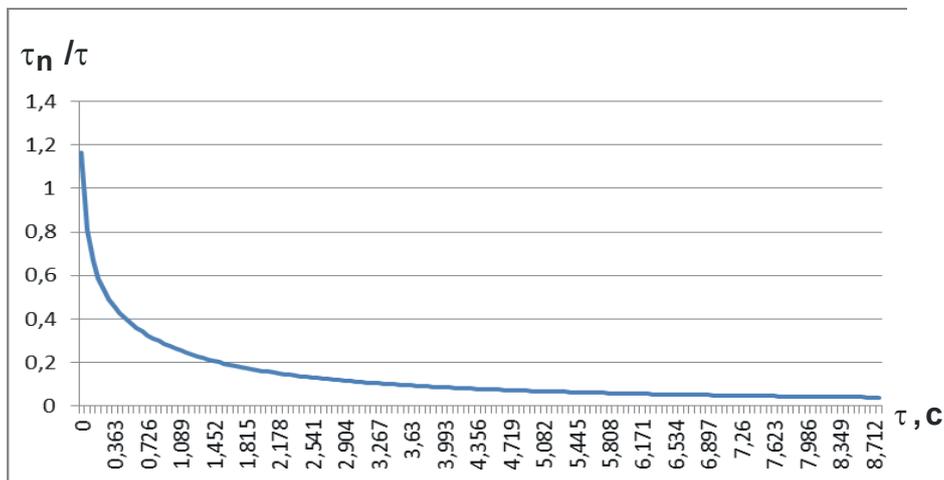
Рис. 1.5. Зависимость  $\tau_n$  от  $\tau$  для  $\alpha = 0,1$  (а) и  $\alpha = 0,2$  (б)

Очевидно, в условиях многопроходного шлифования, характеризующегося весьма малыми значениями времени  $\tau$ , отношение  $\tau_n/\tau$  принимает значения, близкие к единице. В этом случае фактически все тепло, которое образуется в процессе шлифования, уходит в адиабатический стержень, т.е. в обрабатываемую деталь. В стружки уходит небольшая доля тепла. При определенных условиях обработки это может привести к образованию на обрабатываемой поверхности различных температурных дефектов, что имеет место на операциях шлифования. Поэтому для определения оптимальных условий шлифования с точки зрения обеспечения высококачественной и высокопроизводительной обработки необходимо знать оптимальное отноше-

ние  $\tau_n/\tau$ , при котором температура шлифования не будет превышать предельного значения.



а



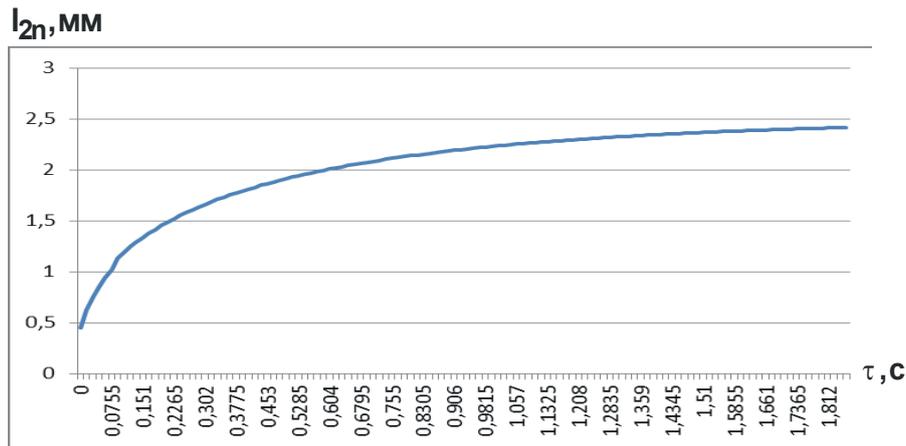
б

Рис. 1.6. Зависимость  $\tau_n/\tau$  от  $\tau$  для  $\alpha = 0,1$  (а) и  $\alpha = 0,2$  (б)

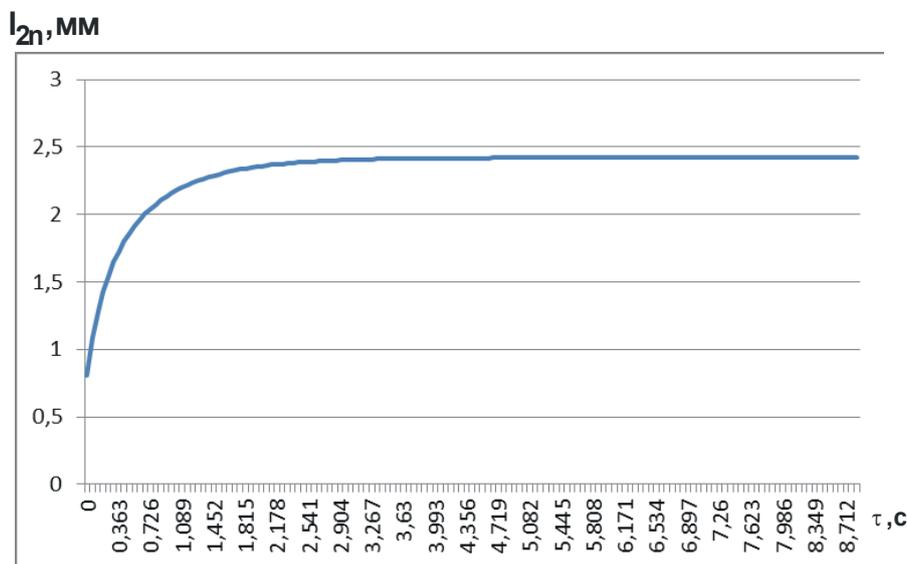
Используя расчетные значения  $\tau_n$ , на рис. 1.7 приведены расчетные значения глубины проникновения тепла в адиабатический стержень  $l_{2n} = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot \tau_n} = \sqrt{2 \cdot a \cdot \tau_n}$  для шлифования стали ШХ15 (коэффициент температуропроводности  $a = \lambda / (c \cdot \rho) = 8,4 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2/\text{с}$ ).

Как видно, при увеличении времени контакта шлифовального круга с адиабатическим стержнем  $\tau$  до определенного значения параметр  $l_{2n}$  достигает предельного значения, соответствующего состоянию теплового насыщения поверхностного слоя обрабатываемой детали, и остается постоянным. Полученное решение указывает, во-первых, на возмож-

ность существенного уменьшения параметра  $l_{2n}$  в условиях многопроходного шлифования, характеризующегося небольшими значениями времени  $\tau$ , что позволяет обеспечить высококачественную обработку. Во-вторых, на возможность существенного увеличения производительности обработки в условиях глубинного шлифования, когда увеличение времени  $\tau$  не приводит к увеличению параметра  $l_{2n}$  и снижению качества обработки.



а

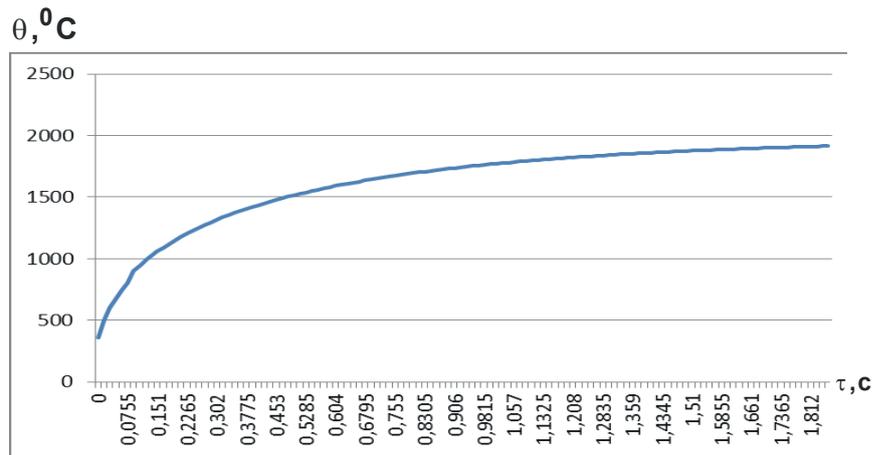


б

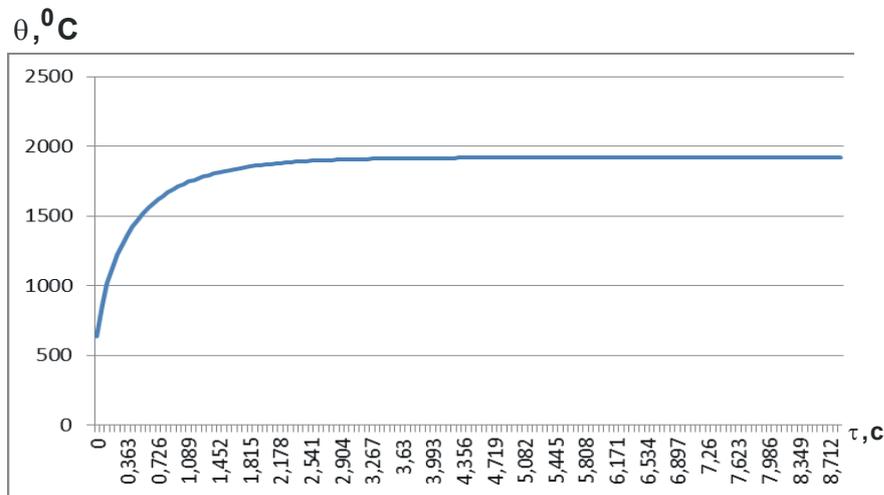
Рис. 1.7. Зависимость  $l_{2n}$  от  $\tau$  для  $\alpha = 0,1$  (а) и  $\alpha = 0,2$  (б)

Для окончательного принятия решения о выборе оптимального отношения  $\tau_n/\tau$  необходимо знать характер изменения температуры шлифования  $\theta$  от времени  $\tau$ . Поэтому, используя расчетные значения  $l_{2n}$ , на рис. 1.8 приведены расчетные значения температуры шлифова-

ния  $\theta = \frac{q \cdot l_{2n}}{\lambda}$ , полученные с учетом зависимостей для определения плотности теплового потока  $q = \sigma \cdot V_{рез}$  (Вт/м<sup>2</sup>) и условного напряжения резания  $\sigma = 2\sigma_{сж} / K_{рез}$  (Н/м<sup>2</sup>) [69], где  $\sigma_{сж}$  – предел прочности на сжатие обрабатываемого материала (для стали ШХ15:  $\sigma_{сж} = 2\ 000$  Н/мм<sup>2</sup>);  $K_{рез} = 0,4$  – коэффициент резания при шлифовании. Тогда  $\sigma = 10\ 000$  Н/мм<sup>2</sup> =  $10^{10}$  Н/м<sup>2</sup>. Скорость резания  $V_{рез} = 3,33$  мм/с;  $\lambda = 42$  Вт/(м·градус).



а



б

Рис. 1.8. Зависимость  $\theta$  от  $\tau$  для  $\alpha = 0,1$  (а) и  $\alpha = 0,2$  (б)

Как видно, с увеличением времени контакта шлифовального круга с адиабатическим стержнем  $\tau$  температура шлифования  $\theta$  первоначально увеличивается до определенного значения, затем стабилизируется и остается постоянной. Следовательно, с точки зрения обеспечения

высокопроизводительной обработки целесообразно применять глубинное шлифование, характеризующееся небольшими значениями отношения  $\tau_n / \tau$ . При этом необходимо стабилизировать температуру шлифования  $\theta$  на заданном уровне, не допускающем термического разрушения обрабатываемого материала. Однако наиболее просто реализовать заданную температуру шлифования  $\theta$  можно в условиях многопроходного шлифования, т.е. при относительно небольших значениях отношения  $\tau_n / \tau$ , что и предполагает широкое применение на практике данной схемы шлифования. В этом случае можно гарантированно обеспечить высокие показатели качества и производительности обработки. Из рис. 1.8 следует, что стабилизация температуры шлифования  $\theta$  для случая  $\alpha = 0,1$  наступает при меньших значениях времени  $\tau$ , чем для случая  $\alpha = 0,2$ . Однако максимальное значение температуры шлифования  $\theta$  остается одинаковым для двух случаев. Это указывает на отсутствие связи между параметром  $\alpha$  и максимальным значением температуры шлифования  $\theta$ .

Для сравнения на рис. 1.9 и рис. 1.10 приведены расчетные значения параметров  $l_2$  и  $\theta$ , полученные с использованием зависимости (1.1) и зависимости  $\theta = \frac{q \cdot l_2}{\lambda}$ , которые не учитывают движение теплового источника вдоль адиабатического стержня, т.е. для условия  $V_{рез} = 0$ .

Зависимость (1.1) содержит время контакта шлифовального круга с адиабатическим стержнем  $\tau$ , тогда как зависимости, учитывающие движение теплового источника вдоль адиабатического стержня со скоростью  $V_{рез}$ , содержат время нагрева адиабатического стержня при его перерезании  $\tau_n$ . Как показано выше, справедливо условие  $\tau_n < \tau$  (рис. 1.6). Поэтому с увеличением времени  $\tau$  время  $\tau_n$  первоначально увеличивается, затем стабилизируется и остается постоянным. Этим предопределяется характер изменения параметров  $l_{2n}$  и  $\theta$  (рис. 1.7 и рис. 1.8): они с увеличением времени  $\tau$  первоначально увеличивается, затем принимают постоянные значения.

Исходя из графиков изменения параметров  $l_2$  и  $\theta$  (рис. 1.9, рис. 1.10), полученных без учета движения теплового источника вдоль адиабатического стержня, имеет место их непрерывный рост с увеличением времени  $\tau$ . Это связано с тем, что все тепло, образующееся в

процессе шлифования, уходит в адиабатический стержень, т.е. в поверхностный слой обрабатываемой детали. Поэтому, чем больше время контакта шлифовального круга с адиабатическим стержнем  $\tau$ , тем больше тепла уходит в обрабатываемую деталь и соответственно больше параметры  $l_2$  и  $\theta$ .

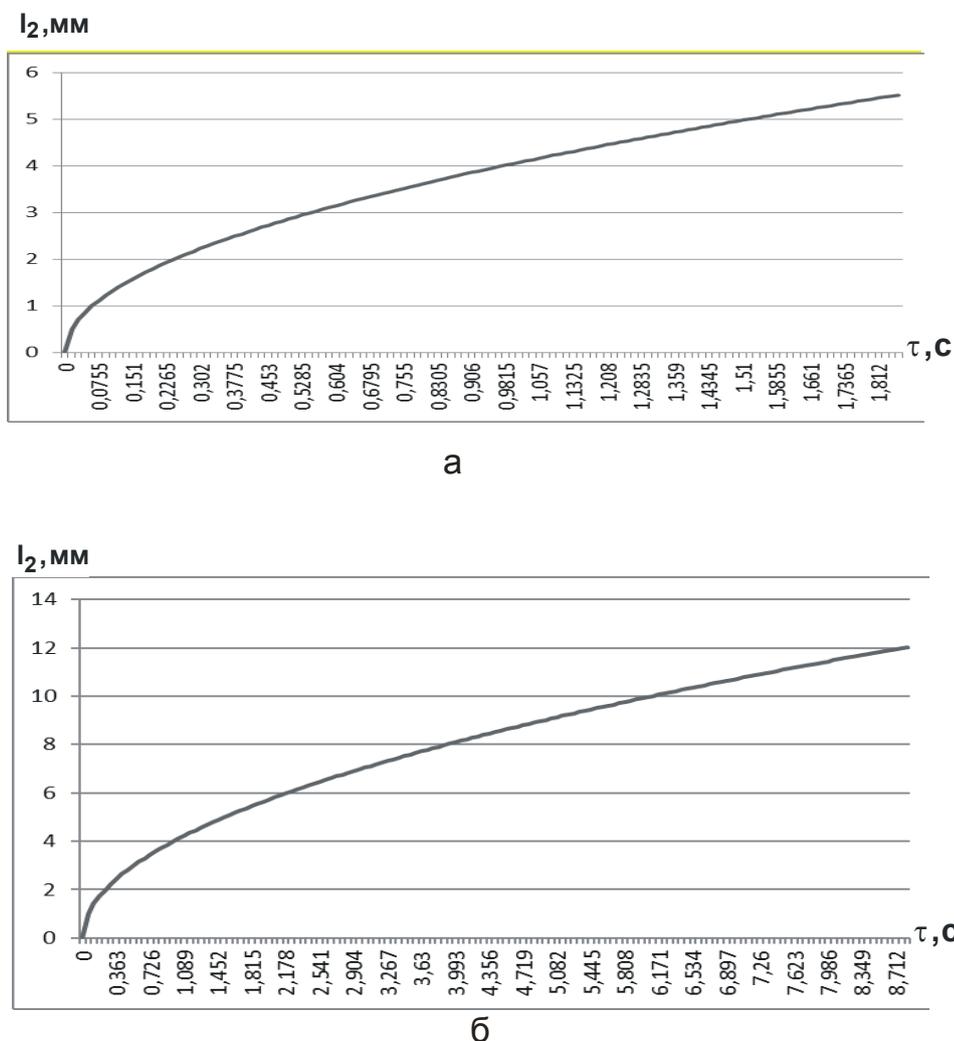
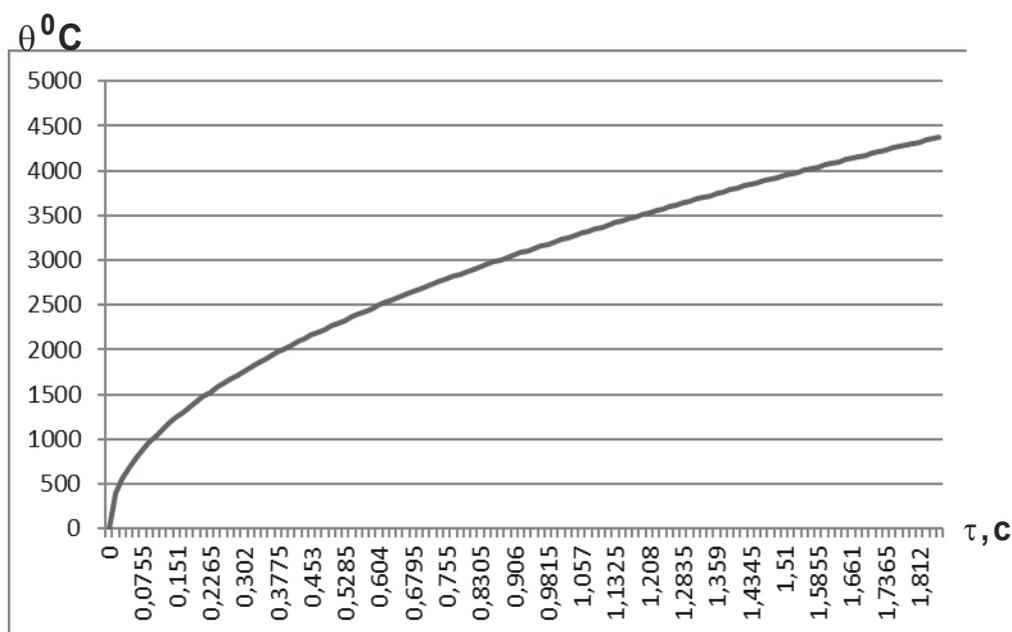
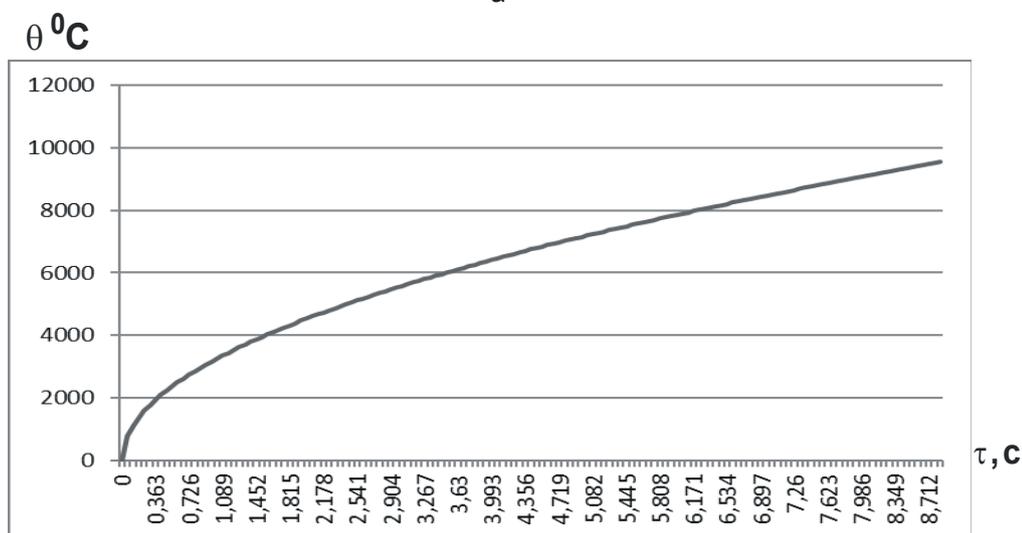


Рис. 1.9. Зависимости  $l_2$  от  $\tau$  для  $\alpha = 0,1$  (а) и  $\alpha = 0,2$  (б)

Очевидно, при относительно небольших значениях времени  $\tau$  отличие параметров  $l_2$  и  $\theta$ , полученных без учета и с учетом движения теплового источника вдоль адиабатического стержня, незначительны. Однако по мере приближения времени  $\tau$  к значению, при котором происходит стабилизация параметров  $l_{2n}$  и  $\theta$  (рис. 1.7 и рис. 1.8), это отличие увеличивается, что вносит принципиальные изменения в закономерности формирования параметров теплового процесса при шлифовании.



а



б

Рис. 1.10. Зависимости  $\theta$  от  $\tau$  для  $\alpha = 0,1$  (а) и  $\alpha = 0,2$  (б)

Таким образом, учет движения теплового источника вдоль адиабатического стержня в процессе шлифования позволил уточнить известное решение о характере изменения параметров  $l_2$  и  $\theta$  с увеличением времени  $\tau$  и выявить новые закономерности их формирования, связанные с достижением состояния температурного насыщения поверхностного слоя обрабатываемой детали и стабилизацией во времени параметров  $l_2$  и  $\theta$ . Это открывает новые технологические возможности интенсификации процесса шлифования при одновременном обеспечении высокого качества обрабатываемых поверхностей.

## 1.2. Расчет максимального времени нагрева адиабатического стержня при его перерезании шлифовальным кругом

Для определения максимальных значений  $\tau_n/d\tau$  и  $\tau_n$  следует воспользоваться условием  $\tau_n \approx \tau_{n-1}$ . Тогда зависимость (1.28) принимает вид:

$$\sqrt{\frac{\tau_n}{d\tau}} - \sqrt{1 + \frac{\tau_n}{d\tau}} = -\alpha. \quad (1.30)$$

После умножения и деления левой части уравнения (1.30) на сопряженную величину  $\sqrt{\frac{\tau_n}{d\tau}} + \sqrt{1 + \frac{\tau_n}{d\tau}}$ , получено:

$$\frac{1}{\left(\sqrt{\frac{\tau_n}{d\tau}} + \sqrt{1 + \frac{\tau_n}{d\tau}}\right)} = \alpha. \quad (1.31)$$

Рассматривая  $\frac{\tau_n}{d\tau} > 1$  и  $\sqrt{\frac{\tau_n}{d\tau}} \approx \sqrt{1 + \frac{\tau_n}{d\tau}}$ , получена зависимость для определения максимального значения величины

$$\frac{\tau_n}{d\tau} = \left(\frac{1}{2\alpha}\right)^2 = \frac{\lambda}{c \cdot \rho} \cdot \frac{1}{2 \cdot V_{\text{рез}}^2 \cdot d\tau}. \quad (1.32)$$

Откуда

$$\tau_n = \frac{\lambda}{c \cdot \rho} \cdot \frac{1}{2 \cdot V_{\text{рез}}^2} = \frac{a}{2 \cdot V_{\text{рез}}^2} \quad (1.33)$$

$$l_{2n} = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot \tau_n} = \frac{\lambda}{c \cdot \rho} \cdot \frac{1}{V_{\text{рез}}} = \frac{a}{V_{\text{рез}}}. \quad (1.34)$$

Как видно, с увеличением  $V_{\text{рез}}$  параметры  $\tau_n$  и  $l_{2n}$  в установившемся тепловом процессе при шлифовании существенно уменьшаются, причем, время  $\tau_n$  в большей степени, чем глубина проникновения тепла в поверхностный слой обрабатываемой детали  $l_{2n}$ . Для случаев  $\alpha = 0,1$  и  $\alpha = 0,2$ , согласно зависимости (1.32), отношение  $\tau_n/d\tau$  принимает значения:

$$\frac{\tau_n}{d\tau} = 25; \quad \frac{\tau_n}{d\tau} = 6,25. \quad (1.35)$$

С учетом полученных значений  $d\tau = 0,0151$  с (для  $\alpha = 0,1$ ) и  $d\tau = 0,0605$  с (для  $\alpha = 0,2$ ) параметр  $\tau_n$  в установившемся тепловом процессе при шлифовании, исходя из зависимости (1.35), принимает примерно одинаковое значение, равное  $\tau_n = 0,3781$  с (рис. 1.11). Следовательно, параметр  $d\tau$  фактически не влияет на значение параметра  $\tau_n$  в установившемся тепловом процессе при шлифовании.

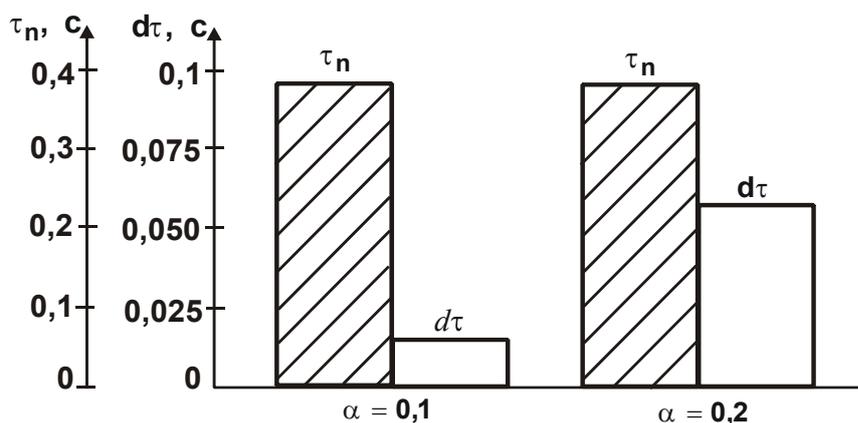


Рис. 1.11. Расчетные значения параметров  $\tau_n$  и  $d\tau$

Используя зависимость (1.32), в табл. 1.2 и на рис. 1.12 приведены расчетные значения величины  $\tau_n/d\tau$  для различных значений безразмерной величины  $\alpha$ . Как видно, с увеличением  $\alpha$  величина  $\tau_n/d\tau$  уменьшается, принимая значения большие и меньшие единицы. Очевидно, справедлив диапазон изменения  $\alpha = 0 \dots 0,5$ , т.к. величина  $\tau_n/d\tau$  не может быть меньше единицы.

Таблица 1.2

Расчетные значения величины  $\tau_n/d\tau$

$\alpha$	0	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5	0,6	0,8	0,9	1,0
$\tau_n/d\tau$	$\infty$	25	6,25	2,78	1,56	1,0	0,7	0,39	0,31	0,25

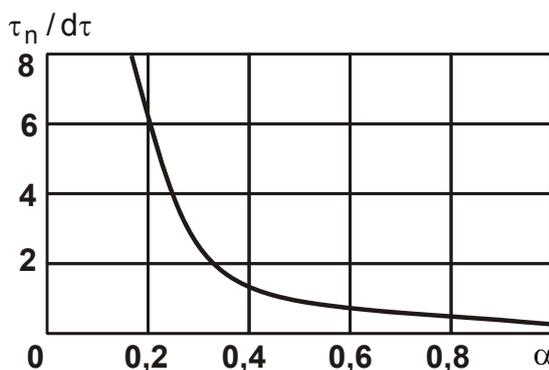


Рис. 1.12. Зависимость величины  $\tau_n/d\tau$  от безразмерной величины  $\alpha$

Исходя из зависимости (1.29), величина  $d\tau$  увеличивается с увеличением безразмерной величины  $\alpha$  по квадратичной зависимости. Следовательно, умножая величины  $\tau_n/d\tau$  и  $d\tau$ , в результате получена величина  $\tau_n$ , которая не зависит от безразмерной величины  $\alpha$ , т.е., по сути, от величины  $d\tau$ , как это следует из зависимостей (1.32) и (1.33).

Задачу определения параметров  $\tau_n$  и  $l_{2n}$  установившегося теплового процесса при шлифовании можно решить и другим упрощенным методом, рассматривая в зависимости (1.26) разность  $l_{2n} - l_{2(n-1)}$  бесконечно малой величиной  $dl_2$ . Тогда

$$l_{2n} - l_{2(n-1)} = dl_2, \quad (1.36)$$

где параметр  $l_2$  определяется зависимостью (1.1).

Зависимость (1.26) можно представить в виде:

$$\frac{dl_2}{d\tau} = V_{\text{рез}}, \quad (1.37)$$

рассматривая в ней вместо времени  $\tau$  время  $\tau_n$ . Тогда, выполняя операцию дифференцирования, получено:

$$\sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot \frac{1}{2} \cdot \frac{1}{\sqrt{\tau_n}}} = V_{\text{рез}}, \quad (1.38)$$

откуда 
$$\tau_n = \frac{\lambda}{2 \cdot c \cdot \rho} \cdot \frac{1}{V_{\text{рез}}^2} = \frac{a}{2 \cdot V_{\text{рез}}^2}; \quad (1.39)$$

$$l_2 = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot \frac{\lambda}{2 \cdot c \cdot \rho} \cdot \frac{1}{V_{\text{рез}}^2}} = \frac{\lambda}{c \cdot \rho} \cdot \frac{1}{V_{\text{рез}}} = \frac{a}{V_{\text{рез}}}. \quad (1.40)$$

В итоге полученные зависимости идентичны зависимостям (1.33) и (1.34), что свидетельствует о достоверности разработанной математической модели определения параметров установившегося теплового процесса при шлифовании.

К такому же решению можно прийти, используя зависимость (1.1) для определения параметра  $l_2$  в неустановившемся тепловом процессе шлифования. Принимая, что в установившемся тепловом процессе шлифования  $l_2 = V_{\text{рез}} \cdot \tau_n$  и заменяя в зависимости (1.1) время  $\tau$  на время  $\tau_n$ , из условия

$$l_2 = V_{\text{рез}} \cdot \tau_n = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot \tau_n}, \quad (1.41)$$

получено

$$\tau_n = \frac{\lambda}{c \cdot \rho} \cdot \frac{1}{2 \cdot V_{\text{рез}}^2} = \frac{a}{2 \cdot V_{\text{рез}}^2}; \quad (1.42)$$

$$I_{2n} = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot \tau_n} = \frac{\lambda}{c \cdot \rho} \cdot \frac{1}{V_{\text{рез}}} = \frac{a}{V_{\text{рез}}}. \quad (1.43)$$

Как видно, зависимости (1.42) и (1.43) идентичны зависимостям (1.33) и (1.34), т.е. предложенный расчет параметров  $\tau_n$  и  $I_{2n}$  установленного теплого процесса при шлифовании вполне правомочен.

### 1.3. Аналитический метод расчета параметров теплового процесса при шлифовании

Расчетную зависимость (1.28), позволяющую численным методом определить значения величины  $\tau_n / d\tau$ , можно свести к аналитической зависимости, существенно упрощающей расчет величины  $\tau_n / d\tau$ . Для этого необходимо в зависимости (1.28) преобразовать величину  $\alpha$ . В результате получено:

$$\sqrt{(d\tau + \tau_{n-1})} - \sqrt{\tau_n} = V_{\text{рез}} \cdot \sqrt{\frac{c \cdot \rho}{2 \cdot \lambda}} \cdot d\tau. \quad (1.44)$$

После умножения и деления левой части уравнения (1.44) на сопряженную величину  $\sqrt{(d\tau + \tau_{n-1})} + \sqrt{\tau_n}$ , получено:

$$\frac{d\tau + \tau_{n-1} - \tau_n}{(\sqrt{d\tau + \tau_{n-1}} + \sqrt{\tau_n})} = V_{\text{рез}} \cdot \sqrt{\frac{c \cdot \rho}{2 \cdot \lambda}} \cdot d\tau. \quad (1.45)$$

С учетом соотношений  $\tau_n - \tau_{n-1} = d\tau_n$  и  $d\tau + \tau_{n-1} \approx \tau_n$  зависимость (1.45) принимает вид:

$$d\tau - d\tau_n = V_{\text{рез}} \cdot \sqrt{\frac{c \cdot \rho}{2 \cdot \lambda}} \cdot 2 \cdot \sqrt{\tau_n} \cdot d\tau. \quad (1.46)$$

Откуда

$$d\tau = \frac{d\tau_n}{\left(1 - 2 \cdot V_{\text{рез}} \cdot \sqrt{\frac{c \cdot \rho}{2 \cdot \lambda}} \cdot \tau_n\right)}. \quad (1.47)$$

Для установления зависимости  $\tau_n$  от  $\tau$  необходимо проинтегрировать правую и левую части уравнения (1.47):

$$\int d\tau = \int \frac{d\tau_n}{\left(1 - 2 \cdot V_{\text{рез}} \cdot \sqrt{\frac{c \cdot \rho}{2 \cdot \lambda} \cdot \tau_n}\right)} + C_1, \quad (1.48)$$

где  $C_1$  – постоянная интегрирования, определяется из начального условия  $\tau_n(\tau = 0) = 0$ .

Интеграл, стоящий в правой части уравнения, в явном виде установить нельзя. Поэтому преобразуем его с учетом новой переменной  $y = \sqrt{\tau_n}$ . Тогда  $\tau_n = y^2$ , и соответственно  $d\tau_n = 2 \cdot y \cdot dy$ . Обозначая по-

стоянную величину  $2 \cdot V_{\text{рез}} \cdot \sqrt{\frac{c \cdot \rho}{2 \cdot \lambda}} = m$ , имеем:

$$\begin{aligned} \int \frac{d\tau_n}{\left(1 - 2 \cdot V_{\text{рез}} \cdot \sqrt{\frac{c \cdot \rho}{2 \cdot \lambda} \cdot \tau_n}\right)} &= \int \frac{2 \cdot y \cdot dy}{m \cdot \left(\frac{1}{m} - y\right)} = -\frac{2}{m} \cdot \int \frac{\left(\frac{1}{m} - \frac{1}{m} - y\right) \cdot dy}{\left(\frac{1}{m} - y\right)} = \\ &= -\frac{2}{m} \cdot \int \frac{\left(\frac{1}{m} - y\right) \cdot dy}{\left(\frac{1}{m} - y\right)} - \frac{2}{m} \cdot \int \frac{\frac{1}{m} \cdot dy}{\left(\frac{1}{m} - y\right)} = -\frac{2}{m} \cdot \left[ y + \frac{1}{m} \cdot \ln\left(\frac{1}{m} - y\right) \right] = \\ &= -\frac{2}{m} \cdot \left[ \sqrt{\tau_n} + \frac{1}{m} \cdot \ln\left(\frac{1}{m} - \sqrt{\tau_n}\right) \right]. \end{aligned} \quad (1.49)$$

Подставляя зависимость (1.49) в уравнение (1.48), получено:

$$\tau = -\frac{2}{m} \cdot \left[ \sqrt{\tau_n} + \frac{1}{m} \cdot \ln\left(\frac{1}{m} - \sqrt{\tau_n}\right) \right] + C_1. \quad (1.50)$$

Постоянная интегрирования  $C_1$  определяется из начального условия  $\tau_n(\tau = 0) = 0$ :

$$C_1 = \frac{2}{m^2} \cdot \ln \frac{1}{m}. \quad (1.51)$$

Тогда уравнение (1.50) принимает вид:

$$\begin{aligned} \tau &= -\frac{2}{m} \cdot \left[ \sqrt{\tau_n} + \frac{1}{m} \cdot \ln\left(\frac{1}{m} - \sqrt{\tau_n}\right) \right] + \\ &+ \frac{2}{m^2} \cdot \ln \frac{1}{m} = -\frac{2}{m} \cdot \sqrt{\tau_n} - \frac{2}{m^2} \cdot \ln(1 - m \cdot \sqrt{\tau_n}). \end{aligned} \quad (1.52)$$

После несложных преобразований получено:

$$\ln(1 - m \cdot \sqrt{\tau_n}) = -\frac{m^2}{2} \cdot \tau - m \cdot \sqrt{\tau_n}. \quad (1.53)$$

Откуда

$$(1 - m \cdot \sqrt{\tau_n}) = e^{-\frac{m^2}{2} \cdot \tau - m \cdot \sqrt{\tau_n}} \quad (1.54)$$

или

$$\sqrt{\tau_n} = \frac{1}{m} \cdot \left( 1 - e^{-\frac{m^2}{2} \cdot \tau - m \cdot \sqrt{\tau_n}} \right). \quad (1.55)$$

Как видно, при условии  $\tau_n = 0$  величина  $\tau = 0$ , т.е. выполняется начальное условие, что свидетельствует о правильности полученного решения.

Уравнение (1.55) сложно аналитически разрешить относительно неизвестной функции  $\tau_n$ . Поэтому для установления зависимости  $\tau_n$  от  $\tau$  необходимо задавать значения  $\tau_n$  и на основе уравнения (1.55) определять значения  $\tau$ .

Как следует из уравнения (1.55), функция  $\tau_n$  с увеличением переменной величины  $\tau$  увеличивается по экспоненциальному закону, асимптотически приближаясь к определенной постоянной (максимальной) величине. Для ее определения уравнение (1.55) необходимо подчинить условию  $\tau \rightarrow \infty$ . В результате получено:

$$e^{-\frac{m^2}{2} \cdot \tau - m \cdot \sqrt{\tau_n}} \rightarrow 0. \quad (1.56)$$

Тогда, исходя из уравнения (1.55), имеем:

$$\sqrt{\tau_n} = \frac{1}{m}. \quad (1.57)$$

Откуда

$$\tau_n = \frac{1}{m^2} = \frac{\lambda}{2 \cdot c \cdot \rho \cdot V_{рез}^2} = \frac{a}{2 \cdot V_{рез}^2}; \quad (1.58)$$

$$l_{2n} = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot \tau_n} = \frac{\lambda}{c \cdot \rho} \cdot \frac{1}{V_{рез}} = \frac{a}{V_{рез}}. \quad (1.59)$$

В итоге пришли к идентичным зависимостям (1.33) и (1.34), полученным другим методом, что указывает на достоверность выполненных расчетов.

Зная максимальное значение  $\tau_n$ , определяемое зависимостью (1.58), и уменьшая его до нуля, по преобразованному уравнению (1.54):

$$(1 - m \cdot \sqrt{\tau_n}) \cdot e^{m \cdot \sqrt{\tau_n}} = e^{-\frac{m^2}{2} \cdot \tau} \quad (1.60)$$

несложно установить значения  $\tau$  и соответственно зависимость  $\tau_n$  от  $\tau$ .

Таким образом, определены параметры  $\tau_n$  и  $l_{2n}$ , при достижении которых происходит стабилизация во времени теплового процесса при шлифовании.

Преобразуем зависимость (1.58) с учетом условия  $\alpha = \frac{V_{\text{рез}} \cdot d\tau}{l_{2_0}}$ , где

$l_{2_0} = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho}} \cdot d\tau$ . В результате получено:

$$\tau_n = \frac{\lambda}{2 \cdot c \cdot \rho} \cdot \left( \frac{d\tau}{\alpha \cdot l_{2_0}} \right)^2 = \frac{1}{4} \cdot \frac{d\tau}{\alpha^2}. \quad (1.61)$$

Для случая  $\alpha = 0,2$  имеем:

$$\tau_n = 6,25 \cdot d\tau, \quad (1.62)$$

откуда  $\frac{\tau_n}{d\tau} = 6,25$ . (1.63)

Этим показано, что для случая  $\alpha = 0,2$  предельное (максимальное) значение  $\tau_n / d\tau$  равно 6,25 и достигается при достаточно большом количестве шагов:  $n > 100$ . Поэтому, не учитывая перерезание адиабатического стержня, глубина проникновения тепла в адиабатический стержень принимает большие значения (определяемые из зависи-

мости  $l_{2n} = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho}} \cdot n \cdot d\tau$ ), значительно превышающие значение

$n = 6,25$ , полученное с учетом перерезания стержня.

Для случая  $\alpha = 0,1$  на основе зависимости (1.61) получено:

$$\tau_n = 25 \cdot d\tau, \quad (1.64)$$

тогда  $\frac{\tau_n}{d\tau} = 25$ . (1.65)

Как видно, в этом случае величина  $\tau_n / d\tau$  больше, чем в случае  $\alpha = 0,2$ , что соответствует расчетным данным, приведенным на рис. 1.9 и полученным другим методом расчета.

На рис. 1.13 и рис. 1.14 приведены значения  $\tau_n$  и  $\tau_n/\tau$ , рассчитанные на основе решения уравнения (1.60) для различных значений  $\tau$  с учетом исходных данных:  $V_{рез}=3,33$  мм/с; обрабатываемый материал – сталь ШХ15 (коэффициент температуропроводности  $a = \lambda/(c \cdot \rho) = 8,4 \cdot 10^{-6}$  м<sup>2</sup>/с).

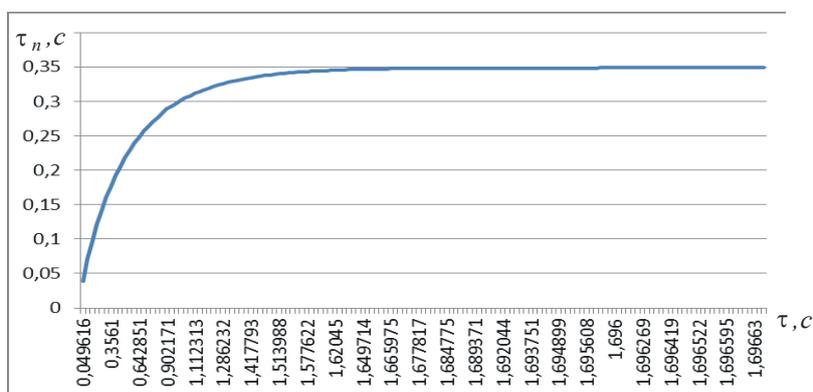


Рис. 1.13. Зависимость  $\tau_n$  от  $\tau$ , полученная на основе уравнения (1.60)

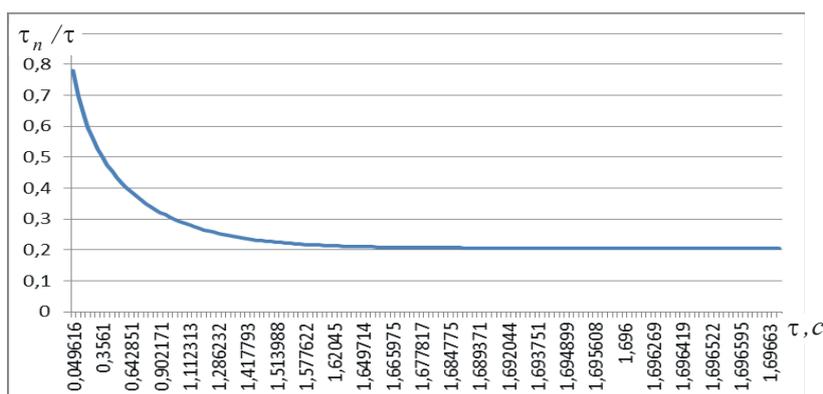


Рис. 1.14. Зависимость  $\tau_n/\tau$  от  $\tau$ , полученная на основе уравнения (1.60)

Полученные расчетные значения  $\tau_n$  и  $\tau_n/\tau$  незначительно отличаются от аналогичных значений, полученных в результате численного расчета для случая  $\alpha = 0,1$  (рис. 1.5,а, и рис. 1.6,а). В случае  $\alpha = 0,2$  наблюдается большее расхождение значений  $\tau_n$  и  $\tau_n/\tau$  (рис. 1.5,б и 1.6,б). Следовательно, чем меньше безразмерная величина  $\alpha$  и соответственно величина  $d\tau$ , тем выше точность расчетов величин  $\tau_n$  и  $\tau_n/\tau$ . Этим показано, что значения  $\tau_n$  и  $\tau_n/\tau$ , установленные численным и аналитическим методами расчета, отличаются незначительно (менее чем на 10 %). Это свидетельствует о достоверности разработанной математической модели и возможности применения этих двух методов для расчетов величин  $\tau_n$  и  $\tau_n/\tau$ .

Используя расчетные значения параметра  $\tau_n$ , на рис. 1.15 приведены расчетные значения глубины проникновения тепла в адиабатический стержень  $l_{2_n} = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot \tau_n} = \sqrt{2 \cdot a \cdot \tau_n}$  для шлифования стали ШХ15 (коэффициент температуропроводности  $a = \lambda / (c \cdot \rho) = 8,4 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2/\text{с}$ ).

Как видно, характер изменения параметра  $l_{2_n}$  такой же, как и на рис. 1.7, полученном численным расчетом. Расхождение расчетных значения параметра  $l_{2_n}$ , полученных аналитически и численным расчетом, не превышает 10 %, что указывает на возможность их практического использования.

Используя зависимость  $l_{2_n} = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot \tau_n} = \sqrt{2 \cdot a \cdot \tau_n}$ , можно определить глубину проникновения тепла в адиабатический стержень, отсчитывая ее от начального положения теплового источника с учетом перерезания шлифовальным кругом адиабатического стержня:

$$l = V_{\text{рез}} \cdot \tau + l_{2_n}. \quad (1.66)$$

Тогда скорость распространения тепла вдоль адиабатического стержня определится:

$$V = l'_{\tau} = V_{\text{рез}} + (l_{2_n})'_{\tau} = V_{\text{рез}} + \frac{1}{2} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot a}{\tau_n}} \cdot \frac{d\tau_n}{d\tau}. \quad (1.67)$$

Разрешая уравнение (1.32) относительно

$$\frac{d\tau_n}{d\tau} = 1 - 2 \cdot V_{\text{рез}} \cdot \sqrt{\frac{\tau_n}{2 \cdot a}}, \quad (1.68)$$

и подставляя полученное выражение в зависимость (1.67), имеем:

$$V = \frac{1}{2} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot a}{\tau_n}}. \quad (1.69)$$

Для установившегося во времени теплового процесса, когда время  $\tau_n$  определяется зависимостью (1.46), скорость распространения тепла вдоль адиабатического стержня равна:

$$V = V_{\text{рез}}. \quad (1.70)$$

Используя расчетные значения  $\tau_n$ , на рис. 1.16 приведены рассчитанные по зависимости (1.70) значения скорости  $V$ , согласно кото-

рым с увеличением времени  $\tau$  скорость  $V$  непрерывно уменьшается, асимптотически приближаясь к значению скорости перемещения теплового источника  $V_{рез}$ .

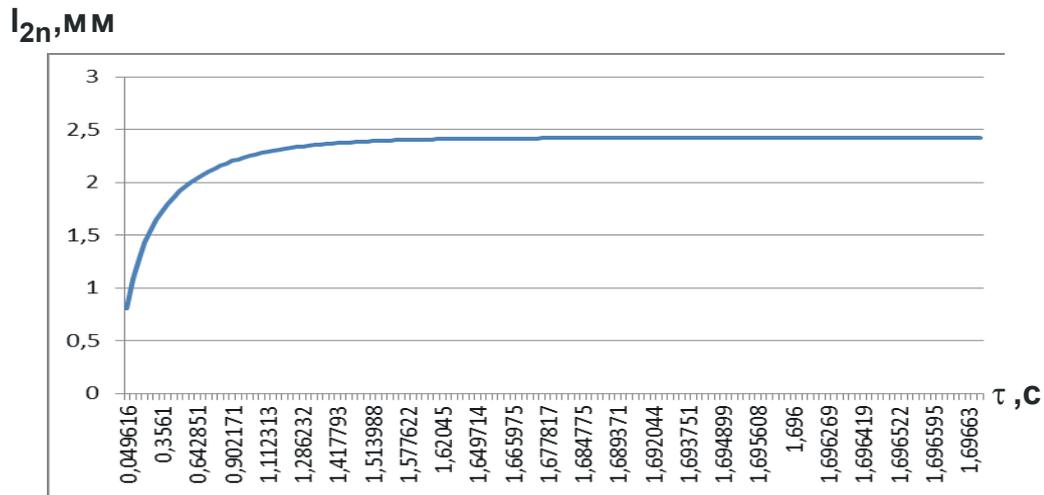


Рис. 1.15. Зависимость  $I_{2n}$  от  $\tau$ , полученная на основе уравнения (1.60)

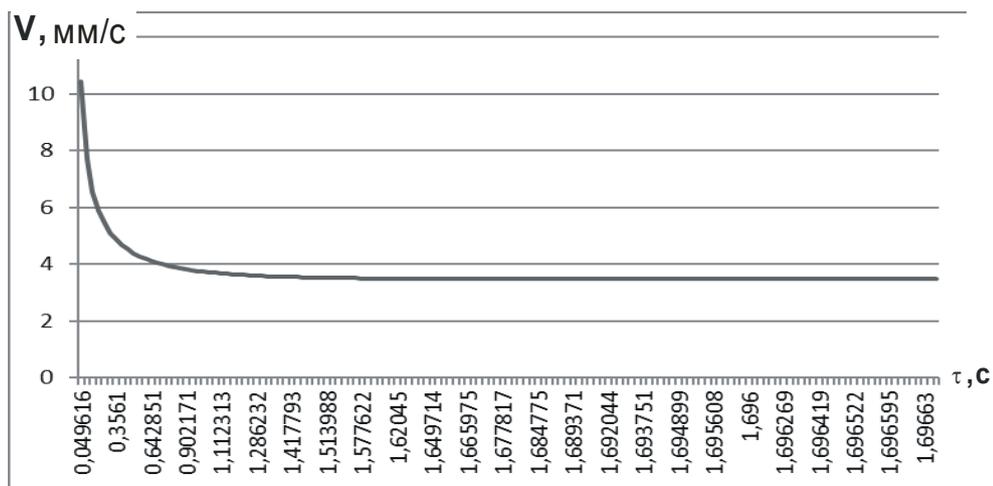


Рис. 1.16. Зависимость  $V$  от  $\tau$ , полученная на основе уравнения (1.60)

Из этого можно сделать вывод, что постоянство скорости  $V$  во времени обусловлено тепловым насыщением адиабатического стержня. В этом случае глубина проникновения тепла в адиабатический стержень  $I_{2n}$  остается постоянной, определяемой исходя из зависимости (1.47) от отношением  $a/V_{рез}^2$ , т.е. чем больше  $V_{рез}$ , тем меньше параметр  $I_{2n}$  и больше скорость распространения тепла вдоль адиабатического стержня  $V \rightarrow V_{рез}$ .

## 1.4. Аналитическое определение температуры шлифования

Используя полученное решение, можно определить температуру шлифования на основе упрощенной зависимости [122]:

$$\theta = \frac{q \cdot l_{2n}}{\lambda}, \quad (1.71)$$

где  $q = \sigma \cdot V_{\text{рез}}$  – плотность теплового потока, Вт/м<sup>2</sup>;

$\sigma$  – условное напряжение резания, Н/м<sup>2</sup>.

Параметр  $l_{2n}$  определяется зависимостью (1.59).

Подставляя в зависимость (1.71) выражение (1.55) для определения  $\tau_n$ , имеем:

$$l_{2n} = \frac{2 \cdot V_{\text{рез}}}{m^2} \cdot \left( 1 - e^{-\frac{m^2}{2} \cdot \tau - m \cdot \sqrt{\tau_n}} \right). \quad (1.72)$$

Подставляя зависимость (1.72) в (1.71), получено:

$$\begin{aligned} \theta &= \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot \left( 1 - e^{-\frac{m^2}{2} \cdot \tau - m \cdot \sqrt{\tau_n}} \right) = \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot \left( 1 - e^{-\frac{c \cdot \rho \cdot V_{\text{рез}}^2}{\lambda} \cdot \tau - 2 \cdot V_{\text{рез}} \cdot \sqrt{\frac{c \cdot \rho}{2 \cdot \lambda} \cdot \tau_n}} \right) = \\ &= \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot \left( 1 - e^{-\frac{c \cdot \rho \cdot V_{\text{рез}}^2}{\lambda} \cdot \tau - \frac{c \cdot \rho \cdot V_{\text{рез}}}{\lambda} \cdot l_{2n}} \right). \end{aligned} \quad (1.73)$$

Разрешая зависимость (1.71) относительно  $l_{2n} = \frac{\lambda \cdot \theta}{\sigma \cdot V_{\text{рез}}}$  и подставляя полученное выражение в зависимость (1.73), имеем:

$$\theta = \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot \left( 1 - e^{-\frac{c \cdot \rho \cdot V_{\text{рез}}^2}{\lambda} \cdot \tau - \frac{c \cdot \rho}{\sigma} \cdot \theta} \right). \quad (1.74)$$

В итоге получено уравнение относительно неизвестной величины – температуры шлифования  $\theta$ , которое идентично уравнению, приведенному в работе [69] и полученному другим методом расчета, что указывает на его достоверность.

Используя расчетные значения параметра  $l_{2n}$ , на рис. 1.17 приведены расчетные значения температуры шлифования  $\theta = q \cdot l_{2n} / \lambda$  с учетом зависимости для определения плотности теплового потока  $q = \sigma \cdot V_{рез}$  (Вт/м<sup>2</sup>).

Условное напряжение резания  $\sigma$  (Н/м<sup>2</sup>) определяется зависимостью [69]:  $\sigma = 2 \cdot \sigma_{сж} / K_{рез}$ , где  $\sigma_{сж}$  – предел прочности на сжатие обрабатываемого материала (для стали ШХ15:  $\sigma_{сж} = 2\,000$  Н/мм<sup>2</sup>);  $K_{рез} = 0,4$  – коэффициент резания при шлифовании. Тогда  $\sigma = 10\,000$  Н/мм<sup>2</sup> =  $10^{10}$  Н/м<sup>2</sup>. Скорость резания  $V_{рез} = 3,33$  мм/с;  $\lambda = 42$  Вт/(м·градус).

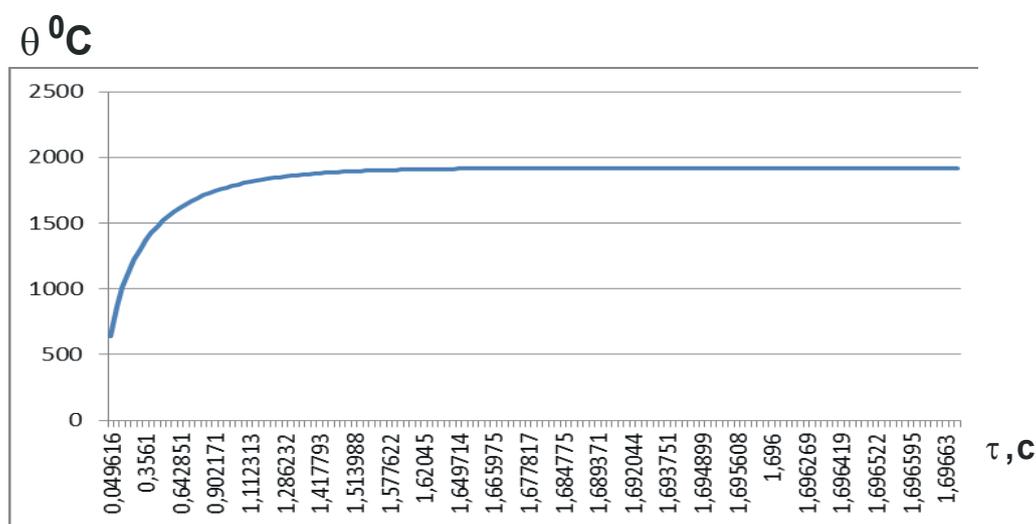


Рис. 1.17. Зависимость  $\theta$  от  $\tau$ , полученная на основе уравнения (1.60)

Как следует из рис. 1.17, с увеличением времени  $\tau$  температура резания при шлифовании  $\theta$  непрерывно увеличивается, асимптотически приближаясь к определенному максимальному значению  $\theta_{max}$ , которое можно определить из зависимости (1.74) при условии  $\tau \rightarrow \infty$ :

$$\theta_{max} = \frac{\sigma}{c \cdot \rho}. \quad (1.75)$$

Из зависимости (1.75) вытекает, что максимальное значение температуры резания при шлифовании  $\theta_{max}$  явно не зависит от параметров режимов шлифования, а определяется исключительно условным напряжением резания  $\sigma$ , которое при шлифовании описывается приведенной выше зависимостью  $\sigma = 2 \cdot \sigma_{сж} / K_{рез}$ . Очевидно, чем меньше условное напряжение резания  $\sigma$ , тем меньше максимальное значение температуры резания при шлифовании  $\theta_{max}$ .

Уравнение (1.74) с учетом зависимости (1.71) можно представить:

$$\theta = \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot \left[ 1 - e^{-\frac{V_{\text{рез}}}{a} \cdot (l_1 + l_{2n})} \right], \quad (1.76)$$

где  $l_1 = V_{\text{рез}} \cdot \tau$  – длина срезанного участка адиабатического стержня, м (рис. 1.1).

Для принятых исходных данных зависимость (1.76) опишется:

$$\theta = 2000 \cdot \left[ 1 - e^{-0,3964 \cdot (l_1 + l_{2n})} \right]. \quad (1.77)$$

Из зависимости (1.76) вытекает, что температура  $\theta$  определяется суммой переменных величин  $l_1 + l_{2n}$ : чем она больше, тем больше  $\theta$ .

На рис. 1.18 и рис. 1.19 приведены графики изменения величины  $l_1 = V_{\text{рез}} \cdot \tau$  и отношения  $l_1 + l_{2n}$  в зависимости от времени обработки  $\tau$ . Как видно, величина  $l_1$  больше величины  $l_{2n}$ . Их сумма  $l_1 + l_{2n}$  увеличивается с увеличением времени обработки  $\tau$  (рис. 1.20), что приводит к увеличению температуры резания при шлифовании  $\theta$  (рис. 1.21).

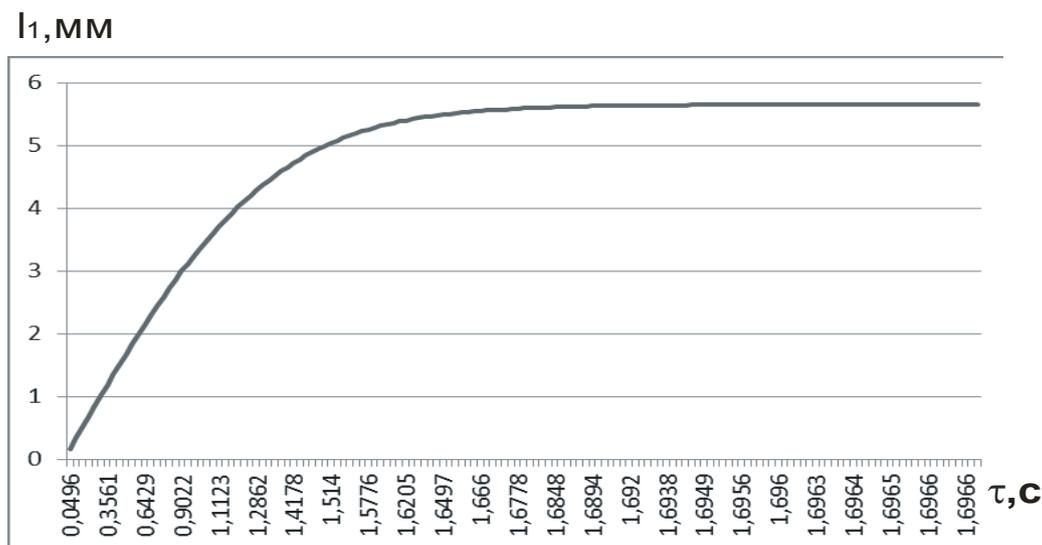


Рис. 1.18. Расчетные значения  $l_1 = 3,33 \cdot \tau$  в зависимости от времени обработки  $\tau$

Сравнивая рис. 1.17 и рис. 1.18, видно, что они идентичны. Следовательно, расчет температуры резания при шлифовании  $\theta$  можно производить как на основе уравнения (1.74), так и по зависимости (1.76), используя расчетные значения глубины проникновения тепла в адиабатический стержень  $l_{2n}$ .

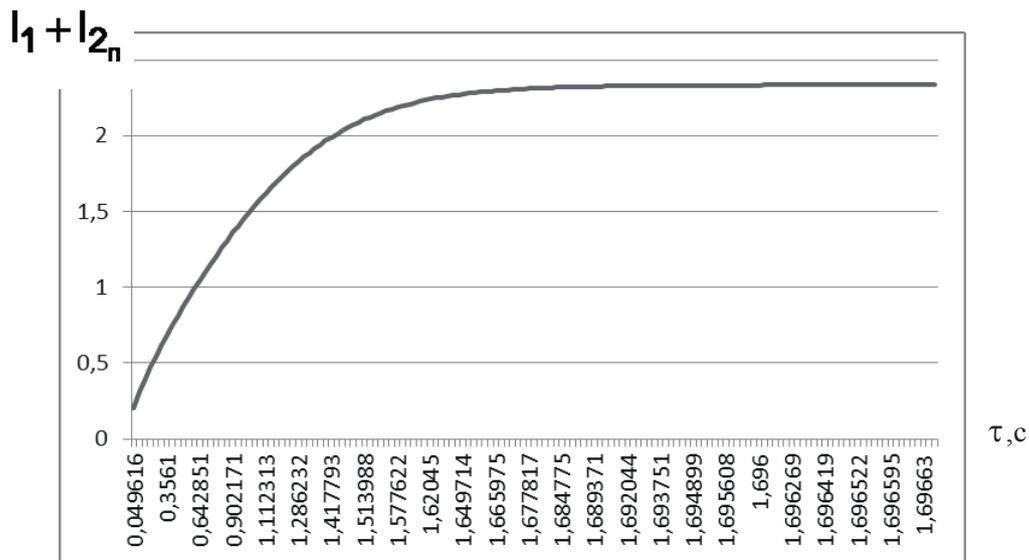


Рис. 1.19. Расчетные значения  $l_1/l_{2n}$  в зависимости от времени обработки  $\tau$

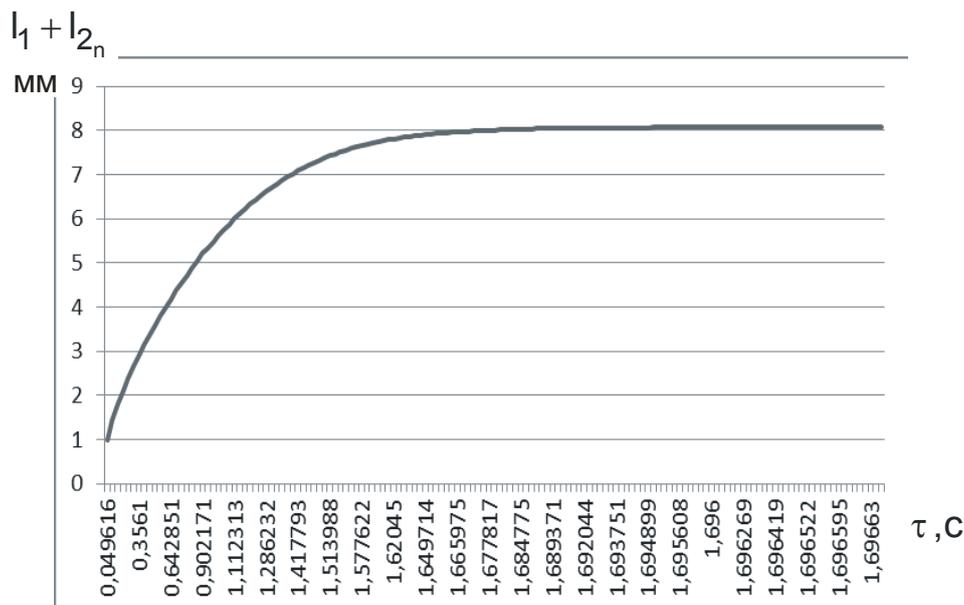


Рис. 1.20. Расчетные значения  $l_1 + l_{2n}$  в зависимости от времени обработки  $\tau$

Следует отметить, что при расчете параметров теплового процесса при шлифовании без учета перерезания адиабатического стержня, т.е. без учета движения теплового источника вдоль адиабатического стержня, глубина проникновения тепла в адиабатический стержень  $l_2$

определяется зависимостью [80]:  $l_2 = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot \tau} = \sqrt{2 \cdot a \cdot \tau}$ , а с учетом пе-

резания адиабатического стержня – определяется зависимостью

$$l_{2_n} = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho}} \cdot \tau_n = \sqrt{2 \cdot a \cdot \tau_n}.$$

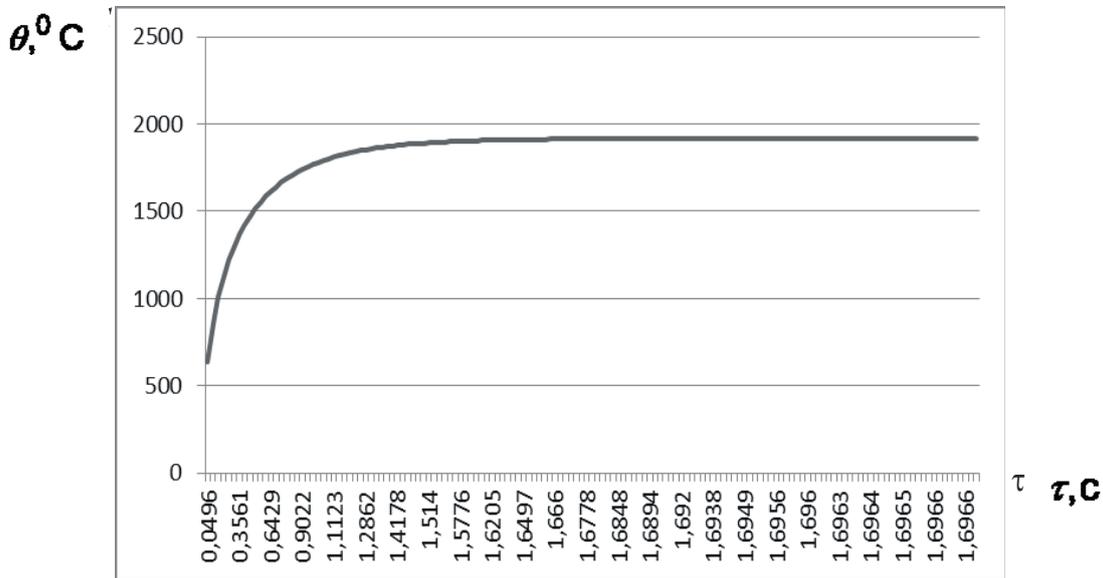


Рис. 1.21. Расчетные значения  $\theta$  в зависимости от времени обработки  $\tau$

Как показано выше, справедливо условие:  $\tau > \tau_n$ . Поэтому, учитывая перерезание адиабатического стержня, величина  $l_{2_n}$  всегда будет меньше величины  $l_2$ . Для оценки степени уменьшения величины  $l_{2_n}$  по отношению к величине  $l_2$ , на рис. 1.22 показан характер изменения отношения  $\sqrt{\tau_n / \tau}$  в зависимости от времени обработки  $\tau$ . Как видно, с течением времени обработки  $\tau$  оно уменьшается более чем в 2 раза. Следовательно, во столько же раз уменьшится и величина  $l_{2_n}$  и температура резания при шлифовании  $\theta$ , которая изменяется по закону изменения величины  $l_{2_n}$  в соответствии с зависимостью (1.71).

Учитывая, что время  $\tau_n$  сложно определить из уравнения (1.55), необходимо первоначально определить его максимальное значение при условии  $\tau \rightarrow \infty$ . Тогда

$$\sqrt{\tau_n} = \frac{1}{V_{\text{рез}}} \cdot \sqrt{\frac{\lambda}{2 \cdot c \cdot \rho}}. \quad (1.78)$$

Зная максимальное значение времени  $\tau_n$ , по зависимости (1.59) определяется максимальное значение величины  $l_{2_n}$ , а по зависимости

(1.75) – максимальное значение температуры резания при шлифовании  $\theta_{\max}$ . Исходя из этого, задавая время  $\tau_n$  в пределах его изменения  $0 \dots \tau_{n_{\max}}$ , на основе решения уравнения (1.55) определяются текущие значения времени обработки  $\tau$ . Затем, текущие значения величин  $l_{2n}$  и  $\theta$ , что позволяет построить графики зависимостей  $\tau_n$ ,  $l_{2n}$  и  $\theta$  от времени обработки  $\tau$ , а по ним установить рациональные значения  $\tau$  (параметров режима шлифования) для заданного значения  $\theta$  или  $l_{2n}$ .

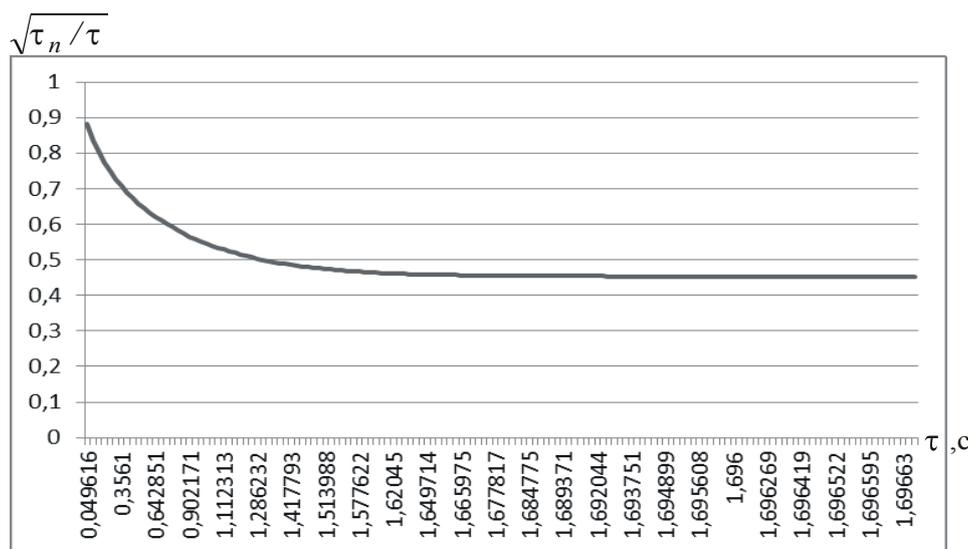


Рис. 1.22. Расчетные значения  $\sqrt{\tau_n / \tau}$  в зависимости от времени обработки  $\tau$

Для удобства расчетов уравнение (1.74) целесообразно выразить относительно времени перерезания шлифовальным кругом адиабатического стержня  $\tau$ :

$$\tau = -\frac{\lambda}{c \cdot \rho \cdot V_{\text{рез}}^2} \cdot \left[ \ln \left( 1 - \frac{c \cdot \rho}{\sigma} \cdot \theta \right) + \frac{c \cdot \rho}{\sigma} \cdot \theta \right]. \quad (1.79)$$

Задавая конкретные значения температуры шлифования  $\theta$ , на основе зависимости (1.79) можно определить время перерезания шлифовальным кругом адиабатического стержня  $\tau$ . Очевидно, при условии  $\theta \rightarrow \frac{\sigma}{c \cdot \rho}$  функция  $\ln \left( 1 - \frac{c \cdot \rho}{\sigma} \cdot \theta \right) = \ln 0 \rightarrow -\infty$ . Соответственно, время  $\tau \rightarrow \infty$ . Следовательно, в этом случае температура шлифования принимает максимальное значение:

$$\theta_{\max} = \frac{\sigma}{c \cdot \rho}. \quad (1.80)$$

Как видно, максимальная температура шлифования зависит от одной переменной величины – условного напряжения резания  $\sigma$ : чем оно меньше, тем меньше  $\theta_{\max}$ . Следовательно, основным путем уменьшения температуры шлифования необходимо рассматривать уменьшение условного напряжения резания  $\sigma$  за счет снижения силовой напряженности процесса шлифования. Это достигается в результате уменьшения интенсивности трения в зоне резания путем обеспечения работы шлифовального круга в режиме самозатачивания или применяя эффективные методы его непрерывной или периодической правки. При текущем значении температуры шлифования  $\theta$  первое слагаемое зависимости (1.79) принимает положительные значения, а второе слагаемое – отрицательные значения.

Зависимость (1.79) может быть представлена в виде:

$$\tau = -\frac{\lambda}{c \cdot \rho \cdot V_{\text{рез}}^2} \cdot \left[ \ln \left( 1 - \frac{\theta}{\theta_{\max}} \right) + \frac{\theta}{\theta_{\max}} \right]. \quad (1.81)$$

Пример расчета. Обрабатываемый материал – сталь ШХ15 ( $\lambda = 42$  Вт/(м·градус);  $a = \frac{\lambda}{c \cdot \rho} = 8,4 \cdot 10^{-6}$  м<sup>2</sup>/с – коэффициент температуропроводности). Производится плоское шлифование абразивным кругом с радиусом  $R_{\text{кр}} = 0,2$  м, глубиной шлифования  $t = 0,01 \cdot 10^{-3}$  м и удельной производительностью обработки  $Q_{\text{уд}} = 400$  мм<sup>2</sup>/мин. Тогда скорость перемещения теплового источника вдоль адиабатического стержня будет равна (рис. 1.1):  $V_{\text{рез}} = \frac{Q_{\text{уд}}}{\sqrt{2t \cdot R_{\text{кр}}}} = 3,33$  мм/с.

Условное напряжение резания определяется [132; 134]:  $\sigma = \frac{2\sigma_{\text{сж}}}{K_{\text{рез}}}$ ,

где  $\sigma_{\text{сж}}$  – предел прочности на сжатие обрабатываемого материала (для стали: ШХ15  $\sigma_{\text{сж}} = 2\,000$  Н/мм<sup>2</sup>);  $K_{\text{рез}} = 0,4$  – коэффициент резания при шлифовании. Тогда  $\sigma = 10\,000$  Н/мм<sup>2</sup> =  $10^{10}$  Н/м<sup>2</sup>.

Соответственно  $c \cdot \rho = \frac{\lambda}{a} = 5 \cdot 10^6$  Дж/(м<sup>3</sup>·град);  $\frac{c \cdot \rho}{\sigma} = 5 \cdot 10^{-4}$  град<sup>-1</sup>.

Подставляя эти данные в зависимость (1.79), получено:

$$\tau = -0,757 \cdot \left[ \ln \left( 1 - 5 \cdot 10^{-4} \cdot \theta \right) + 5 \cdot 10^{-4} \cdot \theta \right]. \quad (1.82)$$

При  $\theta = 2\ 000\ ^\circ\text{C}$  функция  $\ln(1 - 5 \cdot 10^{-4} \cdot \theta) = \ln 0 \rightarrow -\infty$ . Соответственно, время  $\tau \rightarrow \infty$ . Следовательно, максимальная температура шлифования равна  $\theta_{\max} = 2\ 000\ ^\circ\text{C}$ .

При  $\theta = 1\ 500\ ^\circ\text{C}$  имеем:

$$\tau = -0,757 \cdot [\ln 0,25 + 0,75] = -0,757 \cdot [-1,35 + 0,75] = 0,464\ \text{с.}$$

При  $\theta = 1\ 000\ ^\circ\text{C}$  имеем:

$$\tau = -0,757 \cdot [\ln 0,5 + 0,5] = -0,757 \cdot [-0,7 + 0,5] = 0,15\ \text{с.}$$

При  $\theta = 500\ ^\circ\text{C}$  имеем:

$$\tau = -0,757 \cdot [\ln 0,75 + 0,25] = -0,757 \cdot [-0,28 + 0,25] = 0,0226\ \text{с.}$$

Пренебрегая вторым слагаемым в зависимости (1.82), получено:

$$\tau = -0,757 \cdot \left[ \ln(1 - 5 \cdot 10^{-4} \cdot \theta) + 5 \cdot 10^{-4} \cdot \theta \right]. \quad (1.83)$$

На рис. 1.23 и в табл. 1.3 приведены значения времени перерезания шлифовальным кругом адиабатического стержня  $\tau$ , рассчитанные на основе зависимостей (1.82) и (1.83) для текущих значений температуры шлифования  $\theta$ . В итоге получены зависимости температуры шлифования  $\theta$  от времени  $\tau$ , которые аналогичны зависимостям, приведенным на рис. 1.3.

Сравнивая значения времени перерезания шлифовальным кругом адиабатического стержня  $\tau$ , рассчитанные по зависимостям (1.82) и (1.83), видно, что они существенно отличаются, причем, в большей степени при  $\theta < 1\ 500\ ^\circ\text{C}$ . Поэтому расчеты времени  $\tau$  по упрощенной зависимости (1.83) можно производить лишь при условии  $\theta > 1\ 500\ ^\circ\text{C}$ . При этом условии и уравнение (1.74) принимает упрощенный вид:

$$\theta = \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot \left( 1 - e^{-\frac{c \cdot \rho \cdot V_{\text{рез}}^2 \cdot \tau}{\lambda}} \right). \quad (1.84)$$

Таблица 1.3

Расчетные значения времени перерезания шлифовальным кругом адиабатического стержня  $\tau$

$\theta, ^\circ\text{C}$	0	250	500	750	1 000	1 250	1 500	1 750	2 000
$\tau, \text{с}$ Зависимость (1.82)	0	0,004	0,022	0,072	0,15	0,27	0,464	0,85	$\infty$
$\tau, \text{с}$ Зависимость (1.83)	0	0,1	0,21	0,356	0,53	0,74	1,022	1,51	$\infty$

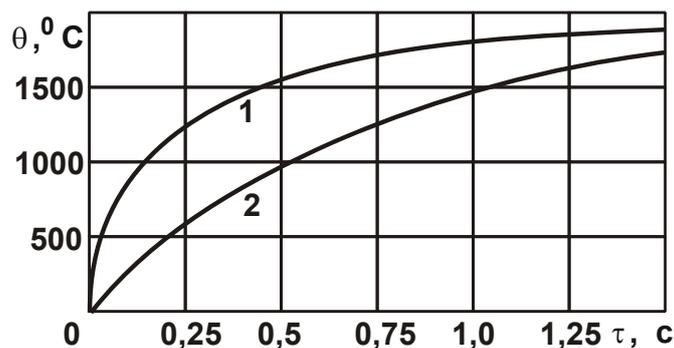


Рис. 1.23. Зависимость  $\theta$  от  $\tau$ :

1, 2 – расчеты по зависимостям (1.82) и (1.83)

Как следует из зависимости (1.84), температура шлифования  $\theta$  с увеличением переменной величины  $\tau$  увеличивается по экспоненциальному закону, асимптотически приближаясь к определенной постоянной (максимальной) величине, аналогично данным, приведенным на рис. 1.3. Для определения максимальной температуры шлифования уравнение (1.84) необходимо подчинить условию  $\tau \rightarrow \infty$ . В результате

получено:  $\theta_{\max} = \frac{\sigma}{c \cdot \rho}$ . Как видно, максимальная температура шлифования  $\theta_{\max}$  зависит лишь от одной переменной величины – условного

напряжения резания  $\sigma$ : чем больше  $\sigma$ , тем больше  $\theta_{\max}$ .

Рассмотрим случай  $\sigma = 10^9$  Н/м<sup>2</sup>. Тогда

$$\tau = -0,757 \cdot \left[ \ln(1 - 5 \cdot 10^{-3} \cdot \theta) + 5 \cdot 10^{-3} \cdot \theta \right]. \quad (1.85)$$

При  $\theta = 200$  °С функция  $\ln(1 - 5 \cdot 10^{-3} \cdot \theta) = \ln 0 \rightarrow -\infty$ . Следовательно, время  $\tau \rightarrow \infty$ . Соответственно, максимальная температура шлифования равна  $\theta_{\max} = 200$  °С.

При  $\theta = 100$  °С имеем

$$\tau = -0,757 \cdot [\ln 0,5 + 0,5] = -0,757 \cdot [-0,7 + 0,5] = 0,151 \text{ с.}$$

Таким образом показано, что с уменьшением условного напряжения резания  $\sigma$  в 10 раз максимальная температура шлифования  $\theta_{\max}$  уменьшается пропорционально – с 2 000 °С до 200 °С, что соответствует практическим данным.

Зная характер изменения температуры шлифования  $\theta$  от времени перерезания шлифовальным кругом адиабатического стержня  $\tau$  (рис. 1.23), можно определить температуру шлифования для любой схемы шлифования, устанавливая конкретные значения времени перерезания шлифовальным кругом адиабатического стержня и скорость

перемещения теплового источника вдоль адиабатического стержня. Например, если при плоском шлифовании время контакта шлифовального круга с адиабатическим стержнем (время перерезания шлифовальным кругом адиабатического стержня)  $\tau = 0,5$  с, то согласно рис. 1.23, температура шлифования  $\theta$  для таких условий шлифования равна  $1\ 550$  °С (при расчете по зависимости (1.82)) и  $960$  °С (при расчете по зависимости (1.83)). Очевидно, значение  $\theta = 1\ 550$  °С более точно отражает реальные условия шлифования, т.е. расчет температуры шлифования  $\theta$  следует производить по зависимости (1.82), т.к. расчет по зависимости (1.83) приводит к заниженным результатам.

Пример расчета. Для приведенных выше исходных данных ( $t = 0,01$  мм;  $V_{рез} = 3,33$  мм/с) время контакта шлифовального круга с адиабатическим стержнем  $\tau = t / V_{рез} = 0,003$  с. Исходя из табл. 1.19, это соответствует температуре шлифования  $\theta = 200$  °С.

С увеличением глубины шлифования  $t$  скорость  $V_{рез} = \frac{Q_{уд}}{\sqrt{2t \cdot R_{кр}}}$

перемещения теплового источника вдоль адиабатического стержня будет уменьшаться, а время контакта шлифовального круга с адиабатическим стержнем  $t = t / V_{рез}$ , наоборот, увеличиваться. Это приведет к увеличению температуры  $\theta$ , что имеет место в реальных условиях шлифования.

### 1.5. Закономерности формирования параметров теплового процесса при шлифовании

С увеличением глубины шлифования до значения  $t = 1$  мм, т.е. с переходом в область глубинного шлифования, скорость

$V_{рез} = \frac{Q_{уд}}{\sqrt{2t \cdot R_{кр}}} = 0,33$  мм/с. Соответственно, зависимость (1.79) принимает вид:

$$\tau = -77,135 \cdot \left[ \ln(1 - 5 \cdot 10^{-4} \cdot \theta) + 5 \cdot 10^{-4} \cdot \theta \right]. \quad (1.86)$$

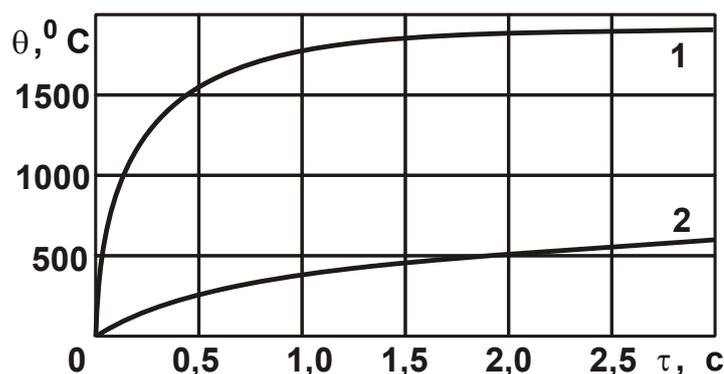
Следовательно, и в этом случае  $\theta_{max} = 2\ 000$  °С.

В табл. 1.4 и на рис. 1.24 приведены расчетные значения времени  $\tau$  для случаев:  $t = 0,01$  мм и  $t = 1$  мм.

Таблица 1.4

Расчетные значения времени  $\tau$  (в секундах)

$\theta, ^\circ\text{C}$	0	250	500	750	1 000	1 250	1 500	1 750	2 000
$\tau$ по зависимости (1.82)	0	0,004	0,022	0,072	0,15	0,27	0,464	0,85	$\infty$
$\tau$ по зависимости (1.86)	0	0,407	2,242	7,336	15,28	27,51	47,28	86,61	$\infty$

Рис. 1.24. Зависимость  $\theta$  от  $\tau$ :

1; 2 – расчеты по зависимостям (1.82) и (1.86)

Для определения конкретных значений температуры резания  $\theta$  для этих случаев ( $t=0,01$  мм и  $t=1$  мм) необходимо знать время  $\tau = t/V_{\text{рез}}$ . В первом случае  $\tau_1 = 0,01$  мм/3,33 мм/с = 0,003 с; во втором –  $\tau_2 = 1$  мм/0,33 мм/с = 3 с. Как видно, во втором случае температура шлифования  $\theta$  больше, чем в первом, т.е. глубинное шлифование осуществляется с большей температурой шлифования, чем многопроходное шлифование. Такой вывод также вытекает из зависимости (1.79), рассматривая в ней время  $\tau = t/V_{\text{рез}}$ . После преобразований имеем:

$$Q_{\text{уд}} \cdot \sqrt{\frac{t}{2 \cdot R_{\text{кр}}}} = -\frac{\lambda}{c \cdot \rho} \cdot \left[ \ln \left( 1 - \frac{c \cdot \rho}{\sigma} \cdot \theta \right) + \frac{c \cdot \rho}{\sigma} \cdot \theta \right]. \quad (1.87)$$

Расчетные значения безразмерной функции

$f = \left[ \ln \left( 1 - \frac{c \cdot \rho}{\sigma} \cdot \theta \right) + \frac{c \cdot \rho}{\sigma} \cdot \theta \right]$ , входящей в зависимость (1.87), приведены

в табл. 1.5.

Как видно, с увеличением безразмерной функции  $f$  температура шлифования  $\theta$  увеличивается. Следовательно, увеличение параметров  $t$  и  $Q_{\text{уд}}$  в зависимости (1.87) приводит к увеличению температуры

шлифования  $\theta$ . При этом удельная производительность обработки  $Q_{уд}$  больше влияет на температуру шлифования  $\theta$ , чем глубина шлифования  $t$ , поскольку входит в зависимость (1.87) с большей степенью. Из этого вытекает, что добиться уменьшения температуры шлифования  $\theta$  для заданного значения  $Q_{уд}$  можно уменьшением  $t$ , т.е. применением многопроходного шлифования.

Таблица 1.5

Расчетные значения безразмерной функции  $f$

$\theta, ^\circ\text{C}$	0	250	500	750	1 000	1 250	1 500	1 750	2 000
$-f$	0	0,0053	0,029	0,095	0,198	0,357	0,613	1,129	$\infty$

С учетом  $Q_{уд} = V_{дет} \cdot t$  зависимость (1.87) можно представить:

$$V_{дет} \cdot t \cdot \sqrt{\frac{t}{2 \cdot R_{кр}}} = -\frac{\lambda}{c \cdot \rho} \cdot \left[ \ln \left( 1 - \frac{c \cdot \rho}{\sigma} \cdot \theta \right) + \frac{c \cdot \rho}{\sigma} \cdot \theta \right]. \quad (1.88)$$

Как видно, при однофакторном изменении параметров режима шлифования  $V_{дет}$  и  $t$ , согласно зависимости (1.88), температура шлифования  $\theta$  будет непрерывно увеличиваться, асимптотически приближаясь к определенным максимальным значениям, что соответствует известным экспериментальным данным (рис. 1.25) [19].

Из табл. 1.5 следует, что незначительное изменение температуры шлифования  $\theta$  требует значительного изменения безразмерной функции  $f = \left[ \ln \left( 1 - \frac{c \cdot \rho}{\sigma} \cdot \theta \right) + \frac{c \cdot \rho}{\sigma} \cdot \theta \right]$ , входящей в зависимость (1.88).

Следовательно, чтобы добиться существенного уменьшения температуры шлифования  $\theta$  необходимо существенно (многократно) уменьшить скорость детали  $V_{дет}$  или глубину шлифования  $t$ . При этом условное напряжение резания  $\sigma$ , входящее в зависимость (1.88), пропорционально влияет на температуру шлифования  $\theta$ , т.е. добиться наибольшего эффекта при решении задачи уменьшения температуры шлифования  $\theta$  можно за счет уменьшения условного напряжения резания  $\sigma$  путем обеспечения высокой режущей способности шлифовального круга. Этим показано, что управлять теплонапряженностью процесса шлифования за счет изменения параметров режима резания малоэффективно, необходимо стремиться обеспечить повышенную режущую способность шлифовального круга за счет применения эф-

эффективных методов его правки и импрегнации, эффективных технологических и т.д.

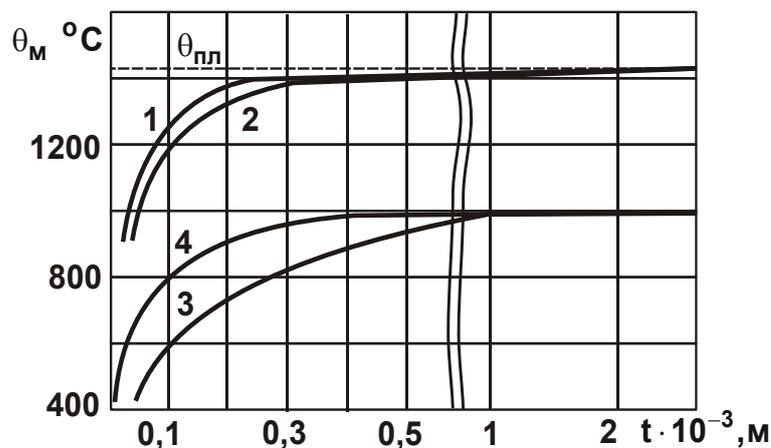


Рис. 1.25. Температурное поле при шлифовании на режимах:  
 1 –  $V_{кр} = 35$  м/с;  $V_{дет} = 0,05$  м/с; без применения СОЖ;  
 2 –  $V_{кр} = 35$  м/с;  $V_{дет} = 0,05$  м/с; СОЖ с расходом  $0,25 \cdot 10^{-3}$  м<sup>3</sup>/с;  
 3 –  $V_{кр} = 30$  м/с;  $V_{дет} = 0,01$  м/с; подача СОЖ в зону шлифования и на обрабатываемую поверхность;  
 4 –  $V_{кр} = 27$  м/с;  $V_{дет} = (1 \dots 1,66) \cdot 10^{-3}$  м/с; с подачей СОЖ как на режиме 3.

В табл. 1.6 приведены расчетные значения параметра  $l_{2n} = \frac{\lambda \cdot \theta}{\sigma \cdot V_{рез}}$  и времени  $\tau_n$ , определяемого зависимостью:

$$\sqrt{\tau_n} = \sqrt{\frac{c \cdot \rho}{2 \cdot \lambda}} \cdot l_{2n} = \sqrt{\frac{c \cdot \rho}{2 \cdot \lambda}} \cdot \frac{\lambda \cdot \theta}{\sigma \cdot V_{рез}}$$

Как видно, параметры  $l_{2n}$  и  $\tau_n$  тем больше, чем больше температура шлифования  $\theta$  и глубина шлифования  $t$ . Из табл. 1.4 и табл. 1.6 следует, что при значениях температуры шлифования  $\theta = 250 - 500$  °С значения  $\tau$  и  $\tau_n$  примерно одинаковы, с увеличением температуры шлифования  $\theta$  до 2 000 °С отношение  $\tau / \tau_n$  увеличивается. Это указывает на необходимость учета движения теплового источника вдоль адиабатического стержня при расчете параметров теплового процесса при шлифовании.

Зная значения  $\tau$  и  $\tau_n$ , можно определить количество тепла, образующееся при шлифовании, которое уходит в стружки и в адиабати-

ческий стержень, т.е. в поверхностный слой обрабатываемой детали. Очевидно, в адиабатический стержень будет уходить тепло, определяемое временем  $\tau_n$ , а в образующиеся стружки – тепло, определяемое временем  $\tau - \tau_n$ .

Таблица 1.6

Расчетные значения параметров  $l_{2n}$  и  $\tau_n$

$\theta, ^\circ\text{C}$	0	250	500	750	1 000	1 250	1 500	1 750	2 000
$l_{2n}, \text{мм} (t=0,01 \text{ мм})$	0	0,315	0,63	0,95	1,33	1,58	1,89	2,2	2,52
$l_{2n}, \text{мм} (t=1 \text{ мм})$	0	3,18	6,36	9,54	12,7	15,9	19,1	22,3	25,4
$\tau_n, \text{с} (t=0,01 \text{ мм})$	0	0,004	0,02	0,053	0,105	0,148	0,213	0,29	0,378
$\tau_n, \text{с} (t=1 \text{ мм})$	0	0,6	2,4	5,42	9,63	15,1	21,67	29,49	38,52

Таким образом показано, что параметры  $\tau_n$  и  $\tau$  количественно отличаются, для них справедливо соотношение  $\tau_n < \tau$ . Это указывает на то, что формирование температуры шлифования в условиях движения теплового источника вдоль адиабатического стержня подчиняется иным закономерностям в сравнении со случаем действия на адиабатический стержень неподвижного теплового источника. В этом случае  $\tau_n = \tau$ , т.е. все тепло, образующееся в процессе шлифования, уходит на нагревание адиабатического стержня.

В случае же действия на адиабатический стержень движущегося теплового источника основная часть тепла уходит в образующиеся стружки, и лишь небольшая часть тепла, определяемая временем  $\tau_n < \tau$ , уходит на нагревание адиабатического стержня, т.е. на нагревание поверхностного слоя обрабатываемой детали. Поэтому температура шлифования будет меньше, чем в случае действия на адиабатический стержень движущегося теплового источника.

В общем случае количество тепла, образующееся при шлифовании, равно  $Q = N \cdot \tau$ , где  $N = q \cdot F$  – мощность шлифования, Вт;  $q = \sigma \cdot V_{\text{рез}}$  – плотность теплового потока, Вт/м<sup>2</sup>;  $F$  – площадь поперечного сечения адиабатического стержня, м<sup>2</sup>. Тогда количество тепла, уходящего в адиабатический стержень, равно:  $Q_{\text{стерж}} = N \cdot \tau_n$ , а количество тепла, уходящего в образующиеся стружки –  $Q_{\text{струж}} = N \cdot (\tau - \tau_n)$ .

В табл. 1.7 приведены расчетные значения времени  $(\tau - \tau_n)$ , отношений  $(\tau - \tau_n)/\tau$ ,  $\tau_n/\tau$  и  $(\tau - \tau_n)/\tau_n$ , полученных на основе значений  $\tau$  и  $\tau_n$ , взятых из табл. 1.4 и табл. 1.6 для случая  $t = 0,01$  мм.

Таблица 1.7

Расчетные значения  $(\tau - \tau_n)$ ,  $(\tau - \tau_n)/\tau$ ,  $\tau_n/\tau$  и  $(\tau - \tau_n)/\tau_n$

$\theta, ^\circ\text{C}$	500	750	1 000	1 250	1 500	1 750	2 000
$(\tau - \tau_n), \text{с}$	0,002	0,019	0,045	0,122	0,251	0,56	$\infty$
$(\tau - \tau_n)/\tau$	0,091	0,264	0,3	0,452	0,541	0,659	$\infty$
$\tau_n/\tau$	0,909	0,736	0,7	0,548	0,459	0,341	0
$(\tau - \tau_n)/\tau_n$	0,1	0,359	0,429	0,825	1,179	1,933	$\infty$

Как видно, значения времени  $(\tau - \tau_n)$  и  $\tau_n$  (табл. 1.6), определяющие соответственно количество тепла, уходящего в образующиеся стружки и адиабатический стержень, увеличиваются с увеличением температуры шлифования  $\theta$ . При этом доля тепла, уходящего в образующиеся стружки и определяемая отношением  $(\tau - \tau_n)/\tau$ , увеличивается с увеличением температуры шлифования  $\theta$ , а доля тепла, уходящего в адиабатический стержень и определяемая отношением  $\tau_n/\tau$ , наоборот, уменьшается.

Отношение значений количества тепла, уходящего в образующиеся стружки и адиабатический стержень,  $(\tau - \tau_n)/\tau_n$  увеличивается с увеличением температуры резания при шлифовании  $\theta$ . Это свидетельствует о том, что с увеличением  $\theta$  до  $1\,500\text{ }^\circ\text{C}$  в адиабатический стержень уходит больше тепла, чем в образующиеся стружки, а с увеличением  $\theta$  от  $1\,500$  до  $2\,000\text{ }^\circ\text{C}$ , наоборот, больше тепла уходит в образующиеся стружки. Поэтому теоретически с точки зрения увеличения доли тепла, уходящего в образующиеся стружки, и уменьшения доли тепла, уходящего в адиабатический стержень, более эффективно процесс шлифования производить при температуре резания  $1\,500\text{ }^\circ\text{C} < \theta < 2\,000\text{ }^\circ\text{C}$ , хотя очевидно при этом имеет место достаточно высокая температура резания при шлифовании.

Используя полученные результаты расчетов, можно производить выбор оптимальных параметров режима шлифования по критерию наименьшей температуры шлифования.

## 1.6. Сравнение параметров теплового процесса при шлифовании и лезвийной обработке

Используя полученные теоретические решения, можно произвести теоретический анализ закономерностей формирования температуры резания при шлифовании и точении, а также других параметров теплового процесса с учетом движения теплового источника вглубь поверхностного слоя обрабатываемой детали, рассматривая снимаемый припуск в виде бесконечного множества тонких адиабатических стержней, которые перерезаются шлифовальным кругом или резцом в процессе обработки.

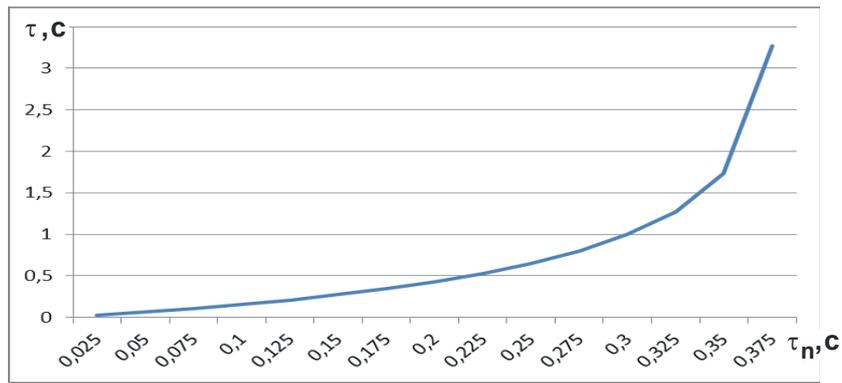
В табл. 1.8 и на рис. 1.26 в обобщенном виде приведены расчетные значения параметров  $\tau_n$ ,  $l_{2n}$ ,  $\theta$  и  $\tau_n / \tau$  в зависимости от времени перерезания шлифовальным кругом адиабатического стержня  $\tau$ , взятые из табл. 1.2 для принятых в работе исходных данных с использованием программного продукта Компас 3D.

Таблица 1.8

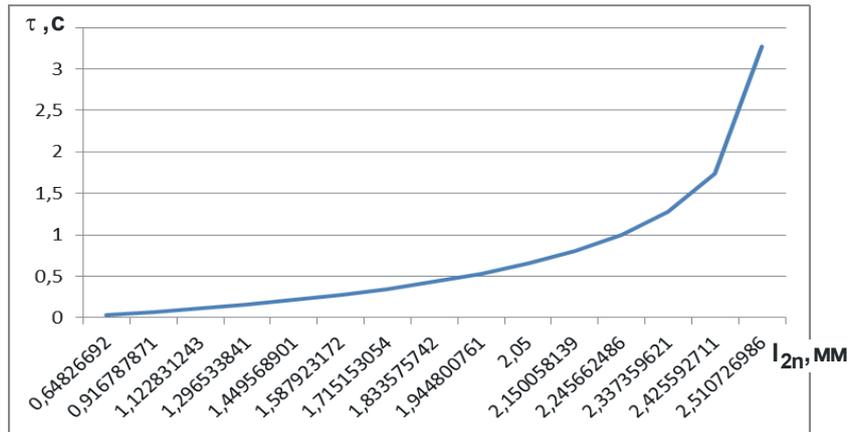
Расчетные значения параметров  $\tau_n$ ,  $l_{2n}$ ,  $\theta$  и  $\tau_n / \tau$  при шлифовании

$\tau$ , с	$\tau_n$ , с	$l_{2n}$ , мм	$\theta$ , град	$\tau_n / \tau$
0,030323	0,025	0,648267	513,8701	0,824448
0,066795	0,05	0,916788	726,7221	0,748565
0,108916	0,075	1,122831	890,0492	0,688607
0,157085	0,1	1,296534	1027,74	0,636598
0,212078	0,125	1,449569	1149,049	0,589405
0,275043	0,15	1,587923	1258,72	0,545369
0,347606	0,175	1,715153	1359,573	0,503444
0,432091	0,2	1,833576	1453,444	0,462865
0,531923	0,225	1,944801	1541,61	0,422994
0,652395	0,25	2,05	1625	0,383203
0,802292	0,275	2,150058	1704,314	0,342768
0,997788	0,3	2,245662	1780,098	0,300665
1,274021	0,325	2,33736	1852,785	0,255098
1,735189	0,35	2,425593	1922,726	0,201707
3,266376	0,375	2,510727	1990,21	0,114806

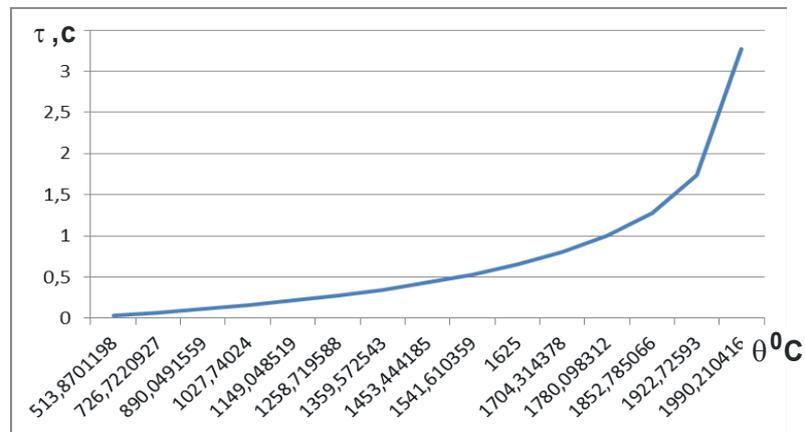
Как видно, с увеличением времени  $\tau$  время нагрева адиабатического стержня  $\tau_n$  увеличивается, асимптотически приближаясь к максимальному значению  $\tau_n = 0,378$  с (рис. 1.26,а). Установлено, что для  $\tau_n = 0,375$  с время  $\tau = 3,266$  с.



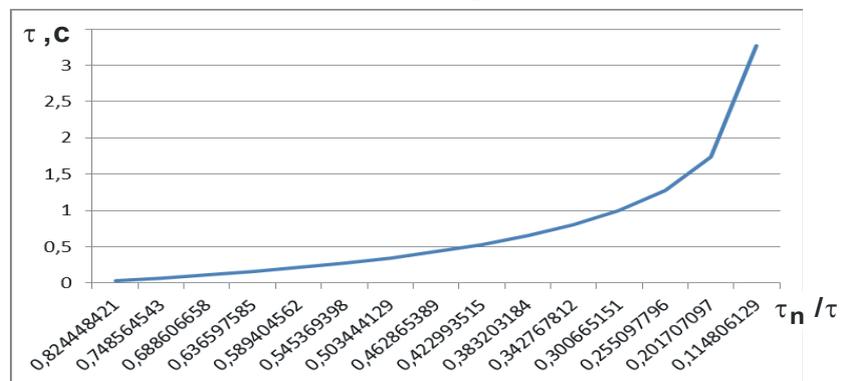
а



б



в



г

Рис. 1.26. Взаимосвязь параметров  $\tau_n$  (а),  $l_{2n}$  (б),  $\theta$  (в),  $\tau_n / \tau$  (г) и  $\tau$  при шлифовании

Глубина проникновения тепла в адиабатический стержень  $l_{2_n}$  (рис. 1.26,б) с увеличением времени  $\tau$  увеличивается, асимптотически приближаясь к максимальному значению  $l_{2_n} = 2,52$  мм. При  $\tau = 3,266$  с параметр  $l_{2_n} = 2,51$  мм (табл. 1.8). Температура резания при шлифовании  $\theta$  (рис. 1.26,в) с увеличением времени  $\tau$ , аналогично параметру  $l_{2_n}$ , увеличивается, также асимптотически приближаясь к максимальному значению  $\theta = 2\ 000$  °С. При  $\tau = 3,266$  с параметр  $\theta = 1\ 990$  °С (табл. 1.8).

На рис. 1.26,г показан характер изменения отношения  $\tau_n / \tau$  от времени  $\tau$ . Как видно, с увеличением времени  $\tau$  отношение  $\tau_n / \tau$  уменьшается, принимая при  $\tau = 3,266$  с значение  $\tau_n / \tau = 0,1148$  (табл. 1.8). В этом случае время  $\tau_n$  в 8,71 раза меньше времени  $\tau$ .

Полученные в работе аналитические зависимости:

$$\tau_n = -\frac{2}{m} \cdot \sqrt{\tau_n} - \frac{2}{m^2} \cdot \ln(1 - m \cdot \sqrt{\tau_n}); \quad l_{2_n} = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot \tau_n}; \quad \theta = \frac{q \cdot l_{2_n}}{\lambda}$$

использованы для определения параметров теплового процесса при точении (рис. 1.27).

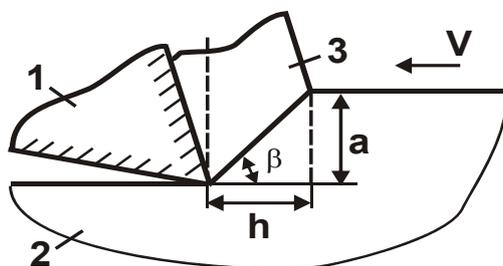


Рис. 1.27. Расчетная схема параметров теплового процесса при точении: 1 – резец; 2 – обрабатываемый материал; 3 – образующаяся стружка

Скорость перерезания адиабатического стержня при точении определяется:  $V_{рез} = V \cdot \operatorname{tg} \beta$  [132], где  $V$  – скорость резания, м/с;  $\beta$  – условный угол сдвига обрабатываемого материала. Условное напряжение резания определяется зависимостью:  $\sigma = \sigma_{сж} \cdot \operatorname{ctg} \beta$  [134]. Тогда с учетом приведенной ранее зависимости  $\sigma = 2\sigma_{сж} / K_{рез}$ , имеем:  $K_{рез} = 2 \cdot \operatorname{tg} \beta$ . В табл. 1.9 приведены расчетные значения величин  $\sigma / \sigma_{сж} = \operatorname{ctg} \beta$ ;  $\sigma$ ;  $K_{рез} = 2 \cdot \operatorname{tg} \beta$ ;  $V_{рез} = V \cdot \operatorname{tg} \beta$  при точении в зависимо-

сти от условного угла сдвига обрабатываемого материала  $\beta$  для исходных данных:  $\sigma_{сж} = 2\ 000\ \text{Н/мм}^2$ ;  $V = 300\ \text{м/с}$ .

Таблица 1.9

Расчетные значения параметров  $\sigma/\sigma_{сж}$ ,  $\sigma$ ,  $K_{рез}$  и  $V_{рез}$

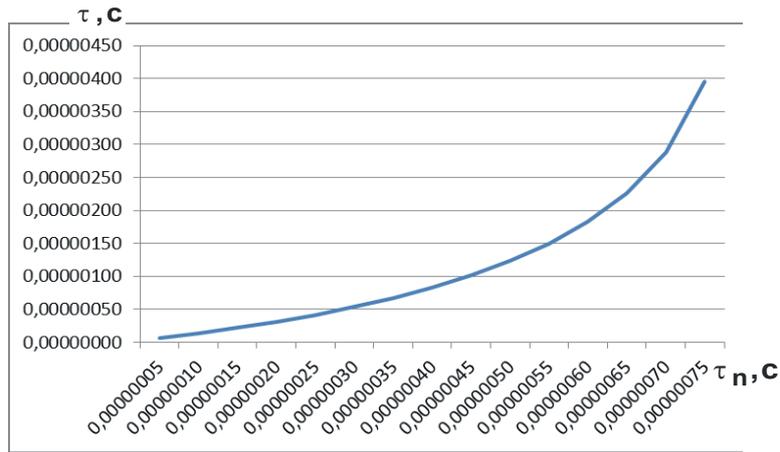
$\beta$ , градус	0	10	20	30	40	45
$\sigma/\sigma_{сж}$	$\infty$	5,68	2,75	1,73	1,19	1
$\sigma$ , Н/мм <sup>2</sup>	$\infty$	11 360	5 500	3 460	2 380	2 000
$K_{рез}$	0	0,352	0,728	1,154	1,678	2
$V_{рез} \cdot 10^3$ , мм/с	0	0,85	1,82	2,92	4,2	5

Из табл. 1.9 следует, что с увеличением условного угла сдвига обрабатываемого материала  $\beta$  условное напряжение резания  $\sigma$  уменьшается, а коэффициент резания  $K_{рез}$  при точении, наоборот, увеличивается, принимая при  $\beta \geq 30^\circ$  значения, больше единицы, что соответствует условиям лезвийной обработки (точению). Скорость  $V_{рез}$  с увеличением угла  $\beta$  также увеличивается, принимая при  $\beta = 45^\circ$  наибольшее значение, равное скорости резания  $V$ .

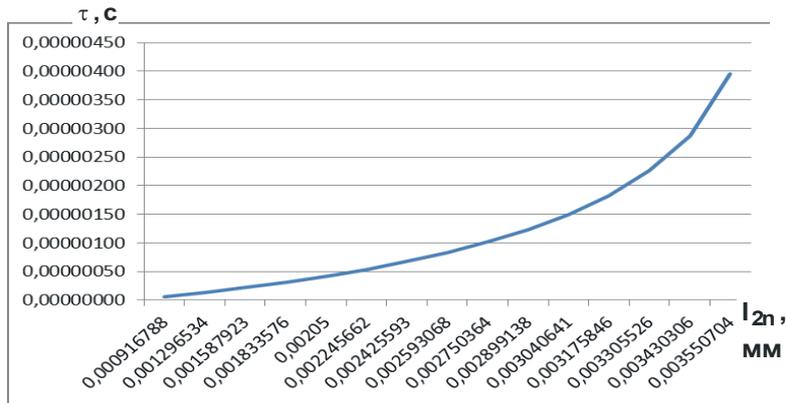
С учетом данных, приведенных в табл. 1.9 для  $\beta = 30^\circ$ , и расчетных зависимостей получены графики изменения параметров  $\tau_n$ ,  $l_{2n}$ ,  $\theta$  и отношения  $\tau_n/\tau$  от времени перерезания резцом адиабатического стержня  $\tau$  (рис. 1.28, табл. 1.10). Максимальные значения параметров  $\tau_n$ ,  $l_{2n}$  и  $\theta$  при точении для принятых исходных данных равны:  $\tau_n = 0,8 \cdot 10^{-6}$  с;  $l_{2n} = 3,668 \cdot 10^{-3}$  мм;  $\theta = 692$  °С.

Как следует из рис. 1.28 и табл. 1.10, параметры  $\tau_n$ ,  $l_{2n}$ ,  $\theta$  при точении принимают значительно меньшие значения, чем при шлифовании (табл. 1.8), что связано с уменьшением условного напряжения резания  $\sigma$  и времени контакта резца с адиабатическим стержнем  $\tau$  за счет увеличения скорости резания  $V$ . Установлено, что основная доля тепла, образующегося при шлифовании, уходит в обрабатываемую деталь, а при лезвийной обработке, наоборот, фактически все тепло уходит в образующиеся стружки вследствие увеличенной производительности обработки.

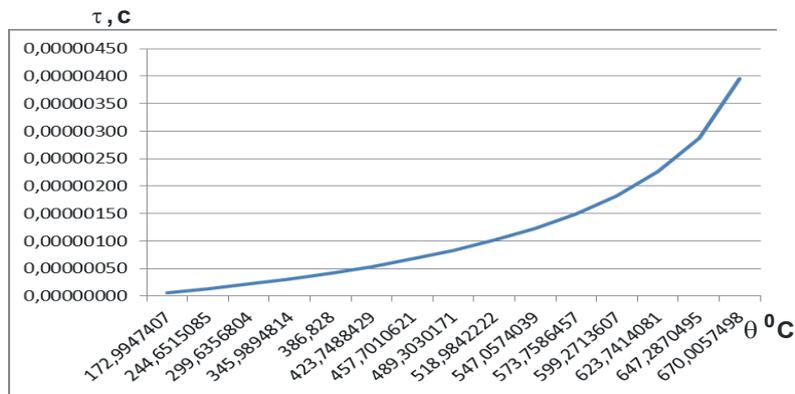
Отношение  $\tau_n/\tau$  при точении остается приблизительно таким же, как и при шлифовании.



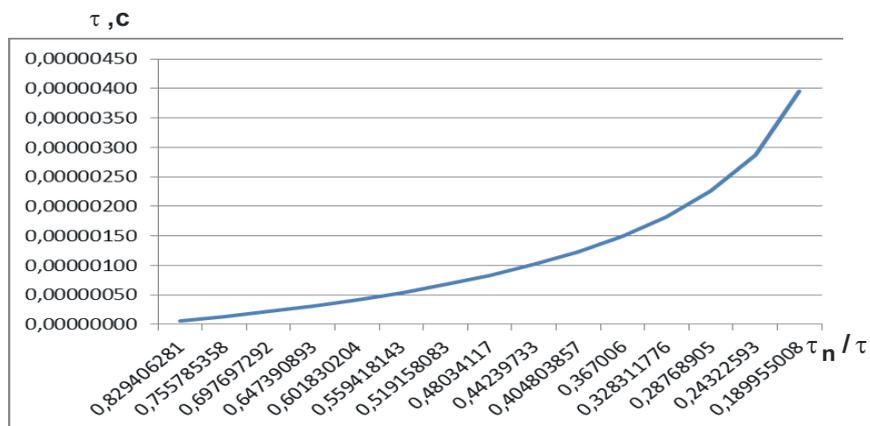
а



б



в



г

Рис. 1.28. Взаимосвязь параметров  $\tau_n$  (а),  $l_{2n}$  (б),  $\theta$  (в),  $\tau_n / \tau$  (г) и  $\tau$

Таблица 1.10

Расчетные значения параметров  $\tau_n$ ,  $l_{2n}$ ,  $\theta$  и  $\tau_n/\tau$  при точении

$\tau$ , с	$\tau_n$ , с	$l_{2n}$ , мм	$\theta$ , °	$\tau_n/\tau$
0,00000006	0,00000005	0,000917	172,9947	0,829406
0,00000013	0,0000001	0,001297	244,6515	0,755785
0,00000021	0,00000015	0,001588	299,6357	0,697697
0,00000031	0,0000002	0,001834	345,9895	0,647391
0,00000042	0,00000025	0,00205	386,828	0,60183
0,00000054	0,0000003	0,002246	423,7488	0,559418
0,00000067	0,00000035	0,002426	457,7011	0,519158
0,00000083	0,0000004	0,002593	489,303	0,480341
0,00000102	0,00000045	0,00275	518,9842	0,442397
0,00000124	0,0000005	0,002899	547,0574	0,404804
0,00000150	0,00000055	0,003041	573,7586	0,367006
0,00000183	0,0000006	0,003176	599,2714	0,328312
0,00000226	0,00000065	0,003306	623,7414	0,287689
0,00000288	0,0000007	0,00343	647,287	0,243226
0,00000395	0,00000075	0,003551	670,0057	0,189955

Следовательно, при точении меньше вероятность возникновения температурных дефектов на обрабатываемой поверхности, чем при шлифовании, что подтверждается практическими данными. Этим можно объяснить причины возникновения температурных дефектов на обрабатываемых поверхностях при шлифовании. Таким образом, используя полученные аналитические зависимости для определения параметров теплового процесса при шлифовании и точении (которые могут быть применены для различных методов механической обработки), появляется возможность прогнозировать условия обеспечения высококачественной и высокопроизводительной финишной обработки деталей машин. Так, полученные теоретические результаты применены для разработки и внедрения в производство практических рекомендаций по повышению эффективности процессов точения и шлифования, в частности, для определения рациональных параметров режимов резания в условиях высокоскоростной обработки сборными твердосплавными инструментами с износостойкими покрытиями на современных металлорежущих станках с ЧПУ типа "обрабатывающий центр" [84].

## 1.7. Упрощенные подходы к аналитическому определению температуры резания при механической обработке

Для удобства решения уравнение (1.74) можно представить:

$$(1-x) \cdot e^x = e^{-\alpha}, \quad (1.89)$$

где  $x = \frac{c \cdot \rho}{\sigma} \cdot \theta$  – безразмерная величина;

$$\alpha = \frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot V_{\text{рез}}^2 \cdot \tau \text{ – безразмерная величина.}$$

Задавая значения  $\alpha$ , несложно методом подбора определить значения  $x$  (табл. 1.11), а, соответственно, и температуру резания  $\theta$ .

Таблица 1.11

Расчетные значения величины  $x$

$\alpha$	0,1	0,5	0,7	1	2	3
$x$ по уравнению (1.89)	0,39	0,7	0,76	0,84	0,95	0,98
$x = \sqrt{1 - e^{-\alpha}}$	0,316	0,628	0,701	0,795	0,93	0,975
Погрешность расчета, %	19,0	10,0	7,8	5,3	2,1	0,5

Как видно, с увеличением величины  $\alpha$  значения величины  $x$  непрерывно увеличиваются, асимптотически приближаясь к значению 1.

По такому же закону изменяется и температура резания  $\theta = \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot x$ .

Уравнение (1.89) можно упростить, рассматривая разложение экспоненциальной функции в ряд

$$e^x = 1 + \frac{x}{1!} + \frac{x^2}{2!} + \frac{x^3}{3!} + \dots \quad (1.90)$$

и пренебрегая слагаемыми, начиная с третьего слагаемого, рассматривая их бесконечно малыми:

$$e^x \approx 1 + x. \quad (1.91)$$

Подставляя зависимость (1.91) в уравнение (1.89), получено:

$$(1 - x^2) = e^{-\alpha}. \quad (1.92)$$

Откуда

$$x = \sqrt{1 - e^{-\alpha}} \quad (1.93)$$

или

$$\theta = \sqrt{1 - e^{-\frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot V_{\text{рез}}^2 \cdot \tau}}. \quad (1.94)$$

В итоге получена простая и удобная для расчетов зависимость. В табл. 1.11 приведены рассчитанные по зависимости (1.93) значения безразмерной величины  $x$ . Как видно, с увеличением величины  $\alpha$  значения величины  $x$  непрерывно увеличиваются, асимптотически приближаясь к значению 1. Однако, значения  $x$  меньше аналогичных значений  $x$ , установленных на основе уравнения (1.89) и приведенных в табл. 1.11. Так, при  $\alpha = 0,1$  их расхождение составляет 19 %, а с увеличением величины  $\alpha$  это расхождение уменьшается и при  $\alpha > 1$  составляет менее 5 %. Это указывает на возможность использования зависимостей (1.93) и (1.94), в первом приближении, для определения величины  $x$  и температуры резания  $\theta$ .

Для оценки пределов изменения величины  $\alpha$  при плоском шлифовании образца из закаленной стали ШХ15 (коэффициент температуропроводности  $\frac{\lambda}{c \cdot \rho} = 8,4 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2/\text{с}$ ) шлифовальным кругом с радиусом  $R_{кр} = 0,2 \text{ м}$  в табл. 1.12 и табл. 1.13 приведены расчетные значения величины  $\alpha$ , полученные с учетом соотношений (рис. 1.1)  $\tau = \frac{t}{V_{рез}}$ ;

$V_{рез} = \frac{Q_{уд}}{\sqrt{2 \cdot t \cdot R_{кр}}}$ ;  $Q_{уд} = t \cdot V_{дет}$  по преобразованной зависимости

$$\alpha = \frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot Q_{уд} \cdot \sqrt{\frac{t}{2 \cdot R_{кр}}}, \quad (1.95)$$

где  $t$  – глубина шлифования, м;

$V_{дет}$  – скорость перемещения детали, м/с;

$Q_{уд}$  – удельная производительность обработки,  $\text{м}^2/\text{с}$ .

Как видно, величина  $\alpha$  в широком диапазоне изменения удельной производительности обработки  $Q_{уд}$  принимает небольшие значения – значительно меньшие единицы. Это указывает на целесообразность использования уравнения (1.89) для определения температуры резания  $\theta$ , поскольку применение зависимости (1.94) может привести к значительным погрешностям расчета (больше 20 %).

Таблица 1.12

Расчетные значения величины  $\alpha$  при  $Q_{уд} = 400 \text{ м}^2/\text{с}$

$t, \text{ мм}$	0,01	0,1	1,0	10
$\alpha$	0,00396	0,0125	0,03986	0,125

Таблица 1.13

Расчетные значения величины  $\alpha$  при  $Q_{уд} = 2\ 000\ \text{м}^2/\text{с}$ 

t, мм	0,01	0,1	1,0	10
$\alpha$	0,0198	0,0625	0,198	0,626

Сравним зависимость (1.74) с аналогичной зависимостью, полученной без учета перерезания адиабатического стержня шлифовальным кругом, т.е. без учета перемещения теплового источника вдоль адиабатического стержня (рис. 1.1) [12]:

$$\theta = \frac{q \cdot l_2}{\lambda}, \quad (1.96)$$

где  $q = \sigma \cdot V_{рез}$  – плотность теплового потока, Вт/м<sup>2</sup>;

$$l_2 = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda \cdot \tau}{c \cdot \rho}} \text{ – глубина проникновения тепла в поверхностный слой}$$

обрабатываемой детали, м.

В этом случае все образующееся при шлифовании тепло уходит в обрабатываемую деталь. Тогда с учетом соотношения  $\tau = t/V_{рез}$  зависимость (1.96) после преобразований принимает вид:

$$\theta = \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot \sqrt{2 \cdot \alpha}. \quad (1.97)$$

$$\text{Откуда} \quad x = \sqrt{2 \cdot \alpha} = \sqrt{\frac{c \cdot \rho \cdot Q_{уд}}{\lambda}} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot t}{R_{кр}}}; \quad (1.98)$$

$$\theta = \sigma \cdot \sqrt{\frac{Q_{уд}}{c \cdot \rho \cdot \lambda}} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot t}{R_{кр}}}. \quad (1.99)$$

В табл. 1.14 приведены рассчитанные по уравнению (1.89) и зависимости (1.) значения величины  $x$ . Как видно, при условии  $\alpha < 0,1$  (что соответствует практическим данным) расхождение значений  $x$  относительно небольшое и составляет до 12,8 %. Поэтому в рассматриваемом диапазоне изменения величины  $\alpha$  можно использовать зависимость (1.97) для определения температуры резания  $\theta$  с достаточной степенью точности. При этом значения  $x$ , рассчитанные по зависимости (1.97), больше значений  $x$ , рассчитанных по уравнению (1.89), поскольку в этом случае не учитывается тепло, уходящее в образующиеся стружки, а учитывается лишь тепло, уходящее в обрабатываемую деталь.

Таблица 1.14

Расчетные значения величины  $x$ 

$\alpha$	0,004	0,1	0,5	0,7	1	2
$x$ по уравнению (1.89)	0,087	0,39	0,7	0,76	0,84	0,95
$x = \sqrt{2 \cdot \alpha}$	0,0894	0,447	1,0	1,183	1,414	2,0
Погрешность расчета, %	2,7	12,8	30	38	49	53

Следует отметить также, что значения  $x$ , рассчитанные по зависимости (1.97), могут превышать единицу, тогда как значения  $x$ , рассчитанные по уравнению (1.89), всегда меньше единицы (асимптотически приближаются к единице).

Таким образом показано, что при условии  $\alpha < 0,1$  с достаточно высокой степенью точности расчет температуры резания  $\theta$  можно произвести по упрощенной зависимости (1.99). Для этого необходимо располагать количественным значением условного напряжения резания  $\sigma$ , которое устанавливается расчетно-экспериментальным методом на основе измерения тангенциальной составляющей силы резания  $P_z$  с учетом аналитической зависимости [12]:

$$P_z = \sigma \cdot S_{\text{сум}}, \quad (1.100)$$

где  $S_{\text{сум}} = Q/V_{\text{кр}}$  – суммарная мгновенная площадь поперечного сечения среза всеми одновременно работающими зернами шлифовального круга,  $\text{м}^2$ ;

$Q = Q_{\text{уд}} \cdot B$  – производительность обработки,  $\text{м}^3/\text{с}$ ;

$B$  – ширина шлифования,  $\text{м}$ ;

$V_{\text{кр}}$  – скорость круга,  $\text{м}/\text{с}$ .

Из зависимости (1.99) следует, что добиться уменьшения температуры резания  $\theta$  при шлифовании можно уменьшением параметров  $\sigma$ ,  $Q_{\text{уд}}$  и  $t$ , причем в наибольшей мере за счет уменьшения условного напряжения резания  $\sigma$ , входящего в зависимость (1.99) с наибольшей степенью.

При заданной удельной производительности обработки  $Q_{\text{уд}} = t \cdot V_{\text{дет}}$  уменьшить температуру резания  $\theta$  можно уменьшением глубины шлифования  $t$  и, соответственно, увеличением скорости перемещения детали  $V_{\text{дет}}$ , т.е. применением многопроходного шлифования. Уменьшая глубину шлифования  $t$ , можно добиться увеличения

удельной производительности обработки  $Q_{уд}$  при заданной температуре резания  $\theta$ .

Представляет интерес оценка максимально возможных значений величины  $\alpha$  при лезвийной обработке (продольном точении). Для этого в зависимости  $\alpha = \frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot V_{рез}^2 \cdot \tau$  скорость перерезания адиабатического стержня шлифовальным кругом  $V_{рез}$  необходимо представить зависимостью:  $V_{рез} = V \cdot \operatorname{tg} \beta$  [122], а время перерезания адиабатического стержня – зависимостью  $\tau = a / V_{рез}$ , где  $V$  – скорость резания, м/с;  $\beta$  – условный угол сдвига обрабатываемого материала;  $a$  – толщина среза, м. Тогда

$$\alpha = \frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot V \cdot \operatorname{tg} \beta \cdot a. \quad (1.101)$$

При продольном точении произведение параметров  $V \cdot a = Q_{уд}$ , соответственно, производительность обработки  $Q = Q_{уд} \cdot b = V \cdot a \cdot b$ , где  $b$  – ширина среза, м. Поскольку  $a \cdot b = S \cdot t$  [12], то  $Q = V \cdot S \cdot t$ , где  $S$  – подача, м/об;  $t$  – глубина резания, м.

При шлифовании производительность обработки  $Q = V_{дет} \cdot B \cdot t$ . Этим показано, что зависимости для определения производительности обработки при продольном точении и шлифовании идентичны, рассматривая  $V \approx V_{дет}$  и  $S \approx B$ . Однако, при продольном точении скорость резания  $V$  многократно превышает скорость перемещения детали  $V_{дет}$  при шлифовании. Поэтому производительности обработки при продольном точении значительно больше, чем при шлифовании.

Как известно, скорость резания при продольном точении твердосплавным резцом может принимать значения в пределах от 0 до 1 000 м/мин и более, соответственно толщина среза  $a$  может изменяться от 0 до 1 мм и более. Поэтому определим значение величины  $\alpha$  для  $V = 1\,000$  м/мин и  $a = 0,1$  мм, принимая  $\beta = 20^\circ$  (т.е.  $\operatorname{tg} \beta = 0,364$ ). В результате расчетов получено:  $\alpha = 1,2$ .

Исходя из табл. 1.11, при  $\alpha = 1,2$  величина  $x$  приближается к установившемуся значению  $x \rightarrow 1$ . В этом случае расхождение результатов расчетов, выполненных по уравнению (1.89) и зависимости (1.93), небольшое – в пределах 5 %. Это указывает на возможность использова-

ния зависимости (1.93) для определения величины  $x$  и, соответственно, температуры резания  $\theta$ .

Таким образом показано, что в условиях продольного точения расчет величины  $x$  можно производить по зависимостям (1.93) и (1.94), а в условиях шлифования – по зависимости (1.98), поскольку при продольном точении величина  $\alpha$  значительно больше, чем при шлифовании, – свыше 20 раз, а производительность обработки – свыше 100 раз.

При условии  $x \rightarrow 1$  в первом приближении при продольном точении температуру резания  $\theta$  можно определить по упрощенной зависимости:

$$\theta = \frac{\sigma}{c \cdot \rho}. \quad (1.102)$$

В этом случае температура резания  $\theta$  зависит лишь от одной переменной – условного напряжения резания  $\sigma$ : чем больше  $\sigma$ , тем больше  $\theta$ . Следовательно, появляется возможность увеличения параметров режима резания и соответственно производительности обработки без увеличения температуры резания  $\theta$ . Однако для реализации данного условия необходимо обеспечить высокую режущую способность лезвийного инструмента при высокой температуре резания и снизить интенсивность трения в зоне резания, что можно достичь применением современных сборных твердосплавных и керамических лезвийных инструментов с износостойкими покрытиями зарубежного производства, например производства фирмы TaeguTec (Южная Корея) [34; 79; 83].

Необходимо отметить, что при шлифовании условное напряжение резания  $\sigma$  значительно больше, чем при продольном точении вследствие интенсивного трения связки шлифовального круга с обрабатываемым материалом и наличия отрицательных передних углов у режущих зерен. Этим обусловлена более высокая температура резания и высокая вероятность появления на обрабатываемых поверхностях прижогов, микротрещин и других температурных дефектов при шлифовании по сравнению с точением. Этим также обусловлена возможность высокопроизводительного высокоскоростного резания при продольном точении без образования температурных дефектов на обрабатываемых поверхностях, что согласуется с практическими данными.

Результаты исследований использованы на многочисленных предприятиях Украины при создании и внедрении эффективных технологических процессов механической обработки (точения, шлифования и т.д.) с применением современных режущих инструментов зарубежно-

го производства. Это позволило в 2 ... 5 раз увеличить производительность обработки, обеспечить высокие показатели качества и точности обрабатываемых поверхностей, снизить себестоимость обработки.

Таким образом, в работе приведены полученные упрощенные аналитические зависимости для определения температуры резания при шлифовании и лезвийной обработке, позволяющие довольно просто рассчитать температуру резания. Показано, что основная доля тепла, образующегося при шлифовании, уходит в обрабатываемую деталь, а при лезвийной обработке, наоборот, фактически все тепло уходит в образующиеся стружки вследствие увеличенной производительности обработки. При этом температура резания при шлифовании больше, чем при лезвийной обработке (продольном точении) в связи с увеличенным условным напряжением резания, обусловленным интенсивным трением связки круга с обрабатываемым материалом и наличием отрицательных передних углов на режущих зернах. Поэтому основным условием уменьшения температуры резания при механической обработке следует рассматривать уменьшение условного напряжения резания.

### **1.8. Закономерности изменения температуры резания при обычном и прерывистом шлифовании**

В работах профессора Якимова А. В. [153; 155] в обобщенном виде приведены решения дифференциальных уравнений в частных производных, описывающих тепловые поля, возникающие при шлифовании, для различных случаев обработки. На основе этих решений сформулированы и обоснованы основные направления уменьшения температуры резания и показано, что при шлифовании труднообрабатываемых материалов целесообразно использовать круги с прерывистой рабочей поверхностью, которые получили широкое применение на практике. Используя полученные профессором Якимовым А. В. теоретические решения, появляется возможность дальнейшего анализа влияния различных неучтенных факторов на температуру резания при шлифовании. К ним следует отнести необходимость отдельного учета энергии резания и энергии трения связки круга с обрабатываемым материалом в общем энергетическом балансе процесса шлифования, поскольку при шлифовании имеют место значительные потери

энергии на трение связки круга с обрабатываемым материалом, что приводит к резкому снижению качества обработки из-за образования на обрабатываемых поверхностях различных температурных дефектов. Поэтому необходимо установить влияние энергии резания и энергии трения связки круга с обрабатываемым материалом на температуру резания при обычном и прерывистом шлифовании.

В общем случае тангенциальную составляющую силы резания  $P_z$  можно представить в виде [134]:

$$P_z = P_{z_{рез}} + P_{z_{тр}}, \quad (1.103)$$

где  $P_{z_{рез}}$ ,  $P_{z_{тр}}$  – составляющие силы резания, обусловленные "чистым резанием" абразивными зернами круга и трением связки круга с обрабатываемым материалом, Н;

$$P_{z_{рез}} = \sigma \cdot S_{сум};$$

$\sigma$  – условное напряжение резания, Н/м<sup>2</sup>;

$S_{сум} = Q/V_{кр}$  – мгновенная суммарная площадь поперечного сечения среза всеми одновременно работающими зернами круга, м<sup>2</sup>.

При плоском шлифовании периферией круга производительность обработки  $Q$  определяется зависимостью  $Q = B \cdot V_{дет} \cdot t$ , где  $B$  – ширина шлифования, м;  $V_{дет}$  – скорость перемещения детали, м/с;  $t$  – глубина шлифования, м. Соответственно, площадь контакта круга с обрабатываемой деталью  $F = B \cdot l_{конт}$ , где  $l_{конт} = \sqrt{t \cdot D_{кр}}$  – длина дуги контакта круга с обрабатываемой деталью, м;  $D_{кр}$  – диаметр круга, м.

Для определения температуры резания при шлифовании  $\theta$  следует воспользоваться упрощенной аналитической зависимостью (1.96), рассматривая в ней плотность теплового потока  $q$  и глубину проникновения тепла в поверхностный слой обрабатываемой детали  $l_2$  в

виде:  $q = N/F$ ;  $l_2 = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda \cdot \tau}{c \cdot \rho}}$ , где  $N = P_z \cdot V_{кр}$  – мощность шлифования,

Вт;  $\tau$  – время контакта фиксированной точки, расположенной на поверхности обрабатываемой детали, с кругом, с.

После преобразований зависимость (1.96) принимает вид:

$$\theta = \left( \sigma \cdot V_{дет} \cdot \sqrt{\frac{t}{D_{кр}}} + \frac{P_{z_{тр}} \cdot V_{кр}}{B \cdot \sqrt{t \cdot D_{кр}}} \right) \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \tau}{c \cdot \rho \cdot \lambda}}. \quad (1.104)$$

Как видно, основным условием уменьшения температуры резания при шлифовании  $\theta$ , несомненно, является исключение из зависимости (1.104) второго слагаемого, обусловленного трением связки круга с обрабатываемым материалом. Это достигается при условии  $P_{z_{тр}} = 0$ . Однако на практике реализовать это условие фактически невозможно, так как в процессе шлифования всегда имеет место трение связки круга с обрабатываемым материалом. Поэтому увеличение скорости круга  $V_{кр}$ , которая входит во второе слагаемое зависимости (1.104), приводит к увеличению температуры резания при шлифовании  $\theta$ . Именно этим фактом можно объяснить увеличение температуры резания при шлифовании с увеличением скорости круга  $V_{кр}$ , которое имеет место на практике [35], хотя в ряде работ, посвященных алмазному шлифованию, показано, что с увеличением скорости круга  $V_{кр}$  температура резания может оставаться фактически постоянной или уменьшаться. Это связано со спецификой работы алмазного круга, который характеризуется высокой остротой режущих зерен, способных полностью удалить металл, подводимый в зону резания, не доходя до уровня связки круга. В результате обрабатываемый металл фактически не контактирует со связкой круга, что резко снижает трение в зоне резания и тепловую напряженность процесса шлифования.

Если учесть, что  $\tau = I_{конт} / V_{дет} = \sqrt{t \cdot D_{кр}} / V_{дет}$ , то зависимость (1.104) принимает вид:

$$\theta = \left( \sigma \cdot V_{дет} \cdot \sqrt{\frac{t}{D_{кр}}} + \frac{P_{z_{тр}} \cdot V_{кр}}{B \cdot \sqrt{t \cdot D_{кр}}} \right) \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{\sqrt{t \cdot D_{кр}}}{V_{дет}}}. \quad (1.105)$$

Исходя из зависимости (1.105), параметры режима шлифования  $V_{дет}$  и  $t$  неоднозначно влияют на температуру резания при шлифовании  $\theta$ .

При условии  $P_{z_{тр}} = 0$  зависимость (1.105) принимает вид:

$$\theta = \sigma \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot Q_{уд}}{c \cdot \rho \cdot \lambda}} \cdot \sqrt{\frac{t}{D_{кр}}}, \quad (1.106)$$

где  $Q_{уд} = V_{дет} \cdot t$  – удельная производительность обработки,  $m^2/c$ .

В данном случае температура резания при шлифовании  $\theta$  (при заданном значении  $Q_{уд}$ ) с уменьшением глубины шлифования  $t$  одно-

значно уменьшается. Следовательно, эффективно применять многопроходное шлифование, характеризующееся увеличенными значениями скорости перемещения детали  $V_{дет}$  и небольшими значениями глубины шлифования  $t$ .

При условии одинаковой удельной производительности обработки  $Q_{уд}$  зависимость (1.105) опишется:

$$\theta = \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{t}{D_{кр}}} \cdot \left( \sigma \cdot \sqrt{Q_{уд}} + \frac{P_{z_{тр}} \cdot V_{кр}}{B} \cdot \frac{1}{\sqrt{Q_{уд}}} \right). \quad (1.107)$$

Как видно, с уменьшением глубины шлифования  $t$  (при заданном значении  $Q_{уд}$ ) температура резания при шлифовании  $\theta$  однозначно уменьшается, т.е. целесообразно применять многопроходное шлифование. Особенно эффективно его применять при шлифовании, когда имеет место интенсивное трение связи круга с обрабатываемым материалом и в зависимости (1.107) преобладает второе слагаемое. Этим можно объяснить эффективность применения многопроходного шлифования для различных условий обработки, включая шлифование затупившимся кругом.

Как следует из зависимости (1.107), с увеличением удельной производительности обработки  $Q_{уд}$  температура резания при шлифовании  $\theta$  изменяется неоднозначно. Поэтому для определения экстремального значения  $Q_{уд}$  функцию  $\theta$  следует подчинить необходимому условию экстремума  $\theta'_{Q_{уд}} = 0$ . В результате получено:

$$Q_{уд} = \frac{P_{z_{тр}} \cdot V_{кр}}{B \cdot \sigma}. \quad (1.108)$$

Расчетами установлено, что вторая производная функции  $\theta$  от  $Q_{уд}$  в точке экстремума положительна. Следовательно, в точке экстремума имеет место минимум функции  $\theta$ .

Подставляя зависимость (1.108) в (1.107), определено минимальное значение температуры резания при шлифовании:

$$\theta_{min} = 2 \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{P_{z_{тр}} \cdot \sigma \cdot V_{кр}}{B} \cdot \frac{t}{D_{кр}}}. \quad (1.109)$$

Согласно зависимости (1.109), уменьшить  $\theta_{min}$  можно уменьшением параметров  $P_{z_{тр}}$ ,  $\sigma$ ,  $t$ ,  $V_{кр}$  и увеличением  $B$ .

При условии  $P_{z_{тр}} = 0$  справедливо  $\theta_{\min} = 0$ . В этом случае характер изменения температуры резания при шлифовании подчиняется зависимости (1.106).

Используя зависимость (1.104), можно оценить возможность уменьшения температуры резания при шлифовании  $\theta$  кругом с прерывистой рабочей поверхностью. В работе [155] установлено, что в момент контакта рабочего выступа круга с обрабатываемым материалом фактическая производительность обработки (по сравнению с производительностью шлифования обычным сплошным кругом) увеличивается в  $(1 + l_{02}/l_{01})$  раз, где  $l_{02}$ ,  $l_{01}$  – соответственно длины впадины и рабочего выступа прерывистого круга, м. Время контакта шлифовального круга с фиксированной точкой на обрабатываемой поверхности, наоборот, уменьшается и определяется зависимостью  $\tau = l_{01}/V_{кр}$ .

Подставляя в зависимость (1.104) эти изменения, получено:

$$\theta = \left( \sigma \cdot V_{дет} \cdot \sqrt{\frac{t}{D_{кр}}} \cdot \left( 1 + \frac{l_0}{l_1} \right) + \frac{P_{z_{тр}} \cdot V_{кр}}{B \cdot \sqrt{t \cdot D_{кр}}} \right) \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{l_1}{V_{кр}}}. \quad (1.109)$$

Как видно, параметр  $l_{01}$  неоднозначно влияет на температуру резания при шлифовании, т.е. имеет место экстремальная зависимость  $\theta - l_{01}$ . Для определения экстремального значения  $l_{01}$  следует подчинить функцию  $\theta$  необходимому условию экстремума  $\theta'_{l_{01}} = 0$ . В результате после преобразований получено:

$$l_{01} = \frac{l_{02}}{\left( 1 + \frac{P_{z_{тр}} \cdot V_{кр}}{\sigma \cdot B \cdot V_{дет} \cdot t} \right)} = \frac{l_{02}}{\left( 1 + \frac{P_{z_{тр}}}{P_{z_{рез}}} \right)}. \quad (1.111)$$

Из зависимости (1.111) вытекает, что длина рабочего выступа прерывистого круга  $l_{01}$  меньше длины впадины круга  $l_{02}$ . Причем, чем больше отношение  $P_{z_{тр}}/P_{z_{рез}}$ , тем меньше должна быть длина рабочего выступа круга по сравнению с длиной впадины круга.

При условии  $P_{z_{тр}} = 0$  справедливо соотношение:

$$l_{01} = l_{02}. \quad (1.112)$$

В этом случае минимум температуры резания при прерывистом шлифовании реализуется при условии равенства длин рабочего выступа и впадины прерывистого круга.

Подставляя зависимость (1.111) в зависимость (1.110), определено минимальное значение температуры резания при шлифовании

$$\theta_{\min} = 2 \cdot \left( \sigma \cdot V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{\frac{t}{D_{\text{кр}}} + \frac{P_{z_{\text{тр}}} \cdot V_{\text{кр}}}{B \cdot \sqrt{t \cdot D_{\text{кр}}}}} \right) \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{l_1}{V_{\text{кр}}}}. \quad (1.113)$$

Из зависимости (1.113) следует, что уменьшить минимальную температуру резания  $\theta_{\min}$  при прерывистом шлифовании можно уменьшением длины рабочего выступа прерывистого круга  $l_{01}$  и параметров  $\sigma$ ,  $P_{z_{\text{тр}}}/B$ .

Глубина шлифования  $t$  неоднозначно влияет на функцию  $\theta_{\min}$ . Для определения экстремального значения глубины шлифования  $t$  следует подчинить функцию  $\theta_{\min}$  необходимому условию экстремума  $\theta'_t = 0$ . В результате получено:

$$t_{\text{экстр}} = \frac{P_{z_{\text{тр}}} \cdot V_{\text{кр}}}{B \cdot \sigma \cdot V_{\text{дет}}}. \quad (1.114)$$

Как видно, экстремальное значение глубины шлифования  $t_{\text{экстр}}$  тем больше, чем больше сила трения связки круга с обрабатываемым материалом  $P_{z_{\text{тр}}}$ , скорость круга  $V_{\text{кр}}$  и меньше параметры  $B$ ,  $\sigma$ ,  $V_{\text{дет}}$ .

С физической точки зрения зависимость (1.114) соответствует условию  $P_{z_{\text{рез}}} = P_{z_{\text{тр}}}$ , рассматривая  $P_{z_{\text{рез}}} = B \cdot \sigma \cdot V_{\text{дет}} \cdot t_{\text{экстр}} / V_{\text{кр}}$ . Следовательно, в точке экстремума функции  $\theta_{\min}$  реализуется условие равенства силы трения связки круга с обрабатываемым материалом  $P_{z_{\text{тр}}}$  и силы "чистого резания" зернами круга  $P_{z_{\text{рез}}}$ .

Очевидно, при условии  $P_{z_{\text{тр}}} = 0$  экстремум функции  $\theta_{\min}$  в зависимости от глубины шлифования  $t$ , исходя из зависимости (1.114), будет отсутствовать. Поэтому функция  $\theta_{\min}$  с увеличением глубины шлифования  $t$  будет непрерывно увеличиваться. Из этого можно сделать вывод о том, что экстремум функции  $\theta_{\min}$ , определяемый зависимостью (1.113), обусловлен наличием в ней второго слагаемого, связанного с трением связки круга с обрабатываемым материалом.

Для определения характера экстремума функции  $\theta_{\min}$  в зависимости от глубины шлифования  $t$  необходимо подставить в зависимость (1.113) преобразованное выражение (1.114):

$$t = \alpha \cdot \frac{P_{z_{тр}} \cdot V_{кр}}{B \cdot \sigma \cdot V_{дет}}, \quad (1.115)$$

где  $\alpha$  – безразмерный коэффициент, принимающий значения  $0 \dots 1 \dots \infty$ .

В результате получено:

$$\theta_{\min} = 4 \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{P_{z_{тр}} \cdot \sigma \cdot V_{дет} \cdot l_1}{B \cdot D_{кр}}} \cdot \left( \sqrt{\alpha} + \frac{1}{\sqrt{\alpha}} \right). \quad (1.116)$$

В табл. 1.15 показан характер изменения функции  $\left( \sqrt{\alpha} + \frac{1}{\sqrt{\alpha}} \right)$ , входящей в зависимость (1.116), от безразмерного коэффициента  $\alpha$ .

Таблица 1.15

Расчетные значения функции  $\left( \sqrt{\alpha} + \frac{1}{\sqrt{\alpha}} \right)$

$\alpha$	0,1	0,2	0,8	1	1,5	2	4
$\left( \sqrt{\alpha} + \frac{1}{\sqrt{\alpha}} \right)$	3,48	2,68	2,012	2	2,04	2,121	2,5

Исходя из табл. 1.15, с увеличением безразмерного коэффициента  $\alpha$  функция  $\left( \sqrt{\alpha} + \frac{1}{\sqrt{\alpha}} \right)$  первоначально уменьшается, а затем увеличивается, проходя точку минимума при условии  $\alpha = 1$ . Это указывает на существование минимума в точке экстремума функции  $\theta_{\min}$ . Тогда минимальное значение функции  $\theta_{\min}$  при условии  $\alpha = 1$  опишется зависимостью:

$$(\theta_{\min})_{\min} = 8 \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{P_{z_{тр}} \cdot \sigma \cdot V_{дет} \cdot l_{01}}{B \cdot D_{кр}}}. \quad (1.117)$$

Как видно, уменьшить функцию  $(\theta_{\min})_{\min}$  можно уменьшением параметров  $P_{z_{тр}}/B$ ,  $\sigma$ ,  $V_{дет}$ ,  $l_{01}$  и увеличением  $D_{кр}$ .

При условии  $P_{z_{тр}} = 0$  функция  $(\theta_{\min})_{\min} = 0$ . В этом случае характер изменения функции  $\theta_{\min}$  будет подчиняться зависимости (1.113) при условии  $P_{z_{тр}} = 0$ :

$$\theta_{\min} = 2 \cdot \sigma \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot Q_{уд} \cdot V_{дет} \cdot l_{01}}{c \cdot \rho \cdot \lambda \cdot V_{кр} \cdot D_{кр}}}. \quad (1.118)$$

Таким образом установлено, что при прерывистом шлифовании добиться уменьшения температуры резания  $\theta_{\min}$  (при заданном значении удельной производительности обработки  $Q_{уд}$ ) можно уменьшением скорости перемещения детали  $V_{дет}$  и соответственно пропорциональном увеличении глубины шлифования  $t$ , т.е. применением глубинного шлифования [19], а также за счет увеличения скорости круга  $V_{кр}$ , т.е. в конечном итоге за счет применения высокоскоростного глубинного шлифования.

Исходя из аналогичной зависимости (1.106), справедливой для шлифования обычным сплошным кругом, уменьшить температуру резания можно, наоборот, применением многопроходного шлифования, т.е. увеличением скорости перемещения детали  $V_{дет}$  при пропорциональном уменьшении глубины шлифования  $t$ . В этом принципиальное отличие процессов шлифования прерывистым и обычным сплошным кругом.

Обозначая в зависимости (1.118) температуру шлифования прерывистым кругом  $\theta_{прерыв} = \theta_{\min}$ , а в зависимости (1.106) температуру шлифования сплошным кругом  $\theta_{сплошн} = \theta$ , определим их отношение:

$$\frac{\theta_{прерыв}}{\theta_{сплошн}} = 2 \cdot \sqrt{\frac{V_{дет}}{V_{кр}} \cdot \frac{l_1}{\sqrt{t \cdot D_{кр}}}}. \quad (1.119)$$

Произведем расчет отношения  $\theta_{прерыв} / \theta_{сплошн}$  для условий плоского многопроходного шлифования:  $V_{дет} / V_{кр} = 1/60$ ;  $l_{01} = 20$  мм;  $t = 0,02$  мм;  $D_{кр} = 300$  мм. В результате расчетов установлено:  $\theta_{прерыв} / \theta_{сплошн} = 0,74$ . Следовательно, применение прерывистого многопроходного шлифования взамен обычного многопроходного шлифования сплошным кругом позволяет уменьшить температуру резания в 0,74 раза или на 26 %.

Сохраняя то же значение удельной производительности обработки  $Q_{уд}$ , расчетами установлено, что при плоском глубинном шлифовании прерывистым кругом ( $V_{дет} / V_{кр} = 1/600$ ;  $l_{01} = 20$  мм;  $t = 0,2$  мм;  $D_{кр} = 300$  мм) отношение  $\theta_{прерыв} / \theta_{сплошн} = 0,13$ . Следовательно, в условиях плоского глубинного шлифования прерывистым кругом можно добиться более значительного уменьшения температуры резания,

чем при использовании обычного сплошного круга [112]. Это согласуется с практикой применения прерывистых алмазных кругов, например, при разрезании заготовок на части, при вышлифовывании глубоких пазов и канавок, глубинном шлифовании труднообрабатываемых материалов и т.д. Экспериментально установлено, что в этих условиях обработки обеспечивается высокое качество обрабатываемых поверхностей (отсутствуют прижоги, микротрещины и другие температурные дефекты) при одновременном увеличении производительности обработки по сравнению с шлифованием обычными сплошными алмазными или абразивными кругами.

### **1.9. Повышение эффективности операций зубошлифования зубчатых колес**

Зубчатые колеса являются одними из основных деталей машин, которые широко применяются в современном машиностроении. Вместе с тем, они являются и одними из наиболее трудноизготавливаемых деталей машин в связи с высокими требованиями к точности и качеству обработки сложнопрофильных рабочих поверхностей. В особой мере это относится к операциям зубошлифования, на которых окончательно формируются параметры точности и качества обрабатываемых поверхностей и которые характеризуются чрезвычайно высокой трудоемкостью [153]. Уменьшить трудоемкость обработки можно применением технологии зубошлифования по методу профильного копирования [44]. В этом случае съем припуска происходит, по сути, по схеме глубинного (однопроходного) шлифования, что снижает вспомогательное время обработки, связанное с реверсированием стола станка, по сравнению со съемом припуска по схеме многопроходного шлифования. В результате может быть увеличена производительность обработки. Однако, как известно [44], данный метод зубошлифования характеризуется относительно низкой точностью обработки. Поэтому зубошлифование по методу обкатывания считается более эффективным. Вместе с тем, проведенные экспериментальные исследования технологических закономерностей зубошлифования зубчатых колес приводов шахтных конвейеров по методу профильного копирования на зубошлифовальном станке мод. HOFLEER RAPID 1250 [74] показали положительные результаты с точки зрения повышения производи-

тельности обработки. Это открывает новые возможности интенсификации процесса зубошлифования. Однако для этого необходимо знать рациональные параметры режима резания, характеристики абразивных кругов и другие условия обработки, гарантированно обеспечивающие выполнение высоких требований по качеству обрабатываемых поверхностей при одновременном увеличении производительности обработки.

Необходимо отметить, что в отличие от зубошлифования зубчатых колес по методу обкатывания, вопросам зубошлифования по методу профильного копирования в научно-технической литературе уделено значительно меньше внимания [44; 74; 120; 153]. Это связано с тем, что точность обработки для данного метода ниже, чем для зубошлифования по методу обкатывания [44]. Поэтому эффективной областью применения зубошлифования по методу профильного копирования является обработка зубчатых колес невысокой точности (7–8 степени точности), а эффективной областью применения зубошлифования по методу обкатывания – обработка ответственных зубчатых колес (4–7 степени точности). Основная причина низкой точности обработки зубьев колес при зубошлифовании по методу профильного копирования состоит в том, что в связи с увеличением глубины шлифования (по сравнению с зубошлифованием по методу обкатывания) существенно увеличиваются силы резания, которые приводят к значительным погрешностям обработки и соответственно снижению точности обрабатываемых поверхностей. Естественно, повысить точность обработки в этих условиях можно снижением силовой напряженности процесса шлифования за счет применения абразивных кругов, обладающих повышенной режущей способностью. Как показано в работе [120], перспективным решением данной задачи является применение высокопористых абразивных кругов, работающих в режиме самозатачивания и обеспечивающих существенное снижение интенсивности трения в зоне резания. Это открыло новые технологические возможности осуществления операций зубошлифования по методу профильного копирования. Появилась возможность достижения 4 степени точности обработки. В результате зубошлифование по методу профильного копирования стало вполне конкурентоспособным с традиционными технологиями зубошлифования по методу обкатывания. Причем, эффект достигается как с точки зрения повышения точности, так и производи-

тельности обработки, поскольку съем припуска в данном случае осуществляется за один или несколько проходов круга по схеме глубинного шлифования (с относительно небольшой скоростью продольной подачи). Кроме того, обеспечение высокой производительности обработки в данном случае позволяет осуществлять процесс нарезания зубьев колес по методу профильного шлифования взамен применяемых технологий лезвийной обработки (зубофрезерования, зубодолбления или зубострогания). Для эффективного использования зубошлифования по методу профильного копирования необходимо располагать знаниями его технологических возможностей и отличительных особенностей по сравнению с зубошлифованием по методу обкатывания и методикой выбора рациональных параметров обработки, в первую очередь по критерию качества обрабатываемых поверхностей с целью исключения образования температурных дефектов на обрабатываемых поверхностях [105; 116; 155]. Поэтому важно произвести выбор параметров обработки, гарантированно обеспечивающих заданную температуру резания, независимо от условий проявления различных факторов нестабильности процесса зубошлифования, главным образом, неравномерности снимаемого припуска, который может колебаться в значительных пределах.

Расчетная схема параметров процесса зубошлифования зубчатых колес по методу профильного копирования с применением круга с двухсторонним коническим профилем типа 2П приведена на рис. 1.29,а. Для удобства расчетов конусная (рабочая) часть шлифовального круга представлена в виде ступенчатого круга с бесконечно малой шириной ступени  $H$ . Можно предположить, что все ступени круга работают в одинаковых условиях. Тогда фактическая глубина шлифования будет равна  $t_{\text{ф}} = t / \sin \alpha / 2$ , где  $t$  – номинальная глубина шлифования, м;  $\alpha = 60^\circ$ . Исходя из этого, при анализе процесса зубошлифования зубчатых колес по методу профильного копирования можно рассматривать работу лишь одной ступени шлифовального круга шириной  $H$  по схеме плоского шлифования (рис. 1.29,б).

В научно-технической литературе приведены аналитические зависимости для определения температуры резания при шлифовании, которые достаточно адекватно описывают тепловую напряженность процесса шлифования [29; 155]. По сути, в настоящее время разработана формализованная теория теплофизики шлифования, позволяю-

щая производить расчеты сложных температурных полей, возникающих в поверхностном слое обрабатываемых деталей при шлифовании, и на этой основе научно обоснованно подходить к выбору рациональных характеристик шлифовальных кругов и параметров режимов шлифования. Однако полученные теоретические решения, как правило, требуют численных расчетов для конкретных (частных) условий обработки, что затрудняет установление общих технологических закономерностей формирования параметров качества обработки при шлифовании и определение условий повышения производительности с учетом ограничения по температуре шлифования. Это требует разработки новых упрощенных теоретических подходов к расчету и анализу температуры шлифования, позволяющих производить оптимизационные расчеты параметров режимов шлифования по критериям наибольшей производительности или наименьшего штучного времени обработки с учетом ограничения по температуре шлифования (температурному фактору) [132; 133].

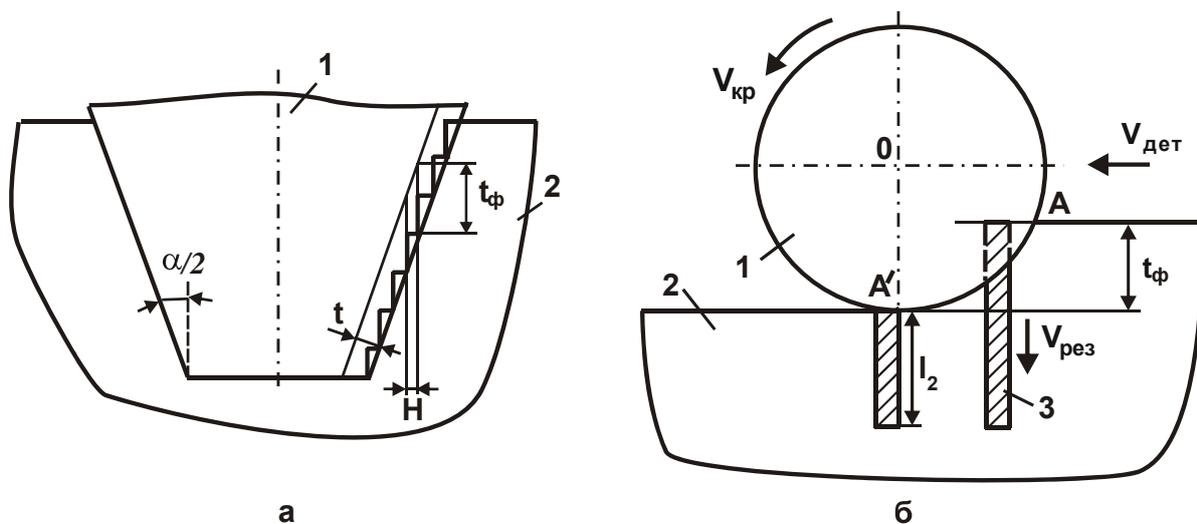


Рис. 1.29. Расчетные схемы параметров процесса зубошлифования зубчатых колес по методу профильного копирования:

- 1 – шлифовальный круг; 2 – обрабатываемый материал;
- 3 – адиабатический стержень

Существенным недостатком разработанных математических моделей является то, что фактически невозможно расчетным путем определить глубину внедрения тепла в поверхностный слой обрабатываемой детали при шлифовании, поскольку в основу решения сложных дифференциальных уравнений теплопроводности в частных производных положены функции распределения, которые изменяются в

неограниченных пределах, а это приводит к неопределенности решений по определению глубины внедрения тепла в поверхностный слой обрабатываемой детали при шлифовании. Исходя из этого, возникает необходимость в разработке упрощенной математической модели определения температуры резания при шлифовании с целью определения рациональных параметров режимов шлифовании и характеристик круга для заданной температуры резания.

Для этого в основу расчетов может быть положена схема плоского шлифовании (рис. 1.29,б), принимая в первом приближении, что все тепло, возникающее в процессе резания, уходит на нагревание обрабатываемой детали. В последующих расчетах необходимо учитывать тепло, уходящее в образующиеся стружки. Это позволит достаточно правильно аналитически описать закономерности формирования температуры резания при шлифовании.

В данном параграфе расчет температуры резания в процессе шлифовании производится на основе расчетной схемы, в которой снимаемый припуск представлен в виде множества элементарных прямолинейных адиабатических стержней, которые за время перемещения из точки А в точку А' перерезаются со скоростью  $V_{рез}$  шлифовальным кругом, вращающимся со скоростью  $V_{кр}$ , при скорости перемещения детали  $V_{дет}$  (рис. 1.29,б) [133]. На каждый адиабатический стержень (стенки которого изолированы) действует тепловой источник плотностью  $q$ , что приводит к распространению тепла лишь вдоль адиабатического стержня без учета распространения тепла в образующиеся стружки.

Температура резания  $\theta$  при шлифовании может быть описана зависимостью (1.96), исходя из которой, уменьшить температуру резания  $\theta$  при шлифовании можно двумя путями: уменьшением плотности теплового потока  $q$  или уменьшением  $l_2$ . Однако, эти параметры взаимозависимы между собою и поэтому для определения условий уменьшения температуры резания  $\theta$  необходимо установить функциональные связи между параметрами  $q$  и  $l_2$ .

Плотность теплового потока  $q$  определяется зависимостью:

$$q = \frac{N}{F} = \frac{P_z \cdot V_{кр}}{F} = \frac{\sigma \cdot S_{мгн} \cdot V_{кр}}{F}. \quad (1.120)$$

С учетом зависимости  $S_{мгн} = Q/V_{кр}$  [132] имеем:

$$q = \frac{\sigma \cdot Q}{F}, \quad (1.121)$$

где  $Q$  – производительность обработки, м<sup>3</sup>/с.

Уменьшить плотность теплового потока  $q$  можно уменьшением условного напряжения резания  $\sigma$ , производительности обработки  $Q$  и увеличением площади контакта круга с обрабатываемым материалом  $F$ . Из этого вытекает эффективность перехода от шлифования периферией круга к шлифованию торцом круга, поскольку площадь контакта круга с обрабатываемой поверхностью во втором случае значительно больше, а это ведет к уменьшению плотности теплового потока  $q$ .

Очевидно, уменьшить производительность обработки  $Q$  экономически нецелесообразно, гораздо эффективнее уменьшать условное напряжение резания  $\sigma$  путем обеспечения высокой режущей способности круга, снижая трение в зоне резания за счет применения эффективных технологических сред и т.д.

Важным условием уменьшения условного напряжения резания  $\sigma$  является и использование прерывистого шлифования, которое за счет ударного характера взаимодействия круга с обрабатываемой деталью обеспечивает поддержание на его рабочей поверхности развитого режущего рельефа и снижение энергоемкости обработки.

При традиционном многопроходном шлифовании периферией круга параметр  $F = B \cdot l_{\text{конт}}$ , где  $B$  – ширина шлифования, м;  $l_{\text{конт}}$  – длина дуги контакта круга с обрабатываемой деталью, м. В свою очередь, производительность обработки  $Q = B \cdot V_{\text{дет}} \cdot t_{\text{ф}}$ , где  $t_{\text{ф}}$  – фактическая глубина шлифования, м. Тогда зависимость (1.121) примет вид:

$$q = \frac{\sigma \cdot V_{\text{дет}} \cdot t_{\text{ф}}}{l_{\text{конт}}}, \quad (1.122)$$

где  $l_{\text{конт}} = \sqrt{\frac{2 \cdot t_{\text{ф}}}{\left(\frac{1}{R_{\text{кр}}} + \frac{1}{R_{\text{дет}}}\right)}} [132];$

$R_{\text{кр}}$ ,  $R_{\text{дет}}$  – соответственно, радиусы круга и детали, м.

При плоском шлифовании  $R_{\text{дет}} \rightarrow \infty$ , тогда:

$$q = \sigma \cdot V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{\frac{t_{\text{ф}}}{2 \cdot R_{\text{кр}}}}. \quad (1.123)$$

Как видно, плотность теплового потока  $q$  в меньшей мере зависит от глубины шлифования  $t_{\phi}$ , чем от скорости перемещения детали  $V_{\text{дет}}$ . При этом плотность теплового потока  $q$  уменьшается с увеличением радиуса круга  $R_{\text{кр}}$ .

Проведем теоретический анализ глубины внедрения тепла в поверхностный слой обрабатываемой детали при шлифовании  $l_2$ , т.е. параметра, который входит в зависимость (1.96) и аналитически описывается:  $l_2 = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot \tau}$ , где  $\tau$  – время контакта круга с фиксированным сечением обрабатываемой поверхности, с.

Как видно, единственно возможным условием уменьшения параметра  $l_2$  является уменьшение времени контакта круга с фиксированным сечением обрабатываемой поверхности  $\tau$ . Исходя из этого, эффективно применение многопроходного шлифования, которое характеризуется достаточно высокой скоростью перемещения детали  $V_{\text{дет}}$ , поскольку

$$\tau = \frac{l_{\text{конт}}}{V_{\text{дет}}} = \sqrt{2 \cdot t_{\phi} \cdot R_{\text{кр}}} \cdot \frac{1}{V_{\text{дет}}}. \quad (1.124)$$

Уменьшить время  $\tau$  можно так же за счет уменьшения фактической глубины шлифования  $t_{\phi}$  и применения прерывистого шлифования. После подстановки зависимости (1.123) и  $l_2 = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot \tau}$ ;  $t_{\phi} = t / \sin \frac{\alpha}{2}$  в зависимость (1.96) получена обобщенная зависимость для определения температуры резания:

$$\theta = \sigma \cdot \sqrt{\frac{V_{\text{дет}} \cdot t}{c \cdot \rho \cdot \lambda \cdot \sin \frac{\alpha}{2}}} \cdot \sqrt{\frac{2t}{R_{\text{кр}} \cdot \sin \frac{\alpha}{2}}}. \quad (1.125)$$

Согласно данной зависимости, наибольшее влияние на температуру резания  $\theta$  при шлифовании оказывает условное напряжение резания  $\sigma$ . Поэтому основной эффект при снижении температуры резания  $\theta$  может быть достигнут за счет уменьшения условного напряжения резания  $\sigma$  путем обеспечения высокой режущей способности круга, применяя для этого эффективные методы правки или обеспечивая работу круга в режиме интенсивного самозатачивания.

С учетом удельной производительности обработки  $Q_{уд} = V_{дет} \cdot t$  зависимость (1.125) опишется:

$$\theta = \sigma \cdot \sqrt{\frac{Q_{уд}}{c \cdot \rho \cdot \lambda \cdot \sin \frac{\alpha}{2}}} \cdot \sqrt{\frac{2t}{R_{кр} \cdot \sin \frac{\alpha}{2}}}. \quad (1.126)$$

Как видно, при заданном значении  $Q_{уд}$  эффективно номинальную глубину шлифования  $t$  уменьшать, т.е. применять схему многопроходного шлифования. Это второе основное условие уменьшения температуры резания  $\theta$  при шлифовании. Однако эффект от выполнения этого условия не столь значителен, так как номинальная глубина шлифования  $t$  входит в зависимость (1.126) в небольшой степени – 0,25. Это указывает на целесообразность уменьшения температуры резания  $\theta$  за счет уменьшения условного напряжения резания  $\sigma$ .

В условиях заданной удельной производительности обработки  $Q_{уд} = V_{дет} \cdot t$  параметр  $l_2$  равен:

$$l_2 = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot \tau} = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot \frac{t}{Q_{уд}}} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot t \cdot R_{кр}}{\sin \frac{\alpha}{2}}}. \quad (1.127)$$

Однако, уменьшить параметр  $l_2$  и тем самым возможную глубину дефектного слоя обработанной детали, обусловленную температурным фактором, можно уменьшением номинальной глубины шлифования  $t$  и увеличением скорости перемещения детали  $V_{дет}$ , т.е. применением многопроходного шлифования. Отсюда следует, что использование многопроходного шлифования позволяет решить две важных задачи: уменьшить температуру резания  $\theta$  при шлифовании и глубину проникновения тепла в поверхностный слой обрабатываемой детали при шлифовании  $l_2$  с целью повышения качества обработанной детали.

Произведем количественную оценку температуры резания  $\theta$  при шлифовании абразивным кругом формы 2П по зависимости (1.125) для исходных данных: обрабатываемый материал – сталь 18ХГН2МФБ;  $\sigma = 1,5 \cdot 10^4$  Н/мм<sup>2</sup>;  $c \cdot \rho = 5 \cdot 10^6$  Дж/(м<sup>3</sup>·град);  $\lambda = 42$  Вт/(м·град);  $\alpha = 60^\circ$ ;  $t = 0,01$  мм;  $V_{дет} = 10$  м/мин.

Расчетами установлено, что  $\theta = 240$  °С. Следовательно, при многопроходном шлифовании температура резания принимает небольшое

значение, что не приводит к снижению качества обработки из-за образования температурных дефектов.

Как видно, предложенная зависимость для определения температуры резания достаточно объективно отражает закономерности формирования качества обработки при шлифовании.

В работе [74] показано, что образование прижогов на обрабатываемой поверхности при шлифовании данного материала абразивным кругом 2П 400×32×127 24А 10 СМ2 8 К6 происходит при предельных значениях номинальной глубины шлифования  $t=0,07$  мм и скорости детали  $V_{дет} = 12$  м/мин. Согласно зависимости (1.125), для этих значений глубины шлифования и скорости детали температура резания  $\theta = 1131$  °С. Вполне очевидно, что превышение этой температуры резания может приводить к возникновению прижогов и других температурных дефектов на обрабатываемой поверхности.

Как отмечалось выше, уменьшить температуру резания  $\theta$  при шлифовании и повысить производительность обработки можно уменьшением условного напряжения резания  $\sigma$ , применяя для этого высокопористые абразивные круги. Экспериментально установлено [74], что при шлифовании высокопористым кругом T1ESP 400×32×127 93A46M15WPG11W (производство компании "Винтертур") условное напряжение резания  $\sigma$  может быть уменьшено в 2 раза. Это означает, что при скорости детали  $V_{дет} = 3$  м/мин предельная номинальная глубина шлифования  $t$  может быть увеличена до величины снимаемого припуска (например, до 0,4 мм) при обеспечении температуры резания  $\theta = 1045$  °С, установленной на основе зависимости (1.125). В результате появляется возможность реализации процесса зубошлифования зубчатых колес по методу профильного копирования, осуществляемого, по сути, по схеме глубинного шлифования с более высокой производительностью обработки (по сравнению с зубошлифованием по методу обкатывания), достигаемой главным образом за счет уменьшения количества проходов круга и снижения вспомогательного времени обработки.

Несомненно, увеличение номинальной глубины шлифования  $t$  до величины снимаемого припуска, согласно зависимости (1.127), приводит к увеличению глубины внедрения тепла в поверхностный слой обрабатываемой детали при шлифовании  $I_2$ . Однако, как установлено экспериментально, при этом на обрабатываемых поверхностях отсут-

ствуют прижоги и другие температурные дефекты, т.к. температура резания  $\theta = 1045^{\circ}\text{C}$  ниже критического значения. Поэтому необходимо первый проход круга осуществлять по схеме плоского глубинного шлифования с небольшой скоростью детали (3 м/мин), а последующие проходы круга при окончательной обработке (2 – 3 прохода) – по схеме многопроходного шлифования с увеличенной скоростью детали.

## Выводы

1. В работе рассмотрены вопросы аналитического определения температуры резания при шлифовании и глубины проникновения тепла в поверхностный слой обрабатываемой детали с учетом перерезания шлифовальным кругом адиабатических стержней, которыми условно представлен снимаемый припуск, согласно теплофизической модели шлифования, предложенной профессором Якимовым А. В. Это позволило уточнить известные аналогичные решения и определить условия снижения температуры резания при шлифовании. Согласно данному решению, температура резания при шлифовании и глубина проникновения тепла в поверхностный слой обрабатываемой детали с течением времени обработки увеличиваются, асимптотически приближаясь к максимальным значениям, определяемым условием теплового насыщения поверхностного слоя обрабатываемой детали. Максимальное значение температуры шлифования равно отношению условного напряжения резания к произведению удельной теплоемкости и плотности обрабатываемого материала. Установлено, что учет перерезания адиабатического стержня шлифовальным кругом обеспечивает уменьшение температуры резания более чем в два раза, что приводит в соответствие теорию и практику шлифования. Это позволяет по-новому подходить к выбору оптимального времени контакта шлифовального круга с обрабатываемой деталью и, соответственно, оптимальных параметров режима шлифования и характеристик круга. Установлено также, что длина срезанного участка адиабатического стержня (равного глубине шлифования) всегда больше глубины проникновения тепла в обрабатываемую деталь.

2. Теоретически установлено, что основным условием уменьшения температуры резания при шлифовании является уменьшение

условного напряжения резания за счет снижения трения в зоне резания и повышения режущей способности шлифовального круга. Предложена инженерная методика расчета и приведены примеры расчета с использованием программного продукта Компас 3D температуры резания при шлифовании и глубины проникновения тепла в поверхностный слой обрабатываемой детали с учетом распределения тепла между обрабатываемой деталью и образующимися стружками. Это позволило обосновать условия уменьшения температуры резания при шлифовании и разработать практические рекомендации.

3. Рассмотрены численный и аналитический подходы к определению времени нагрева адиабатических стержней, которыми условно представлен снимаемый припуск при шлифовании. Определены условия, при которых результаты расчетов, полученные на основе численного и аналитического подходов, примерно равны. Расчетами установлено, что время нагрева адиабатического стержня до 10 раз меньше времени его контакта с шлифовальным кругом при шлифовании. Это указывает на то, что значительная доля тепла, образуемого при шлифовании, уходит в образуемые стружки, а в обрабатываемую деталь уходит меньшая доля тепла. На основе полученного значения времени нагрева адиабатического стержня определена фактическая глубина проникновения тепла в поверхностный слой обрабатываемой детали, позволяющая оценить толщину дефектного слоя обрабатываемой детали при шлифовании. Определено максимальное время нагрева адиабатического стержня, которое уменьшается с уменьшением скорости перерезания шлифовальным кругом адиабатического стержня.

4. Произведены расчеты основных параметров теплового процесса при шлифовании и точении с учетом распределения тепла, уходящего в образующиеся стружки и обрабатываемую деталь. Установлено, что при точении, как и при шлифовании, температура резания и глубина проникновения тепла вглубь поверхностного слоя обрабатываемой детали с течением времени обработки непрерывно увеличивается, асимптотически приближаясь к установившимся значениям, определяемым условием теплового насыщения поверхностного слоя обрабатываемой детали. Это связано с тем, что доля тепла, уходящего в обрабатываемую деталь, уменьшается, а доля тепла, уходящего в образующиеся стружки, наоборот, увеличивается. В результате уменьшается время нагрева поверхностного слоя детали по сравнению с временем

контакта шлифовального круга с фиксированной плоскостью обрабатываемой детали, что и предопределяет существование ограничений изменения температуры резания и глубины проникновения тепла вглубь поверхностного слоя детали. Показано, что при шлифовании эти параметры теплового процесса меньше, чем при лезвийной обработке, что связано с меньшей силовой напряженностью процесса резания и большей скоростью резания. Поэтому при точении меньше вероятность возникновения температурных дефектов на обрабатываемой поверхности, чем при шлифовании, что подтверждается практическими данными.

5. Получены оптимальные решения, определяющие технологические возможности прерывистого шлифования с точки зрения уменьшения температуры резания. Доказана эффективность применения глубинного прерывистого шлифования, позволяющего многократно уменьшить температуру резания по сравнению с глубинным шлифованием обычным сплошным кругом. Это решение является новым, поскольку традиционно считается, что эффект прерывистого шлифования состоит в возможности охлаждения обрабатываемой детали в момент прерывания процесса шлифования. В действительности, как показано в работе, при прерывистом шлифовании уменьшается время контакта фиксированной точки, расположенной на поверхности обрабатываемой детали, с кругом, что приводит к дополнительному снижению температуры резания. Показано, что добиться существенного уменьшения температуры резания можно также за счет уменьшения длины рабочего выступа прерывистого круга.

6. Получены оптимальные решения по определению температуры резания при зубошлифовании зубчатых колес по методу профильного копирования и научно обоснованы условия ее уменьшения за счет применения высокопористых абразивных кругов с двухсторонним коническим профилем типа 2П. Расчетно-экспериментальным путем определены оптимальные параметры режима шлифования, позволяющие съём всего припуска (0,4 мм) производить за один проход круга по схеме плоского глубинного шлифования с небольшой скоростью детали (3 м/мин), а окончательную обработку – за несколько проходов круга по схеме многопроходного шлифования с увеличенной скоростью детали. Это обеспечивает увеличение производительности обработки по сравнению с зубошлифованием по методу обкатывания.

## **Раздел 2**

### **Современные технологии высокоскоростной механической обработки**

#### **2.1. Разработка эффективных технологий механической обработки деталей гидравлических систем**

Практикой установлено, что изготовление деталей гидравлических систем в силу повышенных требований к точности и качеству обработки поверхностей, характеризуется достаточно высокой трудоемкостью. В особенности это относится к обработке таких деталей как плунжер, пята, а также сложных по конструктивному исполнению гидроагрегатов, изготовленных из материалов с повышенными физико-механическими свойствами. В последние годы для обработки указанных деталей наметилась тенденция применения современных металлорежущих станков типа "обрабатывающий центр" с ЧПУ и прогрессивных сборных конструкций инструментов, которые реализуют условия высокоскоростного резания и позволяют существенно повысить производительность и качество обработки. Вместе с тем, как показывает практический опыт, в связи с высокой стоимостью данных станков и режущих инструментов (зарубежного производства) резко возрастает себестоимость обработки, и применение новых технологий высокоскоростной обработки становится экономически нецелесообразной. Поэтому для решения задачи эффективной механической обработки деталей гидравлических систем важно определить условия уменьшения себестоимости обработки, теоретически и экспериментально установить влияние температурного фактора, который является доминирующим при высокоскоростном резании, на стойкость режущего инструмента и соответственно себестоимость, производительность и качество обработки. Это позволит научно обоснованно подойти к выбору оптимальных режимов резания и характеристик прогрессивных лезвийных инструментов при обработке деталей гидравлических систем на современных высокооборотных станках с ЧПУ. В связи с этим, решается актуальная научно-практическая задача разработки и внедрения в производство эффективных технологий механической обработки деталей гидравлических систем [78; 79; 81; 83].

Для решения поставленной задачи получена аналитическая зависимость определения себестоимости обработки  $C$  с учетом четырех основных изменяющихся статей затрат, связанных с заработной платой рабочего, затратами на инструмент и его замену, а также затратами на электроэнергию [30 – 32; 78]:

$$C = N \cdot t_0 \cdot S_{\text{час}} \cdot k + N_0 \cdot t_c \cdot S_{\text{час}} \cdot k + N_0 \cdot \text{Ц} + N \cdot P \cdot t_0 \cdot S_{\text{элект}} = \\ = \frac{\vartheta_{\text{сум}} \cdot S_{\text{час}} \cdot k}{V \cdot t \cdot S} + \frac{\vartheta_{\text{сум}}}{V \cdot t \cdot S \cdot T} \cdot (t_c \cdot S_{\text{час}} \cdot k + \text{Ц}) + \vartheta_{\text{сум}} \cdot \sigma \cdot S_{\text{элект}}, \quad (2.1)$$

где  $N$ ,  $N_0 = N/n$  – количество обрабатываемых деталей и потребляемых режущих инструментов, шт.;

$n = T/t_0$  – количество деталей, обработанных одним инструментом, шт.;

$T$  – стойкость инструмента, с;

$t_0 = \vartheta/Q$  – основное технологическое время обработки, с;

$\vartheta$  – объем металла, снимаемого с 1 детали, м<sup>3</sup>;

$Q = V \cdot t \cdot S$  – производительность обработки (при продольном точении), м<sup>3</sup>/с;

$V$  – скорость резания, м/мин;

$t$  – глубина резания, м;

$S$  – подача, м/об;

$S_{\text{час}}$  – тарифная ставка рабочего, грн./с;

$k$  – коэффициент, учитывающий начисления на тарифную ставку рабочего;

$t_c$  – время замены инструмента, с;

$\text{Ц}$  – цена инструмента, грн.;

$P = \sigma \cdot Q$  – эффективная мощность резания, Вт;

$\sigma$  – условное напряжение резания (энергоёмкость обработки), Н/м<sup>2</sup>;

$S_{\text{элект}}$  – стоимость единицы электроэнергии, грн/Дж;

$\vartheta_{\text{сум}} = N \cdot \vartheta$  – объем металла, снимаемого с  $N$  деталей, м<sup>3</sup>.

Расчетами установлено, что первые три статьи затрат превышают четвертую статью и поэтому ее в первом приближении в расчетах можно не учитывать. Тогда, исходя из зависимости (2.1), основным условием уменьшения себестоимости  $C$  и повышения производительности обработки  $Q$  является обеспечение постоянства произведения

параметров  $V \cdot T$  (т.е. длины пути резания) с увеличением скорости резания  $V$ . Это достигается повышением стойкости инструмента за счет применения новых инструментальных материалов и нанесения на них износостойких покрытий.

Установлено, что в случае уменьшения произведения параметров  $V \cdot T$  с увеличением скорости резания  $V$  (в связи с увеличением температуры резания и уменьшением стойкости инструмента) себестоимость обработки  $C$  будет изменяться по экстремальной зависимости, проходя точку минимума (рис. 2.1,а). В этом случае температурный фактор является определяющим в формировании себестоимости обработки.

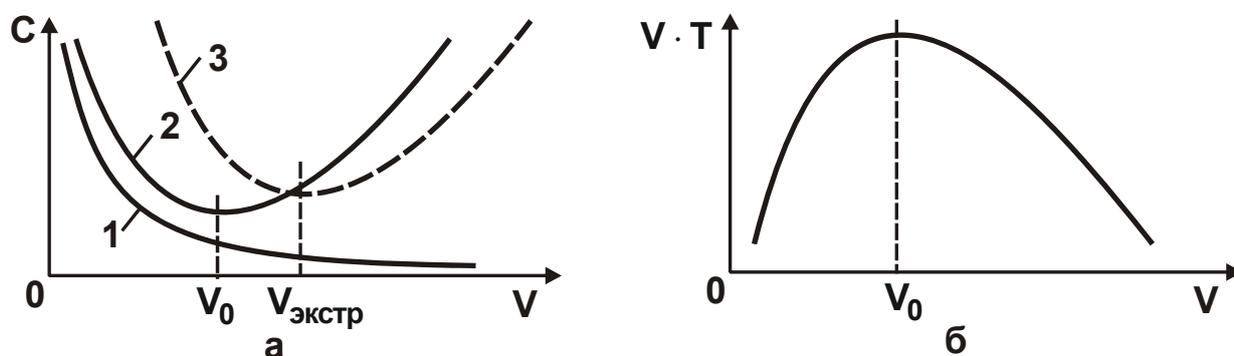


Рис. 2.1. Изменение первого (кривая 1) и второго (кривая 2) слагаемых зависимости себестоимости обработки  $C$  (кривая 3) от скорости резания  $V$  (а), и характер изменения  $V \cdot T$  от  $V$  (б)

Для определения экстремума себестоимость обработки  $C$  зависимость (2.1) преобразована с учетом известного соотношения

$$T = \frac{C_4}{(V - V_0)^{m_1} \cdot t^q \cdot S^p} ;$$

$$C = \frac{\alpha_1}{V \cdot S \cdot t} + \alpha_2 \cdot \frac{(V - V_0)^{m_1}}{V \cdot S^{1-p} \cdot t^{1-q}} , \quad (2.2)$$

где  $\alpha_1 = N \cdot \vartheta \cdot S_{\text{час}} \cdot k$ ;

$$\alpha_2 = N \cdot \frac{\vartheta \cdot (t_c \cdot S_{\text{час}} \cdot k + \zeta)}{C_4} ;$$

$C_4$ ,  $m_1$ ,  $q$ ,  $p$  – постоянные, определяются экспериментально ( $m_1 > p > q$ ;  $m_1 > 1$ );

$V_0$  – скорость резания, при которой произведение параметров  $V \cdot T$  принимает максимальное значение (рис. 2.1,б).

Подчиняя функцию  $C$  необходимому условию экстремума  $C'_V = 0$ , получено:

$$\frac{\alpha_1}{\alpha_2 \cdot S^p \cdot t^q} = (V_{\text{экстр}} - V_0)^{m_1-1} \cdot [(m_1 - 1) \cdot V_{\text{экстр}} + V_0]. \quad (2.3)$$

При условии  $V_0 = 0$  получены упрощенные зависимости для определения экстремальных значений скорости резания, производительности обработки, стойкости инструмента, оптимального количества инструментов  $N_0$ , необходимых для обработке заданной партии из  $N$  деталей, и себестоимости обработки:

$$V_{\text{экстр}} = \left[ \frac{C_4 \cdot S_{\text{час}} \cdot k}{(t_c \cdot S_{\text{час}} \cdot k + \zeta) \cdot (m_1 - 1) \cdot S^p \cdot t^q} \right]^{\frac{1}{m_1}} = \left[ \frac{C_4}{T_{\text{экстр}} \cdot (m_1 - 1) \cdot S^p \cdot t^q} \right]^{\frac{1}{m_1}}; \quad (2.4)$$

$$Q_{\text{экстр}} = V_{\text{экстр}} \cdot S \cdot t = \left[ \frac{C_4}{T_{\text{экстр}}} \cdot S^{m_1-p} \cdot t^{m_1-q} \right]^{\frac{1}{m_1}}; \quad (2.5)$$

$$T_{\text{экстр}} = \frac{(t_c \cdot S_{\text{час}} \cdot k + \zeta) \cdot (m_1 - 1)}{S_{\text{час}} \cdot k}; \quad (2.6)$$

$$N_0 = \frac{N}{n} = N \cdot \frac{\pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot L \cdot V^{m_1-1} \cdot S^{p-1} \cdot t^q}{C_4}; \quad (2.7)$$

$$C_{\text{min}} = \frac{N \cdot g \cdot S_{\text{час}} \cdot k}{Q_{\text{экстр}}} \cdot \left[ 1 + \frac{1}{(m_1 - 1)} \right], \quad (2.8)$$

где  $D_{\text{дет}}$  – диаметр детали, м;

$L$  – длина продольного хода инструмента, м.

Из зависимости (2.3) вытекают основные условия уменьшения  $C_{\text{min}}$ , показанные на рис. 2.2. Для количественной оценки экстремума (минимума) себестоимости и реализующих его условий обработки зависимость (2.2) представлена в относительных величинах:

$$\bar{C} = \bar{C}_1 + \bar{C}_2 = \frac{1}{z} + \frac{z^{m_1-1}}{(m_1 - 1)}, \quad (2.9)$$

где  $\bar{C}$  – относительная себестоимость обработки (безразмерная величина);

$$z = Q / Q_{\text{экстр}}.$$

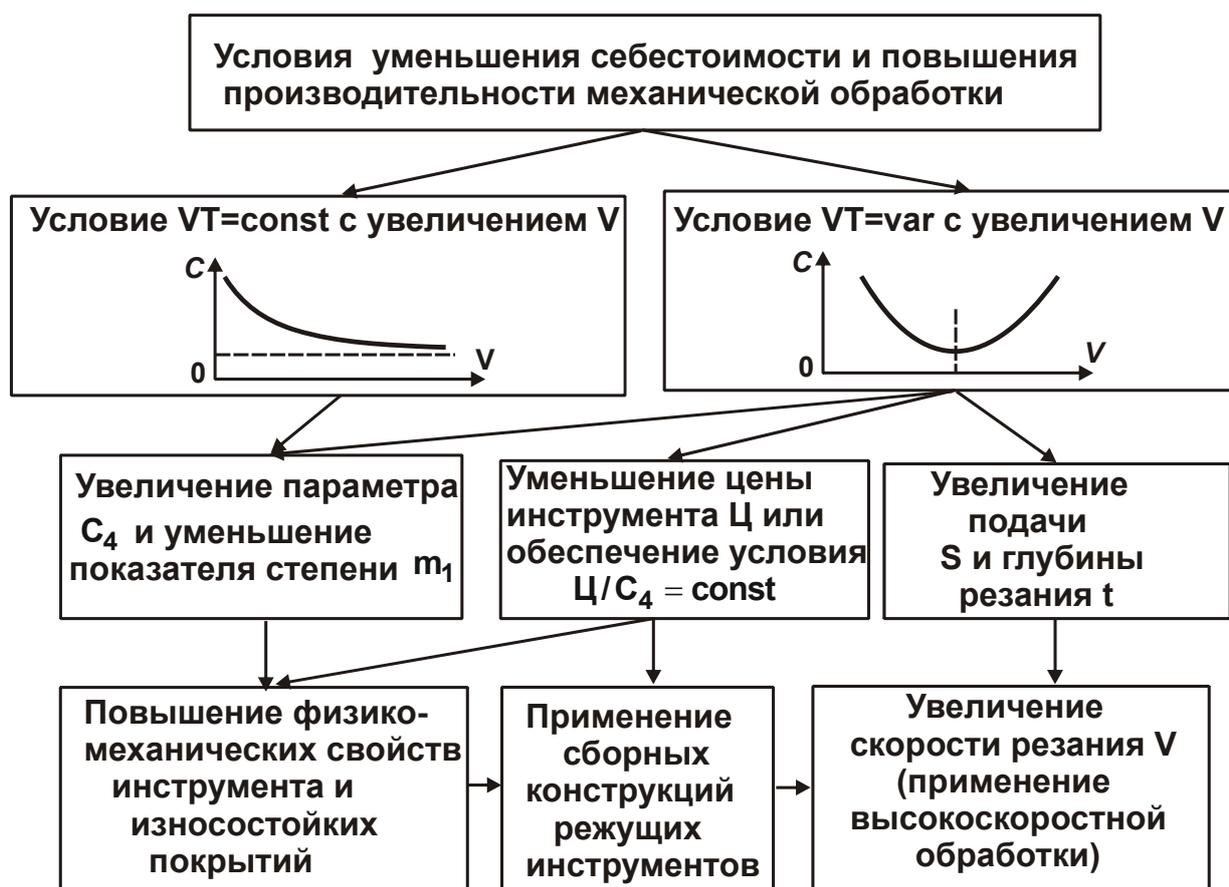


Рис. 2.2. Структурная схема условий уменьшения себестоимости и повышения производительности механической обработки.

Для случая  $m_1 = 5$  графики функции  $\bar{C}$  и отношения  $\bar{C}_1 / \bar{C}_2$  приведены на рис. 2.3. Как видно, с увеличением отношения  $z$  относительная себестоимость обработки  $\bar{C}$  изменяется по экстремальной зависимости, проходя точку минимума (при  $z = 1$ ). Первое слагаемое ( $1/z$ ) в точке минимума себестоимости в 4 раза больше второго слагаемого ( $0,25 \cdot z^4$ ). Следовательно, минимальное значение себестоимости обработки обусловлено статьей затрат, связанной с заработной платой рабочего, поскольку она в несколько раз превышает статью затрат на режущий инструмент. Поэтому эффект уменьшения себестоимости обработки может быть достигнут главным образом за счет уменьшения этой статьи затрат, например, путем применения прогрессивных конструкций режущих инструментов, изготовленных из инструментальных материалов с повышенными физико-механическими свойствами, обеспечивающих увеличение производительности обработки  $Q_{экстр}$  и уменьшение  $C_{min}$  в соответствии с зависимостью (2.8).

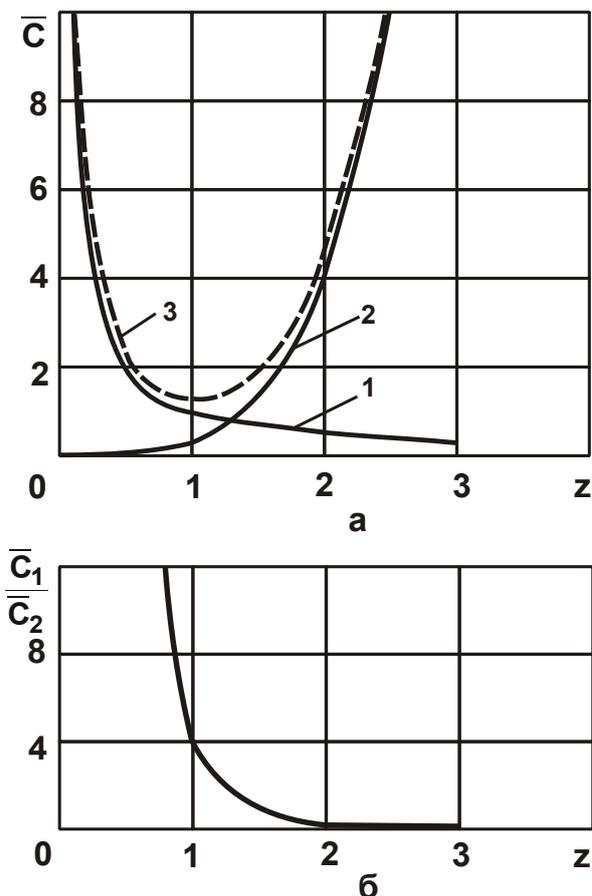


Рис. 2.3. Характер изменения функций  $\bar{C}_1 = 1/z$  (1),  $\bar{C}_2 = 0,25 \cdot z^4$  (2),  $\bar{C} = 1/z + 0,25 \cdot z^4$  (3) (а) и отношения  $\bar{C}_1 / \bar{C}_2$  (б) для случая  $m_1 = 5$

затраты – 2,5 грн; ширина резания – 6 мм; количество проходов – 12.

На рис. 2.4 приведены графики изменения себестоимости обработки  $S$  от скорости резания  $V$  при обработке сборной и моноконцевыми фрезами с учетом двух статей затрат  $C_1$  и  $C_2$ , связанных с

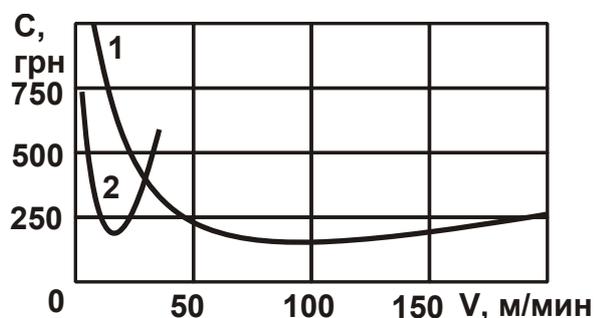


Рис. 2.4. Зависимость  $S$  от  $V$ :  
1 – сборная фреза;  
2 – моноконцевая фреза

с целью оценки достоверности полученных теоретических решений были проведены экспериментальные исследования по установлению оптимальной стойкости инструментов и себестоимости обработки на операции фрезерования деталей из труднообрабатываемого материала Х2ГСНВМ-ВД. Сравнивались два варианта фрезерования: моноконцевой фрезой  $\varnothing 40$  мм (изготовленной из быстрорежущей стали Р18) и сборной концевой фрезой  $\varnothing 32$  мм (оснащенной пластинами из твердого сплава ТТ9030 с износостойким покрытием) производства фирмы TaeguTec (Южная Корея). Количество зубьев у фрез – 5; глубина ре-

зубной платой рабочего и затратами на инструмент. Обработка сборной фрезой производилась с подачей  $S = 0,75$  мм/об., а моноконцевой фрезой – с подачей  $S = 0,3$  мм/об. С увеличением скорости резания  $V$  себестоимость обработки  $S$  изменяется по экстремальной зависимости, проходя точку минимума, что согласуется с полученными теоретическими решениями.

При обработке сборной фрезой, несмотря на увеличенную подачу, себестоимость обработки  $C$  меньше, чем при обработке монолитной фрезой, а экстремум (минимум) себестоимости обработки  $C$  достигается при значительно большей скорости резания ( $V = 99$  м/мин против  $V = 16$  м/мин для монолитной фрезы). Следовательно, при обработке сборной фрезой скорость резания  $V$  можно устанавливать в широких пределах, так как при этом себестоимость обработки существенно не изменяется.

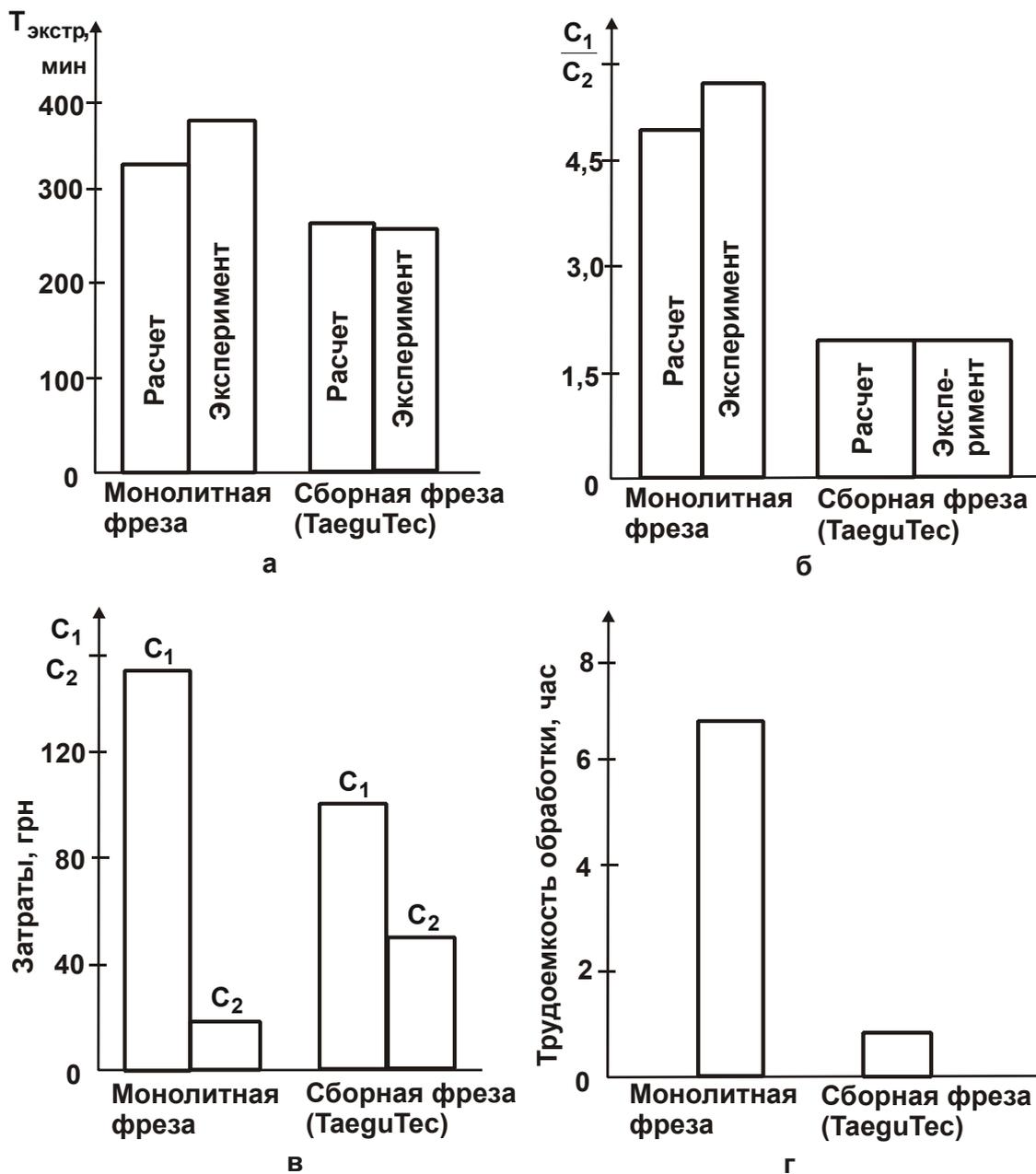


Рис. 2.5. Диаграммы распределения параметров  $T_{\text{экстр}}$  (а),  $C_1/C_2$  (б),  $C_1$  и  $C_2$  (в) и трудоемкости обработки (г) монолитной и сборной концевыми фрезами

Экспериментально установлено, что оптимальная стойкость сборной концевой фрезы составляет  $T_{\text{экстр}} = 256$  мин, а монолитной концевой фрезы –  $T_{\text{экстр}} = 384$  мин. Расчеты по зависимости (2.6) показали, что оптимальная (экономичная) стойкость рассматриваемых инструментов принимает значения, близкие к экспериментальным значениям (рис. 2.5,а). Их расхождение не превышает 15 %, что свидетельствует о достоверности полученных теоретических решений. Следовательно, появляется возможность расчетным путем, не прибегая к выполнению трудоемких экспериментальных исследований, по зависимости (2.6) установить оптимальную (экономичную) стойкость инструмента, а по ней определить оптимальные параметры режима резания, минимальную себестоимость обработки и другие параметры процесса резания. Причем, данная зависимость является универсальной, справедливой для различных методов механической обработки.

Сравнение отношения статей затрат  $C_1/C_2 = \bar{C}_1/\bar{C}_2$ , связанных с заработной платой рабочего и расходом инструментов за период их стойкости, также показали высокую сходимость расчетных и экспериментальных значений (рис. 2.5,б). Их расхождение составляет не более 10 %. Экспериментальные значения отношения  $C_1/C_2$  устанавливались на основе данных, приведенных на рис. 2.5,в, а расчетные значения – по зависимости (2.9). Как установлено экспериментально, снижение затрат при обработке сборной фрезой привело к почти 10-кратному снижению трудоемкости обработки (рис. 2.5,г). Этим показана эффективность применения с точки зрения снижения себестоимости обработки более производительного, хотя и дорогостоящего сборного твердосплавного инструмента, поскольку в этом случае, исходя из экспериментальных данных, увеличение производительности обработки с избытком компенсирует затраты на их приобретение. При этом цену инструмента, по сути, определяет стоимость неперетачиваемой режущей пластины, которая за счет своей многогранности допускает многократное использование. В результате стоимость одной "условной" режущей кромки пластины резко уменьшается, что позволяет увеличить скорость резания и производительность и соответственно уменьшить себестоимость обработки.

В работе также разработана математическая модель определения теплового баланса и температуры, возникающей при резании в

условной плоскости сдвига материала, на передней и задней поверхностях инструмента [33; 78]. Это позволило физически обосновать экстремальный характер зависимости себестоимости обработки от скорости резания, условия уменьшения температуры резания и соответственно повышения стойкости инструмента, производительности и качества, а также снижения себестоимости обработки.

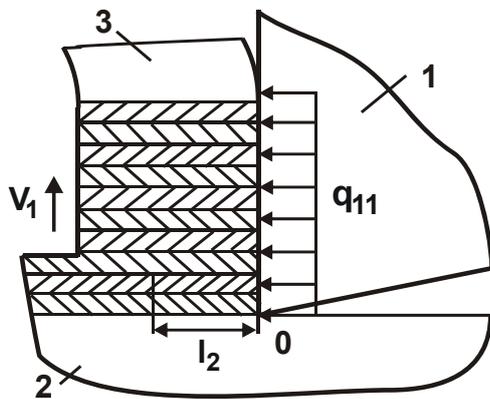


Рис. 2.6. Расчетная схема температуры стружки:  
1 – резец; 2 – обрабатываемый материал;  
3 – стружка

Первоначально была определена температура, возникающая на передней поверхности инструмента (резца). Для этого образующаяся стружка представлена в виде множества элементарных бесконечно тонких адиабатических стержней, каждый из которых нагревается до определенной величины за время  $\tau$  трения с передней поверхностью резца (рис. 2.6). Используя теоретический подход к определению температуры резания, предложенный проф. Якимовым А. В. и Новиковым Ф. В. [122; 133], получены аналитические зависи-

мости для определения температур, возникающих в резце и образующейся стружке:

$$\theta_{\max 1} = \frac{(q_1 - q_{11}) \cdot H}{\lambda_{и}}; \quad (2.10)$$

$$\theta_{\max 2} = \frac{q_{11} \cdot l_2}{\lambda_{м}}, \quad (2.11)$$

где  $q_1 = q_{11} + q_{12}$  – суммарная плотность теплового потока, возникающего на передней поверхности резца, Вт/м<sup>2</sup>;

$q_{11}$ ,  $q_{12}$  – плотности теплового потока, уходящего соответственно в резец и стружку, Вт/м<sup>2</sup>;

$H$  – толщина твердосплавной пластины, м;

$l_2 = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda_{м}}{c_{м} \cdot \rho_{м}} \cdot \tau}$  – глубина проникновения тепла в адиабатический

стержень, м;

$\lambda_{и}$ ,  $\lambda_{м}$  – коэффициенты теплопроводности инструментального и обрабатываемого материалов, Вт/(м·К);

$c_M$  – удельная теплоемкость обрабатываемого материала, Дж/(кг·К);

$\rho_M$  – плотность обрабатываемого материала, кг/м<sup>3</sup>.

Из условия  $\theta_{\max 1} = \theta_{\max 2}$  получены следующие зависимости

$$q_{11} = q_1 \cdot \frac{1}{\left(1 + \frac{l_2}{H} \cdot \frac{\lambda_{\text{И}}}{\lambda_M}\right)}; \quad (2.12)$$

$$\theta_{\max 2} = \frac{q_1}{\lambda_M} \cdot \frac{1}{\left(\frac{1}{l_2} + \frac{1}{H} \cdot \frac{\lambda_{\text{И}}}{\lambda_M}\right)}. \quad (2.13)$$

Поскольку  $H > l_2$ , то  $q_{11}$  незначительно отличается от  $q_1$ . Из этого вытекает, что основная часть тепла, образующегося в результате трения стружки с передней поверхностью резца, уходит собственно в стружку, а в инструмент уходит весьма незначительная часть тепла. Это подтверждается известными экспериментальными данными, согласно которым, например, при точении стали в стружку уходит наибольшее количество тепла, а в режущий инструмент – наименьшее количество тепла [23]. Тогда температура  $\theta_{\max 2}$  определится:

$$\theta_{\max 2} = \sigma_{\text{сж}} \cdot f \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot a \cdot V}{c_M \cdot \rho_M \cdot \lambda_M}}, \quad (2.14)$$

где  $\sigma_{\text{сж}}$  – предел прочности на сжатие обрабатываемого материала, Н/м<sup>2</sup>;

$f$  – коэффициент трения инструментального и обрабатываемого материалов;

$a$  – толщина среза, м;

$V$  – скорость резания, м/с.

Аналогично определена температура, возникающая на задней поверхности резца, в результате трения с материалом:

$$\theta_{\max 2} = f \cdot HV \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot h \cdot V}{c_M \cdot \rho_M \cdot \lambda_M}}, \quad (2.15)$$

где  $HV$  – твердость обрабатываемого материала (по Виккерсу), Н/м<sup>2</sup>;

$h$  – длина площадки износа на задней поверхности резца, м.

Отличие значений температур  $\theta_{\max 2}$ , рассчитанных по зависимостям (2.14) и (2.15), определяется различием значений  $a$  и  $h$ , а также

значений  $HV$  и  $\sigma_{сж}$ . Как известно, для конструкционных закаленных сталей отношение  $HV/\sigma_{сж} \approx 3$ . Следовательно, при условии  $a = h$  температура, возникающая на задней поверхности резца, превышает температуру, возникающую на передней поверхности резца. При условии  $a > h$ , наоборот, температура, возникающая на задней поверхности инструмента, меньше температуры, возникающей на передней поверхности инструмента.

Температура, возникающая в условной плоскости сдвига обрабатываемого материала, описывается зависимостью

$$\theta_{\max} = \frac{\sigma_{сж}}{c_M \cdot \rho_M \cdot \operatorname{tg}\beta}, \quad (2.16)$$

где  $\beta = 45^\circ + \frac{\gamma - \psi}{2}$  – условный угол сдвига обрабатываемого материала (формула проф. Зворыкина К. А.);

$\gamma$  – передний угол инструмента;

$\psi$  – условный угол трения на передней поверхности инструмента, град ( $\operatorname{tg}\psi = f$ ).

Такая же по структуре зависимость (2.14) получена при определении температуры, возникающей на передней поверхности резца:

$$\theta_{\max 2} = \frac{\sigma_{сж}}{c_M \cdot \rho_M \cdot \operatorname{tg}\beta} \cdot U, \quad (2.17)$$

где  $U = 0,5 \cdot (1 - \operatorname{tg}^2\beta) \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot c_M \cdot \rho_M \cdot a \cdot V}{\lambda_M} \cdot \frac{1}{(\operatorname{tg}\beta + \operatorname{tg}\psi)}}$  – безразмерная функция.

На рис. 2.7 приведены расчетные значения безразмерной функции  $U$  для исходных данных: коэффициент температуропроводности обрабатываемого материала (стали ШХ15)  $\frac{\lambda_M}{c_M \cdot \rho_M} = 8,4 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2/\text{с}$ ;

$a = 0,1 \cdot 10^{-3} \text{ м}$ ;  $V = 600 \text{ м/мин}$ ;  $\psi = 30^\circ$ .

Для реальных значений угла  $\beta = 10^\circ \dots 30^\circ$  безразмерная функция  $U$  принимает достаточно большие значения –  $U = 8,6 \dots 4,8$ . Следовательно, температура  $\theta_{\max}$ , возникающая на передней поверхности инструмента в результате его трения со сходящей стружкой, значительно превышает температуру, возникающую в условной плоскости сдвига материала.

При относительно небольшом значении  $(\psi - \gamma) < 10^\circ$  температура

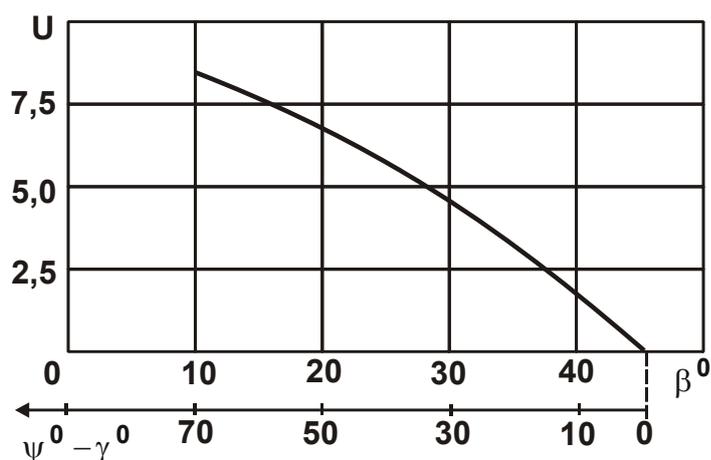


Рис. 2.7. Зависимость безразмерной функции U от угла  $\beta$  и разности углов  $(\psi - \gamma)$

резания, возникающая в условной плоскости сдвига материала, может превышать температуру резания, образующуюся на передней поверхности инструмента (рис. 2.7).

Данное решение справедливо при резании "острым" инструментом, когда длина площадки износа на задней поверхности небольшая ( $h \approx 0$ ). По мере увеличения длины площад-

ки износа, согласно зависимости (2.15), температура, образующаяся в результате трения задней поверхности инструмента с обрабатываемым материалом, увеличивается и при определенных условиях достигает температуры, образующейся как в плоскости сдвига материала, так и на передней поверхности инструмента (рис. 2.8). В этом случае износ по задней поверхности инструмента определяет период его стойкости, производительность и качество обработки, что согласуется с известными экспериментальными данными [24; 92].

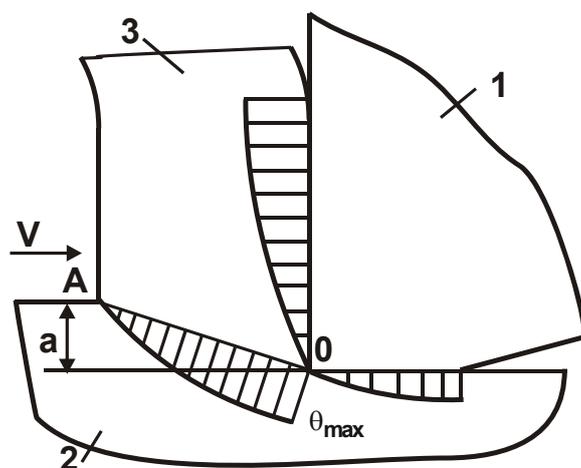


Рис. 2.8. Эпюры распределения температур, возникающих в условной плоскости сдвига материала, на передней и задней поверхностях инструмента: 1 – резец; 2 – обрабатываемый материал; 3 – стружка

Из зависимости (2.15) вытекает, что основным условием уменьшения температуры, возникающей на задней поверхности инструмента, является уменьшение коэффициента трения инструментального и обрабатываемого материалов, скорости резания и толщины среза. При условии обеспечения высокой остроты режущего лезвия инструмента и уменьшения длины площадки износа на его задней поверхности появляется возможность существенного увеличения скорости резания и соответственно производительности обработки за счет применения высокоскоростного резания на современных металлорежущих станках с ЧПУ (рис. 2.9).

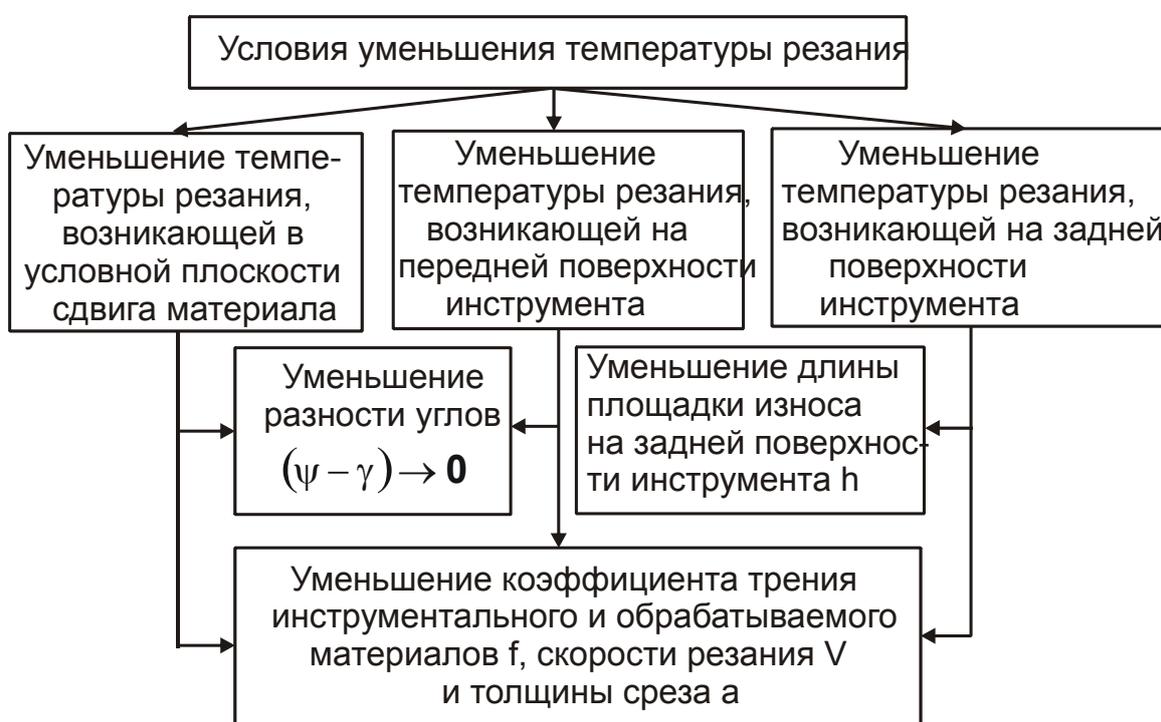


Рис. 2.9. Структурная схема условий уменьшения температуры резания

Необходимо отметить, что полученные теоретические решения согласуются с известными результатами теоретических и экспериментальных исследований температуры резания, позволяют их уточнить и научно обоснованно подойти к определению условий повышения стойкости инструмента, производительности и качества, а также снижения себестоимости обработки.

Произведена оценка экономической эффективности применения сборных твердосплавных инструментов с износостойкими покрытиями при механической обработке деталей гидравлических систем. Для этого определена себестоимость обработки  $C$  при фрезеровании дета-

лей, изготовленных из материала Х2ГСНВМ-ВД, с использованием экспериментальных данных, приведенных на рис. 2.4 и рис. 2.5, по зависимости  $C = C_1 + C_2 + C_3 + P_{расх}$ , где  $C_1$  – затраты на заработную плату рабочих, грн;  $C_2$  – затраты на режущий инструмент, грн;  $C_3$  – затраты на оборудование, грн;  $P_{расх}$  – прочие расходы, грн.

Экспериментально установлено, что применение сборной концевой твердосплавной фрезы с износостойким покрытием взамен монолитной концевой фрезы позволяет в 6,7 раза уменьшить себестоимость и в 8,6 раза повысить производительность обработки (рис. 2.10), несмотря на ее более высокую стоимость (1 400 грн, тогда как монолитной фрезы – всего 138 грн). Это связано с тем, что доля затрат на инструмент в себестоимости обработки небольшая (5 – 7 %), а эффект снижения себестоимости обработки от применения сборной концевой фрезы достигается за счет многократного увеличения производительности обработки и, соответственно, уменьшения затрат  $C_1$ . Из этого сделан вывод о том, что повысить эффективность механической обработки (уменьшить себестоимость обработки  $C$ ) можно главным образом за счет увеличения производительности обработки, применяя для этого прогрессивные конструкции сборного твердосплавного инструмента с износостойкими покрытиями. Стоимость инструмента не является определяющим ограничивающим фактором, поскольку доля затрат на режущий инструмент в суммарных затратах небольшая и не приводит к заметному увеличению себестоимости обработки  $C$  (рис. 2.10).

Исходя из этого, разработана методика выбора рациональных параметров операций механической обработки по критерию наименьшей себестоимости [33; 78]. В ее основу положена аналитическая зависимость (2.6) для определения оптимальной (экономичной) стойкости инструмента  $T_{экстр}$  с учетом безразмерного параметра  $m_1$ , устанавливаемого экспериментально (рис. 2.11,а). Например, для исходных данных:  $C = 3$  грн (стоимость условной режущей кромки пластины из твердого сплава ТТ8125);  $t_c = 2$  мин;  $S_{час} = 24$  грн/час;  $k = 1,37$  и  $m_1 = 3$ , получено  $T_{экстр} = 15$  мин (на рис. 2.12,а показано пунктирной линией). Это соответствует скорости резания  $V = 350$  м/мин, которая незначительно превышает скорость резания ( $V = 300$  м/мин), достигаемую в точке максимума произведения параметров  $V \cdot T$  (рис. 2.11,б).

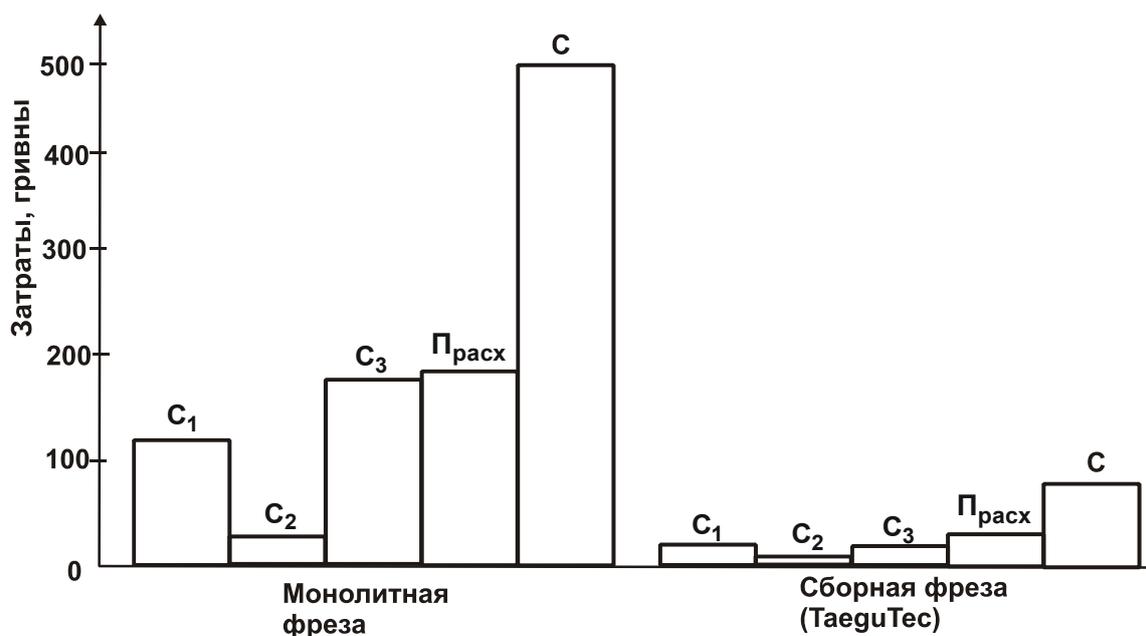


Рис. 2.10. Диаграмма распределения значений затрат  $C_1$ ,  $C_2$ ,  $C_3$ ,  $P_{расх}$  и  $C$  при фрезеровании монолитной фрезой и сборной фрезой

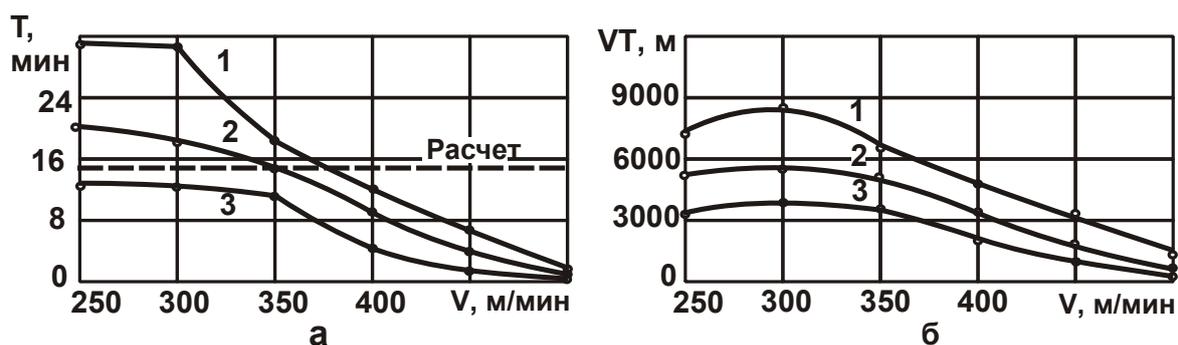


Рис. 2.11. Зависимость стойкости инструмента  $T$  (а) и произведения параметров  $V \cdot T$  (б) от скорости резания  $V$  при точении стали 45 резцами с твердосплавными пластинами: 1 – ТТ8115; 2 – ТТ8125; 3 – ТТ8135 (глубина резания  $t = 2$  мм, подача  $S = 0,3$  мм/об.)

Используя предложенную методику расчета, определены рациональные параметры операций механической обработки ответственных деталей гидравлических систем (плунжера, пяты и втулки сферической, рис. 2.12). Так, установлено, что применение современного сборного резца со сменной многогранной пластиной из твердого сплава ТТ8115 с износостойким покрытием на операции чистового точения плунжера, изготовленного из стали 40ХФ2, позволяет реализовать режим резания:  $V = 250$  м/мин,  $S = 0,12$  мм/об.,  $t = 0,3$  мм. По существующей технологии данная операция производилась с использованием обычного резца из твердого сплава Т15К6 с режимом резания:

$V = 40$  м/мин,  $S = 0,15$  мм/об.,  $t = 1,0$  мм. В результате достигнуто почти 10-кратное увеличение производительности обработки и почти такое же уменьшение себестоимости обработки. В целом, как установлено экспериментально, применение сборных твердосплавных инструментов на операциях точения, растачивания, фрезерования и сверления позволило в 3 – 5 раз повысить производительность обработки и обеспечить требуемые показатели качества обрабатываемых поверхностей.

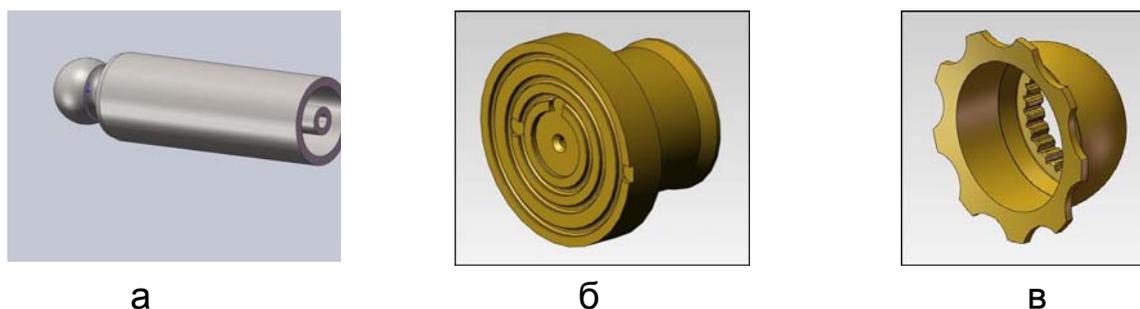


Рис. 2.12. Детали гидравлических систем:  
а – плунжер; б – пята; в – втулка сферическая

Обработку указанных деталей предложено осуществлять на современном высокопроизводительном двухшпиндельном токарном обрабатывающем центре PUMA 2100MS с приводным фрезерным инструментом (ось С) и контр-шпинделем (DOOSAN производства Южная Корея), оснащенным револьверной головкой для смены инструмента и системой управления (ЧПУ) Fanuc Oi-TD. Для каждого изделия был изготовлен отдельный комплект зажимной оснастки.

Снижение трудоемкости и себестоимости обработки деталей гидравлических систем (рис. 2.12) было также достигнуто за счет универсализации оборудования с ЧПУ путем использования нестандартных режущих инструментов и специальной оснастки.

Полученные результаты исследований использованы и для разработки технологических операций обработки различных деталей, изготовленных из труднообрабатываемых материалов. Так, экспериментально установлено, что применение сборных твердосплавных фрез с износостойкими покрытиями взамен монолитных фрез позволило в 11,5 раз уменьшить трудоемкость обработки сложнопрофильных рабочих поверхностей сектора пресс-формы для шины диаметром 2 200 мм. Эффект достигнут за счет интенсификации режимов резания и уменьшения количества проходов фрезы. Также применены нестан-

дартные подходы к контролю качества – внедрены САМ системы ESPRIT (рис. 2.13). Использование данного программного средства позволяет исключить необходимость промежуточных замеров в процессе обработки детали, что дополнительно повышает производительность труда.

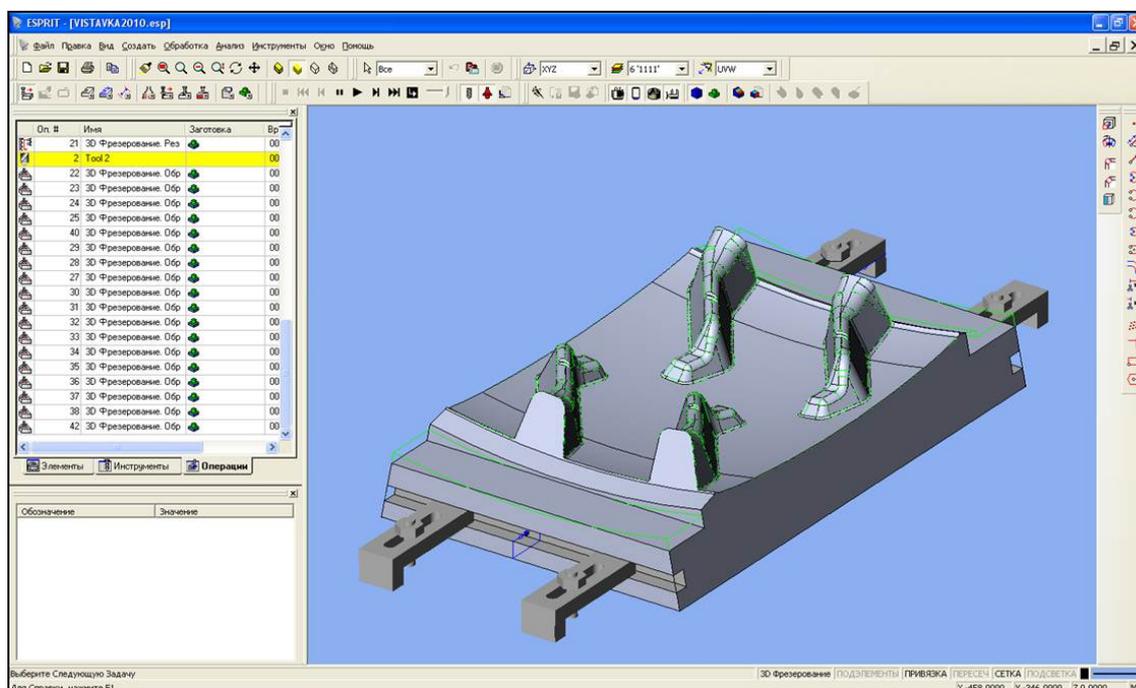


Рис. 2.13. Траектории инструмента в САМ системе Esprit

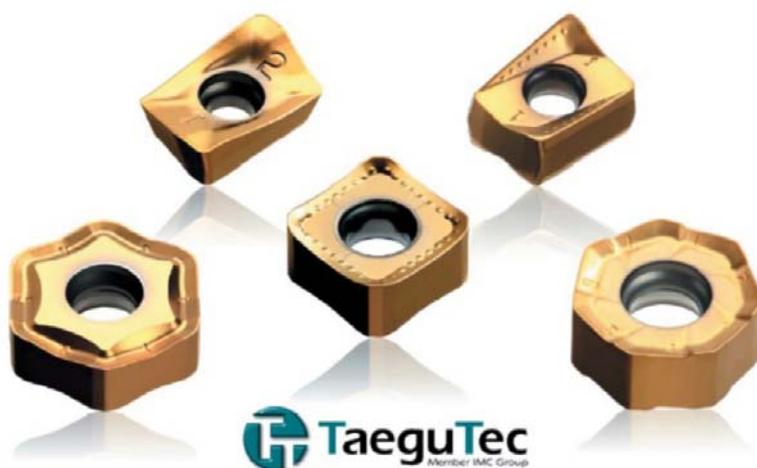
Разработанные эффективные технологические операции механической обработки деталей гидравлических систем, а также других деталей из труднообрабатываемых материалов внедрены в Частном АО "Гидросила АПМ" (г. Крапивницкий) и ПАО "Днепрополимермаш" (г. Днепр). Их применение обеспечило снижение себестоимости и повышение производительности и качества обработки.

## 2.2. Повышение эффективности высокоскоростного фрезерования чугунов

Современные требования к эффективности металлообработки ставят производственные компании перед выбором: повышать производительность или уходить с рынка. Повышение производительности достигается исключительно повышением скоростных характеристик оборудования и применением соответствующего задаче инструмента.

Это вынуждает инструментальные компании всего мира создавать все более совершенные сплавы, покрытия и формы режущих инструментов, особенно если речь идет об обработке сложных материалов.

В настоящее время качество и новые технологии производства чугунных заготовок позволяют изготавливать из чугуна изделия достаточно сложных форм, что накладывает определенные обязательства на производителей режущих инструментов, как в части режущих инструментальных материалов, так и в смысле новых геометрий режущей кромки.



Содержание углерода в чугуне определяет его характеристики, придаёт сплавам железа твердость, снижая пластичность и вязкость. В зависимости от формы графита и количества цементита выделяют белый, серый, ковкий и высокопрочный чугуны. Чугуны содержат постоянные примеси (Si, Mn, S, P), а в некоторых случаях – и легирующие элементы (Cr, Ni, V, Al и др.), влияющие на степень его твердости.

Несмотря на то, что каждый технолог знает об относительной легкости обработки чугуна резанием (графит в составе чугуна способствует получению рассыпчатой короткой стружки, обладая при этом смазывающим свойством), для специалиста, ответственного за механическую обработку, весьма важно понимать преобладание абразивного типа износа режущей кромки инструмента при резании чугуна. Поэтому к применению, как правило, рекомендуются режущие пластины с износостойким покрытием.

Чугунные заготовки чаще всего получают путем литья, а это значит, что при фрезеровании практически обеспечены следующие сложности:

- неравномерный припуск на отливках;

- наличие литейной корки;
- песок, попадающий из литейной формы, способствует абразивному износу инструмента.

Продолжая непрерывный процесс совершенствования, компания TaeguTec выпустила новый сплав TT7515 с улучшенной подложкой,

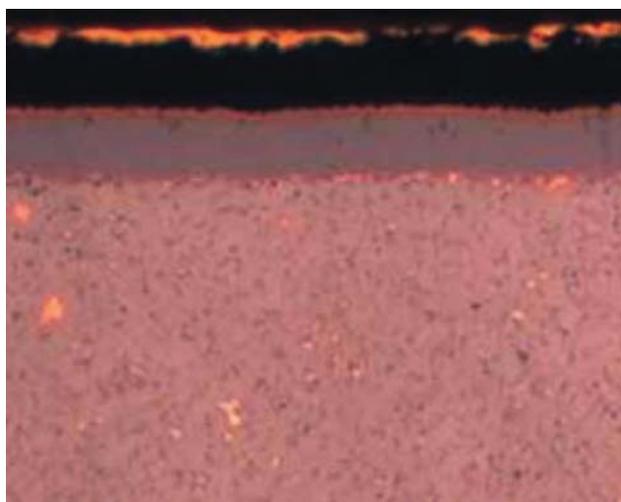


Рис. 2.14. Структура сплава TT7515

обеспечивающей повышенную твердость и прочность в сочетании с максимальной износостойкостью – благодаря применению новейшей технологии нанесения CVD-покрытия (TiCN-Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>-TiN) (рис. 2.14). Слой TiCN придает новому сплаву высочайшую твердость, что положительно сказывается на износостойкости. А оксид алюминия Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> представляет собой нейтральный

слой, имеющий низкую теплопроводность, и служит, таким образом, в качестве теплового барьера, улучшая стойкость режущей кромки к пластической деформации. В свою очередь, слой нитрида титана TiN дополнительно удлиняет жизненный цикл инструмента и позволяет своевременно выявить критичный износ. Кроме того, улучшенная твердосплавная подложка, специально разработанная южнокорейским исследовательским центром TaeguTec, обеспечивает повышенную стойкость на излом, благодаря более однородному и жесткому уплотнению, в то время как высокие адгезионные свойства покрытия способствуют расслаиванию сплава.

Сплав TT7515 демонстрирует превосходное и стабильное резание чугуна на высоких скоростях, предотвращая внезапный скол кромки даже в условиях нестабильной обработки. Другим преимуществом новейшего покрытия от TaeguTec является повышение сопротивляемости инструмента к абразивному стиранию. Созданный инновационный сплав TT7515 дополняет уже существующий сплав TT6800, покрывая аналогичный диапазон применения (рис. 2.15), но с еще более высокой эффективностью (K05-K25 и H05-H25).

Поэтому существующий сплав TT6800 будет в скором будущем полностью заменен на TT7515. Преимущества нового сплава TT7515 в

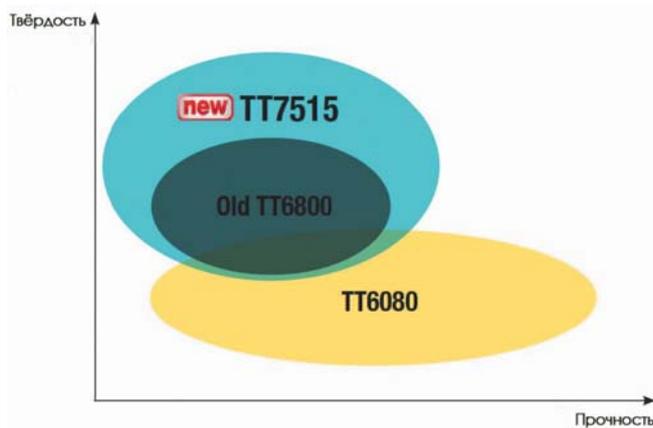


Рис. 2.15. Область применения сплавов TT7515 и TT6800

течение 2017 года смогли опробовать на своих производственных участках несколько предприятий Украины, выпускающих серийно изделия из различных видов чугуна. Один из таких интересных случаев внедрения нового сплава TT7515 позволил сэкономить заказчику значительные средства за счет высокой стойкости

нового инструмента и повышения производительности участка, несмотря на низкое качество получаемой заготовки (табл. 2.1).

Таблица 2.1

Результаты испытаний пластин из сплава TT7515

Параметр	
Деталь	Крышка задняя
Материал и твердость	Высокопрочный чугун ВЧ 450 170...207 НВ (литье)
Фреза	D80Z7 14D-F45XN 780-27R-09
Пластина	XNHU 0906 ANTН-ММ TT7515
Скорость резания / обороты	200 м/мин / 796 об/мин
Глубина резания	2-3 мм
Ширина фрезерования	67 мм
Подача	835 мм/мин
Стойкость	50 мин
Заготовка / Обработанная деталь	
Износ пластины	

### 2.3. Новые конструкции фрез и режущих пластин с износостойкими покрытиями и опыт их практического использования на предприятиях Украины

Десять лет назад компания TaeguTec (Южная Корея) вошла в состав крупнейшей интернациональной металлообрабатывающей компании IMC. За эти годы своими убедительными инновациями компания TaeguTec завоевала всеобщее признание и укрепила позицию лидера в металлообработке. Продолжая публикацию последних предложений компании, призванных достичь максимальной производительности и сэкономить средства машиностроительных предприятий, ниже предложены наиболее интересные решения в области фрезерования. Начиная с 2008 года, компания TaeguTec представляет новую линейку фрез Z-Mill. Семейство фрез Z-Mill состоит из трех родственных типов этой экономичной серии: Z-Mill, Z-Mill Plus и Z-Mill Mini.

Серия Z-Mill (рис. 2.16) – это выгодное решение для обработки сталей, чугунов и алюминиевых сплавов на станках с невысокой мощностью приводов. На корпуса фрез устанавливаются шестигранные пластины HENT 0504 с шестью позитивными режущими кромками. Существует несколько типов геометрии таких пластин:

- DER(DETR) – стандартная пластина;
- DER AL – пластина для обработки Al;
- W – зачистная пластина с геометрией Wiper.



Рис. 2.16. Фреза серии Z-Mill

Максимальная глубина резания для всех указанных типов геометрий составляет 3,5 мм. Фиксация пластин осуществляется с помощью надежной системы винтового крепления "винт под углом". Это очень

важно, так как только такая система крепления позволяет гарантировать, что все кромки многогранной пластины будут задействованы в работе, а также позволяет избежать преждевременного скола пластины в целом или отдельной кромки до ее вступления в фазу резания.

Диапазон стандартных диаметров корпусов фрез данной серии – от 50 мм до 125 мм. Совсем недавно на одном из современных машиностроительных предприятий Украины с помощью инструмента серии Z-Mill при работе на агрегатном станке на операции торцовки вала была в два раза (из расчета на кромку) повышена стойкость инструмента по отношению к ранее применяемому инструменту. А если учесть, что кромок в нашей пластине было вдвое больше (шесть против трех), то экономия для заказчика оказалась более чем четырехкратная. Но и это еще не предел. Путем совмещения двух пластин HENT 0504 специалистами компании TaeguTec была создана новая двусторонняя пластина HNHX 1006. В результате появилась новая серия фрез – Z-Mill Plus.

Z-Mill Plus (рис. 2.17) – это суперэкономичное решение для обработки сталей и чугунов утолщенными двусторонними пластинами с надежной системой винтового крепления пластин "винт под углом".



Рис. 2.17. Фрезы серии Z-Mill Plus

Пластины серии Z-Mill Plus (рис. 2.18) имеют 12(!!!) режущих кромок. Толщина пластины 6,35 мм. Таким образом, незначительное увеличение толщины пластины позволило практически вдвое увеличить ее прочность на излом без существенного увеличения стоимости.

Пластины HNHX 1006 могут быть выполнены в пяти разных типах стружколомающих геометрий: M, MM, ML, W и SE.

Геометрия M:

- универсальное фрезерование сталей и чугунов.

Геометрия MM:

- фрезерование чугунов;
- средний вариант между геометрией M и ML.



Рис. 2.18. Пластины серии Z-Mill Plus

Геометрия ML:

- фрезерование чугунов на низких и средних подачах;
- фрезерование низкоуглеродистых и нержавеющей сталей.

Геометрия W:

- зачистная пластина для обработки сталей и чугунов;
- имеет 12 разнонаправленных режущих кромок (6 кромок для правых фрез и 6 кромок для левых фрез).

Стружколомающая геометрия CE:

- керамическая пластина для чистового фрезерования чугунов на высоких скоростях.

В этой серии фрез существует 3 типа корпусов:

- торцовые фрезы с углом в плане  $45^\circ$ , диапазон диаметров от 63 мм до 250 мм, максимальная глубина фрезерования до 6,1 мм;
- торцовые фрезы с углом в плане  $15^\circ$  (фрезерование при больших подачах на зуб – от 0,5 мм/зуб до 2,5 мм/зуб). Диапазон диаметров от 80 мм до 125 мм, максимальная глубина фрезерования до 2,00 мм;
- торцовые фрезы с углом в плане  $45^\circ$  (черновая обработка чугунов, система крепления пластин – клином), диапазон диаметров от 80 мм до 400 мм, максимальная глубина фрезерования до 6,1 мм.

Эта серия хорошо зарекомендовала себя при обработке привалочных поверхностей корпусных деталей. Например: деталь – корпус насоса. Обрабатываемый материал – серый чугун. Глубина резания – 2 – 3 мм. Полученный результат – увеличение производительности в 2,5 раза по сравнению с напайным инструментом. Сравнить же стойкость в этом случае лишено всякого смысла (в пользу современного инструмента, конечно).

На следующем этапе была уменьшена пластина HNHX 1006 и получена новая пластина HNM(C)X 050410. В результате появилась еще одна новая серия фрез Z-Mill Mini (рис. 2.19) – это серия с пластиной небольшого габарита, которая предназначена для фрезерования небольших по размеру деталей с высокой производительностью.



Рис. 2.19. Фреза серии Z-Mill Mini

Пластина HNM(C)X 050410 (рис. 2.20) представляет собой двухстороннюю пластину с 12-ю режущими кромками. Пластина крепится с помощью системы винтового крепления пластин "винт под углом". Эта пластина также имеет несколько типов стружколомающей геометрии:

Стружколомающая геометрия M:

- применяется для полустогового и чернового фрезерования сталей и чугунов;

- прочная режущая кромка.

Стружколомающая геометрия W:

- зачистная пластина применяется для получения повышенной чистоты поверхности.

Стружколомающая геометрия ML:

- только правосторонняя пластина – применяется для фрезерования низкоуглеродистых и нержавеющей сталей и чугунов;
- острая режущая кромка;
- низкие силы резания при фрезеровании.

Стружколомающая геометрия MR:

- керамическая пластина для производительной обработки чугунов;
- мощная режущая кромка.

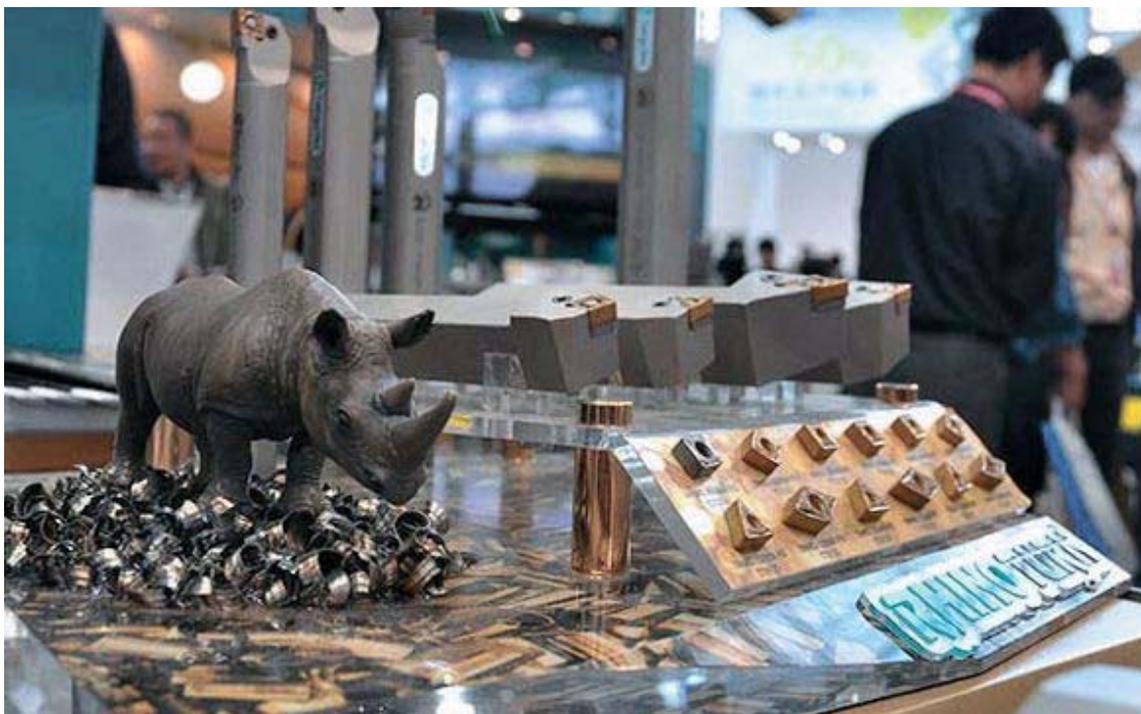


Рис. 2.20. Двухсторонние пластины с 12-ю режущими кромками

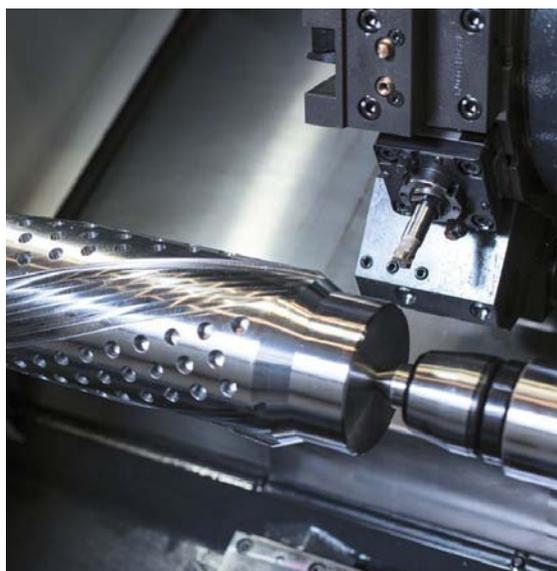
В операциях, выполняемых с помощью этих фрез, максимальная рекомендуемая глубина резания за один проход составляет 5,00 мм. Новой является фреза с углом в плане 55 градусов. Все вышеперечисленные корпуса фрез покрыты антипригарным покрытием NICKOTEC.

В совокупности, перечисленные преимущества фрез серий Z-Mill, Z-Mill Plus и Z-Mill Mini, позволяют экономить значительные средства за счет снижения затрат на инструмент, а также добиваться снижения себестоимости деталей за счет увеличения производительности операции механообработки.

## 2.4. Инструменты серии RhinoRush сокращают затраты машиностроительных предприятий



Несколько лет назад был впервые испытан в Украине инструмент уникальной серии RhinoRush, и таким образом, внедрен нестандартный подход к сокращению затрат машиностроительных предприятий на режущий инструмент. Основная идея экономии от инженеров компании TaeguTec (Южная Корея) в этот раз состояла в следующем:



снизить прямые расходы машиностроительных предприятий на закупку инструмента путем заметного уменьшения габаритов режущих пластин и их стоимости без снижения режимов резания.

Спустя два года промышленного использования такого инструмента более 35 предприятий только в Украине оценили эффективность этой идеи на своих производственных площадях, получая ежемесячно экономию на закупках инструмента. Такая же эффективность применения "малышей" RhinoRush

наблюдается и в других странах мира. Поэтому уже сейчас можно говорить об истории успеха и о развитии данной линейки инструмента.

При запуске серии существовало всего 4 вида пластин – тип С, S, D и Т, с небольшим набором стружколомающих геометрий (FG, PC, MT) и 4 сплава (ТТ8115, ТТ8125, ТТ5100, ТТ8135), которые позволяли применить инструмент для замены крупных пластин ISO серии на большинстве материалов и в разных видах обработки. Но уже сейчас существует 6 видов пластин (рис. 2.21), 13 стружколомающих геометрий и 14 сплавов в линейке RhinoRush, что позволяет решать практически все задачи при токарной обработке.



Рис. 2.21. Новые пластины в линейке RhinoRush

Предприятия Украины, которые доверились специалистам компании "ТАЕГУТЕК УКРАИНА" и внедрили новую серию инструмента, получили мгновенные результаты, подсчитывая экономию от нового инструмента десятками тысяч гривен с одного станка. В то же время, специалистам заказчика очевидно, что причина экономии затрат на режущий инструмент кроется не только в уменьшенном габарите пластин, но и в улучшенных технических характеристиках инструмента: инновационные системы крепления на державках, прогрессивные стружколомающие геометрии пластин, улучшенный подвод СОЖ и др.

#### **Краткий обзор токарного инструмента серии RhinoRush.**

**Для обработки стали** предложено 6 стружколомающих геометрий и 6 сплавов.

Стружколомы FM, FG и FS предназначены для чистовой и получистовой обработки. Стружколом PC (рис. 2.22,а) применим при получистовой обработке стальных деталей. При получерновой и черновой обработки следует использовать пластины с геометриями FT и MT (рис. 2.22,б). Сплавы PV3010, СТ3000, ТТ8115, ТТ8125, ТТ5100, ТТ8135 указаны по возрастанию механической прочности. Соответственно, для высокоскоростной непрерывной обработки следует выбирать кермет с покрытием (PV3010), а для черновой обработки и прерывистого резания – сплав ТТ8135.



Рис. 2.22. Режущие пластины для обработки стали

**Для обработки нержавеющей сталей** предложено 4 стружколомающие геометрии и 3 сплава.

Стружколомающая геометрия ЕА показывает хорошие результаты при чистовой обработке вязких материалов. Для получистовой обработки рекомендуется использовать стружколом ЕМ и шлифованную пластину МL (рис. 2.23,а), которая имеет ярко выраженную позитивную геометрию и острую кромку, что максимально снижает усилия резания при обработке нержавеющей сталей. Для получерновой и черновой обработки нержавеющей сталей следует выбирать пластины со стружколомом ММ.



Рис. 2.23. Режущие пластины для обработки нержавеющей сталей и жаропрочных сплавов

Сплав ТТ9215 показывает высокие стойкостные характеристики на чистовых операциях, сплав ТТ9225 предназначен для универсального применения, а сплав ТТ9235 – идеальное решение для обработки на низких скоростях резания, либо на черновых операциях точения нержавеющей сталей.

**Для обработки жаропрочных сплавов,** кроме стружколомов, которые применяются для обработки нержавеющей сталей, предложен стружколом МК (рис. 2.23,б), обладающий глубоким рисунком и, соответственно, позитивной геометрией, благодаря чему исключает эффект налипания и интенсивно выводит тепло из зоны резания. Применение сплавов ТТ 5080 и ТТ9080 позволяет эффективно решать прак-

тически все задачи как на чистовых, так и на черновых операциях точения жаропрочных сплавов.

**Для обработки чугунов** рекомендуется использовать стружколом MG совместно со сплавами TT7005 и TT7015, что позволяет охватывать весь диапазон операций точения чугунных деталей, снижая расходы на инструмент благодаря небольшим габаритам пластин.

**Для обработки алюминиевых сплавов, бронзы и т.п.** рекомендуется использовать двухсторонние шлифованные пластины ML из сплава K10 (рис. 2.24,а), которые являются оптимальным решением для обработки алюминиевых сплавов – от чистовых до черновых операций.



Рис. 2.24. Двухсторонняя шлифованная пластина ML из сплава K10 (а) и модернизированная пластина DNUX (б)

**При обработке закаленных сталей** непревзойденные результаты показывает сплав TT5080.

**Для обработки валов** специалисты компании "ТАЕГУТЕК УКРАИНА" рекомендуют и успешно внедряют вместо советских пластин KNUX – модернизированную пластину DNUX (рис. 2.24,б), имеющую 4 режущие кромки и шлифованные посадочные поверхности. Пластина устанавливается на стандартную державку серии RhinoRush. Глубокая стружкоотводящая канавка для мягкого резания позволяет значительно снизить усилия резания и свести к минимуму вероятность возникновения вибраций при обработке длинных нежестких валов.

Кроме комплексных решений для обработки всех видов материалов, имеется целый ряд конструктивных особенностей на державках и пластинах серии RhinoRush:

– новая концепция системы прихвата: вместо ISO прихвата "P" используют прихват "H" (рис. 2.25), у которого задействованы три вектора зажима вместо прижима по одной поверхности по устаревшей концепции;

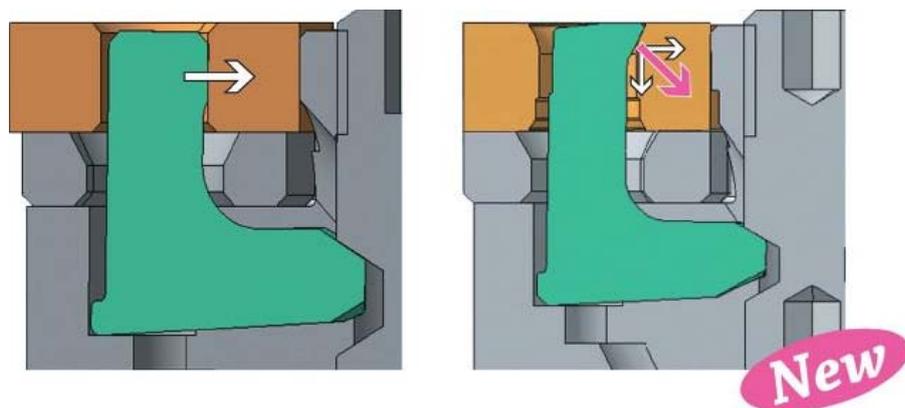


Рис. 2.25. Прихват "Р" и прихват "Н"

– модернизированный прихват "Т" (рис. 2.26) так же зажимает режущую пластину по 3-м векторам к державке и к подкладной пластине, увеличивая жесткость зажима;

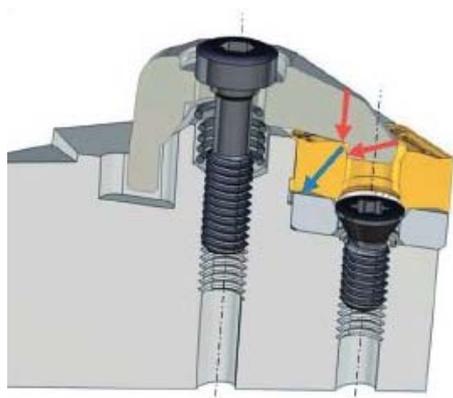


Рис. 2.26. Модернизированный прихват "Т"



Рис. 2.27. Винтовой зажим пластин на расточной державке

– для беспрепятственного вывода стружки из зоны резания и жесткого закрепления пластины на расточных державках применяется винтовой зажим пластин (рис. 2.27);

– модернизированная державка под треугольную пластину с клиновым прихватом позволяет минимизировать интерференцию при обработке фасонных поверхностей (рис. 2.28).

Режущие пластины также имеют преимущества в виде оптимизированных посадочных поверхностей. Например, на пластине WNMX 0604 MT увеличено пятно контакта пластины и посадочного места: пятно контакта ISO пластины с подкладной пластиной составляет  $6,34 \text{ мм}^2$ , а на пластинах серии RhinoRush –  $13,7 \text{ мм}^2$  (рис. 2.29), что значительно повышает жесткость закрепления пластин.

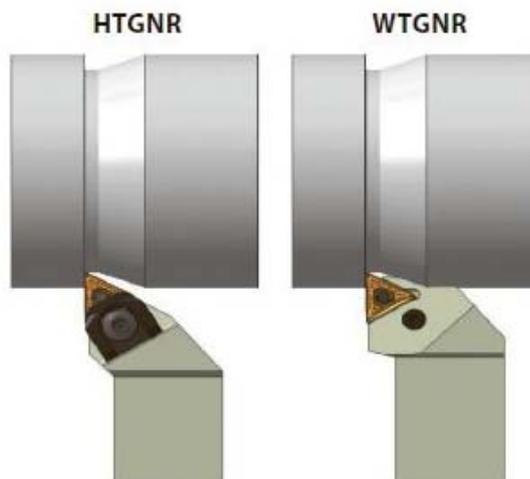


Рис. 2.28. Обработка фасонной поверхности с применением традиционной и модернизированной державок под треугольную пластину с клиновым прихватом

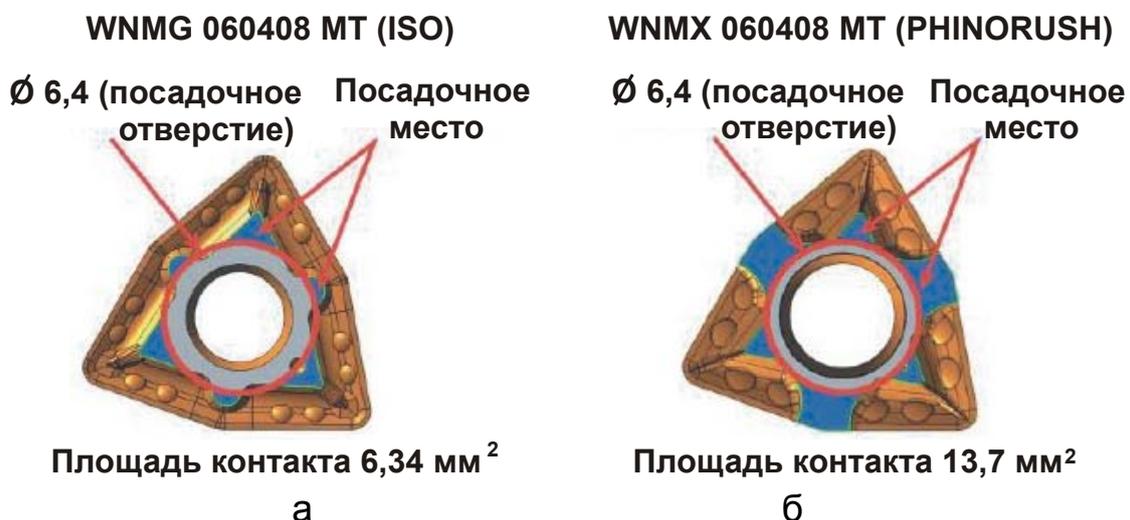


Рис. 2.29. Режущие пластины с традиционными (а) и оптимизированными (б) посадочными поверхностями

Благодаря инновационному рисунку на обновленных пластинах треугольной формы TNMG 1304 серии RhinoRush пятно контакта увеличилось от 140 % до 470 % (рис. 2.30) по сравнению со стандартным вариантом пластин.

В совокупности все предложения и усовершенствования от инженеров компании TaeguTec для серии RhinoRush позволяют эффективно конкурировать с инструментом ISO, демонстрируя весьма высокие результаты по стойкости и, как показывает практика, превосходить по технологическим решениям, снижая затраты на приобретение режущего инструмента.



Рис. 2.30. Режущие пластины треугольной формы стандартного и нового типов

Практически единственным препятствием для массового перехода потребителей инструмента с СМП на экономичную серию RhinoRush является необходимость приобретения новых державок. Однако компания TaeguTec предоставляет весьма выгодные условия приобретения этих инструментов, не требуя приобретения державок за полную стоимость, что позволяет практически без дополнительных затрат переходить на инструмент новой серии и получать экономический эффект в максимально короткие сроки.

## Выводы

1. В работе на основе полученных новых научно обоснованных результатов решена актуальная научно-практическая задача снижения себестоимости и повышения производительности и качества обработки деталей гидравлических систем за счет применения прогрессивных конструкций инструментов и выбора рациональных режимов резания.

2. Теоретически установлено, что в случае уменьшения произведения скорости резания и стойкости инструмента с увеличением скорости резания себестоимость обработки изменяется по экстремальной зависимости, проходя точку минимума. Поэтому уменьшить себестоимость обработки можно за счет применения высокопроизводительных, хотя и дорогостоящих сборных твердосплавных инструментов с износостойкими покрытиями, поскольку увеличение производительности обработки с избытком компенсирует затраты на их приобретение, а трудоемкость обработки уменьшается до 10 раз.

3. Разработана математическая модель определения теплового баланса и температуры, возникающей при резании в условной плоско-

сти сдвига материала, на передней и задней поверхностях инструмента. Доказана определяющая роль скорости резания в увеличении температуры резания и снижении стойкости инструмента, что согласуется с экспериментальными данными. Это позволило физически обосновать экстремальный характер зависимости себестоимости обработки от скорости резания и условия повышения стойкости инструмента, производительности и качества, а также снижения себестоимости обработки.

4. Расчетами установлено, что наибольшая температура при резании возникает на задней поверхности инструмента вследствие образования на ней площадки износа. Поэтому, обеспечивая высокую остроту режущего лезвия (за счет применения инструментальных материалов с повышенными физико-механическими свойствами) и снижая интенсивность трения в зоне резания, появляется возможность повышения стойкости инструмента и производительности обработки.

5. Проведены экспериментальные исследования себестоимости и производительности обработки, которые позволили уточнить теоретические решения и разработать практические рекомендации. Так, экспериментально установлено, что применение сборной твердосплавной концевой фрезы с износостойким покрытием взамен монолитной концевой фрезы при фрезеровании материала Х2ГСНВМ-ВД позволяет в 6,7 раза уменьшить себестоимость и в 8,6 раза повысить производительность обработки, несмотря на ее более высокую стоимость. Это связано с тем, что доля затрат на инструмент в себестоимости обработки небольшая (5 – 7 %), а эффект уменьшения себестоимости обработки от применения сборной концевой фрезы достигается за счет многократного увеличения производительности обработки.

6. Предложены новые конструкции фрез, резцов и режущих пластин с износостойкими покрытиями и обобщен опыт их практического использования на предприятиях Украины. Даны практические рекомендации по эффективному использованию этих инструментов при обработке различных материалов, характеризующихся повышенными физико-механическими свойствами и плохой обрабатываемостью резанием.

## **Раздел 3**

### **Определение оптимальных параметров механической обработки по критериям производительности и качества**

#### **3.1. Определение параметров силовой напряженности механической обработки**

Повышение эффективности механической обработки деталей машин является одним из основных направлений развития современного машиностроения и создания конкурентоспособной продукции. Для его реализации важно располагать фундаментальными знаниями о потенциальных возможностях процессов механической обработки и путях их практического использования. Вместе с тем, в настоящее время теория обработки материалов резанием [12; 105; 107; 126; 132; 139] в полной мере математически не формализована, что не позволяет решить ряд сложных задач по оптимизации параметров процесса резания материалов с целью повышения производительности и качества обработки за счет снижения энергоемкости процесса. В особой мере это относится к обработке деталей, изготовленных из материалов с повышенными физико-механическими свойствами, когда в процессе резания возникают значительные силы резания, которые приводят к снижению технико-экономических показателей обработки. Как известно, применение абразивной обработки (шлифования) позволяет уменьшить силы резания и повысить точность обработки. Однако, при этом возникают значительные температуры резания, вызывающие образование на обрабатываемых поверхностях прижогов и других температурных дефектов. Поэтому важно с единых позиций аналитически описать параметры силовой напряженности процессов резания лезвийными инструментами и шлифования и обосновать основные направления уменьшения сил резания, являющихся основной причиной низкой эффективности механической обработки.

Необходимо отметить, что определению параметров силовой напряженности механической обработки посвящены многочисленные теоретические исследования [12; 105; 107; 126; 132; 139]. Однако дан-

ная задача полностью не решена из-за ее сложности. Имеются лишь частные решения, справедливые для отдельных условий обработки. Вместе с тем, все возрастающие требования к повышению эффективности процессов резания лезвийными инструментами труднообрабатываемых материалов предопределяет необходимость установления условий уменьшения силовой напряженности процесса резания и, соответственно, повышения качества и производительности обработки.

В работе [12] приведены методики определения параметров силовой напряженности процесса резания, основанные на результатах экспериментальных исследований, которые справедливы для частных условий обработки и не позволяют в обобщенном виде произвести расчет таких параметров силовой напряженности процесса резания, как составляющие силы резания, энергоемкость обработки, коэффициент усадки стружки и др. Это затрудняет анализ технологических закономерностей процесса резания и условий повышения его эффективности. Особо это относится к высокоточной обработке ответственных деталей, изготовленных из материалов с повышенными физико-механическими свойствами. Поэтому актуальной является задача обоснования условий уменьшения силовой напряженности процесса резания на основе аналитического определения составляющих силы резания при лезвийной обработке. Установление указанных аналитических зависимостей имеет большое теоретическое и практическое значение при решении задач повышения точности, качества и производительности механической обработки.

Как известно, при взаимодействии резца с обрабатываемым материалом на передней поверхности резца действуют нормальная сила  $N$  и сила трения  $F = f \cdot N$ , образующаяся в результате трения сходящей стружки с передней поверхностью резца (рис. 3.1), где  $f$  – коэффициент трения на передней поверхности инструмента.

Суммарная сила резания равна:

$$P = \sqrt{N^2 + F^2}. \quad (3.1)$$

Учитывая, что между силами  $N$  и  $F$  существует связь  $F/N = \operatorname{tg} \psi = f$ , зависимость (3.1) примет вид:

$$P = N \cdot \sqrt{1 + f^2}. \quad (3.2)$$

Образование стружки происходит вследствие периодических сдвигов элементарных объемов обрабатываемого материала вдоль

условной плоскости сдвига ОА [132]. Для определения ее положения необходимо установить условный угол сдвига обрабатываемого материала  $\beta$  из условия достижения наибольшего касательного напряжения:

$$\tau = \frac{P_{\tau}}{B \cdot L}, \quad (3.3)$$

где  $P_{\tau} = P \cdot \cos(\omega + \beta)$  – проекция силы резания  $P$  на условную плоскость сдвига материала ОА, Н;

$B$  – ширина среза, м;

$L = a / \sin \beta$  – длина условной плоскости сдвига материала ОА, м;

$a$  – толщина среза, м;

$\omega = (\psi - \gamma)$  – угол действия;

$\psi$  – условный угол трения на передней поверхности инструмента;

$\gamma$  – передний угол инструмента (резца).

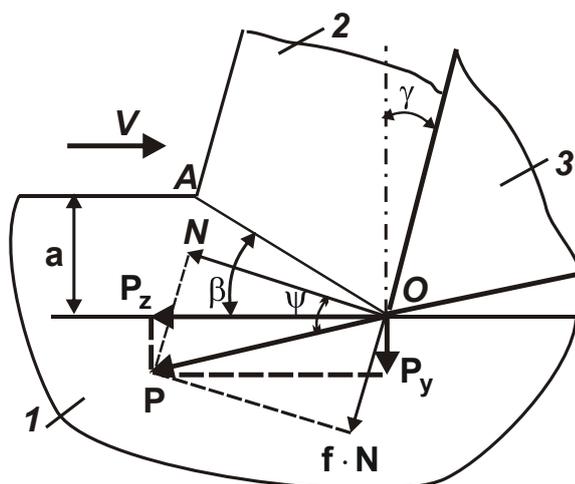


Рис. 3.1. Расчетная схема составляющих силы резания:  
1 – обрабатываемый материал; 2 – стружка; 3 – резец

После преобразований зависимость (3) выразится:

$$\tau = \frac{N \cdot \sqrt{1+f^2} \cdot \cos(\omega + \beta) \cdot \sin \beta}{a \cdot B} = \frac{N \cdot \sqrt{1+f^2} \cdot [\sin(\omega + 2\beta) - \sin \omega]}{2 \cdot a \cdot B}. \quad (3.4)$$

Как следует из зависимости (3.4), касательное напряжение  $\tau$  принимает наибольшее (максимальное) значение  $\tau_{\max}$  при условии  $\sin(\omega + 2\beta) = 1$  или  $\omega + 2\beta = 90^\circ$ . Из этого условия определяется условный угол сдвига обрабатываемого материала:

$$\beta = 45^\circ - \frac{\omega}{2} = 45^\circ - \frac{(\psi - \gamma)}{2}. \quad (3.5)$$

Принимая  $\tau = \tau_{\max} = \tau_{\text{сдв}}$ , из зависимости (3.4) можно определить нормальную силу  $N$  (рис. 3.1), возникающую в процессе резания:

$$N = \frac{2 \cdot a \cdot v \cdot \tau_{\text{сдв}}}{\sqrt{1+f^2}} \cdot \frac{1}{[\sin(\omega + 2\beta) - \sin \alpha]} = \frac{2 \cdot a \cdot v \cdot \tau_{\text{сдв}}}{\sqrt{1+f^2}} \cdot \frac{1}{[1 - \sin(\psi - \gamma)]}, \quad (3.6)$$

где  $\tau_{\text{сдв}}$  – предел прочности на сдвиг обрабатываемого материала, Н/м<sup>2</sup>.

Тогда сила резания  $P$ , с учетом зависимостей (3.2) и (3.6) выразится:

$$P = \frac{2 \cdot a \cdot v \cdot \tau_{\text{сдв}}}{[1 - \sin(\psi - \gamma)]}. \quad (3.7)$$

Как следует из зависимости (3.7), сила резания  $P$  тем меньше, чем меньше толщина среза  $a$  и угол действия  $\omega = (\psi - \gamma)$ , т.е. чем меньше угол  $\psi$  и больше передний угол резца  $\gamma$ . Тангенциальная  $P_z$  и радиальная  $P_y$  составляющие силы резания с учетом зависимости (3.5) определяются (рис. 3.1):

$$\begin{aligned} P_z = P \cdot \cos \omega &= \frac{2 \cdot a \cdot v \cdot \tau_{\text{сдв}} \cdot \cos(\psi - \gamma)}{[1 - \sin(\psi - \gamma)]} = \frac{2 \cdot a \cdot v \cdot \tau_{\text{сдв}} \cdot \sin[90^\circ - (\psi - \gamma)]}{1 - \cos[90^\circ - (\psi - \gamma)]} = \\ &= \frac{2 \cdot a \cdot v \cdot \tau_{\text{сдв}}}{\text{tg}\left[45^\circ - \frac{(\psi - \gamma)}{2}\right]} = \frac{2 \cdot a \cdot v \cdot \tau_{\text{сдв}}}{\text{tg} \beta}; \end{aligned} \quad (3.8)$$

$$\begin{aligned} P_y = P \cdot \sin \omega &= \frac{2 \cdot a \cdot v \cdot \tau_{\text{сдв}} \cdot \sin(\psi - \gamma)}{[1 - \sin(\psi - \gamma)]} = \\ &= \frac{2 \cdot a \cdot v \cdot \tau_{\text{сдв}} \cdot \sin[90^\circ - (\psi - \gamma)] \cdot \cos[90^\circ - (\psi - \gamma)]}{1 - \cos[90^\circ - (\psi - \gamma)] \cdot \sin[90^\circ - (\psi - \gamma)]} = \\ &= \frac{2 \cdot a \cdot v \cdot \tau_{\text{сдв}}}{\text{tg}\left[45^\circ - \frac{(\psi - \gamma)}{2}\right] \cdot \text{tg}[90^\circ - (\psi - \gamma)]} = \frac{2 \cdot a \cdot v \cdot \tau_{\text{сдв}}}{\text{tg} \beta \cdot \text{tg} 2\beta}. \end{aligned} \quad (3.9)$$

Соответственно, условное напряжение резания  $\sigma = P_z / a \cdot v$ , определяющее энергоёмкость обработки, выразится:

$$\sigma = \frac{2 \cdot \tau_{\text{сдв}}}{\text{tg} \beta}. \quad (3.10)$$

Исходя из зависимостей (3.8) – (3.10), основным условием уменьшения составляющих силы резания  $P_z$ ,  $P_y$  и условного напряжения резания  $\sigma$  является уменьшение условного угла сдвига обрабатываемого материала  $\beta$  а, соответственно, угла действия  $\omega = (\psi - \gamma)$  за счет уменьшения угла  $\psi$  и увеличения угла  $\gamma$ . Из зависимостей (3.8) и (3.9) также следует, что в случае увеличения разности этих углов до значения, равного  $90^\circ$ , сила резания неограниченно увеличивается. Это свидетельствует о высокой силовой напряженности процесса шлифования, характеризующегося значительными отрицательными передними углами режущих зерен. В этом случае зависимости (3.8) и (3.9) принимают вид:

$$P_z = P \cdot \cos \omega = \frac{2 \cdot a \cdot v \cdot \tau_{\text{сдв}} \cdot \cos(\psi + \gamma)}{[1 - \sin(\psi + \gamma)]}; \quad (3.11)$$

$$P_y = P \cdot \sin \omega = \frac{2 \cdot a \cdot v \cdot \tau_{\text{сдв}} \cdot \sin(\psi + \gamma)}{[1 - \sin(\psi + \gamma)]}. \quad (3.12)$$

Отношение  $P_z / P_y = \text{ctg}(\psi + \gamma) \rightarrow 0$ . Следовательно, при шлифовании, как и в целом при абразивной обработке, в отличие от обработки лезвийными инструментами, тангенциальная составляющая силы резания меньше радиальной составляющей силы резания, что собственно и предопределяет высокую силовую и тепловую напряженности процесса шлифования и возможность возникновения температурных дефектов на обрабатываемых поверхностях. Таким образом, используя приведенные зависимости, можно научно обоснованно подходить к определению условий снижения силы резания при механической обработке и выбору рациональных параметров инструментов и режимов резания.

Следует сравнить полученное теоретическое решение с классическим решением определения условия разрушения прямолинейного бруса (пластины) от действия двух сжимающих сил  $P$  (рис. 3.2).

Касательное напряжение  $\tau$ , возникающее в плоскости ОА, расположенной под углом  $\beta$  к направлению действия сил, равно:

$$\tau = \frac{P_\tau}{v \cdot L} = \frac{2P \cdot \sin 2\beta}{a \cdot v}, \quad (3.13)$$

где  $P_\tau = P \cdot \cos \beta$  – проекция силы  $P$  на плоскость ОА, Н;

$v$  – ширина пластины, м;

$L = a / \sin \beta$  – длина плоскости ОА, м;

$a$  – толщина пластины, м.

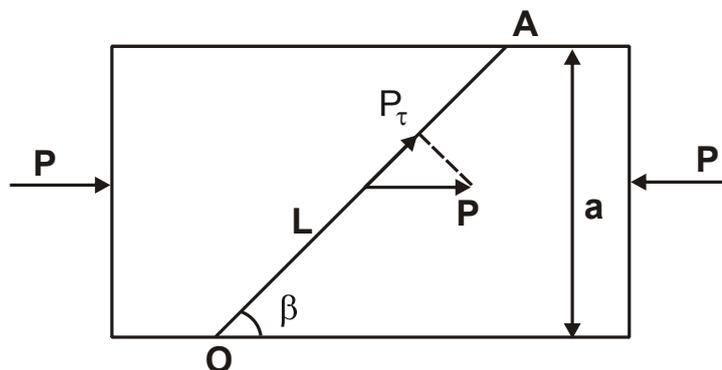


Рис. 3.2. Расчетная схема условия разрушения прямолинейного бруса (пластины)

Очевидно, наибольшее касательное напряжение  $\tau$  достигается при условии  $\sin 2\beta = 1$  (рис. 3.3), т.е. при

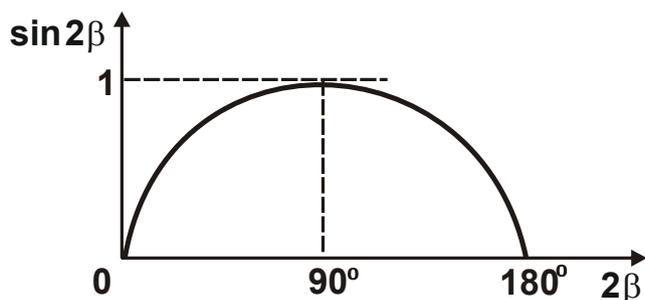


Рис. 3.3. График функции  $\sin 2\beta$

$$\beta = 45^\circ. \quad (14)$$

Определим силу  $P$ , при которой происходит разрушение пластины (достижение в плоскости ОА предела прочности материала на сдвиг  $\tau_{\text{сдв}}$ , т.е.  $\tau = \tau_{\text{сдв}}$ ). Подставляя в за-

висимость (3.13) значения  $\beta = 45^\circ$  и  $\tau = \tau_{\text{сдв}}$  с учетом  $\sigma_{\text{сж}} \approx 2\tau_{\text{сдв}}$ , получено:

$$P = 2 \cdot a \cdot b \cdot \tau_{\text{сдв}} \approx a \cdot b \cdot \sigma_{\text{сж}}, \quad (3.15)$$

где  $\sigma_{\text{сж}}$  – предел прочности на сжатие обрабатываемого материала, Н/м<sup>2</sup>.

В итоге получено известное классическое решение определения условия разрушения прямолинейного бруса (пластины) от действия двух сжимающих сил  $P$ . Оно соответствует упрощенному решению определения силы резания, когда угол действия  $\omega = (\psi - \gamma) = 0$ , описываемому зависимостью (3.7). Следовательно, в общем случае процесс стружкообразования при резании подчиняется более сложным закономерностям, по сравнению с разрушением прямолинейного бруса (пластины).

### 3.2. Определение параметров силовой напряженности процессов механической обработки деталей из цветных металлов

Как показано в п. 3.1, процессы абразивной обработки характеризуются более высокой энергоемкостью обработки по сравнению с процессами лезвийной обработки [123]. Это приводит к появлению различных дефектов на обрабатываемых поверхностях и снижению показателей качества и производительности обработки [29]. Чтобы повысить эффективность абразивной обработки, необходимо знать в первую очередь технологические закономерности изменения энергоемкости обработки, как основного параметра силовой напряженности процесса. В особой мере это относится к абразивной обработке деталей из цветных металлов, которые в силу высокой пластичности плохо обрабатываются резанием. Поэтому изыскание путей повышения эффективности их абразивной обработки является актуальной задачей.

В работе [34] показано, что для механической обработки цветных металлов (медь, латунь и т.д.) эффективно использовать алмазные инструменты, характеризующиеся высокой твердостью и теплопроводностью и низким коэффициентом трения. Это позволило на операциях тонкого точения существенно уменьшить силовую напряженность процесса резания по сравнению с резанием твердосплавным инструментом. В работе [117] обоснована эффективность алмазно-абразивной обработки цветных металлов. Однако, сделанные выводы базируются на результатах экспериментальных исследований, установленных без учета функциональных связей между основными параметрами обработки. Это не позволяет раскрыть закономерности и выявить технологические возможности механической обработки цветных металлов. Поэтому важно обосновать условия повышения эффективности механической обработки цветных металлов на основе установления аналитических зависимостей основных параметров силовой напряженности процесса резания. Для оценки силовой напряженности процесса резания следует воспользоваться полученной аналитической зависимостью для определения условного напряжения резания:

$$\sigma = \frac{\sigma_{сж}}{\operatorname{tg}\beta}. \quad (3.16)$$

Таблица 3.1

Расчетные значения отношений  $\sigma_{сж} / \sigma$  и  $\sigma / \sigma_{сж}$ 

$\beta$ , град	0	10	20	30	45	60	80	90
$\sigma_{сж} / \sigma$	0	0,176	0,364	0,866	1	1,732	5,671	$\infty$
$\sigma / \sigma_{сж}$	$\infty$	5,681	2,747	1,155	1	0,577	0,176	0

В табл. 3.1 приведены рассчитанные по зависимости (3.16) значения отношений  $\sigma_{сж} / \sigma = \operatorname{tg} \beta$  и  $\sigma / \sigma_{сж}$ . Как видно, с увеличением условного угла сдвига обрабатываемого материала  $\beta$  отношение  $\sigma / \sigma_{сж}$  непрерывно уменьшается, обращаясь при  $\beta = 0$  в бесконечность. Необходимо отметить, что отношение  $\sigma / \sigma_{сж}$  принимает большие значения при условии  $\beta < 10^\circ$ . В диапазоне  $10^\circ < \beta < 45^\circ$ , в котором реализуются процессы абразивной и лезвийной обработки, отношение  $\sigma / \sigma_{сж}$  меньше и при условии  $\beta \rightarrow 45^\circ$  приближается к единице. Следовательно, основным путем уменьшения условного напряжения резания  $\sigma$  и эффективного осуществления процесса резания является выполнение условия  $\beta > 10^\circ$ . Однако реализовать его на практике удастся не всегда. Так, в работе [34] экспериментально установлено, что при тонком точении детали из меди М1 резцом из твердого сплава ВК6М (с нулевым передним углом) условный угол сдвига обрабатываемого материала  $\beta$  в зависимости от скорости резания ( $V = 100 \dots 700$  м/мин; подача  $S = 0,05$  мм/об.; глубина резания  $t = 0,05$  мм) принимает значения  $\beta = 7^\circ \dots 10,5^\circ$ . Соответственно,  $\operatorname{tg} \beta = 0,12 \dots 0,18$ , а, согласно зависимости (3.16), отношение  $\sigma / \sigma_{сж} = 5,5 \dots 8,3$ . При этом рассчитанное на основе экспериментально установленной тангенциальной составляющей силы резания  $P_z$  отношение  $\sigma / \sigma_{сж} = 17,4 \dots 39,5$  ( $\sigma_{сж} = 380$  МПа). Условное напряжение резания  $\sigma$  определялось по зависимости:

$$\sigma = \frac{P_z}{S \cdot t}. \quad (3.17)$$

Как видно, эти значения отношения  $\sigma / \sigma_{сж}$  значительно больше аналогичных значений  $\sigma / \sigma_{сж}$ , полученных на основе зависимости (3.16) с учетом экспериментальных значений  $\beta = 7^\circ \dots 10,5^\circ$ . Это свидетельствует о том, что в энергетическом балансе значительную долю

составляет энергия, затрачиваемая на преодоление силы трения задней поверхности резца с обрабатываемым материалом, которая в несколько раз превышает долю энергии "чистого резания". Следовательно, энергия, затрачиваемая на преодоление силы трения задней поверхности резца с обрабатываемым материалом, многократно превышает энергию, затрачиваемую на осуществление процесса стружкообразования при резании.

При алмазном точении меди М1 условный угол сдвига обрабатываемого материала  $\beta$  больше и принимает значения  $\beta = 21^\circ \dots 22^\circ$ . Соответственно,  $\operatorname{tg}\beta = 0,38 \dots 0,4$ , а, согласно зависимости (3.16), отношение  $\sigma / \sigma_{\text{сж}} = 2,5 \dots 2,63$ . Уменьшение условного напряжения резания  $\sigma$  связано с уменьшением коэффициента трения  $f$  обрабатываемого материала с передней поверхностью алмазного резца, что вытекает из известной формулы профессора Зворыкина К. А. для определения условного угла сдвига обрабатываемого материала, которая описывается зависимостью (3.5).

Как следует из зависимости (3.5), чем больше передний (положительный) угол инструмента  $\gamma$  и меньше угол трения  $\psi$ , тем больше угол  $\beta$  и меньше условное напряжение резания  $\sigma$ , определяемое зависимостью (3.16). Таким образом, применение алмазного точения по сравнению с тонким точением (резцом из твердого сплава ВК6) вследствие уменьшения коэффициента трения  $f$  позволяет существенно увеличить условный угол сдвига обрабатываемого материала  $\beta$  и снизить силовую напряженность процесса резания.

Необходимо отметить, что при этом рассчитанное на основе экспериментально установленной тангенциальной составляющей силы резания  $P_z$  отношение  $\sigma / \sigma_{\text{сж}} = 3,4 \dots 4,2$ . По сравнению со значениями  $\sigma / \sigma_{\text{сж}} = 2,5 \dots 2,63$ , установленными на основе экспериментальных значений  $\beta$ , эти значения  $\sigma / \sigma_{\text{сж}}$  примерно в 2 раза больше. Объясняется это, как показано выше, наличием трения задней поверхности резца с обрабатываемым материалом. Однако, в данном случае доля энергии трения задней поверхности резца с обрабатываемым материалом в общем энергетическом балансе процесса резания значительно меньше, чем при точении резцом из твердого сплава ВК6М.

В работе [34] также экспериментально установлено, что при точении латуни алмазным резцом в зависимости от подачи ( $S = 0,02 \dots$

0,14 мм/об.;  $t = 0,05$  мм;  $\sigma_{сж} = 380$  МПа) угол  $\beta = 23,5^\circ - 27^\circ$ , а при тонком точении резцом из твердого сплава ВК6М –  $\beta = 13,5^\circ \dots 19,3^\circ$ . Поэтому при точении латуни угол  $\beta$  больше, чем при точении меди. Следовательно, меньше условное напряжение резания (энергоемкость обработки) и сила резания, что подтверждается экспериментами.

Рассчитанные на основе зависимости (3.16) для условий точения латуни твердосплавным резцом значения отношения  $\sigma / \sigma_{сж} = 2,86 \dots 4,7$ , а для условий точения алмазным резцом –  $\sigma / \sigma_{сж} = 1,96 \dots 2,32$ . Полученные на основе экспериментально установленной тангенциальной составляющей силы резания  $P_z$  (при точении твердосплавным резцом) значения  $\sigma / \sigma_{сж} = 6,35 \dots 9,72$ , а при точении алмазным резцом –  $\sigma / \sigma_{сж} = 3,57 \dots 4,14$ . Как видно, в двух случаях доля энергии трения задней поверхности резца с обрабатываемым материалом в общем энергетическом балансе процесса резания примерно в 2 раза больше доли энергии "чистого резания". Следовательно, основная часть энергетических затрат процесса точения уходит на преодоление силы трения задней поверхности резца с обрабатываемым материалом.

Необходимо отметить, что при микрорезании латуни по жесткой схеме (с постоянной скоростью резания  $V = 1$  м/с и толщиной среза 30 мкм) специально изготовленным индентором (алмазным конусом с углом при вершине  $2\alpha = 120^\circ$ ) на маятниковом приборе условное напряжение резания (энергоемкость обработки) принимает значение  $\sigma = 12 \cdot 10^3$  Н/мм<sup>2</sup> [117]. Тогда отношение  $\sigma / \sigma_{сж}$  принимает большее значение, чем при точении латуни алмазным резцом и равно 30. Как показано выше, доля энергии "чистого резания" при точении латуни составляет 30 % в общем энергетическом балансе процесса резания. Поэтому отношение  $\sigma / \sigma_{сж} \approx 10$ .

Согласно зависимости (3.16) и табл. 3.2, условный угол сдвига обрабатываемого материала  $\beta \approx 6^\circ$ . Это значительно меньше, чем при точении алмазным резцом с нулевым передним углом ( $\beta = 21^\circ \dots 22^\circ$ ). Исходя из зависимости (3.5), уменьшение угла  $\beta$  обусловлено отрицательным передним углом алмазного индентора, который равен  $\gamma = -60^\circ$ . Этим показано, что при микрорезании латуни имеет место процесс стружкообразования, т.к. угол  $\beta > 0$ . Однако процесс осу-

ществляется с чрезвычайно высокой энергоемкостью, обусловленной как неблагоприятными условиями стружкообразования, так и интенсивным трением алмазного индентора с обрабатываемым материалом. Вполне возможно, что при определенных условиях (при угле  $\beta \rightarrow 0$ ) процесс стружкообразования может отсутствовать, а будет иметь место лишь процесс пластического деформирования материала. Собственно этим и объясняются проблемы абразивной обработки цветных металлов, связанные с высокой энергоемкостью обработки и низкими показателями качества и производительности. Из этого вытекает, что основным путем повышения эффективности абразивной обработки такого пластичного материала, как латунь следует рассматривать применение в качестве абразивного материала алмазного порошка, который характеризуется наименьшим коэффициентом трения из всех абразивных материалов, а также высокой остротой режущих кромок, что уменьшает отрицательный передний угол зерна и, тем самым, способствует осуществлению процесса стружкообразования.

Таблица 3.2

Расчетные значения отношений  $\sigma_{сж} / \sigma$  и  $\sigma / \sigma_{сж}$  для  $\beta = 0 \dots 9^\circ$

$\beta$ , град	0	1	2	3	4	5	6	7	8	9
$\sigma_{сж} / \sigma$	0	0,017	0,035	0,052	0,07	0,088	0,1	0,123	0,14	0,158
$\sigma / \sigma_{сж}$	$\infty$	58,8	28,6	19,2	14,3	11,4	10	8,13	7,14	6,33

В связи с этим важно провести теоретический анализ условного напряжения резания (энергоемкости обработки)  $\sigma$  применительно к микрорезанию единичным зерном с увеличивающейся во времени толщиной среза  $a$ , приведенной в работе [6]:

$$\sigma = \frac{2 \cdot \tau_{сдв} \cdot \cos^2 \alpha}{\sqrt{\frac{a}{2R} - \operatorname{tg} \frac{(\alpha + \psi)}{2}}}, \quad (3.18)$$

где  $\alpha$  – угол входа абразивного зерна в обрабатываемый материал;

$R$  – радиус абразивного зерна, м.

При условии

$$\sqrt{\frac{a}{2R} - \operatorname{tg} \frac{(\alpha + \psi)}{2}} = 0 \quad (3.19)$$

условное напряжение резания  $\sigma$  принимает бесконечно большое значение ( $\sigma \rightarrow \infty$ ), поэтому процесс стружкообразования отсутствует,

происходит лишь пластическое деформирование обрабатываемого материала (рис. 3.4). Предельное значение отношения  $a_1/R$ , при котором процесс пластического деформирования обрабатываемого материала переходит в процесс резания, определяется на основе преобразованной зависимости (3.19):

$$\frac{a_1}{R} = 2 \cdot \operatorname{tg}^2 \frac{(\alpha + \psi)}{2}. \quad (3.20)$$

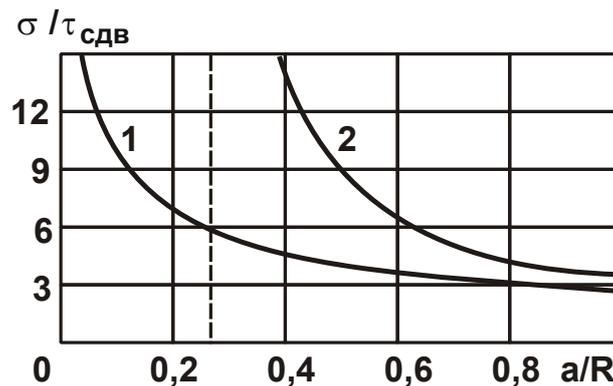


Рис. 3.4. Зависимость  $\sigma/\tau_{сдв}$  от отношения  $a/R$ : 1 –  $\alpha = 0$ ; 2 –  $\alpha = 40^\circ$

Очевидно, чем больше угол  $\alpha$ , тем больше отношение  $a_1/R$  (рис. 3.5). Следовательно, увеличение угла  $\alpha$  предполагает увеличение отношения  $a_1/R$  (предельной толщины среза  $a_1$ ), что свидетель-

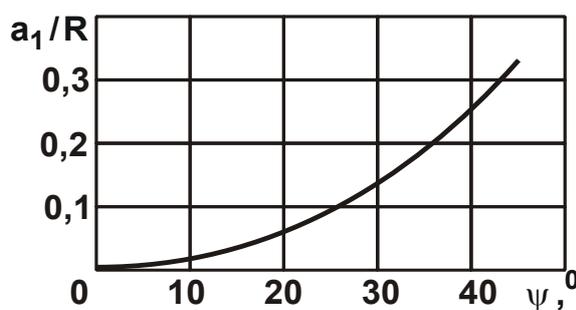


Рис. 3.5. Зависимость отношения  $a_1/R$  от угла  $\psi$

ствует об ухудшении условий стружкообразования, поскольку увеличивается длина пути зерна в обрабатываемом материале до момента начала стружкообразования. Иными словами, с увеличением угла  $\alpha$  до момента начала стружкообразования имеет место достаточно длительный процесс

пластического деформирования материала. Поэтому с увеличением угла  $\alpha$  (например, угла атаки при струйно-абразивной обработке), вполне возможно, что процесс стружкообразования может и не наступить, т.е. все время будет происходить процесс пластического деформирования материала.

Данная закономерность обусловлена уменьшением переднего (отрицательного) угла режущего зерна  $\gamma$  по мере увеличения толщины

среза  $a$ . При достижении определенного значения угла  $\gamma$  процесс пластического деформирования материала переходит в процесс резания (стружкообразования). Следовательно, при резании абразивным зерном в отличие от резания резцом (с фиксированным отрицательным передним углом  $\gamma$ ) процесс стружкообразования осуществим во всем возможном диапазоне изменения угла  $\alpha = 0^\circ \dots 90^\circ$ . Однако для этого необходимо предварительно достичь предельной толщины среза  $a_1$ , при которой происходит переход от процесса пластического деформирования материала к процессу резания.

Исходя из зависимости (3.20), процесс пластического деформирования материала наступает тем быстрее, чем меньше угол  $\alpha$ . При относительно небольших углах  $\alpha$  процесс стружкообразования может даже не наступить – все время будет происходить процесс пластического деформирования материала. Поэтому при обработке пластичных материалов вследствие специфики их пластического деформирования выполнить условие (3.20) значительно проще, чем при обработке хрупких материалов, в особенности при резании пластичных материалов с небольшими углами  $\alpha$ . В этом случае длина дуги контакта передней поверхности зерна с обрабатываемым материалом увеличивается, и фактический угол  $\alpha$  становится как бы больше его номинального значения, что облегчает процесс стружкообразования. С увеличением угла  $\alpha$ , фактический угол  $\alpha$  существенно увеличивается и условие (3.20) становится невыполнимым, что исключает процесс стружкообразования и затрудняет съем материала.

Для оценки достоверности сделанного вывода следует провести анализ процесса резания с увеличивающейся во времени толщиной среза, представляя тангенциальную составляющую силы резания  $P_z$  в виде [132]:

$$P_z = \sigma \cdot S_{\text{срез}} = HV \cdot S_{\text{срез0}}, \quad (3.21)$$

где  $S_{\text{срез}} = a \cdot b$  – площадь поперечного сечения среза,  $\text{м}^2$ ;

$S_{\text{срез0}} = a_0 \cdot b$  – фактическая площадь контакта режущего зерна с обрабатываемым материалом,  $\text{м}^2$ ;

$a_0$  – фактическая длина контакта режущего зерна с обрабатываемым материалом,  $\text{м}$ ;

$HV$  – твердость обрабатываемого материала (по Виккерсу),  $\text{Н}/\text{м}^2$ .

Условное напряжение резания  $\sigma$  в рассматриваемом случае определяется зависимостью (3.18). Из зависимости (3.21) можно определить величину  $a_0$ :

$$a_0 = a \cdot \frac{\sigma}{HV}. \quad (3.22)$$

Подставляя (3.18) в (3.22) с учетом  $\sigma_{сж} \approx \sigma_{вр}$  (где  $\sigma_{вр}$  – временное сопротивление обрабатываемого материала, Н/м<sup>2</sup>), имеем:

$$a_0 = \frac{\sigma_{вр}}{HV} \cdot \frac{a \cdot \cos^2 \alpha}{\left[ \sqrt{\frac{a}{2 \cdot R} - \frac{\operatorname{tg}(\alpha + \psi)}{2}} \right]}. \quad (3.23)$$

С увеличением параметров  $a$  и  $\alpha$  фактическая длина контакта режущего зерна с обрабатываемым материалом  $a_0$  увеличивается. В полученной зависимости (3.23) все величины известны, что позволяет определить значение  $a_0$ . В табл. 3.3 [43] приведены значения отношения  $\sigma_{вр}/HV$  для разных обрабатываемых материалов.

Таблица 3.3

Значения твердости HV, временного сопротивления  $\sigma_{вр}$  и их отношения  $\sigma_{вр}/HV$  (и  $HV/\sigma_{вр}$ ) для разных обрабатываемых материалов

Материал	$HV \cdot 10, \text{Н/мм}^2$	$\sigma_{вр} \cdot 10, \text{Н/мм}^2$	$\sigma_{вр} / HV$	$HV / \sigma_{вр}$
Никель	120	65	0,53	1,9
Армко-железо	120	67	0,53	1,9
Медь	60	30	0,5	2
Сырая сталь У8	190	80	0,43	2,3
Сталь Р12Ф5М	950	290	0,31	3,2
Закаленная сталь У8	690	170	0,25	4
Закаленная сталь ШХ15	740	140	0,19	5,3
Быстрорежущая сталь Р9	830	190	0,23	4,37
Серый чугун СЧ 18–36	180	23	0,14	7
Цинк	40	4	0,1	10
Твердый сплав ВК8	1500	130	0,09	11,5
Сталь 40Х (при различной температуре отпуска после закалки)	200	63	0,33	2,96
	280	90	0,29	3,46
	350	92	0,3	3,33
	415	93	0,22	4,46
	510	104	0,2	4,94

Как видно, отношение  $\sigma_{вр} / HV$  для пластичных материалов (медь, сталь) больше, чем для хрупких материалов (твердый сплав, серый чугун). Следовательно, согласно зависимости (3.23), будут больше и значения  $a_0$ , что способствует улучшению условий стружкообразования при резании. Из этого вытекает эффективность обработки пластичных материалов при относительно небольших значениях угла  $\alpha$ .

При обработке хрупких материалов, в связи с небольшой величиной  $a_0 \approx a$ , процесс резания (стружкообразования) при небольших углах  $\alpha$  может быть неосуществим. Он возможен при увеличенных значениях угла  $\alpha$ , т.е. при увеличенных толщинах среза  $a$ . Это согласуется с известными экспериментальными данными, полученными при исследовании методов струйно-абразивной обработки: повысить эффективность обработки деталей, изготовленных из хрупких материалов, можно при угле входа абразивного зерна в обрабатываемый материал, равном или близким к  $90^\circ$ , а при обработке деталей, изготовленных из пластичных материалов, – при углах  $10^\circ - 30^\circ$ .

### 3.3. Условия снижения силовой напряженности механической обработки

Для обоснования технологических возможностей снижения силовой напряженности процессов обработки материалов резанием лезвийными и абразивными инструментами следует провести теоретический анализ условий осуществления процесса стружкообразования.

Исходя из зависимостей (3.8), (3.9) и (3.5), коэффициент резания  $K_{рез} = P_z / P_y$  (рис. 3.1) определяется:

$$K_{рез} = \operatorname{tg} 2\beta = \operatorname{ctg}(\psi - \gamma). \quad (3.24)$$

Тригонометрическую функцию  $\operatorname{tg} 2\beta$  можно представить:

$$\operatorname{tg} 2\beta = \frac{2 \cdot \operatorname{tg} \beta}{1 - \operatorname{tg}^2 \beta}, \quad (3.25)$$

которую необходимо разрешить относительно неизвестной величины  $\operatorname{tg} \beta$ , входящей в зависимости (3.8), (3.9) и (3.10). В результате получено:

$$\operatorname{tg} \beta = \frac{\operatorname{tg} 2\beta}{\left(1 + \sqrt{1 + \operatorname{tg}^2 2\beta}\right)} = \frac{K_{рез}}{\left(1 + \sqrt{1 + K_{рез}^2}\right)}. \quad (3.26)$$

Подставляя зависимость (3.26) в зависимости (3.8), (3.9) и (3.10), установлена связь между тангенциальной  $P_z$  и радиальной  $P_y$  составляющими силы резания, условным напряжением резания (энергоемкостью обработки)  $\sigma$  и коэффициентом резания  $K_{рез} = P_z / P_y$ :

$$P_z = \frac{2 \cdot a \cdot v \cdot \tau_{сдв}}{K_{рез}} \cdot \left(1 + \sqrt{1 + K_{рез}^2}\right); \quad (3.27)$$

$$P_y = \frac{2 \cdot a \cdot v \cdot \tau_{сдв}}{K_{рез}^2} \cdot \left(1 + \sqrt{1 + K_{рез}^2}\right); \quad (3.28)$$

$$\sigma = \frac{2 \cdot \tau_{сдв}}{K_{рез}} \cdot \left(1 + \sqrt{1 + K_{рез}^2}\right). \quad (3.29)$$

Зависимости (3.27) – (3.29) получены на основе учета силы резания, действующей лишь на передней поверхности резца. Сила резания, возникающая на задней поверхности резца, первоначально в расчетах не рассматривалась с целью проведения отдельного анализа явлений, протекающих на передней и задней поверхностях резца.

Из зависимостей (3.27), (3.28) и (3.29) вытекает, что уменьшить параметры  $P_z$ ,  $P_y$  и  $\sigma$  можно увеличением коэффициента резания  $K_{рез}$  путем увеличения угла сдвига обрабатываемого материала  $\beta$  и, соответственно, уменьшения угла действия  $(\psi - \gamma)$ , т.е. за счет улучшения условий стружкообразования при резании. При условии  $(\psi - \gamma) \rightarrow 0$  справедливо условие  $K_{рез} \rightarrow \infty$ . В этом случае сила резания, возникающая на передней поверхности резца, фактически равна нулю. Следовательно, добиться существенного уменьшения силовой напряженности процесса резания можно при условии  $(\psi - \gamma) \rightarrow 0$ .

Коэффициент резания  $K_{рез}$  с увеличением угла действия  $(\psi - \gamma)$  уменьшается (рис. 3.7). Процесс резания осуществим при положительных значениях коэффициента резания  $K_{рез}$ , т.е. при значениях угла действия  $(\psi - \gamma)$ , изменяющихся в пределах  $0^\circ$  до  $90^\circ$ . В общем случае передний угол режущего инструмента  $\gamma$  может быть положительным или отрицательным, т.е. возможны два случая:  $K_{рез} = \text{ctg}(\psi - \gamma)$  и  $K_{рез} = \text{ctg}(\psi + \gamma)$ . Тогда первый случай реализуем для положительного переднего угла  $\gamma$  при условии  $(\psi - \gamma) < \psi$ , т.е. при изменении угла действия  $(\psi - \gamma)$  в пределах  $0 \dots \psi$  (рис. 3.6).

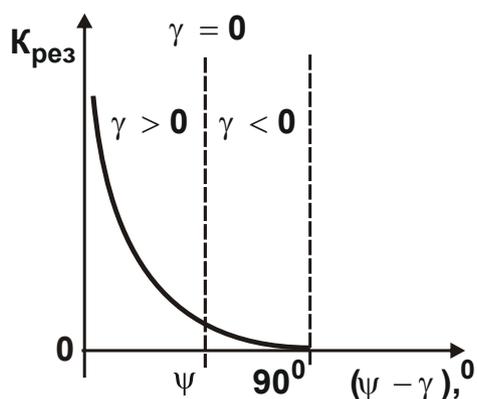


Рис. 3.6. Зависимость коэффициента резания  $K_{рез}$  от угла действия  $(\psi - \gamma)$

Второй случай реализуем для отрицательного переднего угла  $\gamma$  при условии  $(\psi + \gamma) > \psi$ , т.е. при изменении угла действия  $(\psi + \gamma)$  в пределах  $\psi \dots 90^\circ$ . Угол действия  $(\psi - \gamma)$  принимает значение  $\psi$  при условии  $\gamma = 0$  (рис. 3.6). Очевидно, первый случай осуществим при резании лезвийным инструментом с положительным передним углом  $\gamma$ . Второй случай – при резании абразивными инструментами,

поскольку режущие абразивные зерна имеют отрицательные передние углы. В первом случае коэффициент резания  $K_{рез}$  больше, чем во втором случае (табл. 3.4).

Таблица 3.4

Расчетные значения коэффициента резания  $K_{рез} = \text{ctg}(\psi - \gamma)$

$(\psi - \gamma),^\circ$	0	5	10	15	20	25	30	40	45	50	60	70	80	90
$K_{рез}$	$\infty$	11,4	5,7	3,7	2,7	2,1	1,7	1,2	1,0	0,8	0,6	0,4	0,2	0

Следовательно, при лезвийной обработке коэффициент резания  $K_{рез}$  больше, чем при абразивной обработке. Исходя из этого, границей раздела лезвийной и абразивной обработки является значение угла  $\psi$  при условии  $\gamma = 0$  (рис. 3.6). При лезвийной обработке реализуются значения  $K_{рез} \geq 1$  (например,  $K_{рез} = 1 \dots 10$  и более), а при абразивной обработке – значения  $K_{рез} < 1$  (например,  $K_{рез} = 0,1 \dots 0,5$ ).

Исходя из такого геометрического представления коэффициента резания  $K_{рез}$ , можно более полно оценить возможности его увеличения с целью увеличения условного угла сдвига обрабатываемого материала  $\beta$  и, соответственно, снижения силовой напряженности процесса резания. Основным путем увеличения коэффициента резания  $K_{рез}$ , несомненно, является уменьшение условного угла трения на передней поверхности инструмента  $\psi$ . Это сужает диапазоны изменения угла действия  $(\psi - \gamma)$  и положительного переднего угла инструмента  $\gamma$ , т.е. сужает диапазон резания инструментом с положительным

углом  $\gamma$ , который не может быть больше угла  $\psi$ . Следовательно, при использовании алмазных режущих лезвийных инструментов, характеризующихся наименьшим коэффициентом трения  $f$  с обрабатываемым материалом, передний угол инструмента  $\gamma$  необходимо устанавливать близким к нулю. В противном случае процесс стружкообразования при резании может быть неосуществим.

В то же время уменьшение угла  $\psi$  расширяет диапазон резания инструментом с отрицательным передним углом  $\gamma$ , реализуемый при условии  $(\psi + \gamma) > \psi$ . Это указывает на то, что процесс резания можно осуществлять при больших отрицательных передних углах инструмента, например, при резании алмазными зернами. Поскольку условный угол трения  $\psi$  для алмаза может принимать значения  $10^\circ$  и менее, то отрицательный передний угол режущего алмазного зерна может достигать значения  $80^\circ$ , т.е. процесс стружкообразования осуществим при микрорезании практически затупленным алмазным зерном. Применение абразивных зерен, характеризующихся более высокими значениями коэффициента трения  $f$  и, соответственно, условного угла трения  $\psi$ , позволяет реализовать процесс стружкообразования при меньших отрицательных передних углах  $\gamma$ . Этим объясняется эффективность применения алмазно-абразивной обработки.

Из табл. 3.4 вытекает, что при резании лезвийным алмазным инструментом, вследствие возможного изменения угла действия  $(\psi - \gamma)$  в пределах  $5^\circ \dots 15^\circ$ , коэффициент резания  $K_{рез}$  может принимать относительно большие значения – 3,7 ... 11,4. При алмазно-абразивной обработке, например, реализующей условия  $\psi = 10^\circ$  и  $\psi = -40^\circ \dots 80^\circ$ , коэффициент резания  $K_{рез}$  меньше единицы и равен 0,8 ... 0. При резании лезвийными инструментами из твердых сплавов и инструментальных сталей условный угол трения  $\psi$  значительно больше, чем при резании алмазным инструментом и достигает значений  $30^\circ \dots 50^\circ$ . Это расширяет диапазон изменения угла действия  $(\psi - \gamma)$  и позволяет увеличить положительный передний угол инструмента  $\gamma$  до значений  $30^\circ \dots 45^\circ$ , что реализуемо на практике. В результате угол действия  $(\psi - \gamma) \rightarrow 0$ , а коэффициент резания  $K_{рез}$  существенно увеличивается, что повышает условный угол сдвига обрабатываемого материала  $\beta$  и, соответственно, снижает силовую напряженность процесса резания.

Таким образом показано, что для достижения одного и того же значения коэффициента резания  $K_{рез}$  при резании лезвийными инструментами из твердых сплавов и инструментальных материалов, характеризующихся более высокими значениями коэффициента трения  $f$  по сравнению с алмазным инструментом, необходимо существенно увеличить передний угол  $\gamma$ . Как известно, в ряде случаев, например при прерывистом резании (в условиях возникновения ударных нагрузок), это ведет к снижению прочности режущего клина инструмента и, соответственно, его работоспособности, что неэффективно. Поэтому с целью уменьшения переднего угла инструмента  $\gamma$  при одновременном обеспечении высоких значений коэффициента резания  $K_{рез}$  необходимо уменьшить угол  $\psi$  (коэффициент трения  $f$ ) за счет использования эффективных технологических сред.

Применим полученное решение для анализа случая  $\psi = 0$ . Исходя из рис. 3.6, в этом случае передний угол инструмента  $\gamma$  может быть лишь отрицательным. Следовательно, реализуем лишь процесс алмазно-абразивной обработки. Этим показано, что процесс резания лезвийным инструментом с положительным передним углом может быть осуществим при условии наличия трения сходящей стружки с передней поверхности инструмента. При отсутствии трения передний угол инструмента  $\gamma$  должен быть отрицательным (приближающимся к нулю).

На основе сказанного можно заключить, что создание положительного переднего угла инструмента продиктовано исключительно необходимостью снижения отрицательного влияния силы трения сходящей стружки с передней поверхности инструмента на процесс стружкообразования (уменьшение коэффициента резания  $K_{рез}$  и условного угла сдвига обрабатываемого материала  $\beta$ ). Чем ниже интенсивность трения в зоне резания, тем меньше должен быть положительный передний угол инструмента  $\gamma$ . Оптимальным передним углом инструмента (с точки зрения улучшения условий стружкообразования при резании с незначительной интенсивностью трения обрабатываемого и инструментального материалов) должен быть угол, близкий к нулю. Поскольку справедливо условие  $(\psi - \gamma) > 0$ , то угол сдвига обрабатываемого материала  $\beta$ , определяемый по известной формуле профессора Зворыкина К. А., описываемой зависимостью (3.5), будет

принимать значения, меньшие  $45^\circ$ . Это подтверждается практическими данными, согласно которым условный угол сдвига обрабатываемого материала  $\beta$  при резании лезвийными и абразивными инструментами всегда меньше  $45^\circ$ . Причем, чем больше угол действия  $(\psi - \gamma)$ , тем меньше условный угол сдвига обрабатываемого материала  $\beta$ .

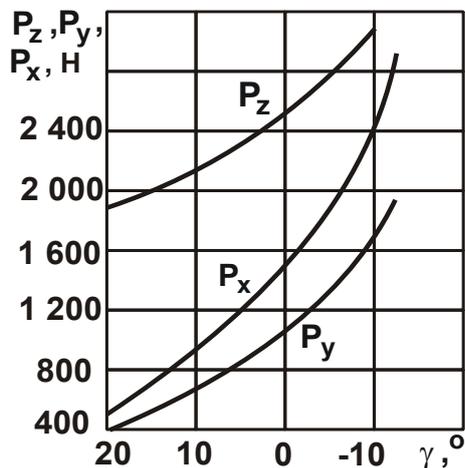


Рис. 3.7. Влияние переднего угла на силы  $P_z$ ,  $P_y$ ,  $P_x$  при точении стали 40:  $\varphi = 60^\circ$ ;  $t = 4$  мм;  $S = 0,285$  мм/об.;  $V = 40$  м/мин

Произведем количественную оценку приведенного выше теоретического решения. Для этого установим характер изменения коэффициента резания  $K_{рез}$  от угла действия  $(\psi - \gamma)$ . Рассмотрим два случая. В первом случае переменным будет передний угол резца  $\gamma$ , а во втором случае – условный угол трения  $\psi$  на передней поверхности резца. Для анализа первого случая рассмотрим известные экспериментальные данные, приведенные в работе [12] (рис. 3.7). Несомненно, сила резания в реальном процессе точения является суммой сил

резания, возникающих на передней и задней поверхностях инструмента. Однако при проведении экспериментальных исследований силу резания при точении измеряли в начальный момент обработки, т.е. при резании острым инструментом (без наличия площадки износа на его задней поверхности). Поэтому в этом случае сила резания, возникающая на задней поверхности инструмента, как правило, не превышала 15 % от силы резания, возникающей на передней поверхности инструмента. В связи с этим, с достаточной для практики точностью (в первом приближении) для анализа закономерностей изменения силы резания можно использовать приведенные выше аналитические зависимости (3.5), (3.24), (3.27) – (3.29), полученные без учета силы резания, действующей на задней поверхности инструмента.

Учитывая, что сила резания при точении обычно представлена в виде трех составляющих:  $P_z$ ,  $P_y$ ,  $P_x$ , коэффициент резания  $K_{рез}$  можно рассчитать по зависимости  $K_{рез} = P_z / P_{y_1}$ , где  $P_{y_1} = P_{y_0} \cdot \cos \varphi'_0$ ;

$P_{y_0} = \sqrt{P_y^2 + P_x^2}$ ;  $\varphi'_0 = (\varphi + \varphi_0) - 90^\circ$ ;  $\text{tg } \varphi_0 = P_y / P_x$  (рис. 3.8). Здесь  $P_{y_0}$  – равнодействующая двух сил  $P_y$ ,  $P_x$ ;  $P_{y_1}$  – проекция равнодействующей силы  $P_{y_0}$  на нормаль к главному лезвию резца;  $\varphi$  – главный угол резца в плане;  $\varphi_0$  – угол между силами  $P_x$  и  $P_{y_0}$ ;  $\varphi'_0$  – угол между силой  $P_{y_0}$  и ее проекцией  $P_{y_1}$ .

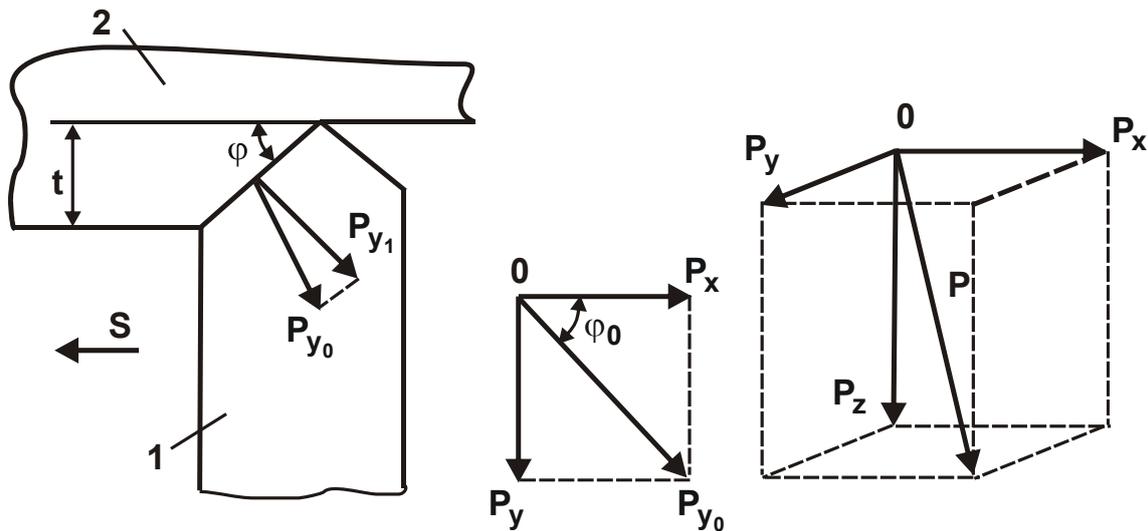


Рис. 3.8. Составляющие силы резания при точении:  
 1 – резец; 2 – заготовка

В табл. 3.5 приведены расчетные значения углов  $\varphi_0$  и  $\varphi'_0$ , коэффициента резания  $K_{\text{рез}} = P_z / P_{y_1}$ , условного угла трения  $\psi$  и коэффициента трения  $f$  в зависимости от переднего угла инструмента  $\gamma$ .

Таблица 3.5

Расчетные значения параметров  $\gamma$ ,  $\varphi_0$ ,  $\varphi'_0$ ,  $K_{\text{рез}}$ ,  $\psi$ ,  $f$

$\gamma$ , град.	20	10	0	-10
$\varphi_0$ , град.	39	39	40	35
$\varphi'_0$ , град.	9	9	10	5
$K_{\text{рез}}$	2,9	2,23	1,5	1,08
$\psi$ , град.	39	34	34	35
$f$	0,8	0,67	0,67	0,7

Как видно, с уменьшением переднего угла инструмента  $\gamma$  и переходом его в область отрицательных значений, коэффициент резания

$K_{рез}$  уменьшается (рис. 3.9), что согласуется с вышеприведенными теоретическими результатами (рис. 3.6).

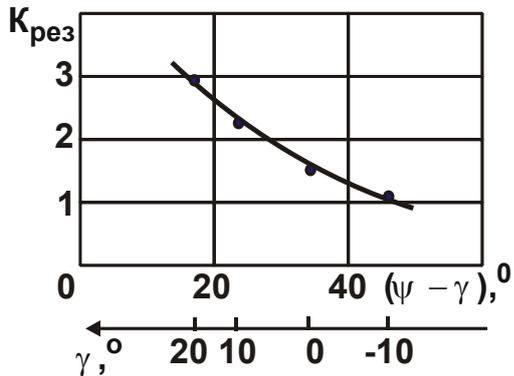


Рис. 3.9. Зависимость коэффициента резания  $K_{рез}$  от угла действия  $(\psi - \gamma)$

коэффициента резания  $K_{рез}$  по причине уменьшения угла действия  $(\psi - \gamma)$ .

Рассмотрим случай изменения угла действия  $(\psi - \gamma)$  за счет изменения условного угла трения  $\psi$  на передней поверхности резца путем увеличения скорости резания  $V$ .

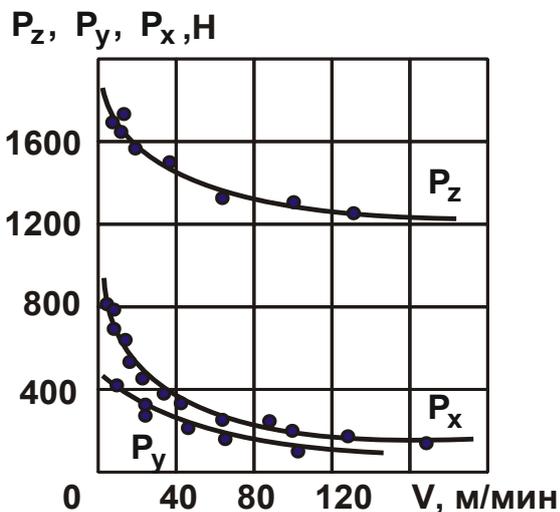


Рис. 3.10. Влияние  $V$  на  $P_z, P_y, P_x$  при точении титанового сплава BT1:  
 $\varphi = 70^\circ$ ;  $t = 2,5 \text{ мм}$ ;  
 $S = 0,47 \text{ мм/об}$ .

Условный угол трения  $\psi$  на передней поверхности инструмента и коэффициент трения  $f$  также несколько уменьшаются с уменьшением переднего угла инструмента  $\gamma$ , что связано с повышением температуры резания вследствие интенсивного увеличения составляющих  $P_z, P_y, P_x$  силы резания (рис. 3.7). Таким образом, доказано, что уменьшение силы резания с уменьшением переднего угла инструмента  $\gamma$  связано с увеличением коэф-

фициента резания  $K_{рез}$  по причине уменьшения угла действия  $(\psi - \gamma)$ .

Для этого следует воспользоваться экспериментальными данными, приведенными в работе [12] (рис. 3.10).

Коэффициент резания  $K_{рез}$  определяется зависимостью

$$K_{рез} = P_z / \sqrt{P_y^2 + P_x^2}, \text{ а угол действия } (\psi - \gamma) - \text{ зависимостью } K_{рез} = \text{ctg}(\psi - \gamma)$$

(табл. 3.6, рис. 3.11). Как видно, с увеличением скорости резания  $V$  коэффициент резания  $K_{рез}$  увеличивается, а угол действия  $(\psi - \gamma)$  - уменьшается, что связано с уменьшением условного угла трения  $\psi$  (поскольку передний угол резца  $\gamma$  остается постоянным) в связи с увеличением температуры резания.

В результате коэффициент трения  $f = \text{tg} \psi$  образующейся стружки с

передней поверхностью резца уменьшается. Из этого вытекает, что уменьшение силы резания происходит за счет увеличения коэффициента резания  $K_{рез}$  в связи с уменьшением угла действия  $(\psi - \gamma)$ . Это согласуется с теоретическими результатами (рис. 3.6).

Таблица 3.6

Значения коэффициента резания  $K_{рез}$  и угла действия  $(\psi - \gamma)$

$V$ , м/мин	20	40	80	120
$K_{рез}$	3	4,4	5,4	7
$(\psi - \gamma)$ , °	18	13	10	8

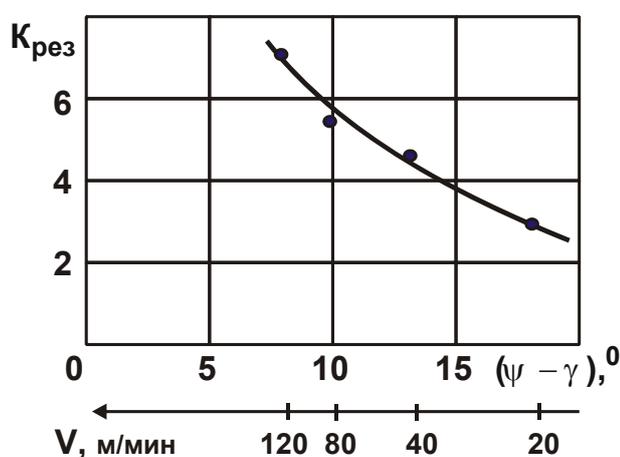


Рис. 3.11. Зависимость коэффициента резания  $K_{рез}$  от угла  $(\psi - \gamma)$

Таким образом, расчетно-экспериментальным путем доказано, что в двух рассмотренных случаях уменьшение силы резания обусловлено увеличением коэффициента резания  $K_{рез}$  вследствие уменьшения угла действия  $(\psi - \gamma)$ . Это чрезвычайно важный для теории и практики резания результат, который открывает новые возможности снижения силовой напряженности процесса резания, повышения производительности и качества обработки.

### 3.4. Условия уменьшения энергоемкости и повышения производительности механической обработки

В настоящее время на практике на операциях предварительной обработки материалов все чаще применяются методы шлифования, вытесняя традиционные методы лезвийной обработки, а на операциях

окончательной обработки, наоборот, вместо абразивной обработки применяют лезвийную обработку, обеспечивая более высокие показатели качества и точности обрабатываемых поверхностей деталей. Такой выбор методов обработки обусловлен их технологическими возможностями, определяемыми, главным образом, энергоемкостью и производительностью обработки. Поэтому знание закономерностей изменения энергоемкости и производительности обработки открывает новые перспективы развития технологии машиностроения, связанные с применением современных металлорежущих станков с ЧПУ типа "обрабатывающий центр" и прогрессивных конструкций режущих инструментов с износостойкими покрытиями. В связи с этим в настоящем параграфе предложен новый теоретический подход к определению и анализу условий уменьшения силовой напряженности процессов резания лезвийными и абразивными инструментами, а также повышения производительности обработки. На этой основе разработана математическая модель механики процесса резания, позволяющая установить оптимальные решения и с единых позиций оценить технологические возможности повышения производительности и качества лезвийной и абразивной обработки.

Для решения данной задачи предположим, что на обрабатываемый материал со стороны движущегося инструмента действуют тангенциальная  $P_z$  и радиальная  $P_y$  составляющие силы резания (рис. 3.12,а). Под действием этих сил материал деформируется. В нем возникают касательные напряжения  $\tau$  в плоскостях, расположенных под углом  $\beta$  к направлению движения инструмента.

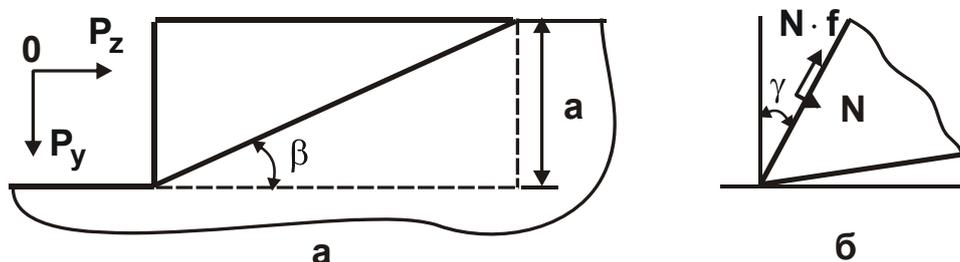


Рис. 3.12. Расчетная схема параметров стружкообразования при резании (а) и схема сил, действующих на передней поверхности инструмента (б)

Для определения положения плоскости, в которой касательное напряжение  $\tau$  максимально и в которой происходит сдвиг обрабаты-

ваемого материала, необходимо спроецировать составляющие силы резания  $P_z$  и  $P_y$  на плоскость, расположенную под углом  $\beta$ , и определить касательное напряжение:

$$\tau = \frac{\sin \beta}{a \cdot b} \cdot (P_z \cdot \cos \beta - P_y \cdot \sin \beta), \quad (3.30)$$

где  $a, b$  – толщина и ширина среза, м.

С учетом  $K_{\text{рез}} = P_z / P_y$  получено:

$$\tau = \frac{P_y}{a \cdot b} \cdot (0,5 \cdot K_{\text{рез}} \cdot \sin 2\beta - \sin^2 \beta). \quad (3.31)$$

Касательное напряжение  $\tau$  имеет максимум от угла  $\beta$ . Поэтому, подчиняя функцию  $\tau$  условию экстремума  $\tau'_\beta = 0$ , получена зависимость для определения экстремального значения угла  $\beta$  – условного угла сдвига обрабатываемого материала:

$$\operatorname{tg} 2\beta = K_{\text{рез}}. \quad (3.32)$$

С увеличением угла  $\beta$  коэффициент резания  $K_{\text{рез}}$  неограниченно увеличивается. При условии  $\beta \rightarrow 45^\circ$  коэффициент резания  $K_{\text{рез}} \rightarrow \infty$ , что соответствует условию одноосного сжатия снимаемого припуска (в виде прямолинейного бруса) продольной силой  $P_z$ . С учетом

соотношения  $\operatorname{tg} 2\beta = \frac{\sin 2\beta}{\sqrt{1 - \sin^2 2\beta}}$  и (3.32) зависимость (3.31) можно

преобразовать:

$$K_{\text{рез}}^2 \cdot (1 - \sin^2 2\beta) = \sin^2 2\beta, \quad (3.33)$$

откуда

$$\sin 2\beta = \frac{K_{\text{рез}}}{\sqrt{1 + K_{\text{рез}}^2}}; \quad (3.34)$$

$$\sin^2 \beta = \frac{(1 - \sqrt{1 - \sin^2 2\beta})}{2} = \frac{\left(1 - \sqrt{1 - \frac{K_{\text{рез}}^2}{1 + K_{\text{рез}}^2}}\right)}{2}. \quad (3.35)$$

Подставляя зависимости (3.34) и (3.35) в (3.31), после преобразования получено:

$$\tau = \frac{P_y}{2 \cdot a \cdot b} \cdot \left(\sqrt{1 + K_{\text{рез}}^2} - 1\right). \quad (3.36)$$

Умножая числитель и знаменатель зависимости (3.36) на сопряженную величину  $\left(\sqrt{1+K_{\text{рез}}^2} + 1\right)$ , имеем:

$$\tau = \frac{P_y}{2 \cdot a \cdot v} \cdot \frac{K_{\text{рез}}^2}{\left(1 + \sqrt{1+K_{\text{рез}}^2}\right)}. \quad (3.37)$$

Принимая условие  $\tau = \tau_{\text{сдв}}$ , из зависимости (3.37) определяется радиальная составляющая силы резания:

$$P_y = \frac{2 \cdot a \cdot v \cdot \tau_{\text{сдв}}}{K_{\text{рез}}^2} \cdot \left(1 + \sqrt{1+K_{\text{рез}}^2}\right). \quad (3.38)$$

Соответственно тангенциальная составляющая силы резания  $P_z$  и условное напряжение резания  $\sigma$  (энергоёмкость обработки) аналитически опишутся:

$$P_z = K_{\text{рез}} \cdot P_y = \frac{2 \cdot a \cdot v \cdot \tau_{\text{сдв}}}{K_{\text{рез}}} \cdot \left(1 + \sqrt{1+K_{\text{рез}}^2}\right); \quad (3.39)$$

$$\sigma = \frac{P_z}{a \cdot v} = \frac{2 \cdot \tau_{\text{сдв}}}{K_{\text{рез}}} \cdot \left(1 + \sqrt{1+K_{\text{рез}}^2}\right), \quad (3.40)$$

где  $\sigma_{\text{сж}} \approx 2 \cdot \tau_{\text{сдв}}$  – предел прочности на сжатие обрабатываемого материала, Н/м<sup>2</sup>.

Таким образом, получены аналитические зависимости для определения параметров силовой напряженности процесса резания, которые идентичны зависимостям, полученным на основе упрощенных расчетов и приведенные в п. 3.3.

Коэффициент резания  $K_{\text{рез}}$  может изменяться в широких пределах:  $0 < K_{\text{рез}} < \infty$ . При резании абразивным инструментом  $K_{\text{рез}} < 1$ , при резании лезвийным инструментом  $K_{\text{рез}} \geq 1$ . С увеличением  $K_{\text{рез}}$ , исходя из зависимости (3.40), условное напряжение резания  $\sigma$  (энергоёмкость обработки) уменьшается.

Для условия  $K_{\text{рез}} < 1$  имеем:

$$\sigma = \frac{\tau_{\text{сдв}}}{K_{\text{рез}} \cdot \left[ \frac{1}{2 \cdot \sqrt{1+K_{\text{рез}}^2}} - \frac{1}{(4+K_{\text{рез}}^2)} \right]}. \quad (3.41)$$

Как видно, уменьшить условное напряжение резания  $\sigma$  можно увеличением коэффициента резания  $K_{рез}$ . Таким образом показано, что условное напряжение резания  $\sigma$  (энергоёмкость обработки) зависит от коэффициента резания  $K_{рез}$  и предела прочности на сдвиг обрабатываемого материала  $\tau_{сдв}$ .

С учетом тригонометрического соотношения  $\operatorname{tg}2\beta = \frac{2 \cdot \operatorname{tg}\beta}{1 - \operatorname{tg}^2\beta}$  и зависимости (3.32) условное напряжение резания  $\sigma$  (энергоёмкость обработки), описываемое зависимостью (3.40), принимает вид:

$$\sigma = \frac{\sigma_{сж}}{\operatorname{tg}\beta}. \quad (3.42)$$

Как видно, энергоёмкость обработки  $\sigma$  вполне однозначно определяется условным углом сдвига обрабатываемого материала  $\beta$ : чем он больше, тем меньше  $\sigma$ , что согласуется с известными экспериментальными данными.

Коэффициент резания  $K_{рез}$  можно выразить через силы  $N$  и  $N \cdot f$ , возникающие на передней поверхности инструмента (рис. 3.12,б, рис. 3.13):

$$\begin{cases} P_z = N \cdot \cos \gamma + N \cdot f \cdot \sin \gamma \\ P_y = N \cdot \sin \gamma + N \cdot f \cdot \cos \gamma \end{cases}, \quad (3.43)$$

где  $f$  – коэффициент трения;  
 $\gamma$  – передний угол инструмента.

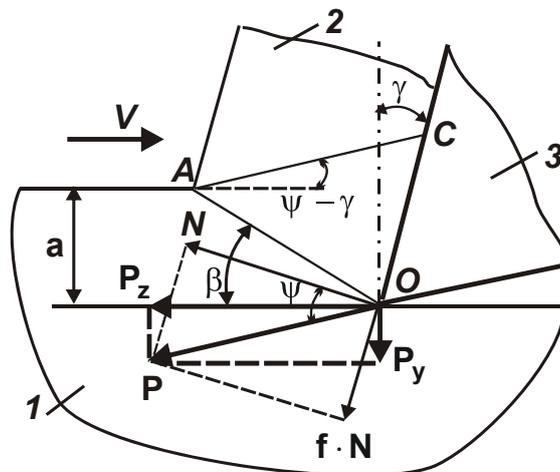


Рис. 3.13. Расчетная схема параметров стружкообразования при резании: 1 – обрабатываемый материал; 2 – образующаяся стружка; 3 – режущий инструмент

Откуда

$$K_{\text{рез}} = \frac{1 + f \cdot \operatorname{tg} \gamma}{f - \operatorname{tg} \gamma}. \quad (3.44)$$

С увеличением переднего угла инструмента  $\gamma$  и уменьшением коэффициента трения  $f$  (учитывая доминирующую роль знаменателя в зависимости (3.44)) коэффициент резания  $K_{\text{рез}}$  увеличивается, что приводит к уменьшению  $\sigma$ . Этим показано, что наиболее энергоемкими являются процессы абразивной обработки, характеризующиеся небольшими значениями  $K_{\text{рез}} < 1$  вследствие отрицательных передних углов режущих зерен. Процессы лезвийной обработки менее энергоемки.

Наименьшей энергоемкостью обладают процессы обработки металлов давлением. Теоретические результаты согласуются с экспериментальными данными. Например, по данным Швеца В. В. (табл. 3.7 [139]), энергия, затрачиваемая на съем материала, меньше, а производительность обработки больше при резании лезвийным инструментом. По мере уменьшения отношения  $a_z/R$  (где  $a_z$  – толщина среза, м;  $R$  – радиус округления режущей кромки инструмента, м), т.е. с переходом от точения к развертыванию и шлифованию, энергия, затрачиваемая на съем материала, увеличивается, что связано с ухудшением условий стружкообразования в процессе резания.

Таблица 3.7

Характеристика типовых операций механической обработки

Операции	Площадь поперечного сечения срезаемого слоя, мм <sup>2</sup>	Энергия, затрачиваемая на съем металла, 10 <sup>-3</sup> Дж/см <sup>3</sup>	Скорость резания, м/с	Производительность обработки, см <sup>3</sup> /с
Точение	1,0	0,5 – 0,7	1,5 – 7,5	5·10 <sup>-2</sup> – 5·10
Протягивание	0,5	2,5 – 3,7	0,01 – 0,1	4·10 <sup>-3</sup> – 1·10 <sup>-1</sup>
Фрезерование	0,3	5,0 – 7,5	2 – 6	2·10 <sup>-3</sup> – 1
Развертывание	0,1	12 – 30	0,15 – 1,6	5·10 <sup>-3</sup> – 5·10 <sup>-1</sup>
Шлифование	0,00005	55 – 70	25 – 50	5·10 <sup>-3</sup> – 2·10 <sup>-2</sup>

Операции обработки металлов давлением [139] характеризуются наименьшей энергоемкостью, что также согласуется с приведенными

теоретическими результатами. С учетом  $\operatorname{tg} \psi = f$  зависимость (3.44) принимает вид:

$$K_{\text{рез}} = \operatorname{ctg}(\psi - \gamma), \quad (3.45)$$

где  $\psi$  – условный угол трения на передней поверхности инструмента.

Сравнивая зависимости (3.32) и (3.45), получено:

$$\beta = 45^{\circ} + \frac{\gamma - \psi}{2}. \quad (3.46)$$

Эта зависимость совпадает с известной зависимостью для расчета условного угла сдвига материала, полученной профессором Зворыкиным К. А.

Согласно зависимости (3.45), добиться выполнения условия  $K_{\text{рез}} \rightarrow \infty$  и, следовательно, наименьшего значения  $\sigma \rightarrow 2 \cdot \tau_{\text{сдв}}$  можно при условии  $\gamma \rightarrow \psi$ .

Исходя из зависимостей  $P_z = \sigma \cdot Q / V$  и (3.40), можно определить производительность обработки:

$$Q = \frac{P_z \cdot V}{2 \cdot \tau_{\text{сдв}}} \cdot \frac{K_{\text{рез}}}{\left(1 + \sqrt{1 + K_{\text{рез}}^2}\right)}. \quad (3.47)$$

Как видно, для увеличения производительность обработки  $Q$  необходимо увеличивать параметры  $P_z$ ,  $V$  и  $K_{\text{рез}}$ . Однако увеличение тангенциальной составляющей силы резания  $P_z$  ограничено прочностью инструмента, а увеличение скорости резания  $V$  – его стойкостью в связи с увеличением температуры резания. Коэффициент резания  $K_{\text{рез}}$  практически неограничен и изменяется в широких пределах  $0 < K_{\text{рез}} < \infty$ . При этом производительность обработки  $Q$  с увеличением коэффициента резания  $K_{\text{рез}} \rightarrow \infty$  непрерывно увеличивается, асимптотически приближаясь к максимальному значению

$$Q_{\text{max}} = \frac{P_z \cdot V}{2 \cdot \tau_{\text{сдв}}} = \frac{N}{2 \cdot \tau_{\text{сдв}}} = \frac{N}{\sigma_{\text{сж}}}, \quad (3.48)$$

где  $N = P_z \cdot V$  – мощность резания, Вт.

Следовательно, чем больше коэффициент резания  $K_{\text{рез}}$ , тем больше производительность обработки  $Q$ . Исходя из зависимости (3.44), это связано с выполнением условия  $f \rightarrow \operatorname{tg} \gamma$ . На рис. 3.14 приведены расчетные значения отношения

$$\frac{Q}{Q_{\max}} = \frac{K_{\text{рез}}}{\left(1 + \sqrt{1 + K_{\text{рез}}^2}\right)}, \quad (3.49)$$

которые вполне однозначно определяются коэффициентом резания  $K_{\text{рез}}$ . Согласно зависимости (3.48), максимальная производительности обработки  $Q_{\max}$  определяется мощностью резания  $N$ : чем больше  $N$ , тем больше  $Q_{\max}$  (рис. 3.15).

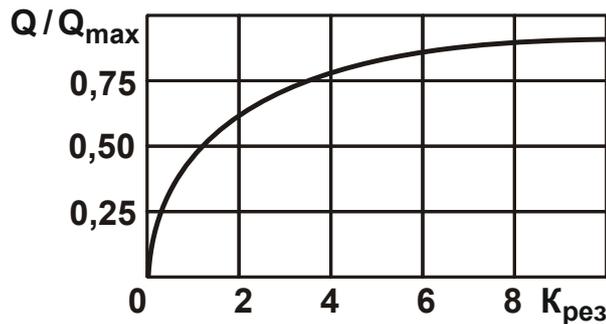


Рис. 3.14. Зависимость  $Q/Q_{\max}$  от коэффициента резания  $K_{\text{рез}}$

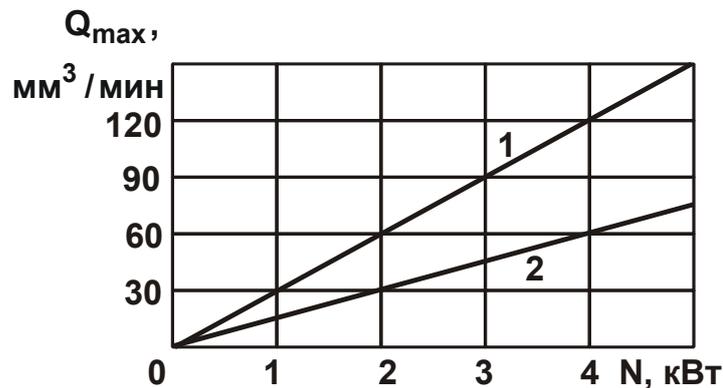


Рис. 3.15. Зависимость максимальной производительности обработки  $Q_{\max}$  от мощности резания  $N$ :

1 –  $\sigma_{\text{сж}} = 2\,000 \text{ Н/мм}^2$ ; 2 –  $\sigma_{\text{сж}} = 4\,000 \text{ Н/мм}^2$

Таким образом, добиться существенного увеличения производительности обработки  $Q$  можно в условиях резания лезвийными инструментами ( $K_{\text{рез}} > 1$ ), управляя контактными процессами на рабочих поверхностях инструмента. При резании абразивными инструментами (при шлифовании) справедливо условие  $K_{\text{рез}} < 1$ , что ограничивает увеличение производительности обработки  $Q$ , которая в данном случае равна:

$$Q = \frac{P_z \cdot V_{кр}}{4 \cdot \tau_{сдв}} \cdot K_{рез}, \quad (3.50)$$

где  $V_{кр}$  – скорость круга, м/с.

Увеличить производительность обработки  $Q$  можно увеличением параметров  $P_z$ ,  $V_{кр}$  и  $K_{рез}$ . Зависимость (3.50) справедлива при шлифовании по жесткой схеме. При шлифовании по упругой схеме с учетом  $P_z = P_y \cdot K_{рез}$ , имеем:

$$Q = \frac{P_y \cdot V_{кр}}{4 \cdot \tau_{сдв}} \cdot K_{рез}^2. \quad (3.51)$$

Здесь роль коэффициента резания  $K_{рез}$  усиливается, и производительность обработки  $Q$  зависит главным образом от  $K_{рез}$ .

Удельные составляющие силы резания описываются:

$$P_{z_{уд}} = \frac{P_z}{a \cdot v \cdot \sigma_{сж}} = \frac{1}{K_{рез}} \cdot \left(1 + \sqrt{1 + K_{рез}^2}\right); \quad (3.52)$$

$$P_{y_{уд}} = \frac{P_y}{a \cdot v \cdot \sigma_{сж}} = \frac{1}{K_{рез}^2} \cdot \left(1 + \sqrt{1 + K_{рез}^2}\right). \quad (3.53)$$

Из зависимостей (3.52) и (3.53) следует, что параметры  $P_{z_{уд}}$  и  $\sigma$  идентичны, поскольку описываются одной и той же зависимостью. Анализ рассчитанных на основе зависимостей (3.52) и (3.53) значений  $P_{z_{уд}}$  и  $P_{y_{уд}}$ , которые приведены на рис. 3.16,а, показывает, что при условии  $K_{рез} = 1$  параметры  $P_{z_{уд}}$  и  $P_{y_{уд}}$  равны между собой, а при условии  $K_{рез} < 1$  и  $K_{рез} > 1$  справедливо:  $P_{z_{уд}} < P_{y_{уд}}$ ;  $P_{z_{уд}} > P_{y_{уд}}$ .

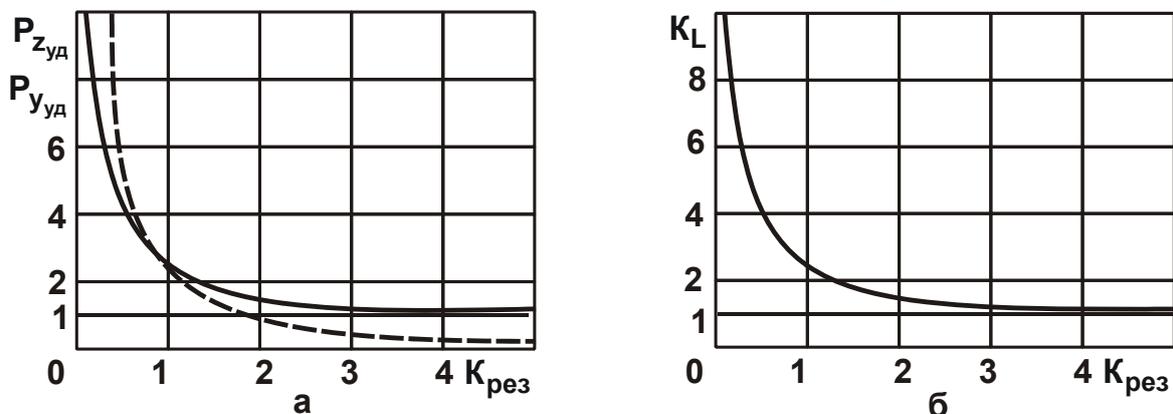


Рис. 3.16. Зависимости  $P_{z_{уд}}$  (сплошная линия) и  $P_{y_{уд}}$  (пунктирная линия) от  $K_{рез}$  (а) и  $K_L$  от  $K_{рез}$  (б)

Как известно, условие  $K_{рез} < 1$  реализуется при абразивной обработке, а условие  $K_{рез} > 1$  – при лезвийной обработке [122]. Следовательно, при абразивной обработке наибольшее влияние на технологические параметры процесса оказывает радиальная  $P_y$  составляющая силы резания, а при лезвийной обработке – тангенциальная  $P_z$  составляющая силы резания. При этом составляющие силы резания при лезвийной обработке ( $K_{рез} > 1$ ) меньше, чем при абразивной обработке ( $K_{рез} < 1$ ), что свидетельствует о возможностях повышения точности и качества обработки при резании лезвийными инструментами. Это обусловлено меньшими значениями энергоёмкости обработки  $\sigma = P_{зуд}$ , которая при условии  $K_{рез} \rightarrow \infty$  стремится принять значения  $\sigma_{сж}$ . В этом случае условия стружкообразования соответствуют условиям разрушения прямолинейного образца при его сжатии. С учетом формулы профессора Тиме А. Н.:  $\operatorname{tg} \beta = \frac{\cos \gamma}{K_L - \sin \gamma}$  зависимость (3.51) выразится:

$$\sigma = \sigma_{сж} \cdot \frac{(K_L - \sin \gamma)}{\cos \gamma}, \quad (3.54)$$

где  $K_L$  – коэффициент усадки стружки.

Поскольку  $K_L \gg \sin \gamma$ , а  $\cos \gamma \approx 1$ , то зависимость (3.54) в первом приближении может быть упрощена и представлена в виде:

$$\frac{\sigma}{\sigma_{сж}} = K_L. \quad (3.55)$$

Следовательно, энергоёмкость обработки  $\sigma$  определяет коэффициент усадки стружки  $K_L$ : чем больше  $\sigma$ , тем больше  $K_L$ .

Подставляя зависимость (3.51) в (3.55), имеем:

$$K_L = \frac{1}{K_{рез}} \cdot \left( 1 + \sqrt{1 + K_{рез}^2} \right). \quad (3.56)$$

Откуда

$$K_{рез} = \frac{2 \cdot K_L}{(K_L^2 - 1)}. \quad (3.57)$$

На рис. 3.16,б приведены рассчитанные по зависимости (3.56) значения  $K_L$ . Как видно, коэффициент усадки стружки  $K_L$  резко уменьшается в диапазоне  $K_{рез} < 1$  и незначительно изменяется в диа-

пазоне  $K_{рез} > 1$ , неограниченно приближаясь к значению  $K_L \rightarrow 1$ . Следовательно, основные изменения  $K_L$  происходят в диапазоне  $K_{рез} < 1$ .

Исходя из зависимости  $K_{рез} = P_z / P_y = \operatorname{tg} 2\beta = \operatorname{ctg}(\psi - \gamma)$ , уменьшение коэффициента резания  $K_{рез}$  связано с уменьшением условного угла сдвига обрабатываемого материала  $\beta$  за счет увеличения разности углов  $(\psi - \gamma)$ , т.е. увеличения условного угла трения на передней поверхности инструмента  $\psi$  и уменьшения переднего угла инструмента  $\gamma$ . В особой мере это проявляется при шлифовании, когда угол  $\gamma$  становится отрицательным и зависимость для определения коэффициента резания принимает вид  $K_{рез} = P_z / P_y = \operatorname{tg} 2\beta = \operatorname{ctg}(\psi + \gamma)$ . В этом случае с увеличением угла  $(\psi + \gamma)$  коэффициент резания  $K_{рез} \rightarrow 0$ . Этим объясняется более высокие значения составляющих силы резания  $P_z$  и  $P_y$ , энергоемкости обработки  $\sigma$  и, соответственно, коэффициента усадки стружки  $K_L$ , которые имеют место на практике при шлифовании. Исходя из сказанного, основными путями увеличения коэффициента резания  $K_{рез}$  и, соответственно, уменьшения параметров силовой напряженности процесса резания  $P_z$ ,  $P_y$ ,  $\sigma$  и  $K_L$  являются уменьшение угла  $\psi$  и увеличение положительного угла  $\gamma$  (при лезвийной обработке) и уменьшение отрицательного угла  $\gamma$  (при абразивной обработке). При резании алмазным лезвийным инструментом, характеризующимся наименьшим коэффициентом трения на передней поверхности инструмента, разность углов  $(\psi - \gamma)$  может быть существенно уменьшена, что приводит к увеличению коэффициента резания  $K_{рез}$  и снижению параметров силовой напряженности процесса резания  $P_z$ ,  $P_y$ ,  $\sigma$  и  $K_L$ .

Заслуживает внимания факт, что значениям  $K_L > 2$  соответствуют значения  $K_{рез} < 1$ . В этом случае  $P_z < P_y$ , что согласуется с результатами экспериментальных исследований при шлифовании. Однако при тчении наблюдается противоположная закономерность:  $P_z > P_y$  при  $K_L > 2$  [12]. Данное несоответствие теоретических и экспериментальных результатов связано с тем, что тангенциальная составляющая силы резания  $P_z$ , описываемая зависимостью (3.47), определяет лишь условие сдвига обрабатываемого материала в условной плоскости

сдвига и не учитывает трение сходящей стружки с передней поверхностью инструмента, тогда как экспериментально установленная тангенциальная составляющая силы резания  $P_z$  является результирующей, учитывающей как условия сдвига обрабатываемого материала в условной плоскости сдвига, так и процесс трения на передней поверхности инструмента.

В отличие от тангенциальной составляющей силы резания  $P_z$ , радиальная составляющая силы резания  $P_y$ , описываемая зависимостью (3.50), приблизительно равна ее экспериментальному значению. Поэтому между составляющими силы резания  $P_z$  и  $P_y$ , описываемыми зависимостями (3.47) и (3.50), существует сложная связь  $P_z / P_y = K_{рез}$ , где коэффициент резания  $K_{рез}$  может принимать значения  $K_{рез} < 1$  и  $K_{рез} > 1$ . Экспериментально установлено, что  $P_z / P_y = 1/f$ , где  $f$  – коэффициент трения сходящей стружки с передней поверхностью резца ( $f < 1$ ). Следовательно, при точении  $P_z > P_y$ , что соответствует условию  $K_{рез} > 1$ . Этим показано, что процесс резания подчиняется более сложным закономерностям и не может быть однозначно представлен экспериментально установленными составляющими силы резания, которые учитывают процессы резания и трения при стружкообразовании.

На основе проведенного анализа можно заключить, что основным условием повышения коэффициента резания  $K_{рез} > 1$  и в целом эффективности обработки является уменьшение радиальной составляющей силы резания  $P_y$ , которая обусловлена интенсивным трением сходящей стружки с передней поверхностью резца [84]. Это может быть достигнуто различными способами дробления стружки в зоне резания, снижением коэффициента трения обрабатываемого и инструментального материалов, применением так называемого косоугольного резания, обеспечивающего изменение угла схода стружки и т.д. Необходимо отметить, что в настоящее время на практике имеется большой арсенал технических решений по уменьшению радиальной составляющей силы резания  $P_y$ . Однако все они основаны на эмпирическом представлении процесса резания, что не позволяет в полной мере раскрыть физические закономерности и технологические возможности процесса резания. Поэтому предложенная в работе матема-

тическая модель механики процесса резания позволит в определенной степени ликвидировать имеющий место дисбаланс между теорией и практикой процесса резания и выявить новые технологические возможности повышения его эффективности.

### **3.5. Определение составляющих сил резания, действующих на передней и задней поверхностях резца**

Процесс точения является одним из основных методов формообразования поверхностей деталей машин резанием благодаря относительно низкой энергоемкости обработки. Это позволяет производить высокопроизводительную обработку в широких диапазонах изменения параметров режима резания, включая высокоскоростное резание. Использование современных сборных твердосплавных резцов с износостойкими покрытиями открыло новые возможности интенсификации процесса обработки и достижения высоких показателей качества обрабатываемых поверхностей. Одним из ограничивающих факторов при этом является увеличение силовой и тепловой напряженностей процесса резания в связи с износом инструмента и образованием на нем площадок износа. Поэтому важно количественно оценить составляющие силы резания, возникающие на передней и задней поверхностях резца при резании, в зависимости от степени его износа и обосновать условия их уменьшения.

Необходимость решения данной задачи связана с тем, что в научно-технической литературе отсутствуют аналитические зависимости, разделяющие силы резания, возникающие на передней и задней поверхностях резца, с учетом величины площадки износа, образующейся на задней поверхности резца. Отсутствие этих зависимостей не позволяет в полной мере оценить роль длины площадки износа в формировании силовой и тепловой напряженности процесса резания и определить условия, при которых возможен процесс резания без ухудшения качества обрабатываемых поверхностей, а также не позволяет определить условия повышения производительности обработки. Поэтому необходимо разработать теоретический подход к определению сил резания, возникающих на передней и задней поверхностях резца, с учетом величины площадки износа, образующейся на задней поверхности резца.

Тангенциальная  $P_z$  и радиальная  $P_y$  составляющие силы резания при точении, обусловленные процессами резания и точения, в общем виде могут быть описаны зависимостями [122; 132; 134]:

$$P_z = P_{z_{рез}} + P_{z_{тр}}; \quad (3.58)$$

$$P_y = P_{y_{рез}} + P_{y_{тр}}, \quad (3.59)$$

где  $P_{z_{рез}}$ ;  $P_{y_{рез}}$  – тангенциальная и радиальная составляющие силы резания, возникающие на передней поверхности резца, Н;

$P_{z_{тр}}$ ;  $P_{y_{тр}}$  – тангенциальная и радиальная составляющие силы резания, возникающие на задней поверхности резца вследствие трения обрабатываемого материала с площадкой износа, образующейся на задней поверхности резца, Н.

Как установлено в работе [134], отношение  $P_{z_{рез}}/P_{y_{рез}} = \text{ctg}(\psi - \gamma)$ , где  $\psi$  – условный угол трения обрабатываемого материала с передней поверхностью резца ( $\text{tg } \psi = f$  – коэффициент трения);  $\gamma$  – положительный передний угол резца.

При условии  $\gamma = 0$  отношение  $P_{z_{рез}}/P_{y_{рез}} = \text{ctg } \psi = 1/f$ . С определенным приближением можно принять, что  $P_{z_{тр}}/P_{y_{тр}} = f$ . Тогда зависимости (3.58) и (3.59) выразятся:

$$P_z = P_{z_{рез}} \cdot \left( 1 + \frac{P_{z_{тр}}}{P_{z_{рез}}} \right); \quad (3.60)$$

$$P_y = f \cdot P_{z_{рез}} + \frac{P_{z_{тр}}}{f} = P_{z_{рез}} \cdot \left( f + \frac{1}{f} \cdot \frac{P_{z_{тр}}}{P_{z_{рез}}} \right). \quad (3.61)$$

В результате удалось выразить составляющие силы резания  $P_z$  и  $P_y$  через отношение  $P_{z_{тр}}/P_{z_{рез}}$ . С его увеличением составляющие силы резания увеличиваются, что согласуется с практикой резания.

Поскольку коэффициент трения  $f < 1$  и, соответственно, отношение  $1/f$ , стоящее во втором слагаемом зависимости (3.61), всегда больше коэффициента трения  $f$ , стоящего в первом слагаемом, то по мере увеличения отношения  $P_{z_{тр}}/P_{z_{рез}}$  второе слагаемое существенно увеличивается до значения первого слагаемого и более. Этим показано, что наличие отношения  $1/f$ , стоящего во втором слагаемом зави-

симости (3.61), предопределяет значительное увеличение радиальной составляющей силы резания  $P_y$  и, соответственно, увеличение силовой и тепловой напряженностей процесса резания, снижение качества и точности обрабатываемых поверхностей с течением времени обработки, т.е. по мере износа резца по задней поверхности.

Очевидно, тангенциальная составляющая силы резания  $P_z$ , описываемая зависимостью (3.60), в значительно меньшей степени зависит от увеличения отношения  $P_{z_{тр}}/P_{z_{рез}}$ , чем радиальная составляющая силы резания  $P_y$ , описываемая зависимостью (3.61). Для оценки интенсивности изменения отношения  $P_z/P_y$  необходимо проанализировать зависимость:

$$\frac{P_z}{P_y} = \frac{\left(1 + \frac{P_{z_{тр}}}{P_{z_{рез}}}\right)}{\left(f + \frac{1}{f} \cdot \frac{P_{z_{тр}}}{P_{z_{рез}}}\right)}. \quad (3.62)$$

В табл. 3.8 и на рис. 3.17 приведены расчетные значения отношения  $P_z/P_y$  в зависимости от отношения  $P_{z_{тр}}/P_{z_{рез}}$  для различных значений коэффициента трения  $f$ . Как видно, с увеличением отношения  $P_{z_{тр}}/P_{z_{рез}}$  отношение  $P_z/P_y$  непрерывно уменьшается от значения  $1/f$  (при  $P_{z_{тр}}/P_{z_{рез}} = 0$ ) до значений, меньших единицы. Следовательно, в начальный момент обработки, когда  $P_{z_{тр}}/P_{z_{рез}} = 0$ , отношение  $P_z/P_y = 1/f$  принимает значения, большие единицы, т.е.  $P_z > P_y$ . При значении  $P_{z_{тр}}/P_{z_{рез}} = 0,5$  отношение  $P_z/P_y < 1$ , т.е.  $P_z < P_y$ , а с уменьшением коэффициента трения  $f$  до значения 0,1 отношение  $P_z/P_y$  становится меньше единицы даже при меньшем значении  $P_{z_{тр}}/P_{z_{рез}}$ .

Таблица 3.8

Расчетные значения отношения  $P_z/P_y$

$P_{z_{тр}}/P_{z_{рез}}$	0	0,125	0,25	0,5	0,75	1	2	10
$P_z/P_y$ для $f = 0,3$	3,33	1,57	1,1	0,763	0,625	0,55	0,43	0,32
$P_z/P_y$ для $f = 0,1$	10	0,83	0,48	0,294	0,23	0,198	0,1	0,099

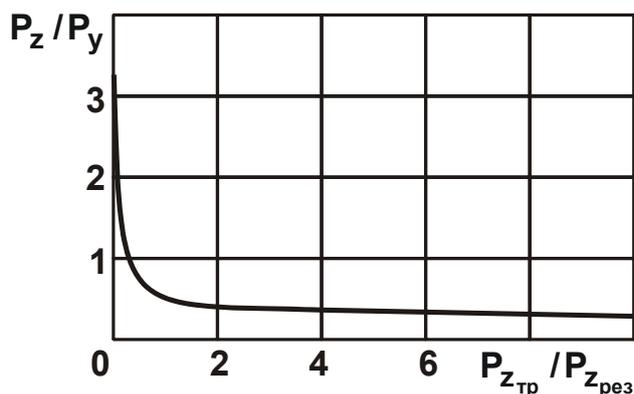


Рис. 3.17. Зависимость  $P_z/P_y$  от отношения  $P_{z_{тр}}/P_{z_{рез}}$  для  $f=0,3$

Для определения значения  $P_{z_{тр}}/P_{z_{рез}}$ , при котором отношение  $P_z/P_y$  становится равным единице, необходимо решить уравнение, полученное на основе зависимости (3.62):

$$\frac{\left(1 + \frac{P_{z_{тр}}}{P_{z_{рез}}}\right)}{\left(f + \frac{1}{f} \cdot \frac{P_{z_{тр}}}{P_{z_{рез}}}\right)} = 1. \quad (3.63)$$

В результате решения уравнения получено:

$$\frac{P_{z_{тр}}}{P_{z_{рез}}} = f. \quad (3.64)$$

Следовательно, отношение  $P_z/P_y$  принимает значение, равное единице при условии  $P_{z_{тр}}/P_{z_{рез}} = f$ , т.е. чем больше коэффициент трения  $f$ , тем больше значение  $P_{z_{тр}}/P_{z_{рез}}$ . Этим объясняются результаты расчетов, приведенные в табл. 3.8. Так, с увеличением коэффициента трения  $f$  (с 0,1 до 0,3) отношение  $P_{z_{тр}}/P_{z_{рез}}$ , при котором выполняется условие  $P_z/P_y = 1$ , увеличивается, а отношение  $P_z/P_y$  также принимает большие значения.

Полученное решение справедливо для нулевого переднего угла резца. В случае положительного переднего угла резца  $\gamma$  имеем [134]:

$$\frac{P_{z_{рез}}}{P_{y_{рез}}} = \text{ctg}(\psi - \gamma) = \frac{(1 + f \cdot \text{tg} \gamma)}{(f - \text{tg} \gamma)}. \quad (3.65)$$

Тогда зависимость (3.59) примет вид:

$$P_y = P_{z_{рез}} \cdot \left( \frac{f - \text{tg} \gamma}{1 + f \cdot \text{tg} \gamma} + \frac{1}{f} \cdot \frac{P_{z_{тр}}}{P_{z_{рез}}} \right). \quad (3.66)$$

С увеличением переднего угла резца  $\gamma$  первое слагаемое в зависимости (3.66) уменьшается, что усиливает второе слагаемое в случае образования на задней поверхности резца площадки износа.

Отношение  $P_z/P_y$  с учетом зависимостей (3.58) и (3.66) опишется:

$$\frac{P_z}{P_y} = \frac{\left(1 + \frac{P_{z_{тр}}}{P_{z_{рез}}}\right)}{\left(\frac{f - \operatorname{tg} \gamma}{1 + f \cdot \operatorname{tg} \gamma} + \frac{1}{f} \cdot \frac{P_{z_{тр}}}{P_{z_{рез}}}\right)}. \quad (3.67)$$

Используя экспериментальные значения отношения  $P_z/P_y$ , можно рассчитать значения отношения  $P_{z_{тр}}/P_{z_{рез}}$ . Это открывает новые возможности анализа закономерностей изменения составляющих силы резания, обусловленных процессами резания и трения.

При условии  $P_z/P_y = 1$  зависимость (3.67) принимает вид уравнения относительно неизвестной величины  $P_{z_{тр}}/P_{z_{рез}}$ :

$$\frac{\left(1 + \frac{P_{z_{тр}}}{P_{z_{рез}}}\right)}{\left(\frac{f - \operatorname{tg} \gamma}{1 + f \cdot \operatorname{tg} \gamma} + \frac{1}{f} \cdot \frac{P_{z_{тр}}}{P_{z_{рез}}}\right)} = 1. \quad (3.68)$$

Его решение:

$$\frac{P_{z_{тр}}}{P_{z_{рез}}} = \frac{\left(1 - \frac{f \cdot \operatorname{tg} \gamma}{1 + f \cdot \operatorname{tg} \gamma}\right) \cdot f}{(1 - f)}. \quad (3.69)$$

В табл. 3.9 и на рис. 3.18 приведены расчетные значения  $P_{z_{тр}}/P_{z_{рез}}$  в зависимости от переднего угла резца  $\gamma$  для  $f=0,3$ . Как видно, с увеличением  $\gamma$  отношение  $P_{z_{тр}}/P_{z_{рез}}$  увеличивается. Это указывает на то, что условие  $P_z/P_y = 1$  выполняется при большем значении  $P_{z_{тр}}$  по отношению к  $P_{z_{рез}}$ . Поэтому величина площадки износа на задней поверхности резца, меньше влияет на  $P_z/P_y$ , т.е. в большем диапазоне изменения  $P_{z_{тр}}/P_{z_{рез}}$  справедливо условие  $P_z > P_y$  и с меньшей силовой напряженностью осуществляется процесс резания.

Таблица 3.9

Расчетные значения отношения  $P_{z_{тр}}/P_{z_{рез}}$  для  $f=0,3$

$\gamma$ , градус	0	10	20	30
$P_{z_{тр}}/P_{z_{рез}}$	0,3	0,378	0,453	0,53

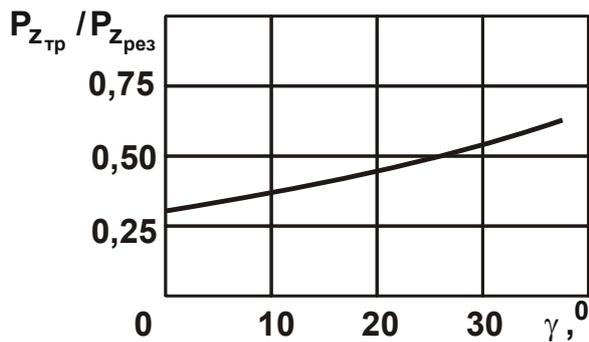


Рис. 3.18. Зависимость отношения  $P_{z_{тр}}/P_{z_{рез}}$  от переднего угла резца  $\gamma$  для  $f=0,3$

Для оценки достоверности полученного решения произведен анализ изменения отношения  $P_{z_{тр}}/P_{z_{рез}}$  на основе экспериментальных значений составляющих силы резания при точении (рис. 3.7 [12]). В данном случае имеет место несвободное резание, поэтому в качестве величины  $P_y$  следует рассматривать величину  $\sqrt{P_y^2 + P_x^2}$ .

Приведенные в табл. 3.10 экспериментально установленные значения отношения  $P_z/P_y$  показывают, что с уменьшением переднего угла резца  $\gamma$  (т.е. с переходом от положительных к отрицательным значениям  $\gamma$ ) они уменьшаются. Следовательно, чем больше положительный передний угол резца  $\gamma$ , тем больше отношение  $P_z/P_y$  и выше эффективность процесса резания, поскольку меньше интенсивность трения резца с обрабатываемым материалом.

Таблица 3.10

Экспериментальные значения  $P_z$ ,  $P_y$  и  $P_z/P_y$

$\gamma$ , градус	20	10	0	-10
$P_z$ , Н	1 850	2 150	2 550	3 100
$P_y$ , Н	600	1 060	1 740	2 970
$P_z/P_y$	3,083	2,028	1,465	1,043

Как следует из табл. 3.10, при переднем угле резца  $\gamma = -10^0$  отношение  $P_z/P_y$  практически равно единице. В общем случае установить зависимость между отношениями  $P_{z_{тр}}/P_{z_{рез}}$  и  $P_z/P_y$  можно на основе уравнения (3.67), представляя его в виде:

$$\frac{P_{z_{тр}}}{P_{z_{рез}}} = \frac{\left[ \left( \frac{f - \operatorname{tg} \gamma}{1 + f \cdot \operatorname{tg} \gamma} \right) \frac{P_y}{P_z} \right]}{\left( \frac{P_y}{P_z} - \frac{1}{f} \right)}. \quad (3.70)$$

В табл. 3.11 и на рис. 3.19 приведены рассчитанные на основе зависимости (3.70) значения  $P_{Z_{тр}}/P_{Z_{рез}}$  для  $f=0,4$  с учетом экспериментальных значений  $P_z/P_y$ , полученных по данным табл. 3.10. Как видно, с уменьшением переднего угла резца  $\gamma$  они увеличиваются.

Таблица 3.11

Расчетные значения  $P_{Z_{тр}}/P_{Z_{рез}}$  для  $f=0,4$

$\gamma$ , градус	20	10	0	-10
$P_z/P_y$	3,083	2,028	1,465	1,043
$P_{Z_{тр}}/P_{Z_{рез}}$	0,1346	0,1415	0,155	0,22

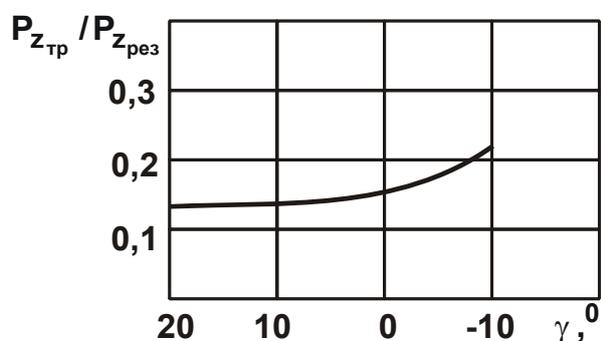


Рис. 3.19. Зависимость отношения  $P_{Z_{тр}}/P_{Z_{рез}}$  от переднего угла резца  $\gamma$  для  $f=0,4$

Сравнивая полученное значение  $P_{Z_{тр}}/P_{Z_{рез}}=0,155$  (для  $\gamma=0$ ) с аналогичными значениями, приведенными в табл. 3.8, видно, что оно получено при относительно небольшом износе резца по задней поверхности, поскольку в противном случае принимало бы весьма большие значения ( $P_{Z_{тр}}/P_{Z_{рез}}=0,5 \dots 10$ ).

Это указывает на то, что производились непродолжительные экспериментальные исследования, в результате чего резец изнашивался незначительно и поэтому отношение  $P_{Z_{тр}}/P_{Z_{рез}}$  принимает небольшое значение. Для определения значений составляющих силы резания  $P_{Z_{рез}}$  и  $P_{Z_{тр}}$  необходимо воспользоваться зависимостью (3.60), представляя ее в виде:

$$P_{Z_{рез}} = \frac{P_z}{\left(1 + \frac{P_{Z_{тр}}}{P_{Z_{рез}}}\right)}. \quad (3.71)$$

Используя значения  $P_{Z_{тр}}$ , приведенные в табл. 3.11, в табл. 3.12 и на рис. 3.20 приведены рассчитанные на основе зависимостей (3.71) и  $P_{Z_{тр}} = P_z - P_{Z_{рез}}$  значения  $P_{Z_{рез}}$  и  $P_{Z_{тр}}$ .

Таблица 3.12

Расчетные значения  $P_{Z_{рез}}$ ,  $P_{Z_{тр}}$  и  $P_{Z_{тр}}/P_Z$ 

$\gamma$ , градус	20	10	0	-10
$P_{Z_{рез}}$ , Н	1 630,5	1 883,5	2 207,8	2 541
$P_{Z_{тр}}$ , Н	2 19,5	2 66,5	342,2	559
$P_{Z_{тр}}/P_Z$	0,119	0,124	0,134	0,18

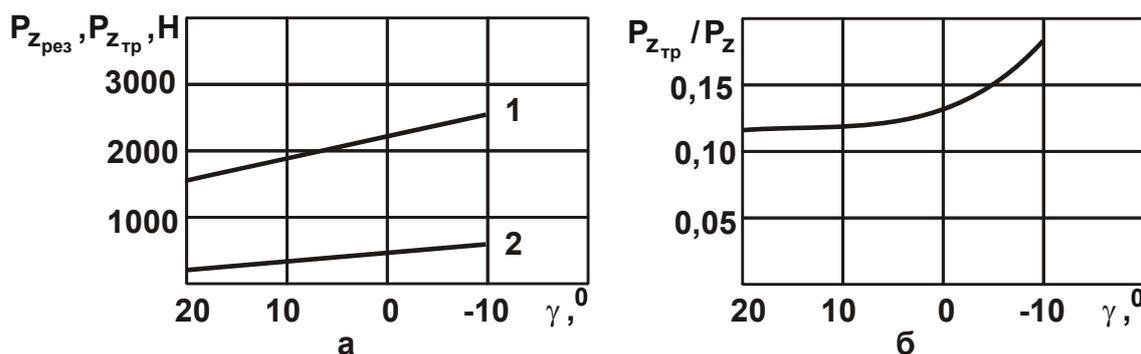


Рис. 3.20. Зависимость  $P_{Z_{рез}}$  (1),  $P_{Z_{тр}}$  (2) (а) и отношения  $P_{Z_{тр}}/P_Z$  (б) от переднего угла резца  $\gamma$

Как следует из табл. 3.12, с уменьшением переднего угла резца  $\gamma$  значения  $P_{Z_{рез}}$  и  $P_{Z_{тр}}$  увеличиваются. Это связано с увеличением интенсивности трения в зоне резания. Однако  $P_{Z_{рез}} > P_{Z_{тр}}$ , поскольку производились непродолжительные экспериментальные исследования, резец изнашивался незначительно, и отношение  $P_{Z_{тр}}/P_{Z_{рез}}$  принимало небольшие значения.

Отношение  $P_{Z_{тр}}/(P_{Z_{рез}} + P_{Z_{тр}}) = P_{Z_{тр}}/P_Z$ , по физической сути определяет долю энергии трения в общем энергетическом балансе процесса резания на передней поверхности резца. Исходя из табл. 3.12, оно изменяется в небольших пределах 0,119 ... 0,18, т.е. доля энергии трения составляет 11,9 ... 18 %. Очевидно, уменьшить долю энергии трения можно увеличением переднего угла резца  $\gamma$ .

Составляющие силы резания  $P_{y_{рез}}$  и  $P_{y_{тр}}$ , исходя из зависимости (3.66), определяются:

$$P_{y_{рез}} = \left( \frac{f - \operatorname{tg} \gamma}{1 + f \cdot \operatorname{tg} \gamma} \right) \cdot P_{Z_{рез}} ; \quad (3.72)$$

$$P_{y_{\text{тр}}} = \frac{1}{f} \cdot P_{z_{\text{тр}}} \cdot \quad (3.73)$$

В табл. 3.13 и на рис. 3.21 приведены расчетные значения  $P_{y_{\text{рез}}}$  и  $P_{y_{\text{тр}}}$  с учетом значений  $P_{z_{\text{рез}}}$  и  $P_{z_{\text{тр}}}$  из табл. 3.12.

Таблица 3.13  
Расчетные значения  $P_{y_{\text{рез}}}$ ,  $P_{y_{\text{тр}}}$ ,  $P_y$ ,  $P_{y_{\text{тр}}} / P_{y_{\text{рез}}}$ ,  $P_{y_{\text{рез}}} / P_{y_{\text{тр}}}$  и  $P_{y_{\text{рез}}} / P_y$

$\gamma$ , градус	20	10	0	-10
$P_{y_{\text{рез}}}$ , Н	51,2	393,8	884,5	1572,5
$P_{y_{\text{тр}}}$ , Н	548,8	663,3	855,5	1397,5
$P_y$ , Н	600	1057,1	1740	2970
$P_{y_{\text{тр}}} / P_{y_{\text{рез}}}$	10,72	1,69	0,97	0,89
$P_{y_{\text{рез}}} / P_{y_{\text{тр}}}$	0,093	0,591	1,03	1,123
$P_{y_{\text{рез}}} / P_y$	0,085	0,373	0,508	0,53

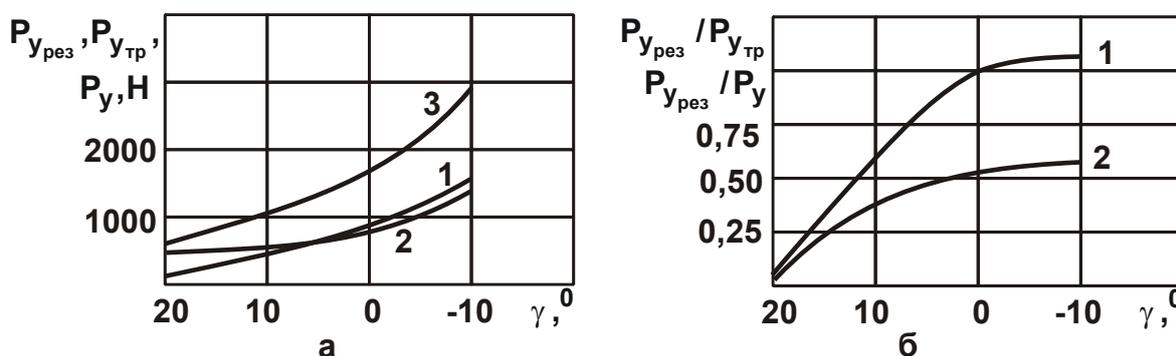


Рис. 3.21. Зависимости  $P_{y_{\text{рез}}}$  (1),  $P_{y_{\text{тр}}}$  (2),  $P_y$  (3) (а) и  $P_{y_{\text{рез}}} / P_{y_{\text{тр}}}$  (1),  $P_{y_{\text{рез}}} / P_y$  (2) (б) от переднего угла резца  $\gamma$

Как следует из табл. 3.13, с уменьшением переднего угла резца  $\gamma$  значения  $P_{y_{\text{рез}}}$  и  $P_{y_{\text{тр}}}$  увеличиваются. При этом в диапазоне  $\gamma = 20 \dots 0^0$  выполняется условие  $P_{y_{\text{тр}}} > P_{y_{\text{рез}}}$ , а при условии  $\gamma < -10^0$ , наоборот,  $P_{y_{\text{тр}}} < P_{y_{\text{рез}}}$ , что связано с ухудшением условий стружкообразования при резании. Отношение  $P_{y_{\text{тр}}} / P_{y_{\text{рез}}}$  с уменьшением переднего угла резца  $\gamma$  уменьшается, особенно в диапазоне  $\gamma = 20 \dots 0^0$ . Соответственно  $P_{y_{\text{рез}}} / P_{y_{\text{тр}}}$  увеличивается до значений, больших единицы.

С целью проверки правильности выполненных расчетов в табл. 3.13 и на рис. 3.21,а приведены расчетные значения радиальной составляющей силы резания  $P_y = P_{y_{рез}} + P_{y_{тр}}$ . Как видно, они фактически совпадают с экспериментально установленными значениями (табл. 3.10). Это свидетельствует о достоверности выполненных расчетов и предложенного теоретического подхода к определению сил резания, возникающих на передней и задней поверхностях резца при точении, с учетом величины площадки износа, образующейся на задней поверхности резца.

Отношение  $P_{y_{рез}} / (P_{y_{рез}} + P_{y_{тр}}) = P_{y_{рез}} / P_y$ , по физической сути определяет долю энергии трения в общем энергетическом балансе процесса резания на задней поверхности резца. Исходя из табл. 3.13 и рис. 3.21,а, оно изменяется в широких пределах (0,085 ... 0,53), т.е. доля энергии трения составляет 8,5 ... 53 %. Уменьшить долю энергии трения можно увеличением переднего угла резца  $\gamma$ . Как видно, доля энергии трения в общем энергетическом балансе процесса резания на задней поверхности резца при переднем угле резца  $\gamma = 20^\circ$  сопоставима, а при переднем угле резца  $\gamma = -10^\circ$  значительно больше доли энергии трения в энергетическом балансе процесса резания на передней поверхности резца.

### **3.6. Оценка энергии трения в общем энергетическом балансе механической обработки резанием**

Для отдельной оценки энергий резания и трения в общем энергетическом балансе механической обработки резанием можно использовать результаты исследований [122; 132], в которых предложены подходы к отдельной оценке энергий резания и трения в общем энергетическом балансе процесса шлифования.

Из зависимости (3.61) вытекает, что коэффициент трения  $f$  резца с обрабатываемым металлом неоднозначно влияет на радиальную  $P_y$  составляющую силы резания, т.е. существует экстремум функции  $P_y$  от  $f$ . Для определения экстремального значения коэффициента трения  $f$  следует зависимость (3.61) подчинить необходимому условию экстремума:  $(P_y)'_f = 0$ . В результате получено:

$$(P_y)'_f = 1 - \frac{1}{f^2} \cdot \frac{P_{z_{тр}}}{P_{z_{рез}}} = 0. \quad (3.74)$$

Отсюда определяется экстремальное значение коэффициента трения

$$f_{\text{экстр}} = \sqrt{\frac{P_{z_{тр}}}{P_{z_{рез}}}}. \quad (3.75)$$

Для определения характера экстремума функции  $P_y$  от  $f$  следует установить знак второй производной функции  $P_y$  от  $f$  в точке ее экстремума. Используя зависимость (3.74), получено:

$$(P_y)''_f = \frac{2}{f^3} \cdot \frac{P_{z_{тр}}}{P_{z_{рез}}} > 0. \quad (3.76)$$

Как видно, вторая производная функции  $P_y$  от  $f$  в точке ее экстремума принимает положительное значение. Следовательно, имеет место минимум функции  $P_y$  от  $f$ . Поэтому при выборе оптимального значения коэффициента трения  $f$  необходимо исходить из условия (3.75): чем меньше отношение  $P_{z_{тр}}/P_{z_{рез}}$ , тем меньше должен быть коэффициент трения  $f$ .

Радиальная  $P_y$  составляющая силы резания в этом случае, после подстановки зависимости (3.75) в (3.61), принимает вид:

$$(P_y)_{\min} = 2 \cdot \sqrt{P_{z_{рез}} \cdot P_{z_{тр}}}. \quad (3.77)$$

Из зависимости (3.77) следует, что минимальное значение радиальной  $P_y$  составляющей силы резания определяется произведением составляющих силы резания  $P_{z_{рез}}$  и  $P_{z_{тр}}$ , которые в одинаковой степени влияют на  $P_y$ . Уменьшая  $P_{z_{тр}}$  до нуля можно уменьшить до нуля значение  $(P_y)_{\min}$ . В этом случае  $f_{\text{экстр}} = 0$ , а тангенциальная составляющая силы резания  $P_z = P_{z_{рез}}$ .

Как известно, добиться наименьшего значения коэффициента трения  $f$  можно за счет использования алмаза и других сверхтвердых материалов (которые характеризуются наименьшим коэффициентом трения с обрабатываемыми металлами) в качестве инструментальных материалов.

Для количественной оценки характера изменения  $P_y$  с увеличением коэффициента трения  $f$  следует представить отношение  $P_y/(P_y)_{\min}$  с учетом зависимостей (3.61) и (3.77) в виде:

$$\frac{P_y}{(P_y)_{\min}} = \frac{1}{2} \cdot \left( f \cdot \sqrt{\frac{P_{z_{\text{рез}}}}{P_{z_{\text{тр}}}}} + \frac{1}{f} \cdot \sqrt{\frac{P_{z_{\text{тр}}}}{P_{z_{\text{рез}}}}} \right). \quad (3.78)$$

Рассматривая коэффициент трения  $f$  в виде:  $f = n \cdot f_{\text{экстр}} = n \cdot \sqrt{P_{z_{\text{тр}}}/P_{z_{\text{рез}}}}$  и подставляя полученное выражение в зависимость (3.78), имеем:

$$\frac{P_y}{(P_y)_{\min}} = \frac{1}{2} \cdot \left( n + \frac{1}{n} \right), \quad (3.79)$$

где  $n$  – положительное число.

В табл. 3.14 и на рис. 3.22 приведены расчетные значения отношения  $P_y/(P_y)_{\min}$  в зависимости от  $n$ . Как видно, отношение  $P_y/(P_y)_{\min}$  изменяется по экстремальной зависимости, проходя точку минимума (при  $n=1$ ). Следовательно, все расчеты выполнены правильно.

Таблица 3.14

Расчетные значения отношения  $P_y/(P_y)_{\min}$

$n$	0	0,25	0,5	1	1,5	2	2,5
$P_y/(P_y)_{\min}$	$\infty$	2,125	1,25	1	1,083	1,25	1,45

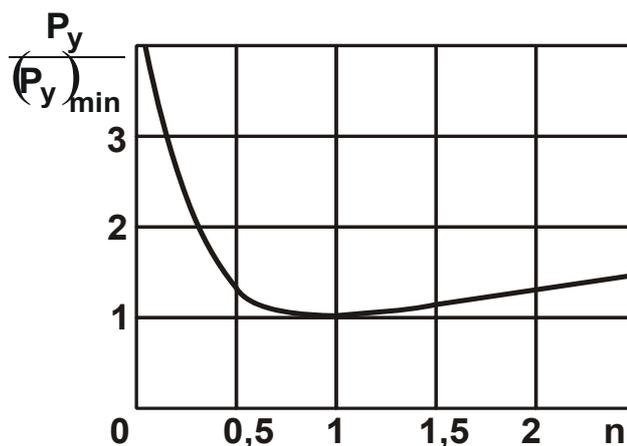


Рис. 3.22. Зависимость отношения  $P_y/(P_y)_{\min}$  от  $n$

В случае положительного переднего угла резца ( $\gamma > 0$ ) отношение  $P_{z_{\text{рез}}}/P_{y_{\text{рез}}} = \text{ctg}(\psi - \gamma)$ , где  $(\psi - \gamma)$  – угол действия;  $\psi$  – условный

угол трения обрабатываемого материала с передней поверхностью резца ( $\operatorname{tg} \psi = f$  – коэффициент трения) [132]. После тригонометрических преобразований имеем:

$$\frac{P_{z_{\text{рез}}}}{P_{y_{\text{рез}}}} = \operatorname{ctg}(\psi - \gamma) = \frac{(1 + f \cdot \operatorname{tg} \gamma)}{(f - \operatorname{tg} \gamma)}. \quad (3.80)$$

Отсюда

$$P_{y_{\text{рез}}} = P_{z_{\text{рез}}} \cdot \left( \frac{f - \operatorname{tg} \gamma}{1 + f \cdot \operatorname{tg} \gamma} \right). \quad (3.81)$$

Подставляя зависимость (3.81) в (3.61), получено:

$$P_y = P_{z_{\text{рез}}} \cdot \left( \frac{f - \operatorname{tg} \gamma}{1 + f \cdot \operatorname{tg} \gamma} + \frac{1}{f} \cdot \frac{P_{z_{\text{тр}}}}{P_{z_{\text{рез}}}} \right). \quad (3.82)$$

В данном случае, как и в зависимости (3.61), коэффициент трения  $f$  неоднозначно влияет на радиальную  $P_y$  составляющую силы резания, т.е. существует экстремум функции  $P_y$  от  $f$ . Для определения экстремального значения коэффициента трения  $f$  следует зависимость (3.82) подчинить необходимому условию экстремума:  $(P_y)'_f = 0$ .

Тогда

$$(P_y)'_f = \frac{1 + \operatorname{tg}^2 \gamma}{(1 + f \cdot \operatorname{tg} \gamma)^2} - \frac{1}{f^2} \cdot \frac{P_{z_{\text{тр}}}}{P_{z_{\text{рез}}}} = 0. \quad (3.83)$$

После преобразований получено уравнение:

$$\left( \frac{f}{\cos \gamma + f \cdot \sin \gamma} \right)^2 = \frac{P_{z_{\text{тр}}}}{P_{z_{\text{рез}}}}. \quad (3.84)$$

Откуда получено экстремальное значение коэффициента трения

$$f_{\text{экстр}} = \frac{\cos \gamma}{\left( \sqrt{\frac{P_{z_{\text{рез}}}}{P_{z_{\text{тр}}}}} - \sin \gamma \right)}. \quad (3.85)$$

Для оценки характера экстремума функции  $P_y$  от  $f$  определим знак второй производной функции  $P_y$  от  $f$  в точке ее экстремума:

$$(P_y)''_f = -\frac{(1 + \operatorname{tg}^2 \gamma) \cdot \operatorname{tg} \gamma}{(1 + f \cdot \operatorname{tg} \gamma)^4} + \frac{2}{f^3} \cdot \frac{P_{z_{\text{тр}}}}{P_{z_{\text{рез}}}}. \quad (3.86)$$

При условии  $\gamma = 0$  вторая производная  $(P_y)''_f = \frac{2}{f^3} \cdot \frac{P_{z_{тр}}}{P_{z_{рез}}} > 0$ , т.е. в

результате приходим к зависимости (3.76).

С увеличением переднего угла реза  $\gamma$  первое слагаемое зависимости (3.86) принимает отрицательное значение и определяется множителем  $\operatorname{tg} \gamma$ , который для  $\gamma = 0 \dots 20^\circ$  принимает значения, меньшие второго слагаемого зависимости (3.86). Из этого можно сделать вывод, что вторая производная функции  $P_y$  от  $f$  в точке ее экстремума принимает положительное значение. Следовательно, имеет место минимум функции  $P_y$  от  $f$ .

Анализ зависимости (3.85) показывает, что при условии  $\gamma = 0$  справедливо соотношение  $f_{\text{экстр}} = \sqrt{P_{z_{тр}} / P_{z_{рез}}}$ . Это соответствует зависимости (3.75) для условия  $\gamma = 0$ . Следовательно, расчеты выполнены правильно.

С увеличением отношения  $P_{z_{рез}} / P_{z_{тр}}$  коэффициент трения  $f_{\text{экстр}}$  уменьшается до значения  $f_{\text{экстр}} = \sqrt{P_{z_{тр}} / P_{z_{рез}}}$ . Очевидно, при  $P_{z_{тр}} = 0$  справедливо условие  $f_{\text{экстр}} = 0$ .

Поскольку отношение  $P_{z_{рез}} / P_{z_{тр}} > 1$ , то тригонометрическая функция  $\sin \gamma$ , входящая в знаменатель зависимости (3.85), будет несущественно влиять на изменение коэффициента трения  $f_{\text{экстр}}$ . В связи с этим, с увеличением положительного переднего угла реза  $\gamma$  коэффициента трения  $f_{\text{экстр}}$  будет уменьшаться.

Для отрицательного переднего угла реза ( $\gamma < 0$ ) зависимость (3.85) примет вид:

$$f_{\text{экстр}} = \frac{\cos \gamma}{\left( \sqrt{\frac{P_{z_{рез}}}{P_{z_{тр}}} + \sin \gamma} \right)}. \quad (3.87)$$

В данном случае с увеличением отрицательного переднего угла реза  $\gamma$  функция  $\cos \gamma$  будет уменьшаться, а функция  $\sin \gamma$ , наоборот, будет увеличиваться. Это приведет к уменьшению коэффициента трения  $f_{\text{экстр}}$ , чем можно объяснить эффективность применения сверх-

твердых абразивных материалов в качестве инструментальных материалов при изготовлении шлифовальных кругов, у которых передний угол режущих зерен всегда отрицательный.

Необходимо отметить, что экстремальный характер функции  $P_y$  от  $f$  справедлив при условии образования на задней поверхности резца площадки износа из-за наличия второго слагаемого в зависимости (3.61). Очевидно, по мере увеличения площадки износа отношение  $P_{z_{тр}}/P_{z_{рез}}$  будет увеличиваться, вызывая увеличение  $P_y$ , поскольку первое слагаемое зависимости (3.61) будет оставаться постоянным.

Для оценки силовой напряженности процесса резания целесообразно использовать зависимость для определения отношения  $P_z/P_y$ , которая для условия  $\gamma = 0$  принимает вид:

$$\frac{P_z}{P_y} = \frac{\left(1 + \frac{P_{z_{тр}}}{P_{z_{рез}}}\right)}{\left(f + \frac{1}{f} \cdot \frac{P_{z_{тр}}}{P_{z_{рез}}}\right)}. \quad (3.88)$$

Как видно, отношение  $P_z/P_y$  отличается от коэффициента трения  $f$  и может быть с ним сопоставимо лишь при условии  $P_{z_{тр}}/P_{z_{рез}} \rightarrow 0$ , т.е. фактически при отсутствии трения задней поверхности резца с обрабатываемым материалом.

Второе слагаемое в знаменателе зависимости (3.88) может быть больше числителя. В этом случае отношение  $P_z/P_y < 1$ , что указывает на чрезвычайно высокую силовую напряженность процесса резания. Следовательно, в формировании силовой напряженности процесса резания преобладает процесс стружкообразования, хотя и интенсивность трения в зоне резания в ряде случаев может быть сопоставима с интенсивностью съема металла. Таким образом, по соотношению значений первого и второго слагаемых в знаменателе зависимости (3.88) можно оценить доли энергий резания и трения в общем энергетическом балансе процесса резания.

Для проверки достоверности полученных теоретических решений использованы экспериментальные данные составляющих силы резания  $P_z$ ,  $P_y$  и  $P_x$  при тчении в зависимости от скорости резания  $V$

(рис. 3.10 [12]) и отношение  $P_z/P_y$ , рассматривая в условиях косоугольного резания вместо  $P_y$  величину  $\sqrt{P_y^2 + P_x^2}$  (табл. 3.15).

Таблица 3.15

Значения отношения  $P_z/P_y$  и угла действия ( $\psi - \gamma$ )

$V$ , м/мин	20	40	80	120
$P_z/P_y$	3	4,4	5,4	7
$(\psi - \gamma), ^\circ$	18	13	10	8

Как следует из табл. 3.15, отношение  $P_z/P_y$  с увеличением скорости резания  $V$  увеличивается, принимая довольно большие значения. Исходя из зависимости (3.88), это связано с небольшим значением второго слагаемого, входящего в знаменатель зависимости, поскольку в противном случае отношение  $P_z/P_y$  принимало бы небольшие значения – на уровне  $P_z/P_y \rightarrow 1$  и менее. Из этого вытекает, что силовая напряженность процесса резания в данном случае обусловлена в основном процессом стружкообразования, поскольку интенсивность трения в зоне резания незначительна.

В особой мере данная закономерность проявляется с увеличением скорости резания  $V$ . Исходя из зависимости (3.88), это происходит вследствие уменьшения первого слагаемого в знаменателе этой зависимости (коэффициента трения  $f$ ), поскольку в противном случае увеличилось бы второе слагаемое в знаменателе и, соответственно, уменьшилось бы отношение  $P_z/P_y$ .

Таким образом, используя аналитическую зависимость (3.88), можно анализировать закономерности изменения отношения  $P_z/P_y$ , что позволяет раскрыть физическую сущность процесса резания и оценить роль трения в формировании силовой напряженности процесса резания.

Учитывая незначительное влияние второго слагаемого в знаменателе зависимости (3.88) на отношение  $P_z/P_y$ , можно приближенно определить изменение коэффициента трения  $f = \operatorname{tg} \psi$  с увеличением скорости резания  $V$  (рис. 3.10), используя известную аналитическую зависимость  $P_{z_{\text{рез}}}/P_{y_{\text{рез}}} = \operatorname{ctg}(\psi - \gamma)$  [132] и рассматривая в ней

$P_{z_{рез}} / P_{y_{рез}} \approx P_z / P_y$  (табл. 3.15). Так, расчетно-экспериментальным методом установлено, что угол действия  $(\psi - \gamma)$  непрерывно уменьшается с увеличением скорости резания  $V$ . Это связано с уменьшением условного угла трения  $\psi$  (поскольку передний угол резца  $\gamma$  остается постоянным) в связи с увеличением температуры резания. В результате коэффициент трения  $f = \operatorname{tg} \psi$  образующейся стружки с передней поверхностью резца уменьшается. Из этого вытекает, что уменьшение силы резания происходит в связи с уменьшением угла действия  $(\psi - \gamma)$ . Этот результат открывает новые перспективы снижения силовой напряженности процесса резания, повышения производительности и качества обработки.

### **3.7. Определение условий повышения точности механической обработки деталей машин**

Обеспечение высоких показателей точности механической обработки деталей машин требует значительных трудозатрат, связанных с необходимостью снижения режимов резания и производительности обработки на финишных операциях. Это связано главным образом с возникновением в технологической системе упругих перемещений, которые в процессе резания вызывают различные погрешности обработки. Поэтому требуется установление оптимальных условий обработки, обеспечивающих заданную точность с максимально возможной производительностью, что предполагает разработку математической модели определения погрешностей механической обработки и оптимизацию параметров процесса резания с учетом возникающих в технологической системе упругих перемещений.

Необходимо отметить, что вопросу определения упругих перемещений при механической обработке посвящены многочисленные работы [58; 60; 66], в которых математически описаны технологические закономерности возникновения упругих перемещений. Однако расчетные зависимости содержат составляющие силы резания, которые могут быть установлены экспериментально, что снижает эффективность теоретических решений.

В работах [122] показано, что тангенциальную составляющую силы резания при шлифовании можно аналитически выразить произве-

дением условного напряжения резания (энергоемкости обработки) и мгновенной суммарной площади поперечного сечения среза, равной отношению производительности обработки к скорости круга. Это открывает принципиально новые возможности теоретического анализа силы резания при шлифовании и, соответственно, упругих перемещений, возникающих в технологической системе.

В связи с этим важно теоретически определить условия обеспечения заданной точности обработки и повышения при этом производительности на основе учета упругих перемещений, возникающих в технологической системе. Для этого необходимо разработать математическую модель определения упругих перемещений в технологической системе и на ее основе провести выбор оптимальных условий обработки по критерию наибольшей производительности с учетом ограничения по точности обрабатываемых поверхностей.

Величина упругого перемещения, возникающего в технологической системе при механической многопроходной обработке (по жесткой схеме) может быть определена зависимостью [132]:

$$y = n \cdot t_n - \sum_{i=1}^n t, \quad (3.89)$$

где  $n$  – количество проходов инструмента;

$t_n, t$  – номинальная и фактическая глубины резания, м.

Поскольку фактическая глубина резания является функцией величины упругого перемещения  $y$ , возникающего в технологической системе на каждом проходе инструмента, то целесообразно величину  $y$  выразить через фактическую глубину резания  $t$ :

$$y = \frac{P_y}{c} = \frac{P_z}{K_{рез} \cdot c} = \frac{\sigma \cdot S_{срез}}{K_{рез} \cdot c}, \quad (3.90)$$

где  $P_y, P_z$  – радиальная и тангенциальная составляющие силы резания, Н;

$c$  – приведенная жесткость технологической системы, Н/м;

$K_{рез} = P_z / P_y$  – коэффициент резания;

$\sigma$  – условное напряжение резания, Н/м<sup>2</sup>;

$S_{срез}$  – площадь поперечного сечения среза, м<sup>2</sup>.

При точении  $S_{срез} = S \cdot t$ , где  $S$  – подача, м/об;  $t$  – фактическая глубина резания, м.

При шлифовании  $S_{\text{срез}} = Q/V_{\text{кр}}$ , где  $Q = \pi \cdot D \cdot t \cdot S_{\text{прод}}$  – производительность обработки,  $\text{м}^3/\text{с}$ ;  $D$  – диаметр обрабатываемой детали,  $\text{м}$ ;  $t$  – фактическая глубина шлифования,  $\text{м}$ ;  $S_{\text{прод}}$  – скорость продольной подачи,  $\text{м}/\text{с}$ ;  $V_{\text{кр}}$  – скорость круга,  $\text{м}/\text{с}$ . Тогда зависимость (3.89) с учетом зависимости (3.90) примет вид:

$$\frac{\pi \cdot D \cdot S_{\text{прод}} \cdot t \cdot \sigma}{K_{\text{рез}} \cdot c \cdot V_{\text{кр}}} = n \cdot t_{\text{н}} - \sum_{i=1}^n t. \quad (3.91)$$

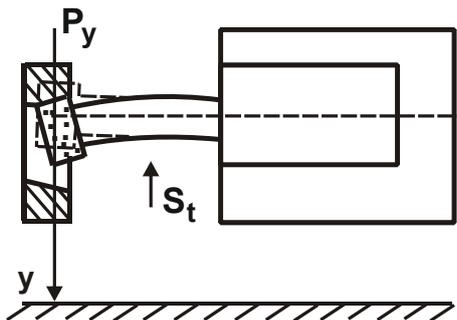


Рис. 3.23. Расчетная схема внутреннего шлифования

В работе [88] показано, что при шлифовании при относительно низкой жесткости технологической системы (параметра  $c$ ) справедливо условие  $y \geq t$  и величина упругого перемещения может быть описана зависимостью (рис. 3.23):

$$y = B_1 \cdot t, \quad (3.92)$$

где  $B_1 = \frac{\pi \cdot D \cdot S_{\text{прод}} \cdot \sigma}{K_{\text{рез}} \cdot c \cdot V_{\text{кр}}}$  – безразмерная

величина.

Очевидно,  $B_1 \geq 1$  и зависимость (3.91) может быть представлена:

$$B_1 \cdot t = n \cdot t_{\text{н}} - \sum_{i=1}^n t. \quad (3.93)$$

В итоге получено уравнение относительно неизвестной величины  $t$ . В общем виде решить уравнение (3.93) сложно. Его можно решить поочередно для каждого прохода шлифовального круга ( $n = 1; 2; 3; 4$  и т.д.).

При первом проходе шлифовального круга уравнение (3.93) принимает вид:

$$B_1 \cdot t_1 = t_{\text{н}} - t_1, \quad (3.94)$$

где  $t_1$  – фактическая глубина шлифования при первом проходе,  $\text{м}$ .

Откуда

$$t_1 = \frac{t_{\text{н}}}{(1 + B_1)}. \quad (3.95)$$

Как видно, фактическая глубина шлифования  $t_1$  меньше номинальной глубины шлифования  $t_{\text{н}}$  в связи с возникновением в технологической системе упругого перемещения.

При втором проходе шлифовального круга уравнение (3.93) принимает вид:

$$B_1 \cdot t_2 = 2 \cdot t_H - t_1 - t_2, \quad (3.96)$$

где  $t_2$  – фактическая глубина шлифования при втором проходе, м.

Исходя из уравнения (3.93), неизвестная величина  $t_2$  определяется зависимостью:

$$t_2 = \frac{2 \cdot t_H - t_1}{(1+B_1)} = \frac{2 \cdot t_H}{(1+B_1)} - \frac{t_1}{(1+B_1)^2}. \quad (3.97)$$

При третьем проходе круга уравнение (3.93) принимает вид:

$$B_1 \cdot t_3 = 3 \cdot t_H - t_1 - t_2 - t_3, \quad (3.98)$$

где  $t_3$  – фактическая глубина шлифования при третьем проходе, м.

Соответственно неизвестная величина  $t_3$  определяется:

$$\begin{aligned} t_3 &= \frac{3 \cdot t_H - t_1 - t_2}{(1+B_1)} = \frac{3 \cdot t_H}{(1+B_1)} - \frac{t_1}{(1+B_1)^2} - \frac{2 \cdot t_H}{(1+B_1)^2} + \frac{t_1}{(1+B_1)^3} = \\ &= \frac{3 \cdot t_H}{(1+B_1)} - \frac{3 \cdot t_H}{(1+B_1)^2} + \frac{t_1}{(1+B_1)^3}. \end{aligned} \quad (3.99)$$

При четвертом проходе круга уравнение (3.93) принимает вид:

$$B_1 \cdot t_4 = 4 \cdot t_H - t_1 - t_2 - t_3 - t_4, \quad (3.100)$$

где  $t_4$  – фактическая глубина шлифования при четвертом проходе, м.

Откуда неизвестная величина  $t_4$  определяется:

$$\begin{aligned} t_4 &= \frac{4 \cdot t_H - t_1 - t_2 - t_3}{(1+B_1)} = \frac{4 \cdot t_H}{(1+B_1)} - \frac{t_1}{(1+B_1)^2} - \frac{2 \cdot t_H}{(1+B_1)^2} + \frac{t_1}{(1+B_1)^3} - \frac{3 \cdot t_H}{(1+B_1)^2} + \\ &+ \frac{3 \cdot t_H}{(1+B_1)^3} - \frac{t_1}{(1+B_1)^4} = \frac{4 \cdot t_H}{(1+B_1)} - \frac{6 \cdot t_H}{(1+B_1)^2} + \frac{4 \cdot t_H}{(1+B_1)^3} - \frac{t_1}{(1+B_1)^4}. \end{aligned} \quad (3.101)$$

При пятом проходе круга уравнение (3.93) принимает вид:

$$B_1 \cdot t_5 = 5 \cdot t_H - t_1 - t_2 - t_3 - t_4 - t_5, \quad (3.102)$$

где  $t_5$  – фактическая глубина шлифования при четвертом проходе, м.

Неизвестная величина  $t_5$  определяется из уравнения (3.102):

$$\begin{aligned} t_5 &= \frac{5 \cdot t_H - t_1 - t_2 - t_3 - t_4}{(1+B_1)} = \frac{5 \cdot t_H}{(1+B_1)} - \frac{10 \cdot t_H}{(1+B_1)^2} + \\ &+ \frac{10 \cdot t_H}{(1+B_1)^3} - \frac{5 \cdot t_H}{(1+B_1)^4} + \frac{t_1}{(1+B_1)^5}. \end{aligned} \quad (3.103)$$

Как видно, полученные зависимости (3.95), (3.97), (3.99), (3.101) и (3.103) являются разложениями известного биномиального ряда

$$t_n \cdot \left\{ 1 - \left[ 1 - \frac{1}{(1+B_1)} \right]^n \right\}. \text{ Например,}$$

$$\begin{aligned} & t_n \cdot \left\{ 1 - \left[ 1 - \frac{1}{(1+B_1)} \right]^5 \right\} = \\ & = t_n \cdot \left\{ 1 - \left[ 1 - \frac{5}{(1+B_1)} + \frac{5 \cdot 4}{1 \cdot 2 \cdot (1+B_1)^2} - \frac{5 \cdot 4 \cdot 3}{1 \cdot 2 \cdot 3 \cdot (1+B_1)^3} + \frac{5 \cdot 4 \cdot 3 \cdot 2}{1 \cdot 2 \cdot 3 \cdot 4 \cdot (1+B_1)^4} - \frac{5 \cdot 4 \cdot 3 \cdot 2 \cdot 1}{1 \cdot 2 \cdot 3 \cdot 4 \cdot 5 \cdot (1+B_1)^5} \right] \right\} = \\ & = \frac{5 \cdot t_n}{(1+B_1)} - \frac{10 \cdot t_n}{(1+B_1)^2} + \frac{10 \cdot t_n}{(1+B_1)^3} - \frac{5 \cdot t_n}{(1+B_1)^4} + \frac{t_n}{(1+B_1)^5}; \quad (3.104) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} & t_n \cdot \left\{ 1 - \left[ 1 - \frac{1}{(1+B_1)} \right]^4 \right\} = \\ & = t_n \cdot \left\{ 1 - \left[ 1 - \frac{4}{(1+B_1)} + \frac{4 \cdot 3}{1 \cdot 2 \cdot (1+B_1)^2} - \frac{4 \cdot 3 \cdot 2}{1 \cdot 2 \cdot 3 \cdot (1+B_1)^3} + \frac{4 \cdot 3 \cdot 2 \cdot 1}{1 \cdot 2 \cdot 3 \cdot 4 \cdot (1+B_1)^4} \right] \right\} = \\ & = \frac{4 \cdot t_n}{(1+B_1)} - \frac{6 \cdot t_n}{(1+B_1)^2} + \frac{4 \cdot t_n}{(1+B_1)^3} - \frac{t_n}{(1+B_1)^4}; \quad (3.105) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} & t_n \cdot \left\{ 1 - \left[ 1 - \frac{1}{(1+B_1)} \right]^3 \right\} = t_n \cdot \left\{ 1 - \left[ 1 - \frac{3}{(1+B_1)} + \frac{3 \cdot 2}{1 \cdot 2 \cdot (1+B_1)^2} - \frac{3 \cdot 2 \cdot 1}{1 \cdot 2 \cdot 3 \cdot (1+B_1)^3} \right] \right\} = \\ & = \frac{3 \cdot t_n}{(1+B_1)} - \frac{3 \cdot t_n}{(1+B_1)^2} + \frac{t_n}{(1+B_1)^3}; \quad (3.106) \end{aligned}$$

$$t_n \cdot \left\{ 1 - \left[ 1 - \frac{1}{(1+B_1)} \right]^2 \right\} = t_n \cdot \left\{ 1 - \left[ 1 - \frac{2}{(1+B_1)} + \frac{2 \cdot 1}{1 \cdot 2 \cdot (1+B_1)^2} \right] \right\} = \frac{2 \cdot t_n}{(1+B_1)} - \frac{t_n}{(1+B_1)^2}. \quad (3.107)$$

Зависимости (3.103) и (3.104), (3.101) и (3.105), (3.99) и (3.106), (3.97) и (3.107) идентичны между собой. Следовательно, фактическая глубина шлифования  $t$  описывается зависимостью:

$$t = t_n \cdot \left\{ 1 - \left[ 1 - \frac{1}{(1+B_1)} \right]^n \right\} = t_n \cdot \left[ 1 - \frac{1}{\left( 1 + \frac{1}{B_1} \right)^n} \right]. \quad (3.108)$$

Величина упругого перемещения  $y$  аналитически выражается:

$$y = B_1 \cdot t = B_1 \cdot t_n \cdot \left[ 1 - \frac{1}{\left( 1 + \frac{1}{B_1} \right)^n} \right]. \quad (3.109)$$

Произведение  $B_1 \cdot t_n$  равно величине установившегося упругого перемещения  $y_{уст} = B_1 \cdot t$ , определяемого равенством силы резания и силы упругости. С учетом этого условия зависимость (3.109) принимает вид:

$$y = y_{уст} \cdot \left[ 1 - \frac{1}{\left( 1 + \frac{1}{B_1} \right)^n} \right] = y_{уст} \cdot (1 - \varepsilon^{-n}), \quad (3.110)$$

где  $\varepsilon = 1 + \frac{1}{B_1}$  – уточнение на проходе.

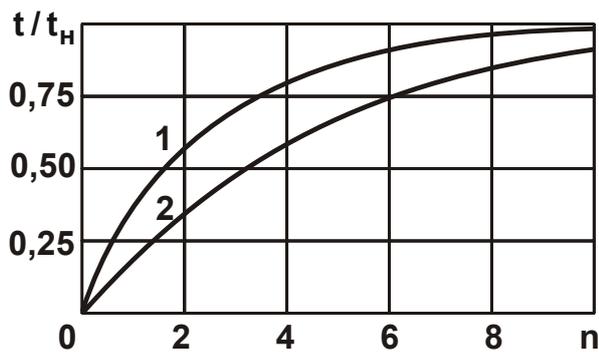


Рис. 3.24. Зависимость  $t/t_n$  от  $n$ :  
1 –  $B_1 = 2$ ; 2 –  $B_1 = 4$

Характер изменения отношения  $t/t_n$ , определяемого (3.108), показан на рис. 3.24 и в табл. 3.16. С увеличением количества проходов круга  $n$  отношение  $t/t_n$  непрерывно увеличивается, асимптотически приближаясь к единице. При большем значении  $B_1$  отношение  $t/t_n$  больше.

Таблица 3.16

Расчетные значения отношения  $t/t_n$

$n$	0	1	2	3	4	5	6	7	8	9
$t/t_n$ (для $B_1 = 2$ )	0	0,33	0,56	0,7	0,8	0,87	0,91	0,94	0,96	0,97
$t/t_n$ (для $B_1 = 4$ )	0	0,2	0,36	0,49	0,59	0,67	0,74	0,79	0,83	0,87

Исходя из зависимости (3.110), по такому же закону изменяется и отношение  $y/y_{уст}$ , которое равно отношению  $t/t_n$  (рис. 3.24). Чтобы исключить переходной процесс при шлифовании с относительно низкой жесткостью технологической системы и повысить эффективность шлифования, необходимо обработку производить с начальным натягом в технологической системе, равным установившемуся значению упругого перемещения  $y_{уст}$ .

### **3.8. Определение максимально возможной производительности механической обработки с учетом ограничения по точности обработки**

Рассматривая величину упругого перемещения  $y$  в качестве основного параметра точности обработки, из зависимости (3.110) можно определить максимально возможную производительность механической обработки и реализующие ее условия обработки для заданной величины  $y$ .

Из зависимости (3.110) следует, что с увеличением количества проходов шлифовального круга  $n$  величина упругого перемещения  $y$  увеличивается, асимптотически приближаясь к значению  $y_{уст}$ . Увеличение номинальной глубины шлифования  $t_n$  однозначно ведет к увеличению величины упругого перемещения  $y$ , тогда с увеличением безразмерного параметра  $B_1$  величина  $y$  изменяется неоднозначно. Для количественной оценки величины  $y$  следует представить в знаменателе зависимости (3.110) безразмерный параметр  $B_1$  и, соответственно номинальную глубину шлифования  $t_n$ , в виде:  $B_1 = y_{уст} / t_n$ ;  $t_n = \Pi / n$ , где  $\Pi$  – величина снимаемого припуска, м. Тогда зависимость (3.110) опишется:

$$\frac{y}{\Pi} = B_{1\text{баз}} \cdot \left[ 1 - \frac{1}{\left( 1 + \frac{1}{B_{1\text{баз}} \cdot n} \right)^n} \right], \quad (3.111)$$

где  $V_{1_{баз}} = \frac{\sigma \cdot Q_H}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр} \cdot \Pi}$  – базовое значение безразмерного параметра  $V_1$ ;

$Q_H = \pi \cdot D_{дет} \cdot S_{прод} \cdot t_H$  – номинальная производительность обработки, м<sup>3</sup>/с.

В итоге получена зависимость, согласно которой количество проходов круга  $n$  неоднозначно влияет на величину упругого перемещения  $y$ . Безразмерный параметр  $V_{1_{баз}}$ , также как и безразмерный параметр  $V_1$ , может изменяться в широких пределах:  $0 < V_{1_{баз}} < \infty$ . Поэтому рассмотрим три принципиальных случая: 1)  $0 < V_{1_{баз}} < 1$ ; 2)  $V_{1_{баз}} = 1$ ; 3)  $V_{1_{баз}} > 1$ . В табл. 3.17 и на рис. 3.25 приведены рассчитанные по зависимости (3.111) значения относительной величины  $y/\Pi$  в зависимости от количества проходов круга  $n$  для разных значений  $V_{1_{баз}}$ .

Таблица 3.17

Расчетные значения относительной величины  $y/\Pi$

$n$	1	2	3	4	5	6	7
для $V_{1_{баз}} = 0,1$	0,091	0,097	0,0987	0,099	0,09958	0,0997	0,0998
для $V_{1_{баз}} = 1$	0,5	0,555	0,57	0,59	0,598	0,603	0,607
для $V_{1_{баз}} = 10$	0,909	0,9297	0,9367	0,94	0,9427	0,9439	0,9446

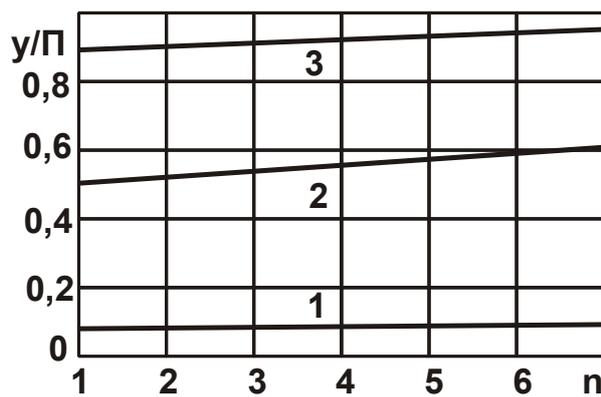


Рис. 3.25. Зависимость  $y/\Pi$  от

количества проходов круга  $n$ :

1 –  $V_{1_{баз}} = 0,1$ ; 2 –  $V_{1_{баз}} = 1$ ;

3 –  $V_{1_{баз}} = 10$

Как видно, с увеличением  $n$  относительная величина  $y/\Pi$  остается фактически постоянной, увеличиваясь с увеличением значения  $V_{1_{баз}}$  (рис. 3.25). Из этого вытекает, что увеличение количества проходов круга  $n$  при условии постоянства  $V_{1_{баз}}$  и номинальной производительности обработки  $Q_H$  фактически не влияет на величину упругого перемещения  $y$ , определяющую по-

грешность обработки. Следовательно, с одинаковой эффективностью съём припуска величиной  $\Pi$  можно производить как по схеме однопро-

ходного, так и по схеме многопроходного шлифования. Поэтому схемы глубинного и многопроходного шлифования фактически равносильны с точки зрения обеспечения точности и производительности обработки, т.е. достичь заданного значения точности обработки, определяемой величиной упругого перемещения  $u$ , можно с одной и той же производительностью обработки.

Очевидно, увеличение количества проходов круга  $n$  приводит к увеличению вспомогательного времени обработки, связанного с реверсированием стола станка, и снижению производительности обработки. В связи с этим целесообразно съём припуска производить за один или несколько проходов круга. Это позволит уменьшить вспомогательное время обработки и увеличить производительность обработки.

Приведенное теоретическое решение справедливо и для процесса резания лезвийным инструментом. Отличительной особенностью процесса шлифования от процесса резания лезвийным инструментом (например, точения) является то, что шлифование характеризуется увеличенным значением энергоемкости обработки  $\sigma$ . Поэтому обеспечить требуемую точность обработки за один или несколько проходов шлифовального круга не всегда представляется возможным, тогда как при точении это вполне осуществимо. В связи с этим, процесс шлифования, как правило, осуществляется по схеме многопроходной обработки, несомненно, с меньшей производительностью обработки по сравнению с процессом точения. Добиться повышения производительности обработки при шлифовании можно главным образом за счет повышения режущей способности круга и снижения интенсивности трения в зоне резания путем обеспечения работы круга в режиме самозатачивания. Это приводит также к снижению силы резания и энергоемкости обработки.

Таким образом, различный уровень энергоемкости обработки  $\sigma$  при точении и шлифовании предопределяет различные подходы к выбору количества проходов круга  $n$ . При точении, вследствие относительно низкой энергоемкости обработки  $\sigma$ , можно съём припуска с высокими показателями производительности и точности обработки производить за один или несколько проходов режущего инструмента. При шлифовании, наоборот, вследствие более высоких значений энергоемкости обработки  $\sigma$  съём припуска целесообразно по схеме многопроходного шлифования.

Для определения в явном виде производительности обработки необходимо разрешить зависимость (3.110) относительно количества проходов круга  $n$ :

$$n = \frac{\ln\left(1 - \frac{y}{y_{уст}}\right)}{\ln\left(1 + \frac{1}{B_1}\right)}, \quad (3.112)$$

где  $y_{уст} = \frac{\sigma \cdot Q_H}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}}$ .

Основное время обработки  $\tau$  за  $n$  проходов круга определится:

$$\tau = n \cdot \frac{L}{S_{прод}}, \quad (3.113)$$

где  $L$  – длина хода стола станка, м.

Скорость продольной подачи  $S_{прод}$  определяется по зависимости:

$$S_{прод} = \frac{B_1 \cdot c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}}{\pi \cdot D_{дет} \cdot \sigma}. \quad (3.114)$$

Подставляя зависимости (3.112) и (3.114) в (3.113), имеем:

$$\tau = \frac{\pi \cdot D_{дет} \cdot L \cdot \sigma}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр} \cdot B_1} \cdot \frac{\ln\left(1 - \frac{y}{y_{уст}}\right)}{\ln\left(1 + \frac{1}{B_1}\right)}. \quad (3.115)$$

Из зависимости (3.115) следует, что уменьшить основное время обработки  $\tau$  и, соответственно, повысить производительность обработки  $Q_H$  можно уменьшением параметров  $\sigma$ ,  $y_{уст}$  и увеличением  $c$ ,  $K_{ш}$  и  $V_{кр}$  при условии обеспечения заданной погрешности обработки, определяемой величиной упругого перемещения  $y$ .

### 3.9. Технологические условия повышения точности механической обработки отверстий

Повышение точности механической обработки отверстий является актуальной задачей современного машиностроения. В работах [12; 65; 132] установлено, что точность механической обработки отверстия

обусловлена несоосностью осевых многолезвийных инструментов, которая вызывает образование в технологической системе упругих перемещений и колебаний. Для их уменьшения, а в отдельных случаях и устранения, применяют развертки с разнонаклонными зубьями [14], которые фактически исключают работу "по следу". Поэтому важно аналитически определить влияние несоосности обрабатываемого отверстия и осевого многолезвийного инструмента на величину упругого перемещения в технологической системе и условия его уменьшения с целью выявления новых технологических возможностей повышения точности механической обработки отверстий.

Для решения поставленной задачи следует воспользоваться приведенными в работах [14; 78; 79] аналитическими зависимостями для определения величины упругого перемещения  $y$ , возникающего в технологической системе, при рассверливании отверстия с учетом несоосного расположения обрабатываемого отверстия радиусом  $r$  и инструмента радиусом  $R$  (рис. 3.26):

$$y = \frac{(t_1 - t_2)}{\left(2 + \frac{2 \cdot c \cdot K_{\text{рез}}}{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}\right)} = \frac{\Delta \cdot \cos \alpha}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{\text{рез}}}{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}\right)}, \quad (3.116)$$

где  $c$  – жесткость технологической системы в радиальном направлении, Н/м;

$\sigma$  – условное напряжение резания, Н/м<sup>2</sup>;

$K_{\text{рез}} = P_{z1}/P_{y1} = P_{z2}/P_{y2}$  – коэффициент резания;

$P_{z1}$ ,  $P_{z2}$ ,  $P_{y1}$ ,  $P_{y2}$  – тангенциальные и радиальные составляющие силы резания, действующие на оба лезвия сверла, Н;

$S$  – подача, м/об.;

$t_1$ ,  $t_2$  – глубины резания, приходящиеся на оба лезвия сверла, м;

$\varphi$  – половина главного угла сверла в плане;

$\Delta$  – сдвиг оси сверла относительно оси обрабатываемого отверстия, м;

$\alpha$  – угол, определяющий положение лезвий сверла.

Решение получено в полярной системе координат с координатами  $y$  и  $\alpha$ . Положение осей инструмента  $O_1$  и обрабатываемого отверстия  $O_2$  рассмотрено в декартовой системе координат  $хоз$ . Как видно, максимальное упругое перемещение  $y$  достигается при угле  $\alpha = 0$ .

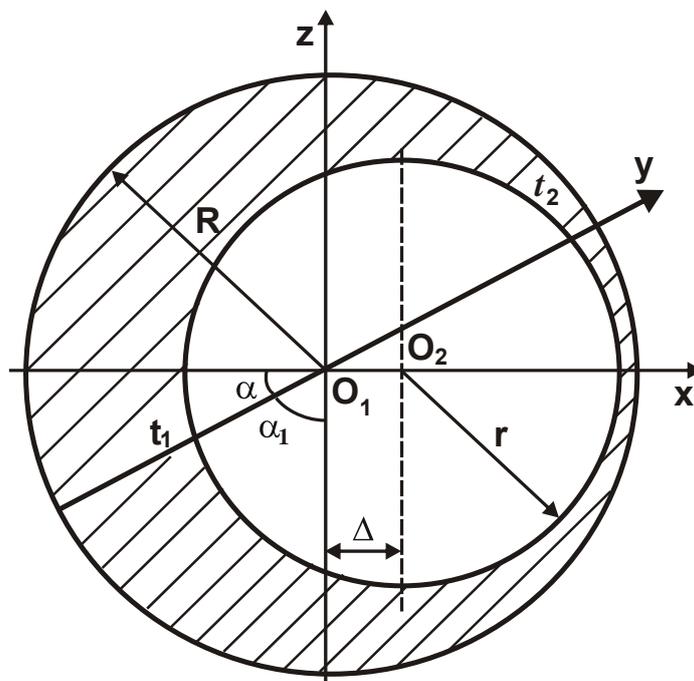


Рис. 3.26. Расчетная схема погрешности обработки отверстия при рассверливании

При обработке отверстия зенкером, имеющим 3 лезвия, наибольшая погрешность обработки, очевидно, будет достигаться вдоль координаты  $ox$  при осесимметричном расположении лезвий инструмента (рис. 3.27, а, б). В первом случае радиальные составляющие силы резания, действующие на каждое из трех лезвий инструмента, определяются зависимостями:

$$P_{y1} = P_{y2} = \frac{\sigma \cdot S \cdot t_{1\phi} \cdot \cos \varphi}{3 \cdot K_{рез}}; \quad P_{y3} = \frac{\sigma \cdot S \cdot t_{3\phi} \cdot \cos \varphi}{3 \cdot K_{рез}}.$$

Под действием этих сил ось инструмента (точка  $O_1$  на рис. 3.26) переместится вдоль координаты  $ox$  на величину упругого перемещения  $y$ . По сути, это соответствует уменьшению величины  $\Delta$  на величину  $y$ . Тогда текущая фактическая глубина резания  $t_{1\phi}$ , приходящаяся на лезвие (зуб) инструмента, будет определяться зависимостью, приведенной в работе [14], рассматривая в ней вместо величины  $\Delta$  величину  $(\Delta - y)$ , т.е.

$$t_{1\phi} = R - \sqrt{(\Delta - y)^2 \cdot \cos^2 \alpha + r^2} - (\Delta - y)^2 + (\Delta - y) \cdot \cos \alpha. \quad (3.117)$$

При угле  $\alpha = 60^\circ$  с учетом  $r \gg (\Delta - y)$  зависимость (3.117) упрощается и примет вид:

$$t_{1\phi} = R - r + 0,5 \cdot (\Delta - y). \quad (3.118)$$

Соответственно, текущая фактическая глубина резания  $t_{3ф}$  определится зависимостью, приведенной в работе [14], принимая в ней вместо величины  $\Delta$  величину  $(\Delta - y)$ , т.е.

$$t_{3ф} = R - (\Delta - y) \cdot \cos \alpha - \sqrt{(\Delta - y)^2 \cdot \cos^2 \alpha + r^2 - (\Delta - y)^2}. \quad (3.119)$$

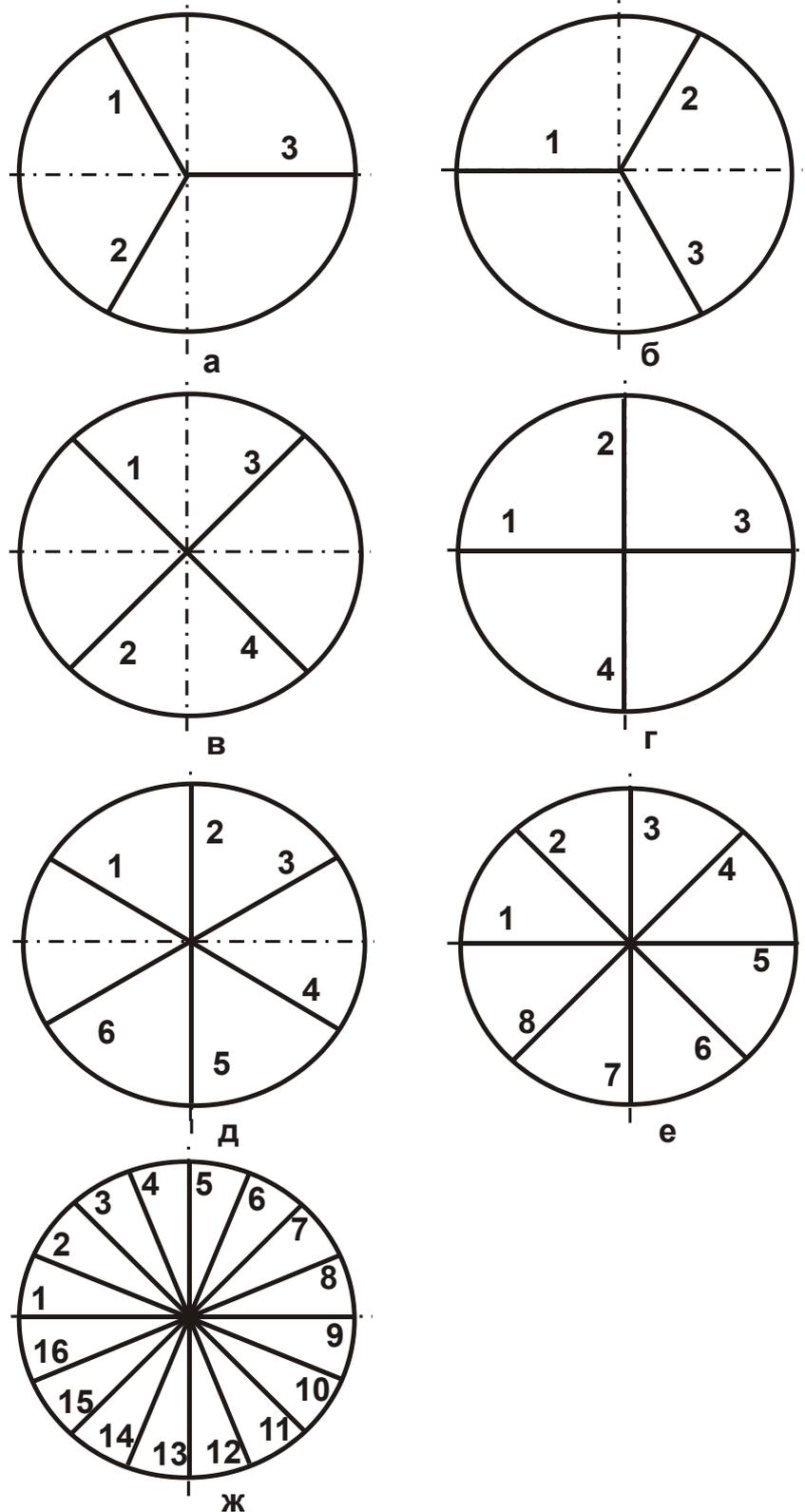


Рис. 3.27. Схемы расположения лезвий инструмента

При  $\alpha = 0^0$  с учетом  $r \gg (\Delta - y)$  зависимость (3.119) упростится:

$$t_{3\phi} = R - r - (\Delta - y). \quad (3.120)$$

Поскольку перемещение оси инструмента происходит вдоль координаты  $ox$ , то необходимо рассматривать проекции сил  $P_{y1}$  и  $P_{y2}$  на координату  $ox$  при угле  $\alpha = 60^0$ :

$$(P_{y1})_x = (P_{y2})_x = P_{y1} \cdot \cos \alpha = 0,5 \cdot P_{y1}. \quad (3.121)$$

Тогда величина упругого перемещения  $y$  определится:

$$y = \frac{2 \cdot (P_{y1})_x - P_{y3}}{c} = \frac{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}{3 \cdot c \cdot K_{рез}} \cdot (t_{1\phi} - t_{3\phi}) = \frac{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}{2 \cdot c \cdot K_{рез}} \cdot (\Delta - y), \quad (3.122)$$

где  $(t_{1\phi} - t_{3\phi}) = 1,5 \cdot (\Delta - y)$ .

Разрешая полученное уравнение (3.122) относительно неизвестной величины  $y$ , получено:

$$y = \frac{\Delta}{\left(1 + \frac{2 \cdot c \cdot K_{рез}}{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}\right)}. \quad (3.123)$$

Таким образом, получена зависимость для определения величины упругого перемещения  $y$ , возникающего при расположении лезвий инструмента, показанного на рис. 3.27,а. Для случая, показанного на рис. 3.27,б, радиальные составляющие силы резания, действующие на каждое из трех лезвий, соответственно определяются зависимостями:

$$P_{y1} = \frac{\sigma \cdot S \cdot t_{1\phi} \cdot \cos \varphi}{3 \cdot K_{рез}}; \quad P_{y2} = P_{y3} = \frac{\sigma \cdot S \cdot t_{2\phi} \cdot \cos \varphi}{3 \cdot K_{рез}}.$$

Как и в первом случае, под действием этих трех сил ось инструмента (точка  $O_1$  на рис. 3.26) переместится вдоль координаты  $ox$  на величину упругого перемещения  $y$ , что эквивалентно уменьшению величины  $\Delta$  на величину  $y$ . Тогда текущая фактическая глубина резания  $t_{1\phi}$ , приходящаяся на лезвие (зуб) инструмента, будет определяться зависимостью, приведенной в работе [14], рассматривая в ней вместо величины  $\Delta$  величину  $(\Delta - y)$  для  $\alpha = 0^0$  с учетом  $r \gg (\Delta - y)$ :

$$t_{1\phi} = R - r + (\Delta - y). \quad (3.124)$$

Соответственно, текущая фактическая глубина резания  $t_{2\phi}$  будет определяться зависимостью, приведенной в работе [14], принимая в ней вместо величины  $\Delta$  величину  $(\Delta - y)$  для  $\alpha = 60^0$ :

$$t_{2\phi} = R - r - 0,5 \cdot (\Delta - y). \quad (3.125)$$

Проекции сил  $P_{y2}$  и  $P_{y3}$  на координату  $ox$  при угле  $\alpha = 60^\circ$  равны:

$$(P_{y2})_x = (P_{y3})_x = P_{y2} \cdot \cos \alpha = 0,5 \cdot P_{y2}. \quad (3.126)$$

Тогда величина упругого перемещения  $y$  определится:

$$y = \frac{P_{y1} - 2 \cdot (P_{y2})_x}{c} = \frac{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}{3 \cdot c \cdot K_{рез}} \cdot 1,5 \cdot (\Delta - y). \quad (3.127)$$

Разрешая полученное уравнение (3.127) относительно неизвестной величины  $y$ , имеем:

$$y = \frac{\Delta}{\left(1 + \frac{2 \cdot c \cdot K_{рез}}{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}\right)}. \quad (3.128)$$

Таким образом, получена зависимость для определения величины упругого перемещения  $y$ , возникающего при расположении лезвий инструмента, показанном на рис. 3.27,б.

Как видно, зависимости (3.123) и (3.128) идентичны. Сравнивая их с аналогичной зависимостью (3.116), полученной при обработке отверстия инструментом с двумя лезвиями (сверлом), видно, что при обработке отверстия инструментом с тремя лезвиями величина упругого перемещения  $y$  меньше, поскольку больше знаменатель зависимости (3.128). Это указывает на эффективность применения операции зенкерования отверстия после его рассверливания с точки зрения уменьшения погрешности обработки отверстия. Однако, эффект будет достигаться при условии, когда второе слагаемое знаменателя в зависимости (3.128) будет больше единицы. В противном случае величина упругого перемещения  $y \rightarrow \Delta$ .

При обработке отверстия осевым инструментом (зенкером), имеющим 4 лезвия, наибольшая погрешность обработки, очевидно, будет достигаться вдоль координаты  $ox$  при осесимметричном расположении лезвий инструмента (рис. 3.27,в,г).

В первом случае радиальные составляющие силы резания, действующие на каждое из четырех лезвий инструмента, соответственно определяются зависимостями:

$$P_{y1} = P_{y2} = \frac{\sigma \cdot S \cdot t_{1\phi} \cdot \cos \varphi}{4 \cdot K_{рез}}; \quad P_{y3} = P_{y4} = \frac{\sigma \cdot S \cdot t_{3\phi} \cdot \cos \varphi}{4 \cdot K_{рез}}.$$

Под действием этих сил ось инструмента (точка  $O_1$  на рис. 3.26) переместится вдоль координаты  $ox$  на величину упругого перемещения  $y$ , что эквивалентно уменьшению величины  $\Delta$  на величину  $y$ . Тогда текущие фактические глубины резания  $t_{1\phi}$  и  $t_{3\phi}$ , приходящиеся на лезвие (зуб) инструмента, будут определяться зависимостями:

$$t_{1\phi} = R - \sqrt{(\Delta - y)^2 \cos^2 \alpha + r^2 - (\Delta - y)^2} + (\Delta - y) \cos \alpha \approx R - r + 0,707(\Delta - y); \quad (3.129)$$

$$t_{3\phi} = R - (\Delta - y) \cos \alpha - \sqrt{(\Delta - y)^2 \cos^2 \alpha + r^2 - (\Delta - y)^2} \approx R - r - 0,707(\Delta - y). \quad (3.130)$$

Проекции сил  $P_{y1}$ ,  $P_{y2}$ ,  $P_{y3}$  и  $P_{y4}$  на координату  $ox$  при угле  $\alpha = 45^\circ$ :

$$\begin{aligned} (P_{y1})_x &= (P_{y2})_x = P_{y1} \cdot \cos \alpha = 0,707 \cdot P_{y1}; \\ (P_{y3})_x &= (P_{y2})_x = P_{y3} \cdot \cos \alpha = 0,707 \cdot P_{y1}. \end{aligned} \quad (3.131)$$

Тогда величина упругого перемещения  $y$  определится:

$$\begin{aligned} y &= \frac{2(P_{y1})_x - 2(P_{y3})_x}{c} = \frac{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}{2c \cdot K_{рез}} \cdot 0,707(t_{1\phi} - t_{3\phi}) = \\ &= \frac{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}{2c \cdot K_{рез}} (\Delta - y). \end{aligned} \quad (3.132)$$

Разрешая полученное уравнение (3.132) относительно неизвестной величины  $y$ , имеем:

$$y = \frac{\Delta}{\left(1 + \frac{2 \cdot c \cdot K_{рез}}{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}\right)}. \quad (3.133)$$

В результате получена зависимость для определения величины упругого перемещения  $y$ , возникающего при расположении лезвий инструмента, показанном на рис. 3.27,в. При расположении лезвий инструмента, показанном на рис. 3.27,г, величина упругого перемещения  $y$  формируется под действием лишь радиальных составляющих силы резания  $P_{y1}$  и  $P_{y3}$ , т.е.

$$P_{y1} = \frac{\sigma \cdot S \cdot t_{1\phi} \cdot \cos \varphi}{4 \cdot K_{рез}}; \quad P_{y3} = \frac{\sigma \cdot S \cdot t_{3\phi} \cdot \cos \varphi}{4 \cdot K_{рез}}.$$

Тогда величина упругого перемещения  $y$  выразится:

$$y = \frac{P_{y1} - P_{y3}}{c} = \frac{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}{4 \cdot c \cdot K_{рез}} \cdot (t_{1\phi} - t_{3\phi}). \quad (3.134)$$

Разность  $(t_{1\phi} - t_{3\phi})$  определяется зависимостью  $(t_{1\phi} - t_{3\phi}) = 2(\Delta - y)$ .

Тогда  $y = \frac{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}{2 \cdot c \cdot K_{\text{рез}}} \cdot (\Delta - y)$ , откуда

$$y = \frac{\Delta}{\left(1 + \frac{2 \cdot c \cdot K_{\text{рез}}}{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}\right)}. \quad (3.135)$$

Как видно, зависимости (3.133) и (3.135) идентичны. Сравнивая их с аналогичной зависимостью (3.128), полученной при обработке отверстия инструментом с тремя лезвиями, видно, что они также идентичны. Следовательно, увеличение количества лезвий осевого инструмента (зенкера) с трех до четырех не приводит к снижению величины упругого перемещения  $y$  и, соответственно, к снижению погрешности обработки отверстия, т.е. эффект повышения точности обработки отсутствует.

Используя полученные выше теоретические решения, можно оценить погрешность обработки отверстия осевым инструментом с 6 лезвиями для положения лезвий (рис. 3.27, д), которое, очевидно, определяет наибольшую величину упругого перемещения  $y$ .

С учетом проекций радиальных составляющих силы резания  $P_{y1}$ ,  $P_{y3}$ ,  $P_{y4}$ ,  $P_{y6}$  на ось  $ox$  и условий  $P_{y1} = P_{y6}$  и  $P_{y3} = P_{y4}$ , величина упругого перемещения  $y$  определится:

$$y = \frac{2 \cdot (P_{y1} - P_{y4}) \cdot \cos 30^\circ}{c} = \frac{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}{2 \cdot c \cdot K_{\text{рез}}} \cdot (\Delta - y), \quad (3.136)$$

где  $P_{y1} = \frac{\sigma \cdot S \cdot t_{1\phi} \cdot \cos \varphi}{6 \cdot K_{\text{рез}}}$ ;  $P_{y4} = \frac{\sigma \cdot S \cdot t_{4\phi} \cdot \cos \varphi}{6 \cdot K_{\text{рез}}}$ ;  $t_{1\phi} - t_{4\phi} = 2 \cdot (\Delta - y) \cdot \cos 30^\circ$ .

Откуда

$$y = \frac{\Delta}{\left(1 + \frac{2 \cdot c \cdot K_{\text{рез}}}{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}\right)}. \quad (3.137)$$

Как видно, зависимость (3.137) идентична зависимостям (3.128) и (3.135), т.е. обработка отверстия осевым многолезвийным инструментом с 6 лезвиями приводит к возникновению в технологической системе такой же величины упругого перемещения  $y$  как и обработка отверстия инструментом с 3 и 4 лезвиями.

При обработке отверстия осевым инструментом с восемью лезвиями (рис. 3.27,е) величина упругого перемещения  $y$ , возникающего в технологической системе, формируется под действием радиальных составляющих силы резания  $P_{y1}, P_{y2}, P_{y3}, P_{y4}, P_{y5}, P_{y6}, P_{y7}$  и  $P_{y8}$ . Тогда с учетом условий  $P_{y2} = P_{y8}$  и  $P_{y4} = P_{y6}$  величина упругого перемещения  $y$  с учетом  $\alpha = 45^\circ$  определится:

$$y = \frac{(P_{y1} - P_{y5}) + 2 \cdot (P_{y2} - P_{y4}) \cdot \cos \alpha}{c} = \frac{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}{2 \cdot c \cdot K_{\text{рез}}} \cdot (\Delta - y), \quad (3.138)$$

где

$$P_{y1} = \frac{\sigma \cdot S \cdot t_{1\varphi} \cdot \cos \varphi}{8 \cdot K_{\text{рез}}}; \quad P_{y2} = \frac{\sigma \cdot S \cdot t_{2\varphi} \cdot \cos \varphi}{8 \cdot K_{\text{рез}}};$$

$$P_{y4} = \frac{\sigma \cdot S \cdot t_{4\varphi} \cdot \cos \varphi}{8 \cdot K_{\text{рез}}}; \quad P_{y5} = \frac{\sigma \cdot S \cdot t_{5\varphi} \cdot \cos \varphi}{8 \cdot K_{\text{рез}}};$$

$$t_{1\varphi} = R - r + (\Delta - y); \quad t_{5\varphi} = R - r - (\Delta - y);$$

$$t_{2\varphi} = R - r + (\Delta - y) \cdot \cos \alpha; \quad t_{4\varphi} = R - r - (\Delta - y) \cdot \cos \alpha.$$

Разрешая уравнение (3.138) относительно величины  $y$ , приходим к зависимостям (3.128) и (3.137):

$$y = \frac{\Delta}{\left(1 + \frac{2 \cdot c \cdot K_{\text{рез}}}{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}\right)}. \quad (3.139)$$

Таким образом показано, что увеличение количества лезвий осевого многолезвийного инструмента с 3 до 8 не привело к снижению величины упругого перемещения  $y$ , т.е. с одинаковой эффективностью с точки зрения достижения точности отверстия его обработку можно вести инструментами с 3 и 8 лезвиями.

При обработке отверстия осевым инструментом с 16 лезвиями (рис. 3.27,ж) в формировании величины упругого перемещения  $y$  не будут принимать участие лишь 5-е и 13-е лезвия, поскольку проекции радиальных составляющих силы резания, возникающих от работы этих лезвий, на ось  $ox$  равны нулю. Тогда с учетом условий  $P_{y2} = P_{y16}$ ,  $P_{y3} = P_{y15}$ ,  $P_{y4} = P_{y14}$ ,  $P_{y6} = P_{y12}$ ,  $P_{y7} = P_{y11}$ ,  $P_{y8} = P_{y10}$  и проекций радиальных составляющих силы резания на ось  $ox$  величина упругого перемещения  $y$  определится:

$$y = \frac{(P_{y1} - P_{y9}) + 2(P_{y2} - P_{y10})\cos 22,5^0 + 2(P_{y3} - P_{y11})\cos 45^0 + 2(P_{y4} - P_{y12})\cos 67,5^0}{c} = \frac{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}{2 \cdot c \cdot K_{рез}} \cdot (\Delta - y), \quad (3.140)$$

где  $P_{y1} = \frac{\sigma \cdot S \cdot t_{1\phi} \cdot \cos \varphi}{16 \cdot K_{рез}}, \dots, P_{y2} = \frac{\sigma \cdot S \cdot t_{2\phi} \cdot \cos \varphi}{8 \cdot K_{рез}};$

$$t_{1\phi} - t_{9\phi} = 2 \cdot (\Delta - y) \cdot \cos 0^0; \quad t_{2\phi} - t_{10\phi} = 2 \cdot (\Delta - y) \cdot \cos 22,5^0;$$

$$t_{3\phi} - t_{11\phi} = 2 \cdot (\Delta - y) \cdot \cos 45^0; \quad t_{4\phi} - t_{12\phi} = 2 \cdot (\Delta - y) \cdot \cos 67,5^0.$$

Разрешая уравнение (3.140) относительно  $y$ , приходим к (3.139):

$$y = \frac{\Delta}{\left(1 + \frac{2 \cdot c \cdot K_{рез}}{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}\right)}. \quad (3.141)$$

Следовательно, при обработке отверстия осевым многолезвийным инструментом с 8 и 16 лезвиями величина упругого перемещения  $y$  одинакова, т.е. добиться повышения точности обработки отверстия за счет увеличения количества лезвий с 3 до 16 затруднительно.

Рассмотрим погрешности обработки отверстия осевым многолезвийным инструментом с расположением лезвий под наклоном. В этом случае в расчетной схеме (рис. 3.26) следует рассматривать вместо сосредоточенной радиальной составляющей силы резания распределенную нагрузку  $q = P_y / l$ , действующую на определенном участке обрабатываемого отверстия длиной  $l = (2\pi \cdot R \cdot \alpha) / 360^0$ , где  $\alpha$  – угол контакта лезвия осевого многолезвийного инструмента, расположенного под наклоном, с обрабатываемым материалом. Тогда, например, при обработке осевым инструментом с 4 наклонными лезвиями величина упругого перемещения  $y$  определится:

$$y = \frac{1}{c} \cdot \left[ \int_0^l (q_1 - q_3) \cdot \cos \alpha \cdot dl + \int_0^l (q_2 - q_4) \cdot \cos \alpha \cdot dl \right], \quad (3.142)$$

где  $(q_1 - q_3) = \frac{(P_{y1} - P_{y3})}{l};$

$$(P_{y1} - P_{y3}) = \frac{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}{4 \cdot K_{рез}} \cdot 2 \cdot (\Delta - y) \cdot \cos \alpha;$$

$$dl = R \cdot d\alpha.$$

С учетом пределов интегрирования, зависящих от угла  $\alpha$ , имеем:

$$y = \frac{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}{4 \cdot c \cdot K_{\text{рез}}} \cdot \frac{360^0}{\pi \cdot \alpha} \cdot (\Delta - y) \cdot \left[ \int_0^{\alpha} \cos^2 \alpha \cdot d\alpha + \int_{90^0 - \alpha}^{90^0} \cos^2 \alpha \cdot d\alpha \right], \quad (3.143)$$

где  $\int_0^{\alpha} \cos^2 \alpha \cdot d\alpha = \int_0^{\alpha} 0,5 \cdot (1 + \cos 2\alpha) \cdot d\alpha = 0,5 \cdot (\alpha + 0,5 \cdot \sin 2\alpha);$

$$\int_{90^0 - \alpha}^{90^0} \cos^2 \alpha \cdot d\alpha = \int_{90^0 - \alpha}^{90^0} 0,5 \cdot (1 + \cos 2\alpha) \cdot d\alpha = 0,5 \cdot (\alpha - 0,5 \cdot \sin 2\alpha).$$

После преобразований получено:

$$y = \frac{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}{2 \cdot c \cdot K_{\text{рез}}} \cdot (\Delta - y), \quad (3.144)$$

откуда

$$y = \frac{\Delta}{\left( 1 + \frac{2 \cdot c \cdot K_{\text{рез}}}{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi} \right)}. \quad (3.145)$$

В итоге пришли к зависимости (3.139). Следовательно, погрешность обработки отверстия осевым многолезвийным инструментом с наклонными лезвиями такая же, как и при обработке отверстия осевым многолезвийным инструментом с прямыми лезвиями. Поэтому, как отмечалось выше, целесообразно использовать развертки с разнонаклонными зубьями, которые позволяют уменьшить интенсивность колебаний и повысить точность обработки в результате исключения работы "по следу". Погрешности обработки в этом случае будут определяться упругими перемещениями, возникающими в технологической системе.

### 3.10. Технологическое обеспечение точности и шероховатости поверхности при обработке отверстия

Финишная обработка отверстий наряду с применением лезвийных инструментов (как показано в п. 3.9) требует обеспечения высоких показателей точности и шероховатости обработанных поверхностей на

основе применения различных методов абразивной обработки, включая внутреннее шлифование, хонингование, обработку свободным абразивом. Однако эти методы достаточно трудоемки и не всегда обеспечивают выполнение требуемых условий обработки. Поэтому актуальной задачей является обоснование технологических возможностей обработки инструментами со связанным свободным абразивом и выбор наиболее эффективных направлений повышения точности и шероховатости обрабатываемых поверхностей. Решение данной задачи имеет большое теоретическое и практическое значение, например для совершенствования технологии финишной абразивной обработки отверстий в гидро- и пневмоцилиндрах, где требуется обеспечить высокие показатели точности и шероховатости обрабатываемых поверхностей.

Необходимо отметить, что вопросам высокоточной и высококачественной обработки отверстий в научно-технической литературе уделено большое внимание [58; 123], разработаны научные основы финишной абразивной обработки отверстий. Показано, что при обработке материалов с повышенными физико-механическими свойствами эффективно использовать алмазно-абразивные инструменты, обеспечивающие тончайшие срезы, наименьшую шероховатость поверхности, наименьшую силовую напряженность процесса резания, что приводит к повышению точности обработки [43]. В работе [14] получены аналитические зависимости для определения погрешностей лезвийной и абразивной обработки отверстий, что позволило выявить новые условия повышения точности обработки. Поэтому, используя их, можно решить ряд важных задач, связанных с выбором наиболее предпочтительных (оптимальных) вариантов финишной абразивной обработки отверстий.

Как известно, наибольшее количество зерен, участвующих в процессе шлифования, имеет место при внутреннем шлифовании кругом с диаметром, равным диаметру обрабатываемого отверстия. Поэтому и шероховатость поверхности будет наименьшей в рассматриваемом случае. Однако это возможно при обработке точного отверстия. При обработке отверстия со значительной нецилиндричностью в начальный период произойдет деформация системы шлифовального круга, а затем при последующих выхаживающих проходах она будет восстанавливать свою прямолинейную форму. Это приведет к увеличению диаметра отверстия в поперечном сечении (где была наибольшая нецилиндричность) и образованию погрешности обработки отверстия в

виде некруглости. Чтобы исключить это явление, необходимо обработку производить за несколько проходов кругами разного диаметра, увеличивая с каждым последующим проходом диаметр круга. Однако реализовать на практике такую схему внутреннего шлифования довольно сложно и малоэффективно. Наиболее просто реализовать данную схему обработки можно при хонинговании, где имеется возможность непрерывного увеличения диаметра хона в процессе обработки с каждым его проходом за счет создания упругой системы в конструкции хона. Это позволит исключить образование погрешности обработки отверстия.

В работе [14] показано, что некруглость отверстия сложно устранить и в процессе рассверливания, используя лишь одно сверло. Необходимо с каждым последующим проходом использовать сверла большего диаметра, что позволит в определенной степени устранить некруглость отверстия.

Применение обычной схемы внутреннего врезного или продольного шлифования, как показывает практика, также обеспечивает устранение погрешности обработки отверстия в виде некруглости и нецилиндричности. Однако при этом существенно уменьшается длина дуги контакта круга с обрабатываемым отверстием и количество одновременно работающих зерен круга, что не позволяет добиться значительного уменьшения шероховатости поверхности. В связи с этим целесообразно использовать схему внутреннего шлифования, согласно которой ось вращения круга расположена перпендикулярно оси вращения обрабатываемой детали, а форма рабочей поверхности круга приобретает форму окружности обрабатываемого отверстия. В результате существенно увеличивается длина дуги контакта круга с обрабатываемым отверстием и соответственно количество одновременно работающих зерен круга, что является важным фактором уменьшения шероховатости поверхности. Используя данную схему внутреннего шлифования, кругом можно охватить до половины длины окружности обрабатываемого отверстия, что фактически реализует эффект шлифования кругом с диаметром, равным диаметру обрабатываемого отверстия. Отличие в количестве одновременно работающих зерен круга будет приблизительно в 2 раза, тогда как при обычном внутреннем шлифовании кругом с диаметром, например в 2 раза меньшим диаметра обрабатываемого отверстия, это отличие во много раз больше.

Для оценки влияния диаметра шлифовального круга на длину его контакта с обрабатываемым отверстием рассмотрена схема внутреннего шлифования (рис. 3.28), согласно которой длина дуги контакта круга с обрабатываемой поверхностью  $l_{\text{конт}}$  равна  $AA'$  и определяется из условия пересечения двух окружностей радиусом  $(R_{\text{дет}} - t)$  и  $R_{\text{кр}}$ :

$$\begin{cases} x^2 + y^2 = (R_{\text{дет}} - t)^2; \\ [x - (R_{\text{дет}} - R_{\text{кр}})]^2 + y^2 = R_{\text{кр}}^2, \end{cases} \quad (3.146)$$

где  $R_{\text{дет}}$ ,  $R_{\text{кр}}$  – радиусы обрабатываемого отверстия и шлифовально-го круга, м;

$t$  – глубина шлифования, м.

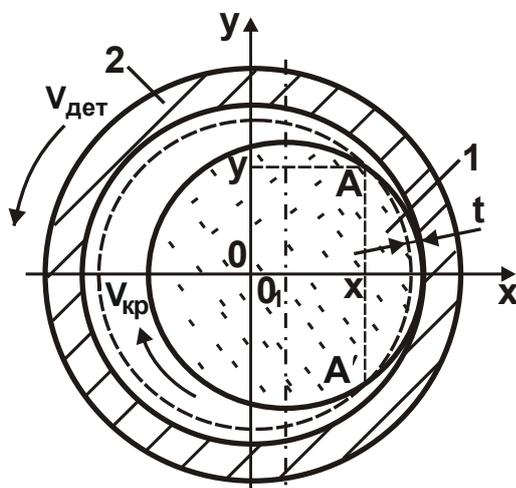


Рис. 3.28. Расчетная схема параметров внутреннего шлифования:  
1 – круг; 2 – обрабатываемая деталь

Для определения координаты  $x$  точки  $A$ , в которой происходит пересечение рассматриваемых окружностей, необходимо взять разность первого и второго уравнений системы уравнений (3.146). Тогда

$$x = \frac{[(R_{\text{дет}} - t)^2 - R_{\text{кр}}^2]}{2 \cdot (R_{\text{дет}} - R_{\text{кр}})} + \frac{1}{2} \cdot (R_{\text{дет}} - R_{\text{кр}}). \quad (3.147)$$

Координата  $y$  точки  $A$ , где пересекаются рассматриваемые окружности, с учетом системы уравнений (3.146) и зависимости (3.147) определяется:

$$y = \sqrt{R_{\text{кр}}^2 - \left[ \frac{(R_{\text{дет}} - t)^2 - R_{\text{кр}}^2}{2 \cdot (R_{\text{дет}} - R_{\text{кр}})} - \frac{1}{2} \cdot (R_{\text{дет}} - R_{\text{кр}}) \right]^2}. \quad (3.148)$$

Для удобства анализа зависимости (3.147) и (3.148) представим:

$$x = a + b; \quad y = \sqrt{R_{кр}^2 - (a - b)^2}, \quad (3.149)$$

где  $a = \frac{[(R_{дет} - t)^2 - R_{кр}^2]}{2 \cdot (R_{дет} - R_{кр})}$ ;  $b = \frac{1}{2} \cdot (R_{дет} - R_{кр})$ .

Тогда угол  $\psi$ , определяющий половину длины дуги контакта круга с обрабатываемой поверхностью, аналитически выразится:

$$\operatorname{tg} \psi = \frac{y}{x} = \sqrt{\frac{R_{кр}^2 - (a - b)^2}{(a + b)^2}}. \quad (3.150)$$

В табл. 3.18 приведены результаты численных расчетов функции  $\operatorname{tg} \psi$ , угла  $2\psi$  в зависимости от радиуса шлифовального круга  $R_{кр}$  для исходных данных:  $R_{дет} = 40$  мм и  $t = 0,01$  мм, а также расчетные значения длины дуги контакта шлифовального круга с обрабатываемой поверхностью  $l_{конт} = 2\pi \cdot R_{дет} \cdot \psi / 180^\circ$ .

Таблица 3.18

Расчетные значения  $\operatorname{tg} \psi$ ,  $2\psi$  и  $l_{конт}$

$R_{кр}$ , мм	20	30	36	39
$\operatorname{tg} \psi$	0,0223	0,0365	0,068	0,1309
$2\psi$ , град.	4	5	8	16
$l_{конт}$ , мм	1,395	1,744	2,791	5,582

Как видно, с увеличением  $R_{кр}$  в пределах  $0,5R_{дет} \leq R_{кр} < R_{дет}$  угол  $2\psi$  и параметр  $l_{конт}$  принимают значительно меньшие значения в сравнении с номинальными значениями  $360^\circ$  и  $2\pi \cdot R_{дет}$ . Поэтому в процессе внутреннего шлифования участвует весьма небольшое количество одновременно работающих зерен круга, что не позволяет добиться существенного уменьшения шероховатости поверхности, например, в сравнении с рассмотренной выше схемой внутреннего шлифования с осью вращения круга, расположенной перпендикулярно оси вращения детали.

При съеме неравномерных припусков в условиях внутреннего шлифования величина упругого перемещения  $y$  будет описываться такой же зависимостью, как и при растачивании отверстия [14]:

$$y = \frac{t_1}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{\text{рез}}}{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}\right)}, \quad (3.151)$$

а при хонинговании, вследствие того, что хон контактирует фактически со всей обрабатываемой поверхностью отверстия, такой же зависимостью, как и при рассверливании отверстия [14]:

$$y = \frac{\Delta}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{\text{рез}}}{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}\right)}, \quad (3.152)$$

где  $t_1$  – глубина резания при растачивании, м;

$\Delta$  – сдвиг оси сверла относительно оси исходного обрабатываемого отверстия, м;

$c$  – жесткость технологической системы в радиальном направлении, Н/м;

$K_{\text{рез}} = P_{z1} / P_{y1} = P_{z2} / P_{y2}$  – коэффициент резания;

$P_{z1}$ ,  $P_{z2}$ ,  $P_{y1}$ ,  $P_{y2}$  – тангенциальные и радиальные составляющие силы резания, действующие на оба лезвия сверла, Н;

$S$  – подача, м/об.;

$\varphi$  – половина главного угла сверла в плане.

Сравнивая зависимости (3.151) и (3.152), видно, что при внутреннем шлифовании величина упругого перемещения  $y$  будет больше, чем при хонинговании, т.к. числитель зависимости (3.152) меньше, а знаменатель больше. Следовательно, эффект от применения хонингования с точки зрения уменьшения погрешности обработки выше, чем от применения внутреннего шлифования. Однако данное условие может выполняться не всегда, все зависит от того, можно ли увеличить диаметр хона с его каждым последующим проходом. Так, при рассверливании для этого необходимо увеличивать диаметры сверл с каждым их последующим проходом, тогда как при растачивании такой же эффект обработки достигается одним резцом, реализуя поперечную подачу. Такая же закономерность наблюдается и при внутреннем шлифовании и хонинговании, рассматривая вместо растачивания процесс внутреннего шлифования, а вместо рассверливания – процесс хонингования.

Добиться одновременно существенного повышения точности и производительности обработки отверстия, можно, применяя схему вы-

хаживания, которая наиболее эффективно может быть реализована при шлифовании. Исходя из аналитической зависимости [14]:

$$y_n = \frac{\Delta}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{\text{рез}}}{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}\right)^n}, \quad (3.153)$$

с увеличением количества проходов шлифовального круга  $n$  величина упругого перемещения  $y_n$ , возникающего в технологической системе, непрерывно уменьшается, где  $n$  – количество проходов инструмента. Входящий в зависимость (3.150) угол  $\varphi$  применительно к процессу шлифования необходимо рассматривать как угол наклона рабочей поверхности круга к обрабатываемой поверхности (рис. 3.29). Очевидно, при обычном многопроходном круглом шлифовании угол  $\varphi \approx 0$  (рис. 3.29,а). При глубинном шлифовании угол  $\varphi$  определяет угол заборного конуса круга (рис. 3.29,б), который может изменяться в широких пределах.

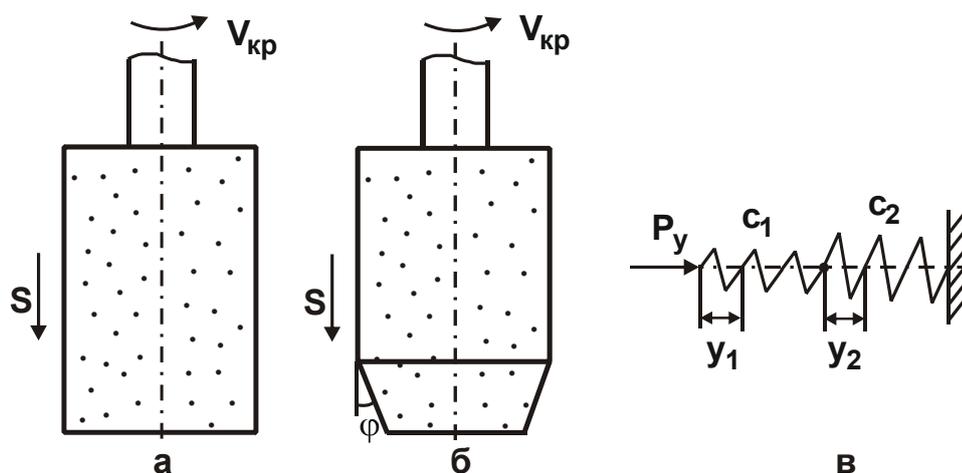


Рис. 3.29. Расчетные схемы процесса внутреннего шлифования

Необходимо отметить, что зависимость (3.153) справедлива для процесса шлифования абсолютно жестким кругом, например, абразивным или алмазным кругами на органических, керамических и металлических связках. При использовании на финишных операциях шлифовальных кругов на мягких связках (например, на вулканитовой связке), способных упруго деформироваться в процессе шлифования, расчетная зависимость (3.153) требует уточнения. В этом случае необходимо учитывать как изгибную жесткость шпинделя шлифовального станка, так и собственно контактную жесткость самого круга. Исходя из такого представления упругой системы станка, примем, что контактная жест-

кость круга равна  $c_1$ , а изгибная жесткость шпинделя станка равна  $c_2$ . На рис. 3.29,в круг и шпиндель станка представлены в виде пружин жесткостью соответственно  $c_1$  и  $c_2$ . Примем, что при шлифовании под действием радиальной составляющей силы резания  $P_y$  происходит сжатие пружины жесткостью  $c_1$  на величину  $y_1$  и сжатие пружины жесткостью  $c_2$  на величину  $y_2$ . Тогда

$$P_y = c_1 \cdot y_1 = c_2 \cdot y_2. \quad (3.154)$$

Величину  $y_2$  можно представить:  $y_2 = t_1 - y_1$ , где  $t_1$  – припуск при внутреннем шлифовании, м.

В случае несовпадения осей шпинделя станка и обрабатываемого отверстия параметр  $t_1$  определяет величину максимального снимаемого припуска. Тогда уравнение (3.154) примет вид:  $c_1 \cdot y_1 = c_2 \cdot (t_1 - y_1)$ . Откуда  $y_1 = t_1 / (1 + c_1 / c_2)$ . Как следует из этой зависимости, при условии  $c_1 \rightarrow \infty$  (т.е. при шлифовании абсолютно жестким кругом) величина  $y_1 = 0$ . При условии  $c_2 \rightarrow \infty$  (т.е. при существенном увеличении изгибной жесткости шпинделя станка) величина  $y_1 = t_1$ . В этом случае величина упругого перемещения в технологической системе будет определяться лишь сжатием пружины жесткостью  $c_1$ .

Разрешая зависимость  $y_2 = t_1 - y_1$  относительно величины  $y_1 = t_1 - y_2$  и подставляя ее в зависимость (3.154), получено:  $y_2 = t_1 / (1 + c_2 / c_1)$ . При контактной жесткости круга  $c_1$ , соизмеримой с изгибной жесткостью шпинделя станка  $c_2$ , величина упругого перемещения  $y_2$  становится меньше. Следовательно, будет меньше погрешность обработки отверстия, т.е. применение менее жестких кругов позволяет повысить точность обработки отверстия.

Приведенное решение указывает, что уменьшая жесткость  $c_1$ , можно добиться существенного уменьшения величины упругого перемещения  $y_2$ . Именно этим фактом можно объяснить эффективность применения процесса хонингования отверстия, основанного на создании упругой системы (жесткостью  $c_1$ ) сборного абразивного инструмента – хона. Очевидно, при съеме равномерного припуска (когда оси шпинделя станка и обрабатываемого отверстия совпадают) начальный натяг величиной  $t_1$  в технологической системе будет определяться

лишь сжатием пружины жесткостью  $c_1$ . В этом случае жесткость пружины  $c_2$  условно равна бесконечности ( $c_2 \rightarrow \infty$ ). Исходя из этого, величина упругого перемещения  $y_n$  будет описываться зависимостью (3.153), рассматривая в ней вместо жесткости  $c_2$  жесткость  $c_1$  (для угла  $\varphi = 0$ ):

$$y_n = \frac{t_1}{\left(1 + \frac{c_1 \cdot K_{\text{рез}}}{\sigma \cdot S}\right)^n}.$$

величина  $y_n$  с течением времени обработки (т.е. с увеличением количества проходов инструмента  $n$ ) будет уменьшаться интенсивнее, способствуя повышению производительности обработки.

При условии  $c_2 > c_1$  такая же закономерность будет и при хонинговании отверстия с неравномерно снимаемым припуском, т.е. когда оси шпинделя станка и обрабатываемого отверстия не совпадают. За счет создания упругой системы жесткостью  $c_1$  инструмента и возможности увеличения его диаметра в процессе обработки можно одновременно добиться требуемых значений величины  $y_n$  и диаметра обрабатываемого отверстия. Например, при рассверливании отверстия одновременно выполнить эти два условия невозможно, поскольку уменьшение величины  $y_n \rightarrow 0$  за счет увеличения количества проходов инструмента  $n$  ведет к увеличению разбивки отверстия, т.е. к увеличению его диаметра. При хонинговании за счет искусственного создания упругой системы инструмента жесткостью  $c_1$ , позволяющей увеличивать диаметр инструмента в процессе обработки, такая возможность существует. Для ее осуществления необходимо выполнить условие  $c_2 > c_1$ , поскольку в противном случае продолжительность исправления погрешностей обрабатываемого отверстия, образованных на предыдущих операциях, увеличится.

### **3.11. Условия уменьшения шероховатости поверхности при абразивной обработке отверстий**

Обеспечение шероховатости поверхности на уровне  $R_a = 0,05$  мкм и ниже при обработке отверстий в высокоточных деталях является трудноразрешимой задачей, поскольку, используя традиционные схе-

мы внутреннего шлифования, достичь такого высокого уровня шероховатости поверхности фактически невозможно. Поэтому основными методами финишной обработки отверстий является доводка свободным абразивом и обработка методами пластического деформирования материала [58; 107; 134]. Между тем, все возрастающие требования к точности и шероховатости обрабатываемых поверхностей отверстий, стремление к повышению производительности обработки требует разработки и применения новых более эффективных методов и условий финишной абразивной обработки. Для этого следует использовать современные теоретико-вероятностные подходы к расчету параметров шероховатости поверхности [50; 90; 91], которые позволяют с высокой степенью точности и достаточно объективно аналитически описать основные закономерности формирования шероховатости поверхности при абразивной обработке. В связи с этим, в настоящем параграфе произведен теоретический анализ технологических возможностей уменьшения шероховатости поверхности при обработке отверстий до уровня  $R_a = 0,05$  мкм на финишных операциях на основе сравнения расчетных значений параметра шероховатости поверхности  $R_a$  для различных схем и условий абразивной обработки.

Для решения поставленной задачи следует воспользоваться упрощенной аналитической зависимостью, приведенной в работе [74], для определения параметра шероховатости поверхности  $R_a$ , которая получена применительно к процессу доводки абразивными зернами, имеющими одинаковую высоту выступания, с учетом вероятностного участия зерен в резании с использованием теоремы умножения независимых случайных величин:

$$R_a = \frac{0,367 \cdot B}{\operatorname{tg} \gamma \cdot n}, \quad (3.155)$$

где  $B$  – ширина обработки, мм;

$\gamma$  – половина угла при вершине конусообразного зерна;

$n$  – количество абразивных зерен, участвующих в процессе формирования шероховатости поверхности.

С учетом соотношения  $n = k \cdot B \cdot L$  зависимость (3.155) выразится:

$$R_a = \frac{0,367}{\operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot L}, \quad (3.156)$$

где  $k$  – поверхностная концентрация зерен, шт./мм<sup>2</sup>;

$L$  – длина рабочей части абразивного инструмента, участвующая в процессе формирования шероховатости поверхности, мм.

В табл. 3.19 приведены расчетные значения параметра шероховатости поверхности  $R_a$  для  $k = 50$  шт./мм<sup>2</sup> и  $\gamma = 45^\circ$ . Как видно, для обеспечения заданного значения параметра  $R_a = 0,05$  мкм необходимо реализовать значение  $L > 200$  мм, что вполне осуществимо при хонинговании отверстия.

Таблица 3.19

Расчетные значения параметра шероховатости поверхности  $R_a$

$L$ , мм	1	10	50	100	200	500
$R_a$ , мкм	7,34	0,734	0,147	0,0734	0,0367	0,0147

Следует отметить, что наряду с увеличением количества одновременно работающих абразивных зерен, процесс хонингования позволяет уменьшить энергоемкость обработки за счет периодического изменения направления движения абразивных зерен и перерезания ими предыдущих срезов. Это существенно снижает силовую напряженность процесса резания и позволяет повысить качество и точность обрабатываемых поверхностей.

При внутреннем шлифовании справедливо соотношение  $n = k \cdot B \cdot V_{кр} \cdot \tau$ , где  $V_{кр}$  – скорость круга, м/с;  $\tau = l_{конт} / V_{дет}$  – время контакта фиксированного поперечного сечения обрабатываемой поверхности с кругом, с;  $l_{конт}$  – длина дуги контакта круга с обрабатываемой поверхностью, м;  $V_{дет}$  – скорость детали, м/с. Тогда

$$n = k \cdot B \cdot l_{конт} \cdot \frac{V_{кр}}{V_{дет}}. \quad (3.157)$$

Соответственно зависимость (1.155) принимает вид:

$$R_a = \frac{0,367}{\text{tg} \gamma \cdot k \cdot l_{конт}} \cdot \frac{V_{дет}}{V_{кр}}. \quad (3.158)$$

Параметр  $l_{конт}$  при внутреннем шлифовании определяется зависимостью [85]:

$$l_{конт} = \sqrt{\frac{2 \cdot t}{\left( \frac{1}{R_{кр}} - \frac{1}{R_{дет}} \right)}}, \quad (3.159)$$

где  $t$  – глубина шлифования, м;

$R_{кр}$ ,  $R_{дет}$  – соответственно радиусы круга и обрабатываемого отверстия детали, м.

Как следует из табл. 3.20, параметр  $l_{конт}$  при внутреннем шлифовании принимает весьма малые значения, например по сравнению с процессом хонингования, где параметр  $l_{конт}$  принимает значения, равные или близкие к длине окружности обрабатываемого отверстия. Параметр  $l_{конт}$  при внутреннем шлифовании также значительно меньше, чем при плоском шлифовании и, в особенности, при шлифовании торцом круга.

Таблица 3.20

Расчетные значения параметра  $l_{конт}$  для  $t = 0,01$  мм;  $R_{дет} = 40$  мм

$R_{кр}$ , мм	20	30	36	39
$l_{конт}$ , мм	0,894	1,552	2,683	5,585

По данным работы [107] при плоском шлифовании торцом алмазного круга детали, напыленной сплавом СНГН, параметр шероховатости поверхности  $R_a$  принимает небольшие значения, близкие к 0,02 мкм. Очевидно, добиться такой шероховатости поверхности при внутреннем шлифовании весьма сложно. Экспериментально установлено, что чем выше твердость обрабатываемого материала, тем меньше может быть параметр шероховатости поверхности  $R_a$  вследствие уменьшения глубины внедрения режущих зерен в обрабатываемый материал. Этому также способствует увеличение площадок износа на режущих зернах, что, собственно, и предопределило достижение небольших значений  $R_a = 0,02$  мкм при шлифовании торцом алмазного круга детали, напыленной сплавом СНГН высокой твердости.

Вместе с тем, параметр шероховатости поверхности  $R_a$  при внутреннем шлифовании, исходя из зависимости (3.158), зависит от отношения скоростей детали  $V_{дет}$  и круга  $V_{кр}$ , которое принимает небольшое значение, например, при  $V_{дет} = 30$  м/мин и  $V_{кр} = 30$  м/с равное  $V_{дет}/V_{кр} = 0,017$ . Тогда с учетом значения  $l_{конт} = 1,552$  мм (для  $R_{кр} = 30$  мм), приведенного в табл. 3.20, и  $k = 50$  шт./мм<sup>2</sup>;  $\gamma = 45^\circ$  параметр шероховатости поверхности  $R_a = 0,08$  мкм. Для  $R_{кр} = 36$  мм и, со-

ответственно,  $l_{\text{конт}} = 2,683$  мм параметр  $R_a = 0,047$  мкм, т.е. в этом случае фактически достигается требуемое значение  $R_a = 0,05$  мкм. Однако в отличие от процесса доводки абразивными зернами, которые имеют примерно одинаковую высоту выступания, при шлифовании на рабочей поверхности круга абразивные зерна выступают на разную высоту, что приводит к образованию срезов разной толщины и к увеличению шероховатости поверхности в 2 – 3 и более раз.

Очевидно, добиться требуемой шероховатости поверхности  $R_a = 0,05$  мкм в этих условиях чрезвычайно сложно. Исходя из зависимостей (3.158) и (3.159) уменьшить параметр шероховатости поверхности  $R_a$  можно лишь за счет существенного уменьшения скорости детали  $V_{\text{дет}}$  и увеличения глубины шлифования  $t$ . Это достигается в условиях глубинного шлифования с относительно небольшой скоростью детали, например равной  $V_{\text{дет}} = 0,5 – 5$  м/мин и глубиной шлифования  $t = 0,1 – 1$  мм. О возможности достижения такой шероховатости поверхности при глубинном шлифовании сказано в работе [134]. Однако при этом процесс шлифования протекает достаточно нестабильно, с высокой силовой напряженностью, имеет место интенсивное трение круга с обрабатываемым материалом. По сути, этот процесс можно отнести к высокопроизводительному шлифованию, осуществляемому со съемом значительных припусков, что не свойственно для методов финишной абразивной обработки. Поэтому глубинное шлифование нельзя рассматривать эффективным методом финишной обработки, обеспечивающим высокие показатели шероховатости поверхности. Важным условием уменьшения параметра шероховатости поверхности  $R_a$  является создание площадок на вершинах абразивных зерен.

В работе [74] приведена аналитическая зависимость для определения параметра  $R_a$  с учетом образования на вершинах зерен площадок длиной  $x$ :

$$R_a = \frac{0,367 \cdot B}{\text{tg} \gamma \cdot n} \cdot e^{-\frac{x \cdot n}{B}}. \quad (3.160)$$

Зависимость (3.160) отличается от аналогичной зависимости (3.155) множителем  $e^{-\frac{x \cdot n}{B}} < 1$ . Очевидно, чем больше параметры  $x$  и  $n$ , тем меньше  $R_a$ . Причем, с увеличением количества зерен  $n$  на ра-

бочей поверхности инструмента множитель  $e^{-\frac{x \cdot n}{B}}$  уменьшается в значительно большее количество раз, чем множитель  $\frac{0,367 \cdot B}{\operatorname{tg} \gamma \cdot n}$ , входящий в зависимость (3.160). Это указывает на возможность существенного уменьшения параметра  $R_a$ .

Подтверждением сказанному являются результаты численных расчетов по преобразованной зависимости (3.160), полученной с учетом выражения  $n = k \cdot B \cdot I_{\text{КОНТ}}$ :

$$R_a = \frac{0,367}{\operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot I_{\text{КОНТ}}} \cdot e^{-x \cdot k \cdot I_{\text{КОНТ}}}. \quad (3.161)$$

Для исходных данных:  $k = 50$  шт./мм<sup>2</sup>;  $\gamma = 45^\circ$ ;  $x = 0,01$  мм при  $I_{\text{КОНТ}} = 1$  мм множитель  $e^{-x \cdot k \cdot I_{\text{КОНТ}}} = 0,6$ , а параметр  $R_a = 4,4$  мкм. Соответственно при  $I_{\text{КОНТ}} = 10$  мм множитель  $e^{-x \cdot k \cdot I_{\text{КОНТ}}} = 0,067$ , а параметр  $R_a = 0,005$  мкм. Этим показано, что за счет создания на вершинах зерен площадок длиной  $x = 0,01$  мм можно стабильно обеспечить требуемое значение параметра шероховатости поверхности  $R_a = 0,05$  мкм.

Между тем, данное условие выполняется, если все зерна имеют на вершинах одинаковые площадки износа, т.к. при наличии отдельных зерен, выступающих на большую высоту, на обрабатываемой поверхности появятся отдельные "риски-царапины", что приведет к увеличению параметра  $R_a$ . Поэтому важным условием обеспечения высоких показателей шероховатости поверхности следует рассматривать уменьшение или даже исключение разновысотного выступания абразивных зерен, что характерно для традиционных абразивных кругов. Процесс обработки свободным абразивом в этом плане в меньшей мере подвержен влиянию разновысотного расположения абразивных зерен на рабочей поверхности инструмента, что способствует достижению меньших значений параметра шероховатости поверхности  $R_a$  и возможности его эффективного применения на финишных операциях обработки. Исходя из этого, важным решением задачи достижения шероховатости поверхности  $R_a = 0,05$  мкм при внутреннем шлифовании следует рассматривать создание на рабочей поверхности круга примерно одновысотного расположения абразивных зерен, например путем наклеивания на рабочую поверхность круга абразивного порош-

ка. Это позволит реализовать приведенные выше расчетные значения  $R_{кр} = 36$  мм;  $l_{конт} = 2,683$  мм;  $V_{дет}/V_{кр} = 0,017$  и, соответственно, параметр шероховатости поверхности  $R_a = 0,05$  мкм. Можно также применять шлифовальные круги с наклеенным на рабочую поверхность мелкозернистым абразивным полотном, характеризующимся одновысотным расположением зерен на рабочей поверхности.

Существенным фактором уменьшения шероховатости поверхности при обработке свободным абразивом (в отличие от обработки связанным абразивом) является применение мелкозернистого абразива в связи с отсутствием необходимости жесткого закрепления зерен в связке инструмента.

Для оценки влияния зернистости алмазного круга на параметр шероховатости поверхности  $R_a$  следует выразить поверхностную концентрацию зерен известной зависимостью [4]:

$$k = \frac{3 \cdot m \cdot (1 - \varepsilon)}{200 \cdot \pi \cdot \bar{X}^2}, \quad (3.162)$$

где  $m$  – объемная концентрация зерен круга (например, для 100 %-й концентрации алмазного круга –  $m = 100$ );

$\bar{X}$  – зернистость круга, м;

$(1 - \varepsilon)$  – безразмерная величина, определяющая степень выступающих режущих зерен над уровнем связки круга, изменяется в пределах  $0 \dots 0,5$ .

Тогда зависимость (3.156) примет вид:

$$R_a = \frac{24,47 \cdot \pi \cdot \bar{X}^2}{\text{tg} \gamma \cdot m \cdot (1 - \varepsilon) \cdot L}. \quad (3.163)$$

Как следует из зависимости (3.163), с уменьшением зернистости круга  $\bar{X}$  параметр шероховатости поверхности  $R_a$  уменьшается по квадратичной зависимости, т.е. чрезвычайно интенсивно. Однако зернистость круга можно уменьшать до определенной величины, например,  $\bar{X} = 0,02$  мм в связи с ограниченной возможностью жесткого закрепления зерен в связке круга. Поэтому обработку, например зернами размером  $1/0$ , можно производить исключительно лишь методом доводки свободным абразивом, что и предопределяет возможность существенного уменьшения шероховатости поверхности при обработке свободным абразивом.

Промежуточным решением может быть применение шлифовальных кругов, изготовленных методом электрогальванического нанесения алмазного или абразивного порошка на их рабочую поверхность. В этом случае фактически исключается разновысотное расположение зерен на рабочей поверхности инструмента и появляется возможность использования мелкозернистого абразива, например зернистостью 5/3 и менее. По сути, реализуется метод обработки свободным абразивом с обеспечением высоких показателей шероховатости поверхности.

Дополнительным условием обеспечения заданной шероховатости поверхности при внутреннем шлифовании (рис. 3.30,а) следует также рассматривать расположение оси вращения шлифовального круга перпендикулярно направлению вращения обрабатываемой детали (3.30,б). Это позволит существенно увеличить длину дуги контакта круга с обрабатываемой поверхностью  $l_{\text{конт}}$ , которая при обычном внутреннем шлифовании, исходя из табл. 3.20, принимает весьма небольшие значения, изменяющиеся в пределах 5 мм.

Согласно предложенному решению, длина дуги контакта шлифовального круга с обрабатываемой поверхностью  $l_{\text{конт}}$  может достигать половины длины окружности обрабатываемого отверстия, т.е.  $l_{\text{конт}} = 0,5 \cdot \pi \cdot R_{\text{дет}}$ . Очевидно, в этом случае будет гарантированно обеспечиваться требуемое значение параметра шероховатости поверхности  $R_a = 0,05$  мкм.

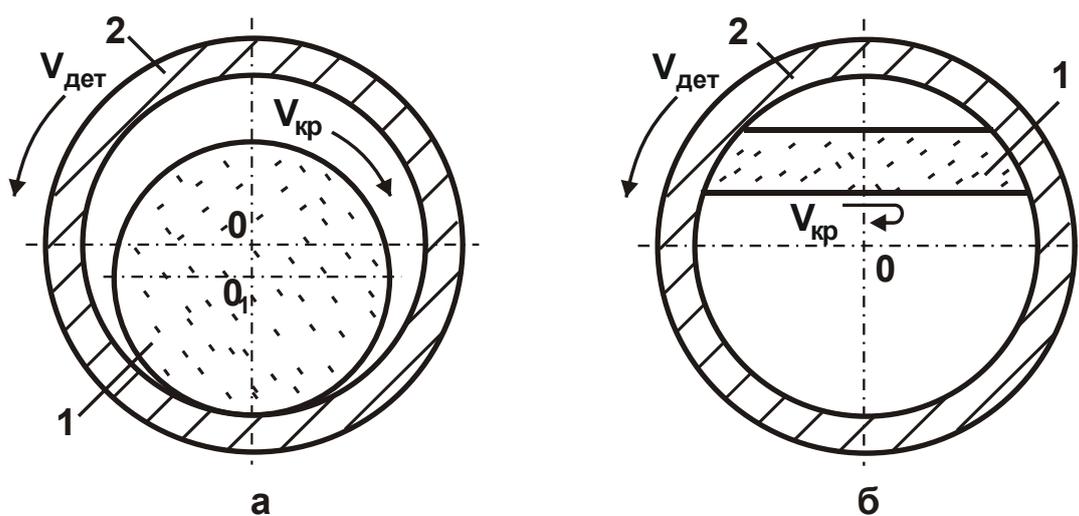


Рис. 3.30. Схемы обычного внутреннего шлифования (а) и шлифования с перпендикулярным расположением осей вращения круга и детали (б): 1 – круг; 2 – обрабатываемая деталь

Проведенные экспериментальные исследования шероховатости поверхности отверстия при использовании предложенной схемы внутреннего шлифования подтвердили возможность достижения значения  $R_a = 0,05$  мкм [14].

Шлифование отверстий в пневмоцилиндрах осуществлялось мягким войлочным (фетровым) кругом с наклеенным слоем абразивного порошка 63С 20П. Экспериментально установлено, что в условиях внутреннего шлифования на токарном станке модели 1М63 с частотой вращения шпинделя 200 об./мин и шлифовального круга 1 400 об./мин обеспечивается существенное уменьшение шероховатости поверхности без снижения производительности обработки.

В особой мере эффект обработки проявляется при установке оси вращения шлифовального круга с индивидуальным приводом перпендикулярно оси вращения обрабатываемого отверстия детали (пневмоцилиндра), рис. 3.31.



Рис. 3.31. Компоновка обработки отверстия в цилиндре

Например, за 30 минут обработки может быть достигнута шероховатость поверхности  $R_a = 0,04$  мкм, чего нельзя добиться при обычном внутреннем шлифовании абразивными и алмазными кругами. В этом случае в результате существенного увеличения площади контакта шлифовального круга с обрабатываемой деталью, а также возможного "утопания" режущих зерен в мягкую связку круга и снижения разновысотного выступания зерен над уровнем связки шлифовального круга, увеличивается количество одновременно работающих зерен, что и создает эффект уменьшения параметра шероховатости поверхности  $R_a$ .

### 3.12. Теоретическое обоснование условий повышения эффективности высокоскоростной обработки

Современные металлорежущие станки с ЧПУ типа "обрабатывающий центр" реализуют условия высокоскоростного резания, что открывает широкие возможности повышения точности, качества и производительности обработки. Однако, как показывает практика, обработка в условиях высокоскоростного резания характеризуется повышенной технологической себестоимостью, что нивелирует преимущества этого прогрессивного метода обработки. В связи с этим актуальной является задача установления оптимальных решений, обеспечивающих снижение себестоимости обработки без снижения параметров точности, качества и производительности обработки в условиях высокоскоростного резания. Это связано с тем, что известные решения [7; 12] основаны на использовании эмпирических зависимостей для определения стойкости режущего инструмента, которые справедливы для частных условий обработки. Кроме того, используемые эмпирические зависимости содержат лишь параметры режима резания, тогда как стойкость режущего инструмента зависит от различных физических факторов, учет которых позволил бы получить более общие теоретические решения и обосновать основные пути снижения технологической себестоимости обработки в условиях высокоскоростного резания. Поэтому теоретический анализ технологической себестоимости обработки с позиции аналитического представления стойкости режущего инструмента позволит более полно раскрыть технологические закономерности и возможности высокоскоростной обработки по критерию себестоимости обработки.

Для решения поставленной задачи следует воспользоваться зависимостью (2.1) для определения технологической себестоимости обработки  $C$  при продольном точении для трех основных изменяющихся статей затрат, учитывающих затраты по заработной плате рабочего за обработку партии деталей и замену изношенного инструмента, а также затраты на инструмент. Затраты на электроэнергию не учитываются.

В результате преобразований зависимости (2.1) с учетом эмпирической зависимости [12] для определения стойкости режущего инструмента

$T = \frac{C_4}{V^{m_1} \cdot t^q \cdot S^p}$  получено:

$$C = N \cdot \frac{g}{V \cdot t \cdot S} \cdot S_{\text{час}} \cdot k + N \cdot g \cdot V^{m_1-1} \cdot t^{q-1} \cdot S^{p-1} \cdot \frac{(t_c \cdot S_{\text{час}} \cdot k + \zeta)}{C_4}, \quad (3.164)$$

где  $C_4$ ,  $m_1$ ,  $q$ ,  $p$  – постоянные для определенных условий обработки ( $m_1 > p > q$ ;  $m_1 > 1$ ).

Поскольку  $m_1 > 1$ ,  $p > 1$ ,  $q < 1$ , то скорость резания  $V$  и подача  $S$  неоднозначно влияют на себестоимость обработки  $C$ , т.е. существуют экстремумы функции  $C$  от переменных  $V$  и  $S$ . Для определения экстремальных значений  $V$  и  $S$  следует подчинить функцию  $C$  необходимым условиям экстремума:  $C'_V = 0$ ;  $C'_S = 0$ . Тогда

$$-N \cdot \frac{g}{V^2 \cdot t \cdot S} \cdot S_{\text{час}} \cdot k + N \cdot g \cdot (m_1 - 1) \cdot V^{m_1-2} \cdot t^{q-1} \cdot S^{p-1} \cdot \frac{(t_c \cdot S_{\text{час}} \cdot k + \zeta)}{C_4} = 0; \quad (3.165)$$

$$-N \cdot \frac{g}{V \cdot t \cdot S^2} \cdot S_{\text{час}} \cdot k + N \cdot g \cdot (p - 1) \cdot V^{m_1-1} \cdot t^{q-1} \cdot S^{p-2} \cdot \frac{(t_c \cdot S_{\text{час}} \cdot k + \zeta)}{C_4} = 0. \quad (3.166)$$

После преобразований получено:

$$-N \cdot g \cdot S_{\text{час}} \cdot k + N \cdot g \cdot (m_1 - 1) \cdot V^{m_1} \cdot t^q \cdot S^p \cdot \frac{(t_c \cdot S_{\text{час}} \cdot k + \zeta)}{C_4} = 0; \quad (3.167)$$

$$-N \cdot g \cdot S_{\text{час}} \cdot k + N \cdot g \cdot (p - 1) \cdot V^{m_1} \cdot t^q \cdot S^p \cdot \frac{(t_c \cdot S_{\text{час}} \cdot k + \zeta)}{C_4} = 0. \quad (3.168)$$

Как видно, решением системы уравнений является условие  $m_1 = p$ . Однако, как установлено экспериментально,  $m_1 > p$ . Следовательно, данное решение лишено физического смысла. Такое же неопределенное решение получено в работе [7]. Чтобы уйти от неопределенности, необходимо в качестве переменной величины рассматривать производительность обработки  $Q = V \cdot t \cdot S$ , а не ее компоненты  $V$  и  $S$ . Тогда зависимость (3.164) примет вид [33]:

$$C = N \cdot \frac{g}{Q} \cdot S_{\text{час}} \cdot k + N \cdot \frac{Q^{m_1-1}}{t^{m_1-q} \cdot S^{m_1-p}} \cdot \frac{(t_c \cdot S_{\text{час}} \cdot k + \zeta)}{C_4}. \quad (3.169)$$

Из зависимости (3.169) вытекает, что минимум себестоимость обработки  $C$  достигается при экстремальной производительности обработки  $Q_{\text{экстр}}$  и максимально возможных значениях глубины резания  $t$  и подачи  $S$ . Подчиняя функцию  $C$  необходимому условию экстремума  $C'_Q = 0$ , получено [33]:

$$Q_{\text{экстр}} = \left[ \frac{S_{\text{час}} \cdot k \cdot C_4}{(t_c \cdot S_{\text{час}} \cdot k + C) \cdot (m_1 - 1)} \cdot S^{m_1-p} \cdot t^{m_1-q} \right]^{\frac{1}{m_1}} ; \quad (3.170)$$

$$C_{\text{min}} = \frac{N \cdot g \cdot S_{\text{час}} \cdot k}{Q_{\text{экстр}}} \cdot \left[ 1 + \frac{1}{(m_1 - 1)} \right] . \quad (3.171)$$

Как следует из зависимостей (3.170) и (3.171), увеличить  $Q_{\text{экстр}}$  и уменьшить минимальное значение себестоимости обработки  $C_{\text{min}}$  можно главным образом за счет увеличения величины  $C_4$ , зависящей от физико-механических свойств инструментального материала. Экстремальное значение скорости резания  $V_{\text{экстр}}$  определяется из зависимости  $V_{\text{экстр}} = Q_{\text{экстр}} / t \cdot S$ . Следовательно, увеличение  $V_{\text{экстр}}$  ограничено экстремумом (минимумом) себестоимости обработки  $C_{\text{min}}$ . Увеличить  $V_{\text{экстр}}$  и, соответственно, реализовать условия высокоскоростной обработки можно в основном увеличением величины  $C_4$  за счет применения более прочных и износостойких инструментальных материалов и покрытий инструментов.

Для раскрытия физической сущности полученного решения следует провести его анализ на основе аналитической зависимости (2.15) для определения температуры резания, возникающей на задней поверхности резца при продольном

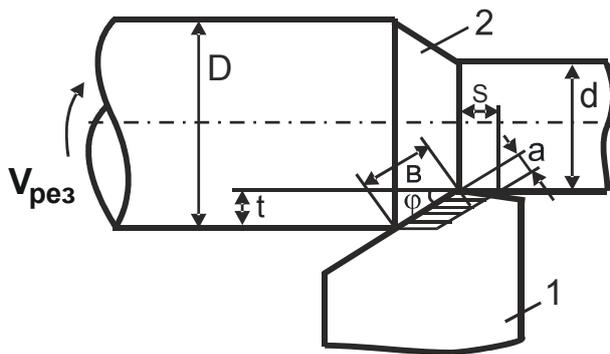


Рис. 3.32. Расчетная схема параметров продольного точения:  
1 – резец; 2 – деталь

точении (рис. 3.32) [33], принимая обозначения  $\theta_{\text{max}2} = \theta$ ;  $c_M = c$ ;  $\rho_M = \rho$ ;  $\lambda_M = \lambda$ :

$$\theta = f \cdot HV \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot h \cdot V}{c \cdot \rho \cdot \lambda}} . \quad (3.172)$$

Как видно, при заданной температуре резания  $\theta$  существенно увеличить скорость резания  $V$  и таким образом осуществить высокоскоростную обработку можно уменьшением двух параметров –  $f$  и  $h$  за счет применения инструментальных материалов, характеризующихся низким коэффициентом трения и высокой износостойкостью, например, синтетических сверхтвердых материалов (алмаз, эльбор и т.д.), твердых сплавов

с износостойкими покрытиями. Уменьшение длины площадки износа на задней поверхности инструмента  $h$  предполагает уменьшение стойкости режущего инструмента  $T = h / V_{\text{изн}}$  (где  $V_{\text{изн}}$  – скорость износа инструмента на задней поверхности, м/с).

Если представить  $V_{\text{изн}} = k_1 \cdot V^{n_1} \cdot t^{n_2} \cdot S^{n_3}$ , то с учетом зависимости  $T = h / V_{\text{изн}}$  зависимость (3.172) примет вид:

$$\theta = f \cdot HV \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot k_1 \cdot T \cdot V^{n_1+1} \cdot t^{n_2} \cdot S^{n_3}}{c \cdot \rho \cdot \lambda}}, \quad (3.173)$$

где  $k_1, n_1, n_2, n_3$  – величины, зависящие от физико-механических свойств инструментального материала.

Как следует из зависимости (3.173), увеличение скорости резания  $V$  при обеспечении заданной температуры резания  $\theta$  предполагает уменьшение стойкости режущего инструмента  $T$ , что согласуется с практикой обработки материала резанием.

Разрешая зависимость (3.173) относительно стойкости режущего инструмента  $T$ , получено:

$$T = \frac{c \cdot \rho \cdot \lambda \cdot \theta^2}{2k_1 \cdot f^2 \cdot HV^2 \cdot V^{n_1+1} \cdot t^{n_2} \cdot S^{n_3}}. \quad (3.174)$$

Таким образом, установлена аналитическая зависимость для определения стойкости режущего инструмента  $T$ . Она включает механические и теплофизические характеристики обрабатываемого материала и позволяет в обобщенном виде определить степень влияния различных параметров на стойкость режущего инструмента  $T$ . Очевидно, наибольшее влияние на  $T$  оказывают параметры  $\theta, f$  и  $HV$ , которые входят в зависимость (3.174) во второй степени. Из параметров режима резания наибольшее влияние на стойкость режущего инструмента  $T$  оказывает скорость резания  $V$ , с увеличением которой стойкость режущего инструмента  $T$  интенсивно уменьшается. Это соответствует классической эмпирической зависимости для определения

стойкости режущего инструмента  $T = \frac{C_4}{V^{m_1} \cdot t^q \cdot S^p}$ , рассматривая в ней

$m_1 = n_1 + 1; q = n_2; p = n_3$ . Сравнивая зависимости  $T = \frac{C_4}{V^{m_1} \cdot t^q \cdot S^p}$  и

(3.174) видно, что по структуре они фактически идентичны для условия

$$C_4 = \frac{c \cdot \rho \cdot \lambda \cdot \theta^2}{2k_1 \cdot f^2 \cdot HV^2} \quad (3.175)$$

Таким образом, полученное аналитическое решение позволяет раскрыть физическую сущность постоянной величины  $C_4$  (которая устанавливается экспериментальным путем) и определить условия осуществления высокоскоростной обработки, которые, как установлено выше, состоят в увеличении  $C_4$ . Согласно зависимости (3.175), они реализуются за счет увеличения предельной температуры резания  $\theta$  и уменьшения коэффициента трения  $f$ .

Из зависимости (3.174) вытекает, что стойкость режущего инструмента  $T$  обусловлена температурным фактором. Чем больше предельная температура резания  $\theta$  для рассматриваемого инструментального материала, тем больше  $T$ . Причем, наличие квадратичной зависимости между  $T$  и  $\theta$  указывает на существенное влияние физико-механических свойств инструментального материала на стойкость режущего инструмента  $T$ . Такое же существенное влияние на  $T$  оказывает и коэффициент трения инструмента с обрабатываемым материалом  $f$ : чем меньше  $f$ , тем больше  $T$ , а соответственно и производительность обработки  $Q_{\text{экстр}}$ , и меньше технологическая себестоимость обработки  $C_{\text{min}}$ .

Полученная аналитическая зависимость (3.174) для определения стойкости режущего инструмента  $T$  адекватно описывает закономерности износа резца на задней поверхности с позиции преобладающего влияния при резании температурного фактора. Исходя из этого, при анализе технологической себестоимости обработки  $C$  можно использовать как эмпирическую зависимость  $T = \frac{C_4}{V^{m_1} \cdot t^q \cdot S^p}$ , так и аналитическую зависимость (3.174). Поэтому, подставляя зависимость (3.174) в (3.164), получено:

$$C = \frac{N \cdot g}{V \cdot t \cdot S} \cdot S_{\text{час}} \cdot k + \frac{N \cdot g}{V \cdot t \cdot S} \cdot (t_c \cdot S_{\text{час}} \cdot k + Ц) \times \frac{2k_1 \cdot f^2 \cdot HV^2 \cdot V^{n_1+1} \cdot t^{n_2} \cdot S^{n_3}}{c \cdot \rho \cdot \lambda \cdot \theta^2} \quad (3.176)$$

Как видно, технологическая себестоимость обработки  $C$  неоднозначно зависит от скорости резания  $V$ . Следовательно, имеет место

экстремум (минимум) зависимости  $C$  от  $V$ . Подчиняя зависимость (3.176) необходимому условию экстремума  $C'_V = 0$ , определены экстремальные значения технологической себестоимости обработки  $C$  и скорости резания  $V$ :

$$C_{\min} = g_{\text{сум}} \cdot (n_1 + 1) \cdot \left( \frac{S_{\text{час}} \cdot k}{n_1} \right)^{\frac{n_1}{n_1+1}} \cdot \left( \frac{2 \cdot k_1 \cdot f^2 \cdot HV^2 \cdot (t_c \cdot S_{\text{час}} \cdot k + \zeta)}{c \cdot \rho \cdot \lambda \cdot \theta^2} \right)^{\frac{1}{n_1+1}} \times$$

$$\times \frac{1}{t^{\frac{1-n_2}{n_1+1}} \cdot S^{\frac{1-n_3}{n_1+1}}}; \quad (3.177)$$

$$V_{\text{экстр}} = \left[ \frac{S_{\text{час}} \cdot k \cdot c \cdot \rho \cdot \lambda \cdot \theta^2}{2 \cdot k_1 \cdot n_1 \cdot f^2 \cdot HV^2 \cdot t^{n_2} \cdot S^{n_3} \cdot (t_c \cdot S \cdot k + \zeta)} \right]^{\frac{1}{n_1+1}}. \quad (3.178)$$

Из зависимости (3.177) следует, что минимум технологической себестоимости обработки  $C_{\min}$  обусловлен как экономическими параметрами  $S_{\text{час}}$ ,  $k$ ,  $\zeta$ , так и характеристиками обрабатываемого материала. Например, чем больше твердость обрабатываемого материала  $HV$  и меньше его теплофизические характеристики  $c$ ,  $\rho$ ,  $\lambda$ , тем больше  $C_{\min}$ . Уменьшение коэффициента трения режущего инструмента  $c$  обрабатываемым материалом  $f$  приводит к уменьшению  $C_{\min}$ , а уменьшение температуры резания  $\theta$ , наоборот, к увеличению  $C_{\min}$ .

Увеличение глубины резания  $t$  и подачи  $S$  однозначно приводит к уменьшению  $C_{\min}$ , что предполагает реализацию при резании максимально возможных значений  $t$ ,  $S$ .

Увеличение механических характеристик  $f$ ,  $HV$  и уменьшение теплофизических характеристик обрабатываемого материала  $c$ ,  $\rho$ ,  $\lambda$ , как следует из зависимости (3.178), ведет к уменьшению экстремальной (оптимальной) скорости резания  $V_{\text{экстр}}$ , при которой технологическая себестоимость обработки принимает минимальное значение  $C_{\min}$ . Увеличение глубины резания  $t$  и подачи  $S$  ограничивает увеличение  $V_{\text{экстр}}$ .

Таким образом показано, что увеличение экстремальной (оптимальной) скорости резания  $V_{\text{экстр}}$  и осуществление высокоскоростной обработки возможно главным образом за счет увеличения предельной

температуры резания  $\theta$  и уменьшения коэффициента трения режущего инструмента с обрабатываемым материалом  $f$ , которые входят в зависимость (3.178) с наибольшей степенью. Увеличение этих параметров предполагает применение инструментальных материалов, характеризующихся низким коэффициентом трения и высокой износостойкостью при повышенных температурах резания, например, синтетических сверхтвердых материалов (эльбора и т.д.), твердых сплавов с износостойкими покрытиями.

С учетом зависимости (3.178) можно определить экстремальную (оптимальную) производительность обработки  $Q_{\text{экстр}} = V_{\text{экстр}} \cdot t \cdot S$  и экстремальную (оптимальную) стойкость режущего инструмента  $T$  в точке минимума технологической себестоимости обработки:

$$Q_{\text{экстр}} = \left( \frac{S_{\text{час}} \cdot k \cdot c \cdot \rho \cdot \lambda \cdot \theta^2}{2 \cdot k_1 \cdot n_1 \cdot f^2 \cdot HV^2 \cdot (t_c \cdot S_{\text{час}} \cdot k + \zeta)} \right)^{\frac{1}{n_1+1}} \cdot t^{1-\frac{n_2}{n_1+1}} \cdot S^{1-\frac{n_3}{n_1+1}}; \quad (3.179)$$

$$T_{\text{экстр}} = \frac{n_1 \cdot (t_c \cdot S_{\text{час}} \cdot k + \zeta)}{S_{\text{час}} \cdot k}. \quad (3.180)$$

Как видно, производительность обработки  $Q_{\text{экстр}}$  изменяется по закону изменения скорости резания  $V_{\text{экстр}}$  с тем отличием, что глубина резания  $t$  и подача  $S$  входят в числитель зависимости (3.179) и их увеличение приводит к увеличению  $Q_{\text{экстр}}$ .

Экстремальная (оптимальная) стойкость режущего инструмента  $T_{\text{экстр}}$  определяется экономическими параметрами  $S_{\text{час}}$ ,  $k$ ,  $\zeta$ . Поскольку между  $V_{\text{экстр}}$  и  $T_{\text{экстр}}$  согласно зависимости (3.174) существует обратная связь, то за счет уменьшения цены режущего инструмента  $\zeta$  можно уменьшать  $T_{\text{экстр}}$  и существенно увеличивать  $V_{\text{экстр}}$ . Это указывает на возможность реализации высокоскоростного резания.

Исходя из зависимости (3.177), уменьшение цены режущего инструмента  $\zeta$  также способствует уменьшению технологической себестоимости обработки  $C_{\text{min}}$ . Следовательно, цена режущего инструмента  $\zeta$  является, пожалуй, основным параметром, определяющим возможности осуществления высокоскоростного резания, поскольку увеличение скорости резания  $V_{\text{экстр}}$  предполагает уменьшение  $T_{\text{экстр}}$ , а это возможно лишь при условии уменьшения цены инструмента  $\zeta$ .

Для удобства анализа зависимость (3.177) можно представить в обобщенном виде:

$$C_{\min} = g_{\text{сум}} \cdot \frac{S_{\text{час}} \cdot k}{Q_{\text{экстр}}} \cdot \left(1 + \frac{1}{n_1}\right). \quad (3.181)$$

Как видно, добиться уменьшения минимальной технологической себестоимости обработки  $C_{\min}$  можно главным образом за счет увеличения экстремальной (оптимальной) производительности обработки  $Q_{\text{экстр}}$ , т.е. увеличения скорости резания  $V_{\text{экстр}}$ . Следовательно, основным направлением снижения технологической себестоимости обработки необходимо рассматривать применение высокоскоростного резания. Однако для этого необходимо обеспечить условия существенного увеличения скорости резания  $V_{\text{экстр}}$ , вытекающие из зависимости (3.178). Прежде всего – это снижение цены режущего инструмента  $C$  и применение инструментальных материалов, обладающих высокой износостойкостью в условиях повышенных температур резания.

## Выводы

1. В работе теоретически обоснованы и экспериментально подтверждены основные условия снижения силовой напряженности процесса резания, состоящие в увеличении отношения тангенциальной и радиальной сил резания за счет уменьшения угла действия. Показано, что чем меньше условный угол трения, тем меньше должен быть положительный передний угол инструмента. Установлено, что с уменьшением условного угла трения также расширяется диапазон изменения отрицательного переднего угла инструмента, при котором осуществим процесс резания и стружкообразования при лезвийной и абразивной обработке. Доказано, что наибольший эффект в этом случае достигается от применения алмазных (лезвийных и абразивных) инструментов, поскольку алмаз обладает наименьшим коэффициентом трения с обрабатываемыми материалами.

2. Расчетно-экспериментальным путем определена энергоемкость лезвийной и абразивной обработки деталей из цветных металлов и показано, что она принимает достаточно большие значения, существенно (до 30 раз) превышающие предел прочности на сжатие ма-

териала, в особенности при абразивной обработке. Установлено, что доля энергии резания, затрачиваемая на преодоление силы трения задней поверхности инструмента с обрабатываемым материалом, в 2 раза и более превышает долю энергии "чистого резания". Установлено также, что применение алмазных лезвийных и абразивных инструментов позволяет существенно уменьшить энергоемкость обработки цветных металлов на финишных операциях.

3. Получены аналитические зависимости для определения основных параметров силовой напряженности процесса резания: составляющих силы резания, энергоемкости обработки, условного угла сдвига обрабатываемого материала, что позволило определить условия повышения производительности лезвийной и абразивной обработки. Расчетами установлено, что при резании лезвийными инструментами тангенциальная составляющая силы резания больше радиальной составляющей силы резания, а при шлифовании, наоборот, меньше. Это предопределяет высокую силовую и тепловую напряженности шлифования и возможность возникновения температурных дефектов на обрабатываемых поверхностях. Поэтому при лезвийной обработке можно достичь значительно большей производительности, чем при абразивной обработке в связи с меньшей энергоемкостью.

5. Предложен новый теоретический подход к определению составляющих силы резания, действующих на задней и передней поверхностях резца, с позиции раздельного учета процессов резания и трения. Показано, что при точении доля энергии трения в общем энергетическом балансе процесса резания на задней поверхности резца при переднем угле резца  $\gamma = 20^\circ$  сопоставима, а при переднем угле резца  $\gamma = -10^\circ$  значительно больше доли энергии трения в общем энергетическом балансе процесса резания на передней поверхности резца.

6. Установлено, что учет трения задней поверхности резца с обрабатываемым материалом приводит к существованию минимума радиальной составляющей силы резания в зависимости от коэффициента трения, который смещается в область меньших значений коэффициента трения с уменьшением интенсивности трения. Это позволило произвести оценку энергий резания и трения в общем энергетическом балансе механической обработки резанием и определить условия уменьшения энергии трения. Так, установлено, что с увеличением ско-

рости резания при точении отношение тангенциальной и радиальной составляющих силы резания увеличивается в связи с уменьшением интенсивности трения на задней поверхности резца. При этом угол действия, равный разности условного угла трения обрабатываемого материала с передней поверхностью резца и переднего угла резца, уменьшается. Это указывает на уменьшение коэффициента трения вследствие увеличения температуры резания и повышения энергии резания в общем энергетическом балансе процесса точения.

7. Разработана математическая модель определения погрешностей механической обработки с позиции баланса упругих перемещений, возникающих в технологической системе, и рабочих перемещений инструмента в процессе резания. Расчетами установлено, что величина упругого перемещения при шлифовании по жесткой схеме математически описывается биномиальным рядом. Доказано, что существует установившееся значение упругого перемещения, определяемого равенством силы резания и силы упругости, которое достигается через определенное время обработки. Исходя из этого, определены оптимальные параметры обработки при шлифовании с относительно низкой жесткостью технологической системы. В этих условиях величина упругого перемещения может многократно превосходить глубину шлифования, что требует создания в технологической системе начального натяга, равного установившемуся значению упругого перемещения. Определены оптимальные параметры обработки при шлифовании.

8. Предложена математическая модель формирования параметров точности обработки и обоснованы основные **направления** интенсификации процессов резания с учетом требований по точности обработки. Установлено, что при однопроходном и многопроходном съеме заданного припуска с одинаковой номинальной производительностью обработки достигаются приблизительно одинаковые показатели точности и фактической производительности обработки. Поэтому с целью повышения точности обрабатываемых поверхностей при шлифовании необходимо использовать многопроходную обработку, а при резании лезвийными инструментами – однопроходную обработку. Это связано с тем, что процесс резания лезвийным инструментом характеризуется относительно небольшой энергоемкостью обработки относительно процесса шлифования.

9. Обоснованы условия уменьшения шероховатости поверхности обрабатываемого отверстия за счет применения схемы внутреннего шлифования с расположением оси вращения круга перпендикулярно оси вращения обрабатываемого отверстия. Показаны значительные технологические возможности хонингования отверстия с точки зрения повышения точности обработки, достигаемые за счет создания упругой системы в конструкции абразивного инструмента – хона.

10. Показано, что обеспечение шероховатости поверхности на уровне  $R_a=0,05$  мкм при внутреннем шлифовании является трудно-разрешимой задачей. Расчетами установлено, что обеспечение одно-высотного выступания зерен на рабочей поверхности абразивного инструмента и увеличение количества зерен, участвующих в формировании шероховатости поверхности, являются основными условиями уменьшения шероховатости поверхности при абразивной обработке. Выполнить эти условия можно применением доводки свободным абразивом, а также шлифованием абразивными кругами с примерно одно-высотным выступанием зерен над уровнем связки, что достигается, например, наклеиванием на рабочую поверхность круга абразивного порошка и изменением оси вращения шлифовального круга – она должна быть направлена перпендикулярно оси вращения обрабатываемой детали.

11. Предложен теоретический подход к определению стойкости режущего инструмента на основе учета температурного фактора. В результате получена аналитическая зависимость для определения стойкости режущего инструмента, которая аналогична классической эмпирической зависимости, однако дополнительно включает механические и теплофизические характеристики обрабатываемого материала и температуру резания. Ее использование открывает новые технологические возможности изыскания путей повышения эффективности процессов обработки, в особенности за счет применения высокоскоростного резания. Также теоретически установлено, что основным условием уменьшения технологической себестоимости обработки является увеличение скорости резания за счет снижения цены режущего инструмента и применения инструментальных материалов, обладающих высокой износостойкостью в условиях повышенных температур резания. Таким образом, в работе получены оптимальные решения для практической реализации высокоскоростного резания.

## Раздел 4

# Определение оптимальных параметров процесса шлифования по критериям производительности и качества обработки

### 4.1. Относительная полнота профиля рабочей поверхности круга из СТМ

Шлифование является основным методом финишной обработки деталей машин, обеспечивающим высокие показатели качества и точности обрабатываемых поверхностей. В особой мере это относится к процессам шлифования кругами из синтетических сверхтвердых материалов (СТМ), которые обладают высокой остротой и твердостью режущих кромок и позволяют уменьшить силу и температуру резания, повысить качество и производительность обработки. Поэтому знание технологических возможностей процесса шлифования кругами из СТМ имеет большое научное и практическое значение, поскольку открывает новые эффективные направления интенсификации процесса шлифования и обеспечения высококачественной обработки. В связи с этим в настоящем параграфе предложены теоретические подходы к установлению оптимальных решений при шлифовании кругами из СТМ исходя из условий обеспечения максимально возможной производительности обработки и высоких показателей качества обрабатываемых поверхностей, поскольку применение кругов из СТМ, особенно на операциях предварительного шлифования, ограничено более высокой производительностью шлифования обычными абразивными кругами.

В работах [11; 25; 60; 128; 163] приведены результаты исследований рельефа рабочей поверхности круга после правки и шлифования с использованием уравнений теории вероятностей и методов обработки результатов экспериментов на базе математической статистики. Для описания распределения зерен в рабочем поверхностном слое круга традиционно применяются статические модели с учетом различных вероятностных законов: равномерного, параболического, нормального, бета-распределения и других [9]. Такое многообразие вероятностных методов описания распределения зерен в объеме рабочего слоя, как отмечено в работе [9], обусловлено в основном разнообразием

ем уравнений, аппроксимирующих с достаточной для практики точностью распределения вершин зерен в данном шлифовальном круге для частных условий эксперимента, отражая особенности методики его осуществления.

Немаловажную роль при этом играет также степень изменения первоначального закона распределения зерен во всем объеме круга, предусмотренного технологией его изготовления, а затем нарушенного в рабочем поверхностном слое последующей правкой и шлифованием. Можно предположить, что исходный равномерный закон распределения зерен, характерный для матрицы многослойного инструмента-круга [9], может остаться неизменным, если использовать способы удаления поверхностного слоя связки, исключая механическое воздействие на зерна поверхностного слоя и обеспечивающие необходимую для конкретных условий шлифования высоту выступания вершин зерен над связкой.

Одним из таких способов может быть электрофизическая правка кругов из синтетических сверхтвердых материалов (СТМ) на токопроводящих связках [11; 55; 71; 128]. Естественно, такое идеализированное состояние сохраняется только до момента шлифования и представляет определенный интерес для аналитического описания исходного микрорельефа рабочей поверхности круга и определения номинальных возможностей процесса шлифования. Поэтому в работе изложена методика аналитического определения относительной полноты профиля рабочей поверхности круга с использованием известных законов распределения вершин зерен в рабочем слое. Показана возможность перехода одного закона в другой вследствие кинематики процесса шлифования, что позволяет в определенной мере объяснить многообразие уравнений законов, описывающих рельеф рабочего слоя круга и микрорельеф шлифованной поверхности, а также в дальнейшем построить кинематическую модель процесса шлифования кругами из синтетических сверхтвердых материалов (СТМ).

Для упрощения аналитического решения поставленной задачи следует принять допущения:

зерна имеют форму конуса с углом при вершине  $2\gamma$  [9];

высоты выступания вершин зерен над уровнем связки подчинены равномерному закону распределения с плотностью  $f(y_i) = 1/b$  (где  $b$  – высота максимально выступающих вершин зерен над связкой);

размеры и формы зерен постоянны во времени;  
расстояние между зернами, вершины которых расположены на одном уровне, постоянно.

С учетом этих допущений определено число зерен, вершины которых расположены в рабочем слое бесконечно малой толщины  $dy_i$  (рис. 4.1,а):

$$dn = n \cdot f(y_i) \cdot dy_i, \quad (4.1)$$

где  $n = k \cdot B \cdot l$  – число зерен на рабочей поверхности круга;

$k$  – поверхностная концентрация зерен, шт./м<sup>2</sup>;

$B$  – ширина рабочей поверхности круга, м;

$l$  – длина развертки рабочей поверхности круга, м.

Для определения относительной полноты профиля рабочей поверхности круга необходимо воспользоваться понятием коэффициента длины контактной линии профиля, примененного в работе [101] для оценки геометрии рельефа поверхности круга. Под рельефом поверхности круга следует понимать суммарный профиль рабочего профиля круга, который образован проекциями  $n$  зерен, выступающих над связкой после вскрытия электрофизической правкой, на сечение, перпендикулярное вектору окружной скорости круга. Для этого необходимо определить относительную длину контактной линии элементарного профиля, образованного наложением проекций зерен, вершины которых расположены в слое  $dy_i$ :

$$\varepsilon_i(y) = \frac{dn \cdot 2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot (y - y_i)}{B} = \frac{n \cdot f(y_i) \cdot dy_i \cdot 2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot (y - y_i)}{B}, \quad (4.2)$$

где  $y_i$  – координата графика плотности распределения  $f(y_i)$ , м;

$y$  – текущая координата сечения, м.

Аналогично определяется функция  $\varepsilon_k(y)$  для  $k$  участков, где  $k = 1, 2, \dots, i, \dots, \infty$ .

Пользуясь теоремой умножения вероятностных независимых случайных величин  $\varepsilon_k(y)$ , можно определить суммарную относительную длину контактной линии  $\varepsilon(y)$  профиля, образованного наложением проекций всех зерен  $n$ , вершины которых расположены в рабочем слое круга. Для этого необходимо выполнить переход от вероятности события  $\varepsilon(y)$  к противоположному событию:  $\Phi(y) = 1 - \varepsilon(y)$ , тогда

$$\Phi(y) = \prod_{k=1}^{\infty} \left[ 1 - \frac{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot n}{B} \cdot f(y_k) \cdot (y - y_k) \cdot dy_k \right]. \quad (4.3)$$

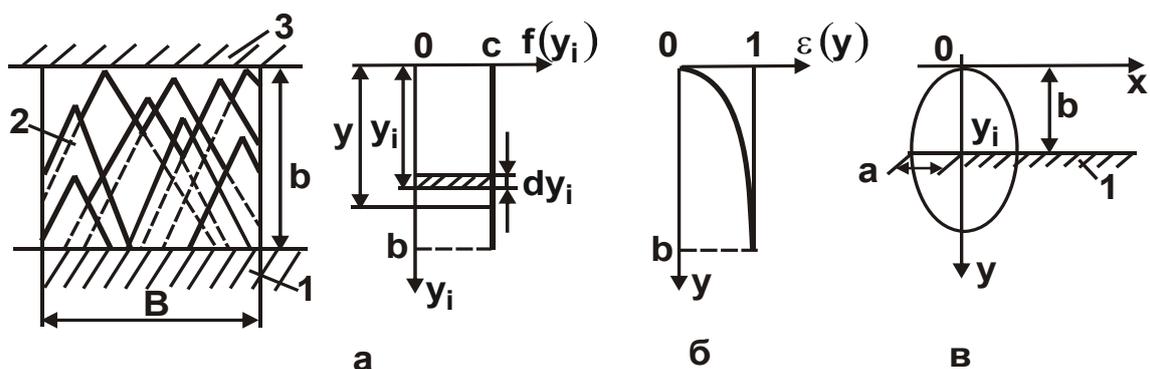


Рис. 4.1. Расчетная схема статической модели рабочей поверхности круга: 1 – связка круга; 2 – зерна круга; 3 – материал обрабатываемого изделия

После умножения и интегрирования всех слагаемых имеем:

$$\Phi(y) = e^{-\frac{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot n}{b \cdot B} \cdot y^2} \quad (4.4)$$

Следует перейти от вероятности события  $\Phi(y)$  к вероятности события  $\varepsilon(y)$ :

$$\varepsilon(y) = 1 - \Phi(y) = 1 - e^{-\frac{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot n}{b \cdot B} \cdot y^2} \quad (4.5)$$

Полученная функция  $\varepsilon(y)$  графически изображена на рис. 4.1,б. Как видно, функция  $\varepsilon(y)$  представляет собой отношение суммарной длины профилей зерен на текущей высоте от наиболее выступающей вершины к ширине круга и характеризует относительную полноту профиля рабочей поверхности круга на заданном уровне  $y$ . Функция  $\varepsilon(y)$  выражает взаимосвязь всех параметров рабочей поверхности круга и поэтому может использоваться в качестве основной ее характеристики.

Структура зависимостей (4.1) – (4.5) остается неизменной для других форм зерен, законов их распределения по высоте рабочего слоя круга и по расстояниям между вершинами зерен, находящихся на одном уровне.

Рассмотрим, как изменится зависимость (4.5) при переходе от конической формы зерен к эллипсоидной и сферической форме зерен. Для упрощения расчетов к ранее принятым для зерен конической формы допущений следует ввести дополнительные допущения: большая ось зерна  $2b$  расположена вдоль оси; предельная глубина заделки зерна в связке равна  $b$ .

Используя расчетную схему, приведенную на рис. 4.1,в, определено текущее значение ширины  $2x$  единичного зерна эллипсоидной формы. Так, согласно уравнению эллипса

$$\frac{x^2}{a^2} + \frac{(y-b)^2}{b^2} = 1, \quad (4.6)$$

получено:

$$x = a \cdot \sqrt{1 - \frac{(y-b)^2}{b^2}}. \quad (4.7)$$

Для зерен, вершины которых расположены на уровне  $y_i$ , зависимость (4.7) примет вид:

$$x = a \cdot \sqrt{1 - \frac{(y-b-y_i)^2}{b^2}}. \quad (4.8)$$

Относительную полноту профиля для  $dn$  зерен, вершины которых расположены в слое  $dy_i$ , можно определить по зависимости, аналогичной зависимости (4.2):

$$\varepsilon_i(y) = \frac{2 \cdot x \cdot dn}{B} = \frac{2 \cdot x \cdot n \cdot f(y_i) \cdot dy_i}{B} = 2 \cdot a \cdot n \cdot \frac{\sqrt{1 - \frac{(y-b-y_i)^2}{b^2}} \cdot f(y_i) \cdot dy_i}{B}. \quad (4.9)$$

Так же определяется функция  $\varepsilon_k(y)$  для  $k$  участков. Применив теорему умножения вероятностных независимых случайных величин  $\varepsilon_k(y)$ , после преобразований получена зависимость для определения относительной полноты профиля круга:

$$\varepsilon(y) = 1 - e^{-\frac{\pi \cdot a}{B} \left[ \frac{\pi}{2} \arcsin \frac{y-b}{b} - \frac{1}{2} \sin 2 \left( \arcsin \frac{y-b}{b} \right) \right]}. \quad (4.10)$$

Приняв в зависимости (4.10) условие  $a = b = r$ , можно установить зависимость для определения функции  $\varepsilon(y)$  применительно к сферической форме зерен, соответствующей принятым допущениям. Изменение любого из принятых допущений значительно усложняет вид функции  $\varepsilon(y)$ , хотя методика ее определения остается прежней.

Приведенные выше зависимости относительной полноты профиля рабочей поверхности круга  $\varepsilon(y)$  получены для статической модели шлифовального круга. Радиальное и тангенциальное перемещения круга и детали в процессе обработки вносят изменения в статический закон распределения вершин зерен рабочего слоя. Для определения

кинематического закона распределения вершин зерен рассмотрим расчетную схему, представленную на рис. 4.2,а.

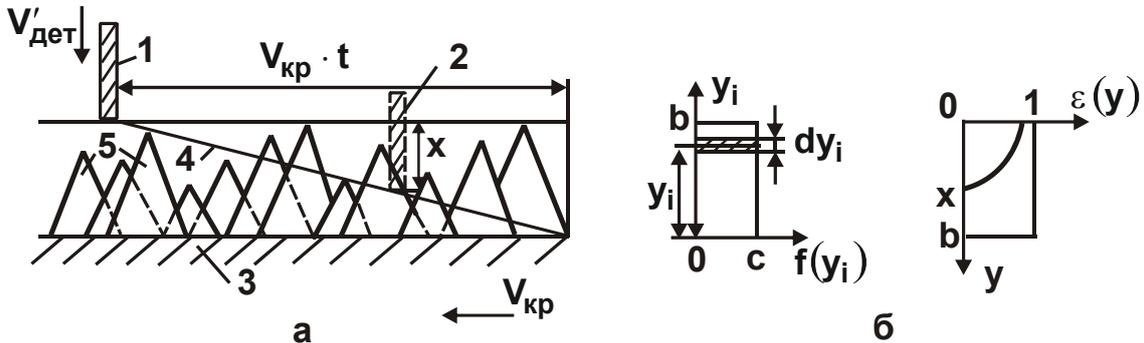


Рис. 4.2. Расчетная схема кинематической модели рабочей поверхности круга: 1 – начальное положение сечения обрабатываемой детали; 2 – текущее положение сечения обрабатываемой детали; 3 – связка круга; 4 – траектория относительного перемещения детали и круга; 5 – зерна круга

Пусть за время  $\tau$  прямолинейная обрабатываемая деталь внедрилась в рабочую поверхность круга на глубину  $x = V'_{дет} \cdot \tau$ . За это время через сечение детали на уровне  $y_s$  прошло  $dn$  зерен, вершины которых расположены в бесконечно малом интервале  $dy_i$ :  $dn = k \cdot B \cdot V_{кр} \cdot \tau \cdot f(y_i) \cdot dy$ , где  $f(y_i) = 1/b$  – плотность распределения вершин зерен над уровнем связки круга, 1/м.

При условии  $V'_{дет} = \text{const}$  справедливо соотношение  $\tau = \frac{y_i - y_s}{S_n}$ , тогда

$$dn = k \cdot B \cdot V_{кр} \cdot \frac{y_i - y_s}{S_n} \cdot f(y_i) \cdot dy. \quad (4.11)$$

Общее число зерен, прошедшее через сечение детали на уровне  $y_s$ , определяется зависимостью:

$$n = \int_{y_s}^b dn = \frac{k \cdot B \cdot V_{кр}}{2 \cdot S_n \cdot b} \cdot (b - y_s)^2. \quad (4.12)$$

Для определения функции распределения вершин зерен в интервале  $[(b - x), b]$  следует зависимость (4.12) разделить на нормирующий множитель  $P$  [15], представляющий собой общее число зерен, прошедших через обрабатываемую деталь за время  $\tau$ :

$$P = n / y_s = b - x = \frac{k \cdot B \cdot V_{кр}}{2 \cdot S_n \cdot b} \cdot x^2. \quad (4.13)$$

Функция распределения имеет вид:

$$F(y_s) = \frac{n}{P} = \frac{(b - y)^2}{x^2}. \quad (4.14)$$

Плотность распределения вершин зерен можно представить:

$$\varphi(y_s) = F'(y_s) = \frac{2}{x^2} \cdot (y_s - b). \quad (4.15)$$

Как следует из зависимости (4.15), кинематический закон распределения вершин зерен отличается от исходного закона. Так, исходный равномерный закон плотности распределения вершин зерен, принятый в статической модели, при рассмотрении кинематической модели трансформировался в треугольный закон. Аналогично можно получить кинематические законы распределения вершин зерен для других исходных законов.

Для определения функции  $\varepsilon(y)$  с учетом радиального и тангенциального движений круга и обрабатываемой детали необходимо использовать кинематический закон плотности (4.15), а параметр  $n$  следует определить по зависимости (4.13).

После преобразований, аналогичных проведенным при установлении зависимости (4.5), получена зависимость, выражающая связь между относительной полнотой профиля, кинематическими параметрами процесса шлифования и основными характеристиками рабочей поверхности круга:

$$\varepsilon(y) = 1 - e^{-\frac{\operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{кр}}{3 \cdot b \cdot V'_{дет}} \cdot (V'_{дет} \cdot \tau - y)^3}. \quad (4.16)$$

Графическое изображение зависимости (4.16) представлено на рис. 4.2,б. Как следует из зависимости (4.16) и графика (рис. 4.2,б), относительная полнота профиля рабочей поверхности круга  $\varepsilon(y)$  является переменной величиной, зависящей от состояния взаимного перемещения круга и детали; она изменяется по мере продвижения обрабатываемой детали в рабочую поверхность круга.

Полученная зависимость для определения относительной полноты профиля рабочей поверхности круга может служить основой для вывода кинематических соотношений и выполнения расчетов при оптимизации параметров процессов шлифования.

## 4.2. Кинематические соотношения параметров процесса шлифования изделий с прерывистыми поверхностями

Особое внимание привлекает шлифование изделий с прерывистыми поверхностями, в частности многолезвийных инструментов (разверток, зенкеров, протяжек, фрез и т.д.). Процессу шлифования прерывистых поверхностей, несмотря на их конструктивное многообразие, свойственны некоторые общие кинематические и динамические особенности. Так, при круглом, плоском и других видах шлифования многолезвийных инструментов каждый элемент обрабатываемой поверхности периодически контактирует с рабочей поверхностью круга. При этом съём припуска имеет прерывистый характер. После выхода из контакта изделие и круг совершают относительное перемещение, не производя процесс резания. Продолжительность контакта каждого элемента прерывистой поверхности с кругом и их относительно бесконтактного перемещения определяется рядом конструктивных и кинематических факторов – размерами и формами круга и изделия, режимом шлифования.

Прерывистость контакта круга и изделия обуславливает ударный характер их взаимодействия, что в основном предопределяет механизм износа круга, качество режущих элементов инструмента, производительность съема припуска и другие технико-экономические параметры процесса шлифования. В связи с этим, важную роль приобретают вопросы правильного выбора схемы шлифования, характеристик кругов, параметров режима шлифования, которые бы уменьшали или даже исключали отрицательное влияние ударного характера взаимодействия круга с обрабатываемым изделием.

Решение такой задачи возможно путем аналитического описания кинематики взаимодействия круга и изделия с последующим определением оптимальных соотношений параметров режима шлифования, характеристик круга и изделия для различных схем обработки. Для этого необходимо рассмотреть расчетную схему процесса шлифования изделия с прерывистой поверхностью на примере круглого продольного шлифования осевого многолезвийного инструмента с прямолинейно расположенными ножами (рис. 4.3,а). Для установления соотношений основных параметров процесса шлифования следует воспользоваться

аналитической зависимостью (4.16) для определения относительной полноты профиля рабочей поверхности круга.

Судя по схеме взаимодействия ножа режущего инструмента с рабочей поверхностью круга (рис. 4.3,б), в процессе круглого шлифования нож входит в рабочую поверхность круга под углом  $\alpha$ . Выражая  $V'_{дет} = V_{дет} \cdot \cos \alpha$  через окружную скорость  $V_{дет}$  и подставляя полученное выражение в зависимость (4.16), имеем:

$$\varepsilon(y) = 1 - e^{-\frac{\operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{кр}}{3 \cdot b \cdot V_{дет} \cdot \cos \alpha} \cdot (V_{дет} \cdot \cos \alpha \cdot \tau - y)^3} \quad (4.17)$$

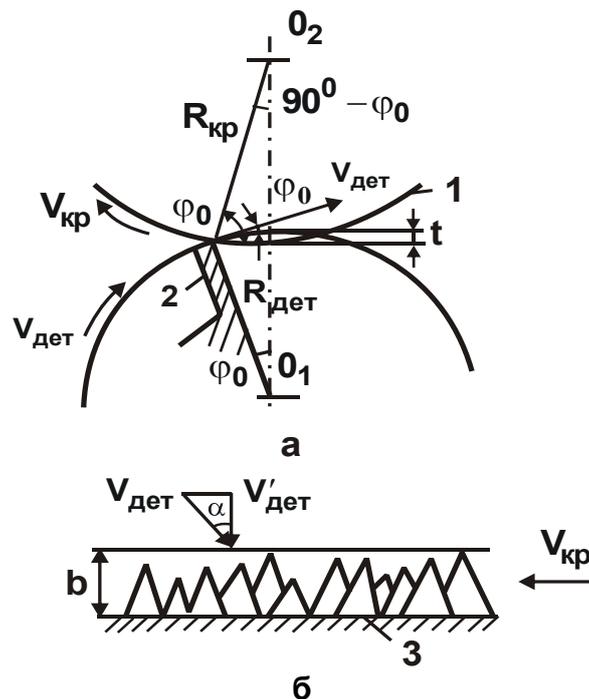


Рис. 4.3. Расчетная схема круглого продольного шлифования: 1 – уровень связки круга; 2 – элемент прерывистой поверхности обрабатываемого изделия; 3 – связка круга

Для осуществления нормального процесса шлифования необходимо обеспечить полное удаление снимаемого материала, не доходя до уровня связки. Выполнение такого условия возможно при условии  $\varepsilon(y) \rightarrow 1$ . Учитывая вероятностный характер функции  $\varepsilon(y)$  с достаточной для практических расчетов точностью значение  $\varepsilon(y)$  можно принимать равным 0,95. С учетом граничных условий  $\varepsilon(y) = 0,95$  и  $b = V'_{дет} \cdot \tau = V_{дет} \cdot \tau \cdot \cos \alpha$  можно преобразовать зависимость (4.17):

$$1 - \varepsilon(0) = e^{-\frac{\operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{кр} \cdot b^2}{3 \cdot V_{дет} \cdot \cos \alpha}} \quad (4.18)$$

Прологарифмировав зависимость (4.18), получено:

$$V_{\text{дет}} = \frac{\text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}} \cdot b^2}{9 \cdot \cos \alpha}. \quad (4.19)$$

Для определения функции  $\cos \alpha = \cos(\psi_0 - \varphi_0)$  необходимо составить систему двух уравнений (рис. 4.3,а):

$$\begin{cases} R_{\text{дет}} \cdot \sin \varphi_0 = R_{\text{кр}} \cdot \sin(90^\circ - \varphi_0) \\ R_{\text{дет}} \cdot \cos \varphi_0 + R_{\text{кр}} \cdot \cos(90^\circ - \varphi_0) = R_{\text{дет}} + R_{\text{кр}} - t, \end{cases} \quad (4.20)$$

где  $R_{\text{дет}}$ ,  $R_{\text{кр}}$  – радиусы детали и круга, м;

$t$  – глубина шлифования, м.

Решение системы уравнений (4.20):

$$\begin{aligned} \cos(\psi_0 - \varphi_0) = \\ = \sqrt{-\frac{3t^2}{R_{\text{дет}}R_{\text{кр}}} - \frac{t^4}{4R_{\text{дет}}^2R_{\text{кр}}^2} + \frac{2t}{R_{\text{кр}}} + \frac{t^3}{R_{\text{дет}}R_{\text{кр}}^2} + \frac{2t}{R_{\text{дет}}} + \frac{t^3}{R_{\text{дет}}^2R_{\text{кр}}} - \frac{t^2}{R_{\text{кр}}^2} - \frac{t^2}{R_{\text{дет}}^2}}. \end{aligned} \quad (4.21)$$

Упрощая зависимость (4.21) с учетом условий  $R_{\text{дет}} \gg t$ ;  $R_{\text{кр}} \gg t$ , имеем:

$$\cos(\psi_0 - \varphi_0) = 2t \cdot \sqrt{\frac{1}{R_{\text{дет}}} + \frac{1}{R_{\text{кр}}}}. \quad (4.22)$$

Подставляя зависимость (4.22) в (4.19), получено:

$$V_{\text{дет}} = \frac{\text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}} \cdot b^2}{9 \cdot \sqrt{2} \cdot t} \cdot \frac{1}{\sqrt{\frac{1}{R_{\text{дет}}} + \frac{1}{R_{\text{кр}}}}}. \quad (4.23)$$

Зависимость (4.23) выражает аналитическую взаимосвязь между параметрами режима шлифования и характеристиками рабочей поверхности круга при круглом продольном шлифовании. Для других видов шлифования методика вывода кинематических соотношений аналогична, однако каждому виду присущи свои особенности.

Анализ расчетной зависимости круглого врезного шлифования (рис. 4.4) показывает, что в отличие от продольного шлифования при врезном шлифовании изменяется угол входа ножа режущего инструмента  $\alpha$  в рабочую поверхность круга и глубина шлифования  $t$ . При врезном шлифовании угол  $\alpha$  представляет собой угол между касательной к спирали Архимеда и радиусом круга, проведенным в точке входа ножа режущего инструмента в рабочую поверхность круга (М):

$\alpha = \psi_0 - \varphi_0 - \beta$ , где  $\beta$  – угол между касательными, проведенными в точке М к спирали Архимеда и исходной окружности ножа режущего инструмента. Точка М представляет собой точку сопряжения исходной окружности ножа и образованной обработкой спирали Архимеда в конце первого оборота ножа. При последующих оборотах ножа точка М будет располагаться на спирали Архимеда и сопрягать обрабатываемую поверхность с поверхностью обработки.

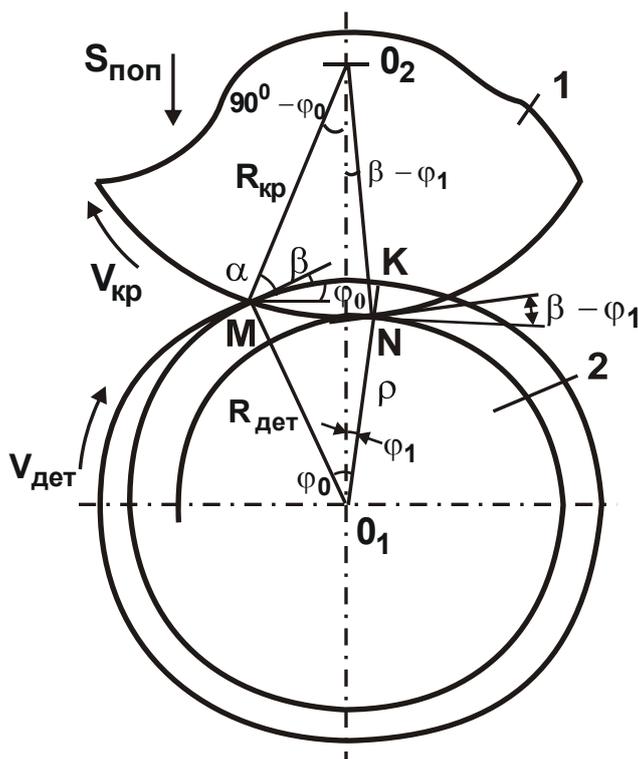


Рис. 4.4. Расчетная схема круглого врезного шлифования:  
1 – круг; 2 – обрабатываемое изделие

Значение угла  $\beta$  определяется из соотношения  $\operatorname{tg}\beta = \frac{t}{2 \cdot \pi \cdot R_{\text{дет}}}$ ,

где  $t = NK$  – глубина шлифования (поперечная подача за один оборот ножа режущего инструмента),

$$t = S_{\text{поп}} \cdot \tau = S_{\text{поп}} \cdot \frac{2 \cdot \pi \cdot R_{\text{дет}}}{V_{\text{дет}}}, \quad (4.24)$$

$S_{\text{поп}}$  – скорость поперечной подачи, м/с.

Тогда

$$\operatorname{tg}\beta = \frac{S_{\text{поп}}}{V_{\text{дет}}}. \quad (4.25)$$

Для определения функции  $\cos \alpha$  следует воспользоваться тригонометрической зависимостью:

$$\cos(\psi_0 - \varphi_0) = \cos(\psi_0 - \varphi_0) \cdot \cos \beta + \sin(\psi_0 - \varphi_0) \cdot \sin \beta, \quad (4.26)$$

а функцию  $\sin(\psi_0 - \varphi_0)$  определить из решения системы уравнений (4.20):

$$\sin(\psi_0 - \varphi_0) = 1 - \frac{t}{R_{кр}} - \frac{t}{R_{дет}} + \frac{t^3}{2 \cdot R_{дет} \cdot R_{кр}}.$$

С учетом условий  $R_{дет} \gg t$ ;  $R_{кр} \gg t$  получено:

$$\sin(\psi_0 - \varphi_0) = 1 - t \cdot \left( \frac{1}{R_{дет}} + \frac{1}{R_{кр}} \right). \quad (4.27)$$

Тригонометрические функции  $\sin \beta$  и  $\cos \beta$  определяются из рис. 4.4:

$$\sin \beta = -\frac{t_1}{\sqrt{t_1^2 + (2 \cdot \pi \cdot R_{дет})^2}} \approx \frac{t_1}{2 \cdot \pi \cdot R_{дет}}; \quad (4.28)$$

$$\cos \beta = -\frac{2 \cdot \pi \cdot R_{дет}}{\sqrt{t_1^2 + (2 \cdot \pi \cdot R_{дет})^2}} \approx 1. \quad (4.29)$$

Параметр  $t$  можно выразить через параметр  $t_1$  из условия:

$$\varphi = \varphi_0 + \varphi_1. \quad (4.30)$$

Для определения угла  $\varphi$  составлена система уравнений (рис. 4.4):

$$\begin{cases} R_{кр} \cdot \sin(\beta - \varphi_1) - \rho \cdot \sin \varphi_1 = 0 \\ R_{кр} \cdot \cos(\beta - \varphi_1) - \rho \cdot \cos \varphi_1 = A \end{cases}, \quad (4.31)$$

где  $A = R_{дет} + R_{кр} - t$ .

После преобразований  $\psi_1 \cong \frac{R_{кр} \cdot \sin \beta}{A}$ ;  $\rho = A - R_{кр}$ , из системы уравнений (4.20) определен угол  $\varphi_0$ :

$$\varphi_0 = \sqrt{\frac{R_{кр}^2 - (A - R_{дет})^2}{A \cdot R_{дет}}}, \quad (4.32)$$

а также из рис. 4.4:  $(R_{дет} - t_1) + (R_{дет} - t_1) \cdot \varphi \cdot \operatorname{tg} \beta = \rho$ . Подставив  $\rho$ , имеем:

$$\varphi = \frac{(A - R_{кр}) - (R_{дет} - t_1)}{(R_{дет} - t_1) \cdot \operatorname{tg} \beta}. \quad (4.33)$$

Подставляя зависимости (4.31) – (4.33) в (4.30), получено:

$$\frac{A - R_{кр} - R_{дет} - t}{(R_{дет} - t_1) \cdot \operatorname{tg} \beta} = \sqrt{\frac{R_{кр}^2 - (A - R_{дет})^2}{A \cdot R_{дет}}} + \frac{R_{кр}}{A} \cdot \sin \beta. \quad (4.34)$$

После преобразований и упрощений с учетом условий  $R_{дет} \gg t$ ;  $R_{кр} \gg t$  и  $R_{дет} \gg t_1$ ;  $R_{кр} \gg t_1$  имеем:

$$t = t_1 + \frac{R_{дет} \cdot R_{кр}}{(R_{дет} + R_{кр})} \cdot \text{tg}^2 \beta - 2 \cdot \sqrt{\frac{R_{дет} \cdot R_{кр}}{2 \cdot (R_{дет} + R_{кр})}} \times \\ \times \text{tg}^2 \beta \cdot \sqrt{t_1 - \frac{R_{дет} \cdot R_{кр}}{2 \cdot (R_{дет} + R_{кр})} \cdot \text{tg}^2 \beta} \quad (4.35)$$

Полученные выражения (4.22), (4.27), (4.28), (4.29) с учетом зависимости (4.35) следует подставить в уравнение (4.26):

$$\cos(\psi_0 - \varphi_0 - \beta) = 2 \cdot \sqrt{\frac{\pi \cdot S_{поп}}{V_{дет}}} \cdot \sqrt{\frac{R_{дет}}{R_{кр}} + 1} \quad (4.36)$$

Подставляя в зависимость (4.19) зависимость (4.36), после преобразования имеем:

$$V_{дет} = \frac{\text{tg}^2 \gamma \cdot k^2 \cdot V_{кр}^2 \cdot b^4}{324 \cdot S_{поп} \cdot \left(1 + \frac{R_{дет}}{R_{кр}}\right)} \quad (4.37)$$

Зависимость (4.37) выражает кинематическое соотношение основных параметров процесса врезного шлифования.

Кинематические соотношения для плоского шлифования можно получить из зависимости (4.23), принимая  $R_{дет} = \infty$ :

$$V_{дет} = 0,08 \cdot \text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{кр} \cdot b^2 \cdot \frac{\sqrt{R_{кр}}}{\sqrt{t}} \quad (4.38)$$

Для внутреннего шлифования радиус детали  $R_{дет}$  следует принимать отрицательным, тогда

$$V_{дет} = 0,08 \cdot \text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{кр} \cdot b^2 \cdot \frac{1}{\sqrt{t} \cdot \sqrt{\frac{1}{R_{дет}} - \frac{1}{R_{кр}}}} \quad (4.39)$$

Для охватывающего шлифования, принимая  $R_{кр} \cong -R_{дет} = R$  и учитывая слагаемые второго порядка в зависимости (4.21), после подстановки в зависимость (4.23) получено:

$$V_{дет} = \frac{\text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{кр} \cdot b^2 \cdot R}{9 \cdot \sqrt{3} \cdot t} \quad (4.40)$$

При продольном шлифовании кругом чашечной формы с учетом  $R_{кр} = \infty$ , исходя из зависимости (4.23), имеем:

$$V_{дет} = 0,08 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{кр} \cdot b^2 \cdot \sqrt{\frac{R_{дет}}{t}}. \quad (4.41)$$

Таким образом, используя зависимость для определения относительной полноты профиля рабочей поверхности круга, можно установить кинематические соотношения для различных видов шлифования. Такие соотношения, описываемые зависимостями (4.38) – (4.41), получены как частные случаи круглого продольного шлифования. Аналогично можно установить зависимости для различных схем врезного шлифования на основании зависимости (4.37).

Следовательно, основными расчетными схемами для установления кинематических соотношений всего многообразия схем шлифования является круглое продольное и врезное шлифование.

Полученные кинематические соотношения позволят установить предельные значения параметров режима шлифования в зависимости от характеристик рабочей поверхности круга. При соблюдении предельных значений параметров режима шлифования может быть достигнуто максимальное использование потенциальных возможностей режущей способности круга, обусловленных параметрами его рабочей поверхности.

Превышение предельных значений параметров режима шлифования приведет к контакту обрабатываемого ножа режущего инструмента со связкой круга и, следовательно, к неблагоприятным условиям осуществления процесса шлифования.

Установленные кинематические соотношения позволяют осуществлять процесс шлифования таким образом, чтобы полный срез врезающегося в рабочую поверхность круга ножа режущего инструмента с прерывистой поверхностью производился на любом необходимом уровне выступания зерен над связкой круга. В этом и заключается способ управления процессом шлифования изделий с прерывистыми поверхностями, полностью исключая ударное воздействие ножа изделия о связку круга и снижающего ударное воздействие о зерна. При определенных условиях контакт прерывистого изделия с рабочей поверхностью круга будет происходить на определенной высоте наиболее выступающих зерен. Оптимальные значения такой высоты могут быть установлены лишь на основе динамических исследований.

### 4.3. Предельная кинематическая производительность процесса шлифования

Сравнительная оценка производительности разных видов шлифования инструментами из СТМ, приведенная в научно-технической литературе, в значительной мере затруднена несопоставимостью условий выполнения исследований. Во многих литературных источниках зачастую отсутствуют условия проведения опытов, что делает невозможным сопоставление результатов по производительности. В особой мере это относится к сравнению данных производительности, выраженных в объемных ( $\text{мм}^3/\text{мин}$ ), весовых ( $\text{г}/\text{мин}$ ) или линейных ( $\text{мм}/\text{мин}$ ) величинах съема. Сопоставление производительности чрезвычайно важно при анализе долевого вклада составляющих шлифования инструментами из СТМ с введением в зону резания электрической энергии.

Составляющие комбинированных процессов шлифования – механическая, электрохимическое растворение, эрозионная, электроконтактная – в чистом виде существенно различаются по производительности, особенно если сравнение производить в объемных показателях. Как отмечалось в работе [17], выигрыш в производительности электрофизических методов обусловлен в основном возможностью одновременной обработки очень больших поверхностей, просто неприемлемых для обычных процессов шлифования. Линейная скорость удаления припусков электрофизическими методами не превышает, как правило, долей  $\text{мм}/\text{мин}$ , в тоже время комбинирование различных процессов позволяет на порядок повысить скорость линейного съема. Такая интенсивность удаления припуска не является предельной и ограничивается появлением ряда неблагоприятных явлений, в том числе высокого удельного расхода алмазов, что ликвидирует эффект высокой производительности. Поэтому в работе изложены результаты аналитических расчетов предельной производительности, обусловленной кинематическими возможностями различных схем шлифования кругами из СТМ. Такие данные позволяют научно обоснованно раскрыть физическую природу факторов и явлений, ограничивающих достижение теоретического уровня интенсивности съема припуска.

Под линейной скоростью съема припуска следует понимать скорость относительного перемещения круга и обрабатываемой детали в

направлении, нормальном к рабочей поверхности круга. Для ее определения можно использовать методику расчета кинематических соотношений параметров процесса шлифования, изложенную в п. 4.2. Эта методика основана на соблюдении равенства скоростей съема припуска и внедрения обрабатываемой детали в направлении, нормальном к рабочей поверхности круга. При этом полный съем внедряемого материала детали должен производиться на заданном уровне выступания вершин зерен, не контактируя со связкой круга. Несоблюдение этого условия будет приводить к нарушению нормального процесса шлифования. Предложенная методика определения предельной линейной скорости съема припуска позволяет свести все многообразие существующих схем шлифования к единой расчетной схеме, где главное перемещение круга и обрабатываемой детали осуществляется по нормали к рабочей поверхности круга.

Нормальное направление геометрически связано с остальными направлениями перемещения круга и обрабатываемой детали в различных видах шлифования и поэтому для любой схемы шлифования можно выделить составляющую скорости  $V'_{дет}$  взаимного перемещения круга и обрабатываемой детали в направлении, нормальном к рабочей поверхности круга (рис. 4.3). Следовательно, многообразие схем шлифования кинематически можно свести к изменению угла входа обрабатываемой детали в рабочую поверхность круга.

Предельная нормальная линейная скорость внедрения обрабатываемой детали в рабочую поверхность круга  $V'_{дет}$ , исходя из зависимости (4.19), определяется для всех схем шлифования по единой зависимости:

$$V'_{дет} = V_{дет} \cdot \cos \alpha = \frac{\operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{кр} \cdot b^2}{g}. \quad (4.42)$$

Поэтому  $V'_{дет}$  зависит лишь от характеристик рабочей поверхности круга и скорости шлифования и одинакова для всех схем шлифования. Расчет  $V'_{дет}$ , выполненный для конкретных значений параметров  $2\gamma = 90^0$ ;  $k = 10^3$  шт./см<sup>2</sup>;  $b = 10$  мкм;  $V_{кр} = 30$  м/с, показывает, что  $V'_{дет} = 180$  мм/мин и в 6 раз превосходит экспериментальные данные [17]. Следовательно, кинематические возможности шлифовального круга используются не полностью.

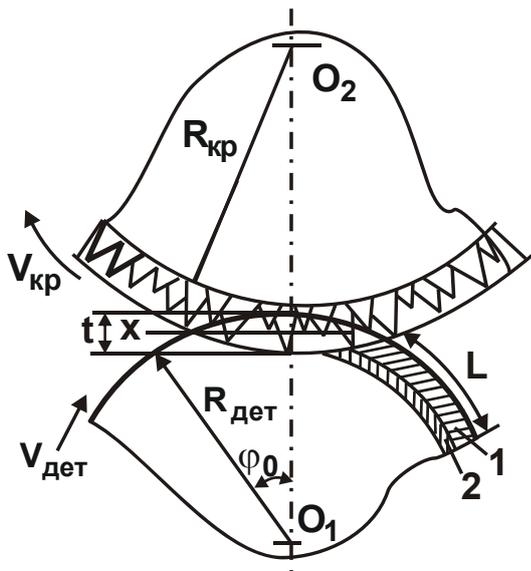


Рис. 4.5. Схема расчета удельной производительности процесса продольного шлифования: 1 – слой полностью снятого металла с обрабатываемой детали; 2 – слой остаточных микронеровностей

Линейная скорость внедрения обрабатываемой детали в круг может служить критерием оценки кинематической работоспособности рабочей поверхности круга, однако не позволяет установить наиболее производительную схему шлифования.

Такая задача может быть решена на основе анализа удельной производительности различных схем шлифования, которая выражает объем снятого обрабатываемого материала в единицу времени кругом единичной ширины. Как было показано в п. 4.2, определение предельной кинематической производительности можно свести к трем принципиальным расчетным схемам, отражающим специфику продольного (рис. 4.5), врезного и тангенциально-

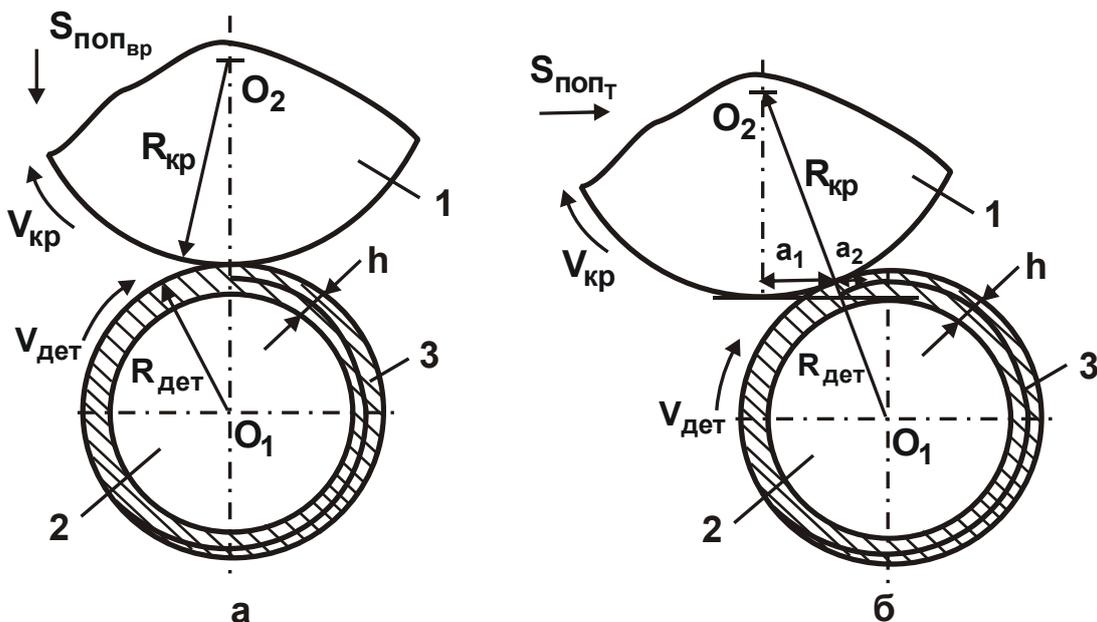


Рис. 4.6. Схема расчета удельной производительности врезного (а) и тангенциального (б) видов шлифования: 1 – круг; 2 – деталь; 3 – снимаемый припуск

Для решения поставленной задачи приняты допущения:

1. Продольная подача принимается равной ширине круга, т.е. съем припуска производится только по "свежему" металлу.

2. При определении производительности не учитывается слой не полностью снятого материала микронеровностей вследствие их незначительной величины.

Удельная производительность съема припуска выражается зависимостью

$$Q = \frac{L \cdot (t - H)}{\tau} = V_{\text{дет}} \cdot (t - H), \quad (4.43)$$

где  $L = V_{\text{дет}} \cdot \tau$  – текущее значение длины обработанной поверхности, м;

$t$  – расчетная глубина шлифования, м;

$H$  – остаточная шероховатость обработанной поверхности, м.

Величину  $H$  определим, используя преобразованную зависимость (4.16) относительной полноты профиля круга:

$$\varepsilon(y) = 1 - e^{-\frac{\text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}} \cdot \tau}{3 \cdot t \cdot b} (t - y)^3}. \quad (4.44)$$

Предельное значение  $H$  установим из условия  $\varepsilon(y) = 0,95$ . Логарифмируя зависимость (4.44) и производя преобразования с учетом

$$\tau = \frac{L}{V_{\text{дет}}}; \quad L = R_{\text{дет}} \cdot 2 \cdot \varphi_0; \quad \varphi_0 \cong \sqrt{\frac{2 \cdot R_{\text{кр}} \cdot t}{R_{\text{дет}} \cdot (R_{\text{дет}} + R_{\text{кр}})}},$$

получено:

$$H = \sqrt[3]{\frac{9 \cdot b \cdot \sqrt{\frac{1}{R_{\text{дет}}} + \frac{1}{R_{\text{кр}}} \cdot \sqrt{t} \cdot V_{\text{дет}}}}{2 \cdot \sqrt{2} \cdot \text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}}}}. \quad (4.45)$$

Подставляя зависимость (4.45) в (4.43), имеем:

$$Q = V_{\text{дет}} \cdot \left( t - \frac{9 \cdot b \cdot \sqrt{\frac{1}{R_{\text{дет}}} + \frac{1}{R_{\text{кр}}} \cdot \sqrt{t} \cdot V_{\text{дет}}}}{2 \cdot \sqrt{2} \cdot \text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}}} \right). \quad (4.46)$$

Выражение в скобках, входящее в зависимость (4.46), следует определить для двух случаев  $t < b$  и  $t > b$ .

Для случая  $t < b$  параметр  $V_{\text{дет}}$  определяется из условия экстремума функции  $Q$ , т.е.  $Q'_{V_{\text{дет}}} = 0$ . Тогда

$$V_{\text{дет}_{\max}} = \left(\frac{3}{4}\right)^3 \cdot t^{5/2} \cdot \frac{2 \cdot \sqrt{2} \cdot \text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}}}{9 \cdot b \cdot \sqrt{\frac{1}{R_{\text{дет}}} + \frac{1}{R_{\text{кр}}}}} \quad (4.47)$$

Подставляя зависимость (4.47) в (4.46), получено

$$Q_{\max} = \left(\frac{3}{4}\right)^3 \cdot t^{7/2} \cdot \frac{2 \cdot \sqrt{2} \cdot \text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}}}{36 \cdot b \cdot \sqrt{\frac{1}{R_{\text{дет}}} + \frac{1}{R_{\text{кр}}}}} \quad (4.48)$$

Для случая  $t > b$  необходимо воспользоваться зависимостью для определения  $V_{\text{дет}}$ , полученной из условия отсутствия контакта обрабатываемой детали со связкой круга и приведенной в п. 4.2, принимая вместо  $t$  величину  $(t - b)$ , учитывающую изменение начальной координаты отсчета глубины шлифования  $t$ :

$$V_{\text{дет}} = \frac{\text{tg} \gamma \cdot k \cdot b^2 \cdot V_{\text{кр}}}{9 \cdot \sqrt{2} \cdot (t - b) \cdot \sqrt{\frac{1}{R_{\text{дет}}} + \frac{1}{R_{\text{кр}}}}} \quad (4.49)$$

Преобразуя зависимость (4.46) с учетом зависимости (4.49), определена предельная производительность обработки для  $t > b$ :

$$Q = \frac{\text{tg} \gamma \cdot k \cdot b^2 \cdot V_{\text{кр}}}{9 \cdot \sqrt{2} \cdot (t - b) \cdot \sqrt{\frac{1}{R_{\text{дет}}} + \frac{1}{R_{\text{кр}}}}} \cdot \left( t - \sqrt{\frac{b^2 \cdot \sqrt{t}}{4 \cdot \sqrt{(t - b)}}} \right) \quad (4.50)$$

Для упрощения зависимости (4.50) приняты следующие допущения:  $t - b \approx t$  и  $t > \sqrt[3]{\frac{b^3}{4}}$ . Тогда

$$Q = \frac{\text{tg} \gamma \cdot k \cdot b^2 \cdot V_{\text{кр}}}{9 \cdot \sqrt{2} \cdot \sqrt{\frac{1}{R_{\text{дет}}} + \frac{1}{R_{\text{кр}}}}} \cdot \sqrt{t} \quad (4.51)$$

Для анализа врезного шлифования следует воспользоваться расчетной схемой, представленной на рис. 4.6. Для этого необходимо принять следующее допущение: расчет удельной производительности целесообразно производить без учета шероховатости обработанной поверхности.

Удельная производительность съема припуска определяется количеством снятого металла за цикл обработки, включающий врезание, установившийся процесс шлифования и выхаживание:

$$Q = \frac{V}{\tau} = \frac{\pi \cdot R_{дет}^2 - \pi \cdot (R_{дет} - h)^2}{\tau}, \quad (4.52)$$

где

$$\tau = \frac{h}{S_{поп}} + \frac{2 \cdot \pi \cdot (R_{дет} - h)}{V_{дет}}. \quad (4.53)$$

Зависимость (4.37) следует разрешить относительно скорости поперечной подачи  $S_{поп}$  и подставить полученное выражение в зависимость (4.53):

$$\tau = \frac{h}{A} \cdot V_{дет} + \frac{2 \cdot \pi \cdot (R_{дет} - h)}{V_{дет}}, \quad (4.54)$$

где  $A = \frac{\text{tg}^2 \gamma \cdot k^2 \cdot b^4 \cdot V_{кр}^2}{324 \cdot \pi \cdot \left(1 + \frac{R_{дет}}{R_{кр}}\right)}$ .

Минимальное значение  $\tau_{min}$  определяется из необходимого условия экстремума:  $\tau'_{дет} = 0$ , используя зависимость (4.54):

$$\tau'_{дет} = \frac{h}{A} + \frac{2 \cdot \pi \cdot (R_{дет} - h)}{V_{дет}^2} = 0. \quad (4.55)$$

Откуда

$$V_{дет_{опт}} = \sqrt{\frac{A}{h} \cdot 2 \cdot \pi \cdot (R_{дет} - h)}. \quad (4.56)$$

Подставляя зависимость (4.56) в (4.54), получено:

$$\begin{aligned} \tau_{min} &= \frac{h}{A} \cdot \sqrt{\frac{A}{h} \cdot 2 \cdot \pi \cdot (R_{дет} - h)} + \frac{2 \cdot \pi \cdot (R_{дет} - h)}{\sqrt{\frac{A}{h} \cdot 2 \cdot \pi \cdot (R_{дет} - h)}} = \\ &= \sqrt{\frac{A}{h} \cdot 2 \cdot \pi \cdot (R_{дет} - h)} + \sqrt{\frac{A}{h} \cdot 2 \cdot \pi \cdot (R_{дет} - h)}. \end{aligned} \quad (4.57)$$

Из зависимости (4.57) следует, что оптимальный цикл врезного шлифования осуществляется за два оборота обрабатываемой детали: за первый оборот происходит врезание, а за второй – выхаживание. Подставляя зависимость (4.57) в (4.52), получена зависимость для определения максимальной удельной производительности врезного шлифования:

$$Q = \frac{1}{18 \cdot \sqrt{2}} \cdot \frac{\operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot b^2 \cdot V_{\text{кр}}}{\sqrt{\frac{1}{R_{\text{дет}}} + \frac{1}{R_{\text{кр}}}}} \cdot \sqrt{h}. \quad (4.58)$$

Согласно расчетной схеме тангенциального шлифования для случая  $t > b$  (рис. 4.6) полный съем припуска  $h$  производится за цикл, включающий взаимное перемещение круга и детали до расположения их осей в вертикальной плоскости и выхаживание за один оборот детали. Исходя из этого, можно установить основные кинематические соотношения параметров процесса шлифования из условия полного среза обрабатываемого металла на уровне связки по методике, изложенной в п. 4.2. Для этого необходимо перейти от параметра  $S_{\text{поп}_T}$  к  $S_{\text{поп}_{\text{вр}}}$ , т.е. от тангенциального шлифования к врезному шлифованию:

$$S_{\text{поп}_{\text{вр}}} = \frac{h}{\tau}, \quad (4.59)$$

где  $\tau = \frac{a_1 + a_2}{S_{\text{поп}_T}}$ ;

$$S_{\text{поп}_{\text{вр}}} = \frac{h}{a_1 + a_2} \cdot S_{\text{поп}_T}.$$

После подстановки зависимости (4.59) в (4.37) и соответствующих преобразований с учетом условия  $h \ll (R_{\text{дет}} - h)$ , получено:

$$V_{\text{дет}} = \frac{\operatorname{tg}^2 \gamma \cdot k^2 \cdot b^4 \cdot V_{\text{кр}} \cdot (a_1 + a_2)}{324 \cdot \pi \cdot S_{\text{поп}_T} \cdot \left(1 + \frac{R_{\text{дет}}}{R_{\text{кр}}}\right) \cdot h}. \quad (4.60)$$

Удельная производительность съема припуска определяется по зависимости (4.52), представляя время  $\tau$  в виде:

$$\tau = \frac{a_1 + a_2}{S_{\text{поп}_T}} + \frac{2 \cdot \pi \cdot (R_{\text{дет}} - h)}{V_{\text{дет}}}. \quad (4.61)$$

Минимальное значение времени  $\tau_{\text{min}}$  следует определить из необходимого условия экстремума:  $\tau'_{V_{\text{дет}}} = 0$ , используя зависимость (4.61). После преобразований получено:

$$\tau_{\text{min}} = \frac{18\sqrt{2} \sqrt{R_{\text{дет}} \cdot \left(1 + \frac{R_{\text{дет}}}{R_{\text{кр}}}\right)} \cdot \pi \sqrt{h}}{\operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}} \cdot b^2} + \frac{18\sqrt{2} \sqrt{R_{\text{дет}} \left(1 + \frac{R_{\text{дет}}}{R_{\text{кр}}}\right)} \cdot \pi \sqrt{h}}{\operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}} \cdot b^2}. \quad (4.62)$$

В зависимости (4.62), как и в зависимости (4.57), первое и второе слагаемые равны между собой, что указывает на одинаковую продолжительность процессов врезания и выхаживания.

Подставляя зависимость (4.62) в (4.52), получена зависимость для определения максимальной удельной производительности тангенциального шлифования:

$$Q = \frac{1}{18 \cdot \sqrt{2}} \cdot \frac{\operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot b^2 \cdot V_{\text{кр}}}{\sqrt{\frac{1}{R_{\text{дет}}} + \frac{1}{R_{\text{кр}}}}} \cdot \sqrt{h} . \quad (4.63)$$

Зависимости (4.51), (4.58), (4.63) устанавливают связь производительности обработки  $Q$  от характеристик круга, детали и параметров режима шлифования для случая  $h > b$ .

Как вытекает из полученных зависимостей, основные параметры одинаково влияют на производительность обработки  $Q$  для всех схем шлифования. Количественные значения  $Q$  при одинаковых основных параметрах отличаются между собой лишь постоянными числовыми коэффициентами, характеризующими кинематические особенности

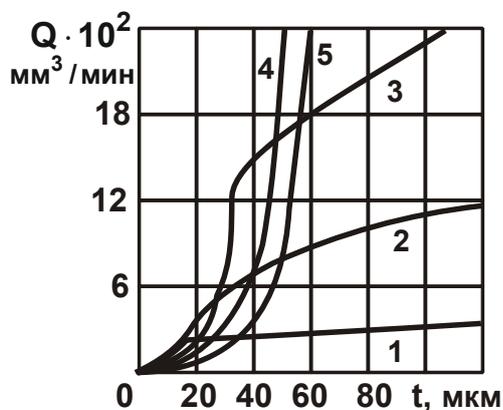


Рис. 4.7. Зависимость предельной кинематической удельной производительности продольного шлифования  $Q$  от глубины шлифования  $t$

различных схем шлифования. Так, кинематическая производительность врезного и тангенциального шлифования в два раза меньше производительности продольного шлифования, что обусловлено необходимостью второго оборота обрабатываемой детали для осуществления процесса выхаживания. Таким образом, предельная кинематическая производительность процесса шлифования не зависит от схемы взаимного перемещения круга и детали [22].

Как следует из графика (рис. 4.7), построенного с учетом исходных данных:  $2\gamma = 90^0$ ;  $V_{\text{кр}} = 30$  м/с;  $k = 10^3$  шт./см<sup>2</sup>;  $R_{\text{дет}} = 50$  мм;  $R_{\text{кр}} = 100$  мм; 1 –  $b = 10$  мкм; 2 –  $b = 20$  мкм; 3 –  $b = 30$  мкм; 4 –  $b = 40$  мкм; 5 –  $b = 50$  мкм, производительность обработки  $Q$  интенсивно увеличивается при изменении глубины шлифования  $t$  от 0 до  $b$ .

В случае  $t > b$  интенсивность увеличения производительности обработки  $Q$  затухает (сохраняя характер непрерывного увеличения), что свидетельствует о преимуществе глубинного шлифования.

Оптимальную предельную кинематическую производительность процесса шлифования следует определять лишь на основании анализа влияния всех параметров, входящих в зависимости (4.48), (4.51), (4.58), (4.63).

#### 4.4. Оптимизация процесса круглого продольного шлифования по предельной кинематической производительности

Оптимизацию процесса круглого продольного шлифования целесообразно выполнить на основе аналитического описания предельной кинематической производительности, характеризующей потенциальные возможности микрорельефа рабочей поверхности круга.

Снимаемый припуск с обрабатываемой детали представлен пакетом цилиндрических оболочек бесконечно малой толщины  $dt_T$ , входящих в рабочую поверхность круга с переменным углом  $\alpha_T$  (рис. 4.8).

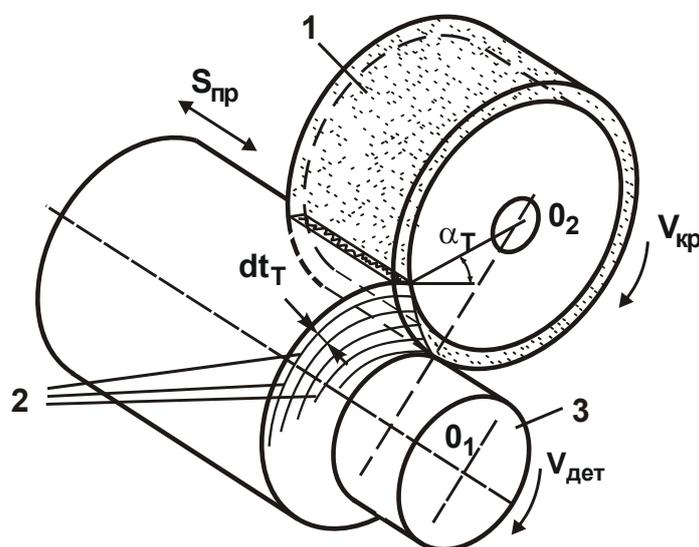


Рис. 4.8. Кинематика взаимодействия элементарных цилиндрических оболочек с рабочей поверхностью круга: 1 – круг; 2 – элементарные цилиндрические оболочки; 3 – деталь

По мере перемещения элементарной цилиндрической оболочки  $dt_T$  в рабочем слое круга на ее поверхности в результате наложения

единичных срезов от проработавших зерен образуется определенная полнота профиля [77]. Для исследования закономерностей образования полноты профиля из всей совокупности оболочек, контактирующих с рабочей поверхностью круга при первом проходе, выделено элементарную оболочку  $dt_T$ , имеющую максимальную глубину внедрения в рабочий слой круга –  $t_T < b$ .

Для упрощения аналитического описания текущей полноты профиля, образующейся на поверхности элементарной оболочки, произведена замена цилиндрической оболочки  $dt_T$  на прямолинейный элементарный слой и соответственно цилиндрической траектории движения в рабочем слое круга на прямолинейную траекторию (рис. 4.9). В связи с заменой цилиндрической формы припуска в слое зерен круга на прямолинейную форму, в дальнейшем вместо термина "элементарная оболочка" принимается термин "элементарный слой".

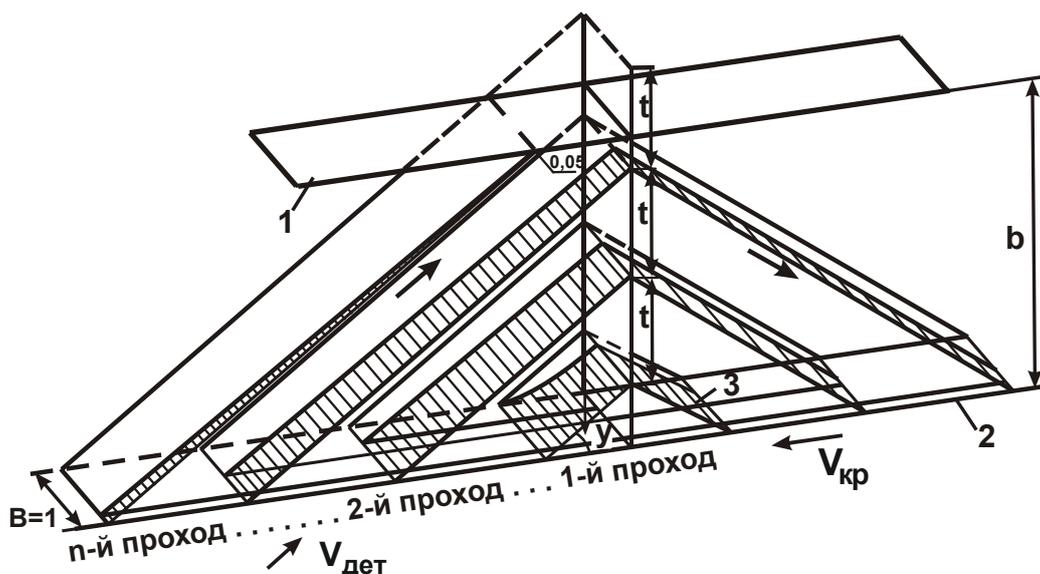


Рис. 4.9. Схема образования относительной полноты профиля на элементарном слое при его многократном прохождении в рабочей поверхности круга: 1 – уровень связки; 2 – уровень максимально выступающих зерен; 3 – неснятый металл

При первом проходе на поверхности элементарного слоя образуется полнота профиля, проекция которой на ось  $y$  описывается преобразованной зависимостью (4.44):

$$\varepsilon_1(y) = 1 - e^{-\frac{\operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}} \cdot \tau_1}{3 \cdot b \cdot t_1} \cdot (t_1 - y)^3}, \quad (4.64)$$

где  $t_1$  – текущее значение глубины внедрения слоя  $dt_T$  в рабочую поверхность круга, мм;

$\tau_1$  – текущее время контакта слоя  $dt_T$  с рабочей поверхностью круга:

$$\tau_1 = \frac{t_1}{V_{\text{дет}} \cdot \cos \alpha_T};$$

$$\cos \alpha_T = \sqrt{2 \cdot t_1} \cdot \sqrt{\frac{1}{R_{\text{дет}}} + \frac{1}{R_{\text{кр}}}}.$$

С учетом вероятностного суммирования полнота профиля круга при последующих проходах примет вид:

$$\varepsilon_n(y) = 1 - e^{-\frac{2 \cdot \sqrt{2} \cdot \text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}}}{3 \cdot b \cdot V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{\frac{1}{R_{\text{дет}}} + \frac{1}{R_{\text{кр}}}}} \left[ \frac{(t_n - y)^3}{4 \cdot \sqrt{t_n}} + \sum_{i=0}^{n-2} t_i^{5/2} \right]}, \quad (4.65)$$

где  $t_i = t_T + i \cdot t$ ;

$t_n = t_T + (n - 1) \cdot t$ ;

$n$  – количество проходов.

Можно полагать, что для каждого элементарного слоя  $dt_T$  существует определенная глубина его внедрения  $H$  в рабочую поверхность круга, при достижении которой образуется полный профиль, т.е. происходит полное удаление металла. Глубина  $H$  может быть определена из зависимости (4.65) при условии  $\varepsilon_n(y) = 0,95$ ;  $t_n - y = H$ :

$$H = \sqrt[3]{4} \cdot \sqrt[6]{t_n} \cdot \sqrt[3]{\frac{1}{A} - \sum_{i=0}^{n-2} t_i^{5/2}}, \quad (4.66)$$

где 
$$\frac{1}{A} = \frac{9 \cdot b \cdot V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{\frac{1}{R_{\text{дет}}} + \frac{1}{R_{\text{кр}}}}}{2 \cdot \sqrt{2} \cdot \text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}}}.$$

Анализ зависимости (4.66) с учетом выражений  $t_i = t_T + i \cdot t$ ,  $t_n = t_T + (n - 1) \cdot t$  показывает на существование экстремума глубины  $H$  от  $t_T$ , т.е. всегда имеется такой элементарный слой  $dt_T$ , полный профиль у которого будет образовываться при максимальном заглублении  $H_{\text{max}}$ , равном максимальной толщине среза. Взяв производную от глубины  $H$  по  $t_T$  и, приравняв ее нулю, получена зависимость для определения экстремального значения  $t_T$ :

$$H^3 = 20 \cdot t_n^{3/2} \cdot \sum_{i=0}^{n-2} t_i^{5/2}. \quad (4.67)$$

Значение  $t_T$ , содержащееся в  $t_n$  и  $t_i$  уравнения (4.67), можно определить лишь численным расчетом, задавая значения  $t$ ,  $H_{\max} = b$  и  $n = b/t$  ( $n$  округляется с избытком до целого числа и принимает значения  $n > 2$ ). Приняв условие  $H_{\max} = b$  в уравнении (4.67), получим значение  $t_T$  элементарного слоя, определяющего предельные соотношения параметров процесса шлифования. Условие  $H_{\max} = b$  исключает контакт металла со связкой и обеспечивает полное использование высоты рельефа рабочей поверхности круга.

После преобразований зависимости (4.66) с учетом экстремального значения  $t_T$  и принимая условие  $H_{\max} = b$ , получена зависимость для определения предельной скорости детали:

$$V_{\text{дет}} = \frac{2 \cdot \sqrt{2} \cdot \text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}}}{9 \cdot b \cdot \sqrt{\frac{1}{R_{\text{дет}}} + \frac{1}{R_{\text{кр}}}}} \cdot \left[ \frac{b^3}{4 \cdot \sqrt{t_n}} + \sum_{i=0}^{n-2} t_i^{5/2} \right]. \quad (4.68)$$

Необходимо отметить, что зависимость (4.68) может быть использована для случая  $t > t^*$ , при котором выполняется равенство (3.67). Для случая  $t < t^*$  следует пользоваться зависимостью, полученной из зависимости (4.68) для условий  $t_n = H = b$  и  $t_T = b - (n - 1) \cdot t$ :

$$V_{\text{дет}} = \frac{2 \cdot \sqrt{2} \cdot \text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}}}{9 \cdot b \cdot \sqrt{\frac{1}{R_{\text{дет}}} + \frac{1}{R_{\text{кр}}}}} \cdot \left[ \frac{b^{5/2}}{4} + \sum_{i=0}^{n-2} t_i^{5/2} \right]. \quad (4.69)$$

На рис. 4.10,а,б графически представлены предельные значения параметров режима шлифования, рассчитанные на основе зависимостей (4.68) и (4.69) с учетом  $S_{\text{пр}} = V_{\text{дет}} \cdot B_1 / 2\pi \cdot R_{\text{дет}}$ , где  $B_1$  – продольная подача, мм/об. Для определения предельной (кинематической) производительности обработки при продольном шлифовании следует воспользоваться зависимостью

$$Q = B_1 \cdot V_{\text{дет}} \cdot t. \quad (4.70)$$

В зависимости (4.70) параметры  $B_1$  и  $t$  являются независимыми переменными, которые могут быть назначены, исходя из технологических соображений. При этом каждому значению  $t$  всегда будет соот-

ветствовать вполне определенное значение  $V_{дет}$ , определяемое из зависимостей (4.68) и (4.69). Из зависимостей (4.68) – (4.70) следует пропорциональное увеличение предельной производительности обработки  $Q$  с увеличением скорости круга  $V_{кр}$ , что подтверждает основную особенность скоростного шлифования. Увеличение  $V_{кр}$  предполагает пропорциональное увеличение  $V_{дет}$ , лишь в этом случае предельная производительность обработки  $Q$  будет увеличиваться. При увеличении  $V_{кр}$  и  $V_{дет} = const$  предельная производительность обработки  $Q$  остается неизменной. На рис. 4.10,в приведены расчетные значения производительности обработки  $Q$  в зависимости от глубины шлифования  $t$ .

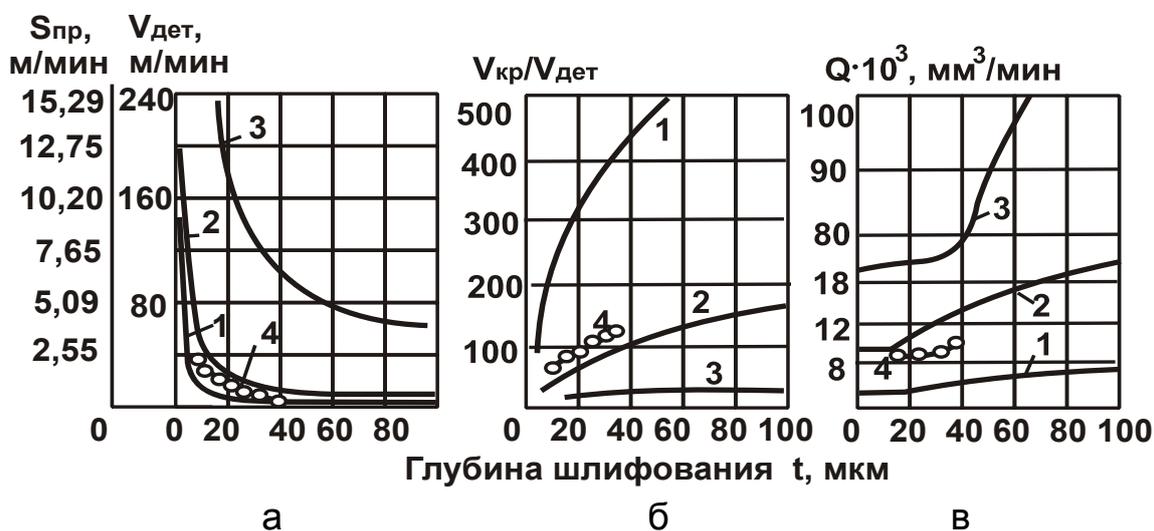


Рис. 4.10. Зависимости изменения предельных значений  $S_{пр}$ ,  $V_{дет}$  (а);  $V_{кр} / V_{дет}$  (б) и предельной производительности обработки (в) от глубины шлифования  $t$ : 1 –  $b = 10$  мкм; 2 –  $b = 20$  мкм; 3 –  $b = 50$  мкм; 4 – по нормативам режимов шлифования;  $\gamma = 45^\circ$ ;  $k = 10^3$  шт./см<sup>2</sup>;  $V_{кр} = 30$  м/с;  $B_1 = 10$  мм;  $R_{дет} = 50$  мм;  $R_{кр} = 100$  мм

Как следует из рис. 4.10,в, с увеличением глубины шлифования  $t$  предельная производительность обработки  $Q$  увеличивается, что подтверждает практические данные о глубинном шлифовании как о высокопроизводительном процессе обработки. Здесь для сравнения представлена экспериментальная зависимость  $Q - t$  (по нормативам режимов шлифования [93]), которая соответствует расчетным значениям примерно при  $b = 20$  мкм.

## 4.5. Закономерности формообразования поверхности детали при круглом продольном шлифовании

Вопросы формообразования поверхностей при круглом продольном шлифовании изучены недостаточно и не имеют законченного математического выражения. Отсутствие зависимостей, связывающих геометрические параметры круга и детали с режимами резания, во многом затрудняет анализ основных кинематических закономерностей круглого продольного шлифования, т.к. ограничиваясь экспериментальными исследованиями, трудно получить исчерпывающую информацию о характере съема металла в зоне резания, истинных параметрах контакта круга с деталью, степени участия зерен в резании и т.д.

В отличие от лезвийной обработки образование поверхности при абразивной обработке происходит в результате наложения множества рисок–царапин от проработавших зерен, и, следовательно, формообразование подчинено законам случайных величин.

Для анализа формирования обработанной поверхности при круглом продольном шлифовании снимаемый припуск представлен в виде пакета цилиндрических оболочек бесконечно малой толщины, полный профиль которых образуется при глубине внедрения  $H$  в рабочую поверхность круга и аналитически описывается зависимостью (4.66).

Последовательность изменения параметра  $H$  для каждой элементарной оболочки определяет характер съема припуска рабочей поверхностью круга, а зависимость (4.66) в этом случае описывает линию полного съема металла в слое зерен. Для определения положения линии полного съема металла, характеризующейся максимальной глубиной внедрения элементарного прямолинейного слоя в рабочую поверхность круга  $H_{\max} = \mu \cdot b$  ( $\mu = 0 \dots 1$  – коэффициент использования высоты рельефа круга), в зависимости (4.66) необходимо знать величину  $1/A$ . Используя алгоритм расчета экстремального значения  $t_{T_{\text{экс}}}$  и приняв  $H_{\max} = b$ , следует выразить (4.66) относительно  $1/A$ :

$$\frac{1}{A} = \frac{b^3}{4 \cdot \sqrt{t_{n_{\text{экс}}}}} + \sum_{i=0}^{n-2} t_{i_{\text{экс}}}^{5/2}, \quad (4.71)$$

где  $t_{n_{\text{экс}}} = t_{T_{\text{экс}}} + (n-1) \cdot t$ ;

$$t_{i_{\text{экс}}} = t_{T_{\text{экс}}} + i \cdot t.$$

После подстановки зависимости (4.71) в (4.66) получена зависимость, описывающая линию полного съема металла (рис. 4.11,а), справедливую для участка I (первой половины угла контакта круга с деталью):

$$H = \sqrt[3]{4} \cdot \sqrt[6]{t_n} \cdot \sqrt[3]{\frac{b^3}{4 \cdot \sqrt{t_{n_{\text{экс}}}}} + \sum_{i=0}^{n-2} t_{i_{\text{экс}}}^{5/2} - \sum_{i=0}^{n-2} t_i^{5/2}}. \quad (4.72)$$

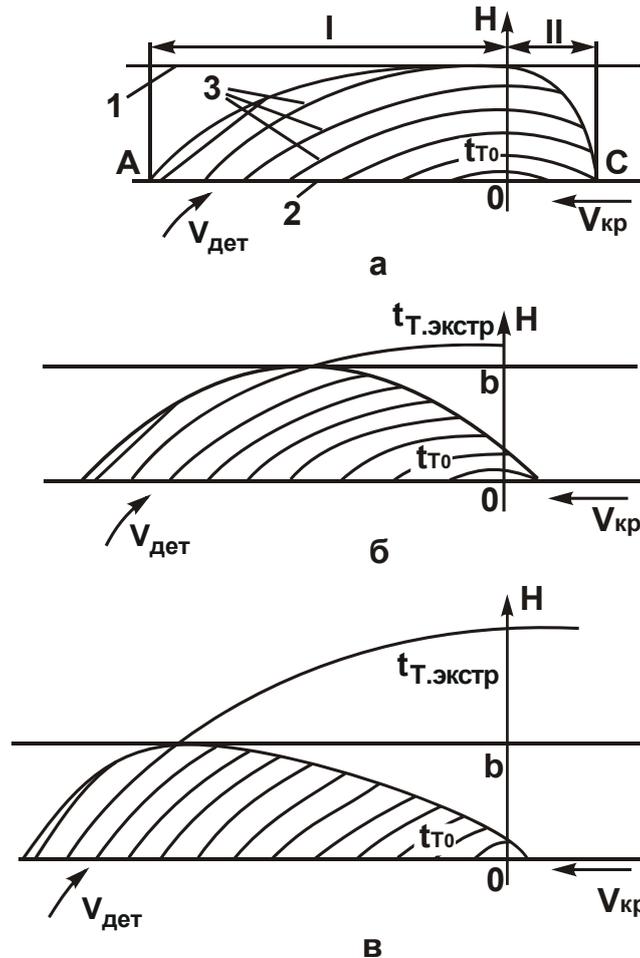


Рис. 4.11. Изменение линии полного съема металла в зависимости от глубины шлифования  $t$ : а –  $t = 10 \mu\text{м}$ ; б –  $t = 30 \mu\text{м}$ ; в –  $t = 50 \mu\text{м}$ ; 1 – уровень связки; 2 – уровень максимально выступающих зерен ( $b = 10 \mu\text{м}$ ); 3 – элементарные слои припуска

Для описания линии полного съема металла на участке II достаточно знать значение  $t_0$  для элементарного слоя, полный профиль которого образуется в момент его выхода из слоя зерен (точка С на рис. 4.11). Вместе с тем, значение  $t_0$  характеризует остаточную шероховатость обработанной поверхности. Величина  $t_0$  определяется

из условий:  $t_{Т_{ВХ}} - t = t_{Т_0}$ ;  $H(t_{Т_{ВХ}}) = 0$ , т.е. глубина  $H$  для искомого элементарного слоя  $t_{Т_0}$  при последующей подаче его на величину  $t$  равна нулю. Подчинив этому условию зависимость (4.72), получено равенство для определения  $t_{Т_{ВХ}}$  и  $t_{Т_0}$ :

$$\sum_{i=0}^{n-2} t_{i_{ВХ}}^{5/2} = \frac{b^3}{4 \cdot \sqrt{t_{n_{ЭКС}}}} + \sum_{i=0}^{n-2} t_{i_{ЭКС}}^{5/2}. \quad (4.73)$$

Установить значение  $t_{Т_0}$  можно численным методом.

С увеличением глубины шлифования  $t$  при условии  $H_{\max} = b$  (рис. 4.11,а,б,в) характер контакта круга с деталью изменяется, экстремальные значения  $t_{Т_{ЭКС}}$  смещаются к периферии детали, а шероховатость обработанной поверхности уменьшается.

Зависимости (4.66), (4.71) – (4.73) получены в самом общем виде и справедливы для всего диапазона изменения глубины шлифования  $t$ . В случае  $t > b$  решение можно упростить, если принять (рис. 4.11,в) в качестве определяющего периферийный элементарный слой  $t_T = t$ . В этом случае относительная полнота профиля, образованная на поверхности элементарного слоя, опишется зависимостью (4.44):

$$\varepsilon(y) = 1 - e^{-\frac{\operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{кр} \cdot \tau}{3 \cdot b \cdot t} (t-y)^3}, \quad (4.74)$$

где 
$$\tau = \frac{\sqrt{2 \cdot t}}{V_{дет} \cdot \sqrt{\frac{1}{R_{дет}} + \frac{1}{R_{кр}}}}.$$

Из условий образования полного профиля на уровне связки  $\varepsilon(y) = 0,95$  и  $t - y = H = b$  получено кинематическое соотношение:

$$H = b = \sqrt[3]{\frac{9 \cdot b \cdot V_{дет} \cdot \sqrt{\frac{1}{R_{дет}} + \frac{1}{R_{кр}}}}{\sqrt{2} \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{кр}}}. \quad (4.75)$$

Аналогично можно получить значения  $H_T$  для всех нижерасположенных слоев  $t_T < t$ :

$$H_T = \sqrt[3]{\frac{9 \cdot b \cdot V_{дет} \cdot \sqrt{\frac{1}{R_{дет}} + \frac{1}{R_{кр}}}}{\sqrt{2} \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{кр}}}. \quad (4.76)$$

С учетом соотношения (4.75) зависимость (4.76) примет вид:

$$H_T = b \cdot \sqrt[6]{\frac{t_T}{t}}. \quad (4.77)$$

Зависимость (4.77) описывает линию полного съема металла в первой половине угла контакта круга с деталью. Для элементарных слоев, расположенных ближе к центру детали, т.е. с уменьшением  $t_T$ , полный профиль образуется ниже уровня связки.

Точка выхода С (рис. 4.11,а) металла из слоя зерен, характеризующая шероховатость поверхности  $t_{T_0}$ , определяется из условия  $t_{T_0} = H_{T_0}$ , в котором

$$H_{T_0} = \sqrt[3]{\frac{9 \cdot b \cdot V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{\frac{1}{R_{\text{дет}}} + \frac{1}{R_{\text{кр}}}}}{2 \cdot \sqrt{2} \cdot \text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}}}}. \quad (4.78)$$

После преобразования зависимости (4.78) имеем:

$$t_{T_0} = b \cdot \sqrt[5]{\frac{b}{16 \cdot t}}. \quad (4.79)$$

Таким образом, шероховатость поверхности  $t_{T_0}$  с увеличением глубины шлифования  $t$  уменьшается, что свидетельствует об эффективности применения глубинного шлифования.

Аналогично можно получить зависимости для любого значения  $\mu$  и, следовательно, установить параметры контакта круга с деталью в зависимости от параметров режима шлифования.

Учитывая вероятностный характер участия зерен в формообразовании при шлифовании, можно определить процент работающих зерен. Для этого рассмотрим закономерности образования полного профиля у периферийного элементарного слоя, как определяющего предельные кинематические соотношения при  $t > b$ . Представим рабочую поверхность круга в виде цилиндрической фрезы, зубья которой образованы зернами, расположенными на участке бесконечно малой ширины  $\Delta x \rightarrow 0$  (рис. 4.12). При взаимном перемещении элементарного слоя (вертикальной проекции слоя) в вертикальном направлении и зубьев фрезы в горизонтальном направлении происходит их периодический контакт. В результате в элементарном слое на уровне  $(b - \Delta y)$  образуется полный профиль  $\varepsilon(y) = 0,95$ . Запас  $\Delta y$  необходим для бес-

препятственного перемещения элементарного слоя до уровня связки до тех пор, пока последующий зуб не переместится на величину  $\Delta x$  и не вступит в контакт. При несоблюдении этого соотношения нарушится процесс стабильного образования профиля, металл будет контактировать со связкой. При периодическом контакте элементарного слоя с зубьями происходит изменение относительной полноты его профиля (вертикальной проекции слоя, рис. 4.12).

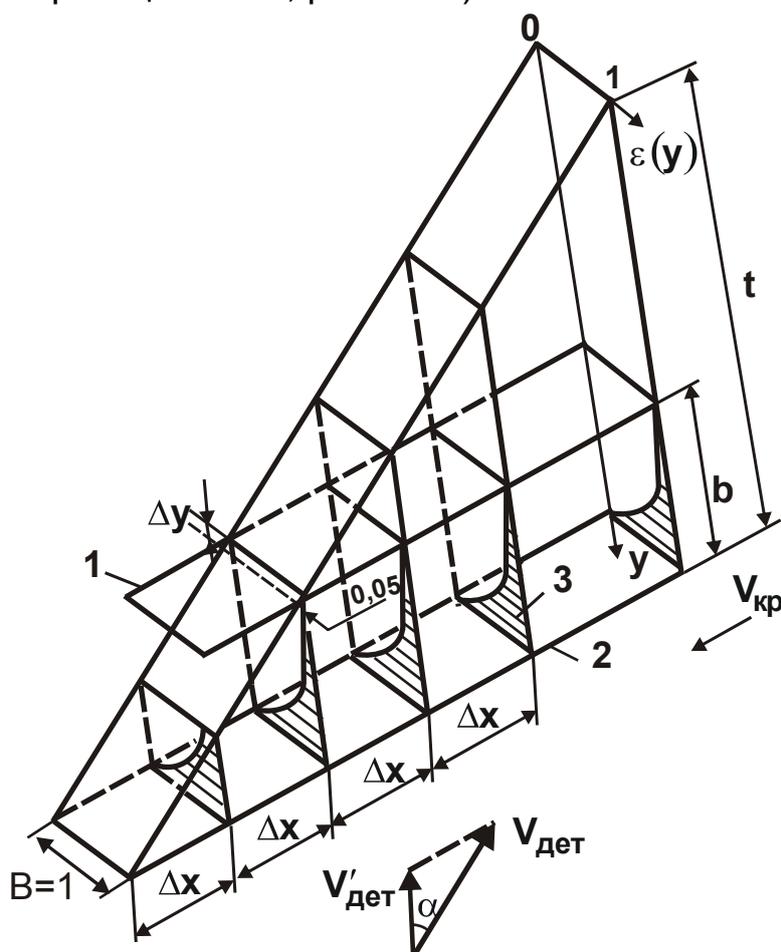


Рис. 4.12. Расчетная схема процента работающих зерен:

- 1 – уровень связки; 2 – уровень максимально выступающих зерен;
- 3 – площадь, соответствующая величине неснятого металла

Учитывая равномерное распределение вершин зерен в зубе по двум направлениям (высоте и ширине зуба), можно предположить равномерное участие каждого зерна в резании. В этом случае вершины зерен элементарного зуба при взаимодействии с металлом равномерно распределяются по площади контакта  $1 \cdot (b - \Delta y)$ , и те зерна, которые попадут в область неснятого металла, будут работающими, остальные участия в резании принимать не будут. Следовательно, количество работающих зерен в плоскости зуба пропорционально за-

штрихованной части площади, соответствующей величине неснятого металла, которая описывается функцией  $\Phi(y)$  в соответствии с зависимостью (4.44):

$$\Phi(y) = 1 - \varepsilon(y) = e^{-\frac{\operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}} \cdot \tau}{3 \cdot b \cdot t} (t-y)^3}. \quad (4.80)$$

Процент работающих зерен  $P$  равен отношению заштрихованной площади  $\int_{b-\Delta y}^x \Phi(y) dy$  ко всей площади  $1 \cdot (b - \Delta y)$ . Приняв  $\Delta x \rightarrow 0$ , получено  $\Delta y \rightarrow 0$ , т.е. полный профиль в пределе образуется на уровне связки. Для удобства интегрирования следует распространить пределы интегрирования от  $-\infty$  до  $t$ , что не внесет существенных погрешностей в результат вычислений:

$$P = \frac{1}{H_{\text{max}}} \cdot \int_{-\infty}^x e^{-\frac{\operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}} \cdot \tau}{3 \cdot b \cdot t} (t-y)^3} \cdot dy. \quad (4.81)$$

Введем новую переменную:

$$u = \sqrt[3]{A} \cdot (t - y), \quad (4.82)$$

где  $A = \frac{\operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}} \cdot \tau}{3 \cdot b \cdot t}$ .

После подстановки ее в зависимость (4.81) имеем:

$$P = \frac{1}{b^3 \cdot A} \cdot \int_0^{\infty} e^{-u^3} \cdot du. \quad (4.83)$$

Полученный интеграл можно вычислить с помощью гамма-функции  $\Gamma\left(\frac{1}{\mu}\right)$ , для рассматриваемого случая  $\mu = 3$  [49]:

$$\int_0^{\infty} e^{-u^3} du = \frac{1}{3} \cdot \Gamma\left(\frac{1}{3}\right) = \Gamma(1,3) = 0,83. \quad (4.84)$$

С учетом зависимости (4.84) и условия  $\tau = \frac{\sqrt{2 \cdot t}}{V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{\frac{1}{R_{\text{дет}}} + \frac{1}{R_{\text{кр}}}}}$  зависимость (4.83) выразится:

$$P = 0,83 \cdot \sqrt{\frac{3 \cdot \sqrt{t} \cdot V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{\frac{1}{R_{\text{дет}}} + \frac{1}{R_{\text{кр}}}}}{\sqrt{2} \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}} \cdot b^2}}. \quad (4.85)$$

Таким образом, в общем виде получена зависимость для определения процента работающих зерен с учетом основных параметров процесса шлифования в случае  $t > b$ .

Используя зависимость (4.23) для определения предельных кинематических соотношений, установлен процент работающих зерен для периферийного элементарного слоя  $P = 45\%$ . Для всех элементарных слоев, расположенных ближе к центру изделия,  $P$  будет уменьшаться, так как уровень образования полного профиля для них ниже уровня связки, определяемого зависимостью (4.77).

Из полученных данных следует, что при полном использовании высоты рельефа круга ( $H_{\max} = b$ ) в резании участвует 45% зерен. При этом предполагается, что все зерна, расположенные на рабочей поверхности круга, имеют благоприятное соотношение  $a_z / \rho$  и производят отделение стружки. Для случая  $H_{\max} < b$  полный профиль образуется ниже уровня связки и поэтому процент работающих зерен будет меньше.

Анализ заштрихованной части площади (рис. 4.12), соответствующей плотности распределения работающих зерен, показывает, что работающие зерна неравномерно распределяются по высоте и 100-процентное участие в резании принимают зерна, имеющие максимальную высоту выступания из связки. Зерна с малой высотой выступания практически в резании не участвуют.

Для определения процента работающих зерен в случае достижения предельной производительности обработки (при полном использовании высоты рельефа круга) следует определить функцию  $\Phi(y)$  с учетом зависимости (4.65).

Расчет процента работающих зерен  $P$  необходимо производить по экстремальному элементарному слою, т.к. именно он имеет максимальную глубину внедрения в рабочую поверхность круга и является определяющим. После интегрирования функции  $\Phi_n(y)$  и несложных преобразований зависимость (4.85) примет вид:

$$P = 0,8 \cdot \sqrt[3]{\frac{3 \cdot V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{\frac{1}{R_{\text{дет}}} + \frac{1}{R_{\text{кр}}}}}{\sqrt{2} \cdot \text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}} \cdot b^2}} \cdot e^{-\frac{\sqrt{2} \cdot 2 \cdot \text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}}}{3 \cdot b \cdot V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{\frac{1}{R_{\text{дет}}} + \frac{1}{R_{\text{кр}}}}} \cdot \sum_{i=0}^{n-2} t_i^{5/2}} \quad (4.86)$$

Для количественной оценки в зависимость (4.86) необходимо ввести предельное значение  $V_{дет}$ , определяемое зависимостью (4.68).

После подстановки зависимости (4.65) в (4.86) получено:

$$P = 0,8 \cdot 3 \sqrt[3]{\frac{1}{6} + \frac{2 \cdot \sqrt{t_n}}{3 \cdot b^3} \cdot \sum_{i=0}^{n-2} t_i^{5/2}} \cdot e^{-\frac{3 \cdot \sum_{i=0}^{n-2} t_i^{5/2}}{\left(\frac{b^3 \cdot t_n + \sum_{i=0}^{n-2} t_i^{5/2}}{4}\right)}}. \quad (4.87)$$

Зависимость (4.87) определяет процент работающих зерен в экстремальном элементарном слое с учетом многократного прохождения им рабочей поверхности круга.

Слагаемые зависимости (4.87), содержащие сумму ряда  $\sum_{i=0}^{n-2} t_i^{5/2}$ ,

характеризуют многопроходность образования полного профиля у элементарного слоя.

Если полный профиль образуется за один проход круга,  $t > b$  (глубинное шлифование), то  $t_{Тэкс} \rightarrow 0$ ;  $\sum_{i=0}^{n-2} t_i^{5/2} \rightarrow 0$  и  $P = 45 \%$ , что соответствует значению, полученному по зависимости (4.85).

Результаты расчетов процента работающих зерен  $P$  для  $b = 10$  мкм приведены в табл. 4.1

Таблица 4.1  
Результаты расчетов процента работающих зерен  $P$

$t$ , мкм	1	5	10	50	100
$P$ , %	6,65	15,25	43,19	45,55	45,64

Из табл. 4.1 следует, что процент работающих зерен  $P$  в зависимости от глубины шлифования  $t$  неодинаков. Так, с уменьшением глубины шлифования  $t$  в пределах  $0 < t < b$  процент работающих зерен  $P$  увеличивается, а в случае  $t > b$  остается практически постоянным. Таким образом, аналитическое описание кинематики формообразования поверхностей при круглом продольном шлифовании позволяет количественно оценить характер распределения работающих зерен по глубине рабочего слоя круга.

## **4.6. Оптимизация алмазного круглого шлифования твердосплавных многолезвийных инструментов на основе приведенной толщины среза**

Многолетняя практика широкого внедрения в промышленности новых прогрессивных шлифовальных инструментов из синтетических сверхтвердых материалов (СТМ) убедительно подтверждает перспективность их применения для подъема инструментального производства на качественно новую ступень. В настоящее время на ряде операций заточки, доводки, хонингования и др. полностью исключена абразивная обработка, что позволило существенно повысить качество обработки твердосплавных многолезвийных инструментов и их работоспособность.

В то же время наиболее массовые операции круглого шлифования твердосплавных и быстрорежущих инструментов (фрез, разверток, зенкеров и др.) выполняются обычными абразивными кругами с низким качеством обработки, улучшить которое не всегда удается последующей алмазной и эльборовою доводкой. Применение на этих операциях кругов из СТМ позволяет обеспечить качество обработки в соответствии с требованиями стандартов, однако низкая работоспособность кругов, обусловленная главным образом спецификой ударно-циклического воздействия многолезвийного инструмента на режущий рельеф круга, делает в ряде случаев экономически неэффективным внедрение прогрессивных методов шлифования.

Проведенные исследования физической сущности динамического состояния технологической системы в момент удара показали, что существуют значительные резервы повышения эффективности круглого алмазного шлифования изделий с прерывистыми поверхностями (многолезвийных режущих инструментов), которые наиболее полно реализуются при правильном управлении интенсивностью ударного взаимодействия круга с обрабатываемыми ножами инструмента. Суть такого управления заключается в соблюдении определенных кинематических соотношений параметров режима шлифования, обеспечивающих полный съем металла и, следовательно, диссипацию кинетической энергии на заданном оптимальном уровне заглубления в рабочую поверхность круга, не доходя до связки. Значение этого уровня, как показали аналитические и экспериментальные исследования, соответ-

ствуется допустимой (прочностной) толщине среза, которая определяется из условия минимума удельного расхода алмаза.

Аналитически установлено, что добиться полного съема подвдимого в зону резания металла на уровне допустимой (прочностной) толщины среза можно различными сочетаниями параметров режима шлифования, и поэтому основная задача управления состоит в обоснованном выборе из всего многообразия сочетаний оптимального, позволяющего достичь и превысить производительность существующего абразивного шлифования при требуемом качестве обработки и приемлемом расходе алмаза.

Наиболее полно и достоверно поставленная задача решается на основе аналитической оптимизации процесса шлифования с ограниченным привлечением экспериментальных исследований, необходимых в основном для определения ряда физических характеристик процесса, не поддающихся расчету. Целесообразность такого подхода подтверждается многочисленными исследованиями Ящерицына П.И. [159], Королева А.В. [50], Федосеева О.Б. [130], Новоселова Ю.К. [91] и др., которыми доказано, что процесс шлифования, несмотря на вероятностное участие зерен в резании и их беспорядочное расположение на рабочей поверхности круга, подчиняется строгим математическим закономерностям и с достаточной для практики точностью может быть описан методами теории случайных событий.

Для установления взаимосвязи кинематических, геометрических и технологических параметров с допустимой (прочностной) толщиной среза разработана новая математическая модель круглого продольного шлифования, учитывающая разновысотное расположение зерен на рабочей поверхности круга и их вероятностное участие в резании. В расчетной схеме снимаемый припуск представлен пакетом элементарных цилиндрических оболочек, которые под разными углами входят в рабочий слой круга (рис. 4.8). По мере перемещения оболочек в рабочем слое круга на их поверхностях в результате наложения и перекрытия единичных срезов от проработавших зерен образуется профиль, описываемый вероятностной функцией  $\varepsilon(y)$  – относительной кинематической полнотой профиля (рис. 4.9) – в соответствии с зависимостью (4.65).

Для аналитического описания границы завершения диспергирования режущими зернами металла в рабочую поверхность круга введено понятие линии полного съема металла, которая характеризует

распределение уровней образования полного профиля  $\varepsilon(y)=0,95$  на каждой цилиндрической оболочке (рис. 4.13). По аналогии с лезвийной обработкой линия полного съема металла описывает сложную поверхность резания при шлифовании и выражается уравнением:

$$H_{\max} = \sqrt[3]{2} \cdot \sqrt[6]{t_{nT}} \cdot \sqrt[3]{\frac{1}{A} - \sum_{i=0}^{n-2} t_{iT}^{5/2}}, \quad (4.88)$$

где 
$$\frac{1}{A} = \frac{9 \cdot b \cdot V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{\frac{1}{R_{\text{дет}}} + \frac{1}{R_{\text{кр}}}}}{\sqrt{2} \cdot \text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}}}.$$

Из рис. 4.13 и уравнения (4.88) следует, что кинематические закономерности съема металла при шлифовании вполне однозначно описываются двумя параметрами – глубиной шлифования  $t$  и максимальной глубиной внедрения металла в рабочую поверхность круга  $H_{\max}$ , определяемой выражением (4.88), где  $t_{nT}$  устанавливается из равенства:

$$\left( \frac{1}{A} - \sum_{i=0}^{n-2} t_{iT}^{5/2} \right) = 5 \cdot t_{nT} \cdot \sum_{i=0}^{n-2} t_{iT}^{5/2}. \quad (4.89)$$

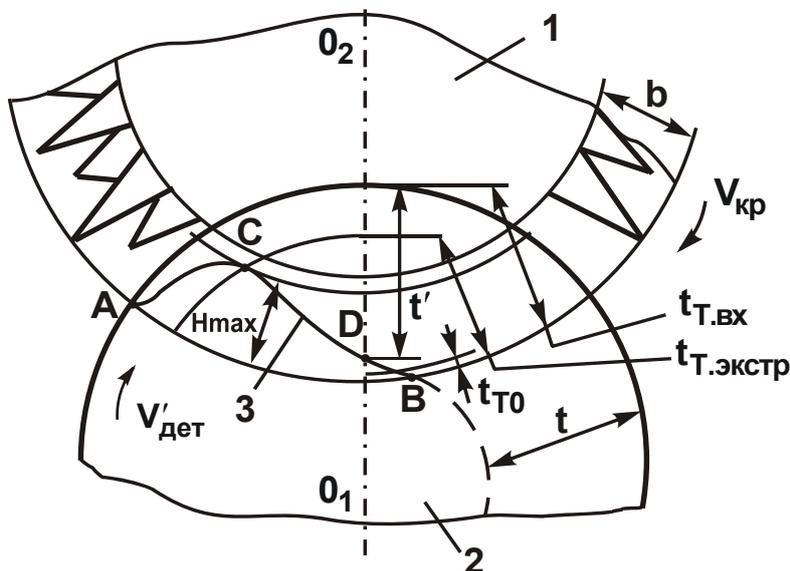


Рис. 4.13. Расчетная схема параметров шлифования:  
1 – круг; 2 – деталь; 3 – линия полного съема металла

В условиях глубинного шлифования, когда формообразование поверхности детали происходит за один проход круга, зависимость (4.88) упрощается:

$$H_{\max} = \sqrt[3]{\frac{9 \cdot \sqrt{2} \cdot b \cdot V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{\frac{1}{R_{\text{дет}}} + \frac{1}{R_{\text{кр}}}}}{\text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}}} \cdot \sqrt[6]{t \cdot \frac{B_1}{B}}, \quad (4.90)$$

где  $B$  – ширина круга, мм;

$B_1$  – продольная подача, мм/об.

Максимальная высота микронеровностей обработанной поверхности на рис. 4.13 соответствует величине  $t_{T0}$  и определяется выражением:

$$t_{T0} = H_{\max} \cdot \sqrt[5]{\frac{H_{\max}}{4t} \cdot \frac{B}{B_1}} = \sqrt[5]{\frac{18 \cdot 10^4 \cdot \pi \cdot \bar{X}^6 \cdot V_{\text{дет}}^2 \cdot B \cdot \left(\frac{1}{R_{\text{дет}}} + \frac{1}{R_{\text{кр}}}\right)}{\text{tg}^2 \gamma \cdot m^2 \cdot V_{\text{кр}}^2 \cdot B_1}}, \quad (4.91)$$

где  $\bar{X}$  – зернистость круга, мкм;

$m$  – концентрация круга, %.

Достоверность аналитических зависимостей оценивалась экспериментально параметром шероховатости поверхности  $R_a \approx 0,2 \cdot t_{T0}$ . В табл. 4.2 приведены экспериментальные и рассчитанные по формуле (4.91) значения параметра шероховатости поверхности  $R_a$ , которые показывают достаточно высокую степень сходимости результатов. Исходные данные: алмазный круг 1А1 300×25×5 АС6 250/200 М1-01 4; обрабатываемый материал – твердый сплав ВК8;  $R_{\text{дет}} = 100$  мм;  $\bar{X} = 200$  мкм;  $m = 100$ ;  $\text{tg} \gamma = 1$ ;  $V_{\text{кр}} = 30$  м/с;  $B_1 = 20$  мм/об.;  $t = 0,1$  мм/ход.

Таблица 4.2

Экспериментальные и расчетные значения параметра шероховатости поверхности  $R_a$

$V_{\text{дет}}$ , м/мин	1	3	4	6
$R_a^{\text{экс}}$ , мкм	1,1	1,65	2,05	2,17
$R_a^{\text{рас}}$ , мкм	1,36	2,11	2,36	2,78

Наблюдаемое расхождение экспериментальных и расчетных значений (приблизительно 30 %) обусловлено главным образом принятой упрощенной конусообразной формой режущих зерен. При экранировании таких зерен на поверхность цилиндрической оболочки припуска образуется менее плотный профиль по сравнению с реально

существующим. Однако, несмотря на имеющиеся расхождения, полученные аналитические решения следует считать достоверными, в необходимой степени отражающими сложный характер формообразования поверхностей при шлифовании даже без учета разнообразной геометрической формы и ориентации алмазных зерен в связке, физических закономерностей образования стружек и тепловых явлений, износа круга и др. факторов. Полученные результаты довольно убедительно свидетельствуют о преобладании кинематического фактора в процессе алмазного шлифования твердосплавных многолезвийных режущих инструментов.

Пользуясь приведенными зависимостями (4.90) и (4.91), можно провести оптимизацию шлифования при условии  $H_{\max} = \text{const}$  по производительности обработки, шероховатости обработанной поверхности и удельному расходу алмаза.

Производительность обработки при круглом продольном шлифовании определяется зависимостью:

$$Q = B_1 \cdot V_{\text{дет}} \cdot t. \quad (4.92)$$

Разрешим зависимость (4.90) относительно  $V_{\text{дет}}$  и подставим полученное выражение в зависимость (4.92):

$$Q = \frac{\text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}} \cdot H_{\max}^3 \cdot \sqrt{B_1 \cdot B \cdot t}}{9 \cdot \sqrt{2} \cdot b \cdot \sqrt{\frac{1}{R_{\text{дет}}} + \frac{1}{R_{\text{кр}}}}}. \quad (4.93)$$

На рис. 4.14 приведены расчетные значения производительности обработки  $Q$  и параметра шероховатости поверхности  $R_{\max} = t_{T0}$ , полученные при условии  $b = \text{const}$ . Как следует из зависимости (4.93) и рис. 4.14, а, с увеличением глубины шлифования  $t$  производительность обработки  $Q$  увеличивается, что свидетельствует о преимуществе глубинного шлифования по сравнению с многопроходным шлифованием. Такая закономерность обусловлена тем, что с увеличением глубины шлифования  $t$  при условии  $H_{\max} = \text{const}$  скорость детали  $V_{\text{дет}}$  уменьшается менее интенсивно по сравнению с увеличением глубины шлифования  $t$  в зависимости (4.92).

Влияние параметра  $B_1$  на производительность обработки  $Q$  необходимо рассматривать двояко. С одной стороны параметр  $B_1$  определяет ширину полосы металла, срезаемой кругом за один обо-

рот изделия, с другой стороны, параметр  $V_1$  приводит к изменению скорости детали  $V_{дет}$ , которая обеспечивает полный съем металла рабочей поверхностью круга на фиксированном уровне  $H_{max}$ . Влияние первого фактора преобладающее, и производительность обработки  $Q$  увеличивается с увеличением  $V_1$ , что позволяет считать глубинное шлифование с продольной подачей  $V_1$ , близкой к ширине круга, и небольшой скоростью изделия, наиболее производительным. При таком шлифовании, как следует из зависимости (4.91), при условии  $H_{max} = const$  параметр шероховатости  $t_{T0}$  принимает наименьшее значение (рис. 4.14,б).

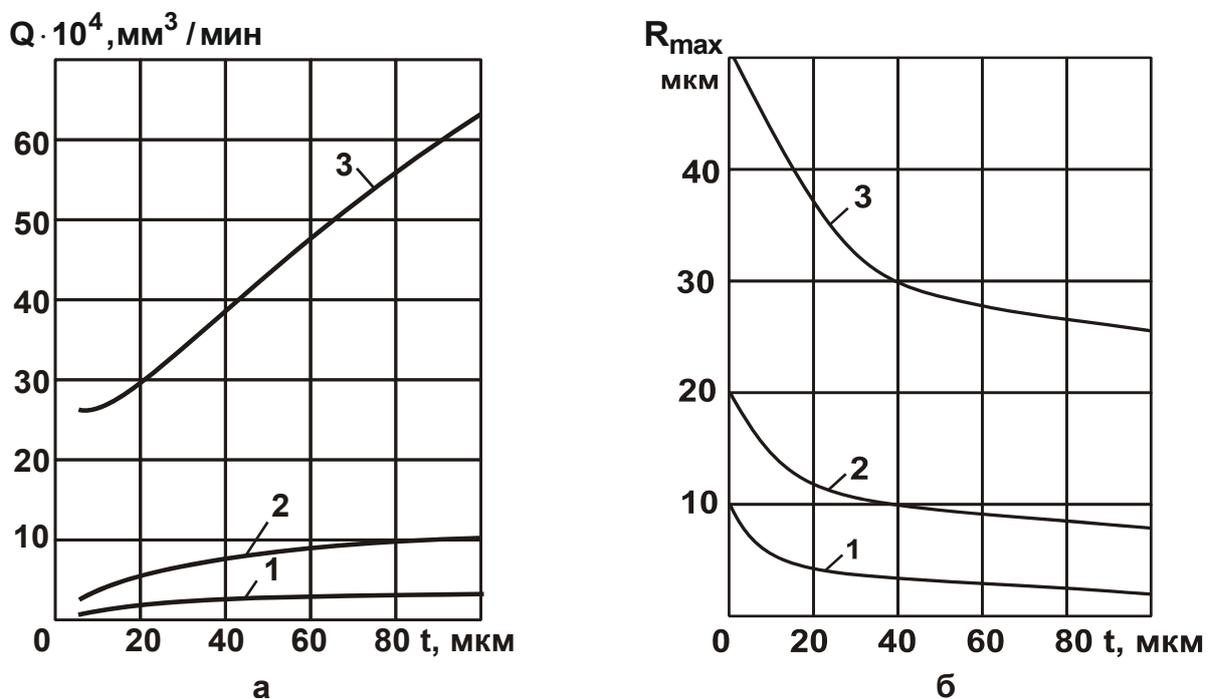


Рис. 4.14. Зависимости  $Q$  и  $R_{max} = t_{T0}$  от глубины шлифования  $t$  при условии  $b = const$ :  $\gamma = 45^0$ ;  $k = 1\ 000$  шт./мм<sup>2</sup>;  $R_{дет} = 50$  мм;  $R_{кр} = 100$  мм;  $V_{кр} = 30$  м/с; 1 –  $b = 10$  мкм; 2 –  $b = 20$  мкм; 3 –  $b = 50$  мкм

Для оптимизации шлифования по износостойкости алмазного круга удельный расход алмаза описан эквивалентной функцией  $\lambda$ :

$$\lambda = \frac{H_{max} \cdot l^{1/p}}{g_{объем}}, \quad (4.94)$$

в которой линейный износ круга представлен произведением величины  $H_{max}$ , характеризующей силовую нагруженность зерен, и степенной

зависимости от суммарной длины пути зерна в металле  $l^{1/p}$  ( $p$  – целое число) – определяющей изменение скорости линейного износа круга во времени. Объем снятого металла определяется зависимостью  $Q_{\text{объем}} = B_1 \cdot V_{\text{дет}} \cdot t \cdot \tau$ , в которой время шлифования  $\tau$  выражается:

$$\tau = \frac{2\pi \cdot R_2 \cdot l \cdot \sqrt{\frac{1}{R_{\text{дет}}} + \frac{1}{R_{\text{кр}}}}}{V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{2t}}. \quad (4.95)$$

После подстановки зависимостей (4.90) и (4.95) в (4.94), функция  $\lambda$  принимает вид:

$$\lambda = \sqrt[3]{\frac{9 \cdot b \cdot V_{\text{дет}}}{\text{tg } \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}}}} \cdot \sqrt[6]{2t \cdot \frac{B_1}{B} \cdot \left(\frac{1}{R_{\text{дет}}} + \frac{1}{R_{\text{кр}}}\right)} \times \frac{1}{B_1 \cdot \pi \cdot R_{\text{кр}} \cdot l^{1-1/p} \cdot \sqrt{2t \cdot \left(\frac{1}{R_{\text{дет}}} + \frac{1}{R_{\text{кр}}}\right)}}. \quad (4.96)$$

Анализ зависимости (4.96) показывает, что с увеличением  $V_{\text{дет}}$  удельный расход алмаза непрерывно увеличивается, а с увеличением  $V_{\text{кр}}$ , наоборот, уменьшается. Увеличение  $B_1$  и  $t$  вызывает снижение  $\lambda$ , что обусловлено менее интенсивным ростом  $H_{\text{max}}$  в зависимость (4.94). Однако после достижения  $B_1$  и  $t$  определенных значений, соответствующих достижению  $H_{\text{max}}^{\text{доп}}$ , вследствие ограниченной прочности зерна и его удержания в связке, линейный износ интенсивно увеличивается и вызывает увеличение  $\lambda$ . Аналитические закономерности подтверждены экспериментально (рис. 4.15,а). Этим показано, что для алмазного круга существует допустимая (прочностная) толщина среза  $H_{\text{max}}^{\text{доп}}$ , при достижении которой удельный расход алмаза принимает минимальное значение:

$$\lambda_{\text{min}} = \frac{9 \cdot V_{\text{дет}}}{\pi \cdot R_{\text{дет}} \cdot R_{\text{кр}} \cdot l^{1-1/p} \cdot \text{tg } \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}} \cdot H_{\text{max}}^2}. \quad (4.97)$$

При условии  $t = \text{const}$  минимум функции удельного расхода алмаза определится:

$$\lambda_{\text{min}} = \frac{162 \cdot V_{\text{дет}} \cdot \left(\frac{1}{R_{\text{дет}}} + \frac{1}{R_{\text{кр}}}\right)}{\text{tg}^2 \gamma \cdot k^2 \cdot V_{\text{кр}}^2 \cdot B_1 \cdot H_{\text{max}}^5}. \quad (4.98)$$

Как следует из зависимостей (4.97) и (4.98), наиболее экономически эффективной схемой обработки является глубинное шлифование с небольшой скоростью детали и продольной подачей, близкой к ширине круга.

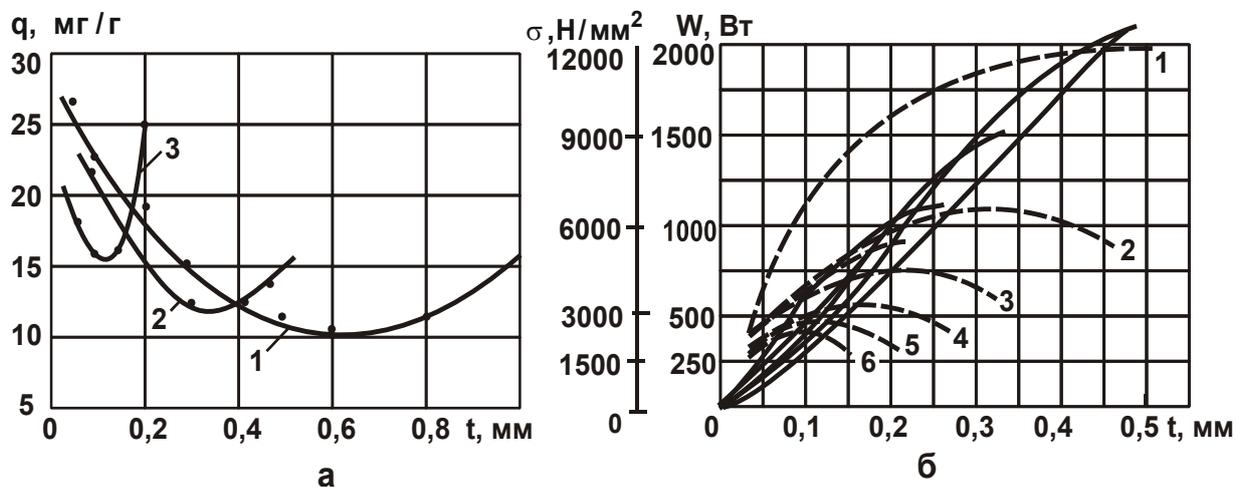


Рис. 4.15. Зависимости относительного расхода алмаза  $q$  (а), условного напряжения резания  $\sigma$  (---) и мощности шлифования  $W$  (—) (б) от глубины шлифования  $t$ : обрабатываемый материал – твердый сплав ВК15; алмазный круг 1А1 300×25×5 АС6 250/200 М1-01 4;  $V_{кр} = 35$  м/с;

$V_1 = 22,5$  мм/об.; СОТС – 3 %-й раствор  $\text{NaNO}_3$ ;

а) 1 –  $V_{дет} = 1$  м/мин; 2 –  $V_{дет} = 2$  м/мин; 3 –  $V_{дет} = 6$  м/мин;

б) 1 –  $V_{дет} = 1$  м/мин; 2 –  $V_{дет} = 2$  м/мин; 3 –  $V_{дет} = 3$  м/мин;

4 –  $V_{дет} = 4$  м/мин; 5 –  $V_{дет} = 5$  м/мин; 6 –  $V_{дет} = 6$  м/мин

В табл. 4.3 приведены расчетно-экспериментальные значения допустимой (прочностной) толщины среза  $H_{max}^{доп}$  для различных значений скорости детали  $V_{дет}$ , полученные с учетом в зависимости (4.90) поправочного коэффициента  $\zeta = 0,6$ .

Таблица 4.3

Расчетно-экспериментальные значения допустимой (прочностной) толщины среза  $H_{max}^{доп}$

$V_{дет}$ , м/мин	1	4	6
$H_{max}^{доп}$ , мкм	13,2	16,6	18

Как видно, полученные значения  $H_{\max}^{\text{доп}}$  превышают предельные (разрушающие) толщины срезов при микрорезании единичным зерном, которые по данным литературных источников изменяются в пределах от 0,4 до 2 мкм. Такое отличие объясняется тем, что в силу вероятностного участия зерен в резании и образования неполных срезов, режущие зерна в процессе шлифования кинематически менее нагружены по сравнению с условиями микрорезания единичным зерном. Поэтому значения  $H_{\max}^{\text{доп}}$  больше предельных толщин среза при микрорезании единичным зерном. Увеличению  $H_{\max}^{\text{доп}}$  при шлифовании по отношению к микрорезанию единичным зерном способствует также более высокий градиент температуры, снижающий условное напряжение резания.

Как следует из табл. 4.3, значения  $H_{\max}^{\text{доп}}$  с увеличением скорости детали  $V_{\text{дет}}$  несколько увеличиваются, что является результатом снижения условного напряжения резания  $\sigma = W/Q$  (рис. 4.15,б), где  $W$  – мощность шлифования, Вт.

Аппроксимация зависимости  $H_{\max}^{\text{доп}} - t$  выражением вида  $H_{\max}^{\text{доп}} = a_0 + b_0 \cdot t$  и подстановкой его в зависимость (4.90) позволяет расчетным путем определить бесконечное множество оптимальных сочетаний параметров режима резания, соответствующих минимуму удельного расхода алмаза.

Таким образом, при проектировании оптимальных высокопроизводительных процессов алмазного шлифования, создании расчетных нормативов режимов шлифования необходимо располагать банком данных по допустимым (прочностным) толщинам среза для всех обрабатываемых материалов, характеристик алмазных кругов, смазочно-охлаждающей технологической среды (СОТС), которые определяются по двум значениям минимума удельного расхода алмаза. Зная эти величины, по соответствующим формулам рассчитываются оптимальные параметры режима шлифования.

В табл. 4.4 приведены расчетные значения оптимальных параметров шлифования: скорости детали  $V_{\text{дет}}$ , удельной производительности обработки  $Q/V$ , относительного удельного расхода алмаза  $\xi \cdot \lambda_{\min}$  и шероховатости обработанной поверхности  $R_a$ , полученные для алмазного круга 1А1 300×25×5 АС6 250/200 М1-01 4 и обрабаты-

ваемого материала – твердого сплава Т15К10 ( $V_{кр} = 35$  м/с;  $R_{дет} = 80$  мм;  $\bar{X} = 200$  мкм;  $m = 100$ ) [77].

Условные обозначения в табл. 4.4:

$V_{дет}, \text{ м/мин}$	$Q/B, \text{ мм}^2/\text{мин}$
$\xi \cdot \lambda_{min}$	$R_a, \text{ мкм}$

Таблица 4.4

Расчетные значения оптимальных параметров шлифования

t, мкм	$B_1/B$									
	0,1		0,2		0,3		0,5		1,0	
20	48,9	97,8	34,5	138	28,1	168,6	21,8	218	15,4	308
	8,8	4,65	6,2	3,7	5	3,4	3,9	3	2,77	2,68
30	39,2	117,6	27,7	166,2	22,6	203,4	17,6	264	12,4	372
	7	4	4,95	3,56	4	3,28	3,15	2,96	2,22	2,58
50	29,4	147	20,9	209	17	255	13,2	330	9,4	470
	5,27	3,64	3,75	3,97	3	2,92	2,36	2,64	1,68	2,3
100	19,2	192	13,5	270	11	330	8,6	430	6	600
	4,35	3	3	2,67	2,5	2,45	1,94	2,23	1,36	1,99
200	11,6	232	3,2	328	6,7	402	5,2	520	3,7	740
	3,44	2,5	2,4	2,18	2	2	1,54	1,82	1,1	1,58
300	7,9	237	5,6	336	4,6	414	3,6	540	2,5	750
	3,32	2,15	2,35	1,87	1,93	1,73	1,5	1,56	1,05	1,36
500	4,2	210	3	300	2,4	360	1,9	475	1,3	650
	3,2	1,66	2,3	1,44	1,84	1,33	1,45	1,2	1	1,05

Как следует из табл. 3.4, наиболее эффективно осуществлять шлифование с глубиной шлифования  $t = 0,2 - 0,3$  мм/ход. Дальнейшее увеличение глубины шлифования  $t$  приводит к значительному уменьшению  $N_{max}^{доп}$ , что снижает производительность обработки [63].

Выполненная оптимизация шлифования на основе допустимой (прочностной) толщины среза позволила разработать новый высокопроизводительный конкурентоспособный процесс алмазного шлифования твердосплавных многолезвийных инструментов, позволивший

при допустимом износе алмаза и требуемом качестве обработки более чем в 2 раза повысить производительность абразивного шлифования. Процесс протекает в виброустойчивом режиме. Припуск снимается за один проход круга. Электрофизическими методами правки удаляются продукты засаливания круга и постоянно поддерживается его высокая режущая способность.

#### **4.7. Кинетика образования режущего рельефа алмазного круга в процессе шлифования**

Многочисленными исследованиями [11; 17; 55; 71; 100; 128; 131] износа круга, работающего в режиме самозатачивания, установлено, что в процессе шлифования после определенного времени приработки на его поверхности образуется устойчивый режущий рельеф, который в дальнейшем независимо от линейного износа круга остается практически неизменным и определяет интенсивность съема металла. Значительное влияние на формирование рельефа круга оказывают режим шлифования, характеристики круга и обрабатываемый металл, которые обуславливают различное соотношение между силовой нагруженностью зерен и их прочностными свойствами, степенью износа зерен и их выступанием над связкой.

Как показывает практика применения алмазного шлифования, для каждой взаимодействующей пары "круг – обрабатываемый материал" всегда имеется оптимальный режущий рельеф круга, шлифование которым обеспечивает наилучшее сочетание технологических показателей обработки. Однако задача его определения решена далеко не полностью, что связано в основном с отсутствием аналитического решения, позволяющего установить общую закономерность износа круга в режиме самозатачивания. Обычно для обоснования механизма износа круга и образования устойчивого рельефа рассматривают износ единичного зерна без учета совместной (вероятностной) работы остальных зерен и распределения действующих на них сил резания. Кроме того, не учитывается износ зерна до его объемного разрушения или выпадения из связки, хотя в действительности ресурс зерна определяется именно периодом истирания и поверхностного микроскалывания. Изучить эти вопросы с помощью методов теории упругости, теории пластичности, теории разрушения и т.д. невозможно в силу

сложности аналитического описания контактных процессов шлифования. Гораздо проще получить принципиальные кинетические решения, принимая в расчетах установленную определенным образом зависимость "объем разрушенной части зерна – сила резания".

В настоящем параграфе предложена математическая модель образования установившегося режущего рельефа круга с учетом вероятности работы и износа всех зерен круга, что позволило вскрыть ряд физических особенностей в механизме износа круга и правильно подойти к оценке его износостойкости [77].

Предположим, в начале шлифования рабочая поверхность вновь заправленного круга характеризуется равномерным законом распределения вершин зерен над связкой  $f(y_i) = 1/b$  (рис. 4.16); зерна имеют форму конуса с углом при вершине  $2\gamma$ ; поверхностная концентрация зерен равна  $k$ . В процессе шлифования режущие зерна изнашиваются, выступание их над связкой уменьшается, и исходный равномерный закон распределения вершин зерен над связкой круга трансформируется в нормальный закон. Форма изношенных зерен может быть представлена усеченным конусом, площадь верхнего основания которого зависит от величины нагрузки, действующей на зерно. По мере износа зерен, в результате образования более сглаженного рельефа, толщина среза во времени уменьшается, а площадь среза и нагрузки на зерно увеличиваются. При достижении предельной нагрузки на максимально выступающем зерне произойдет его объемное разрушение или выпадение из связки, что приведет к подключению в резание нового нижерасположенного зерна.

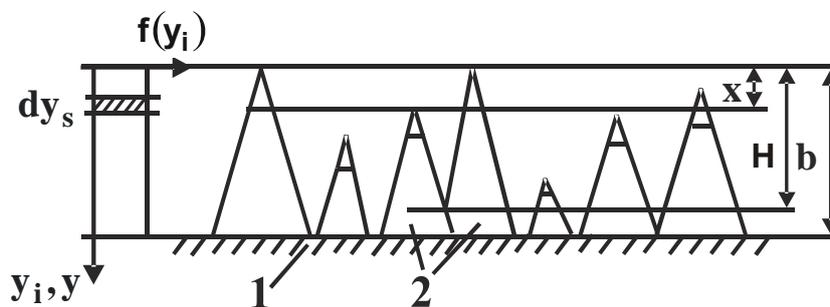


Рис. 4.16. Расчетная схема относительной полноты профиля:  
1 – связка круга: 2 – алмазные зерна

Через определенное число касаний круга с деталью произойдет разрушение следующего наиболее выступающего зерна и подключе-

ние в резание нового, ниже расположенного, зерна, т.е. количество разрушенных или выпавших зерен будет постоянно компенсироваться новыми зернами, а износ круга подчиняться равномерному закону.

Для аналитического описания стабилизации режущего рельефа круга следует установить степень износа максимально выступающего зерна от истирания и поверхностного микроскалывания до момента достижения на нем предельной нагрузки и его объемного разрушения. Поэтому износ круга в работе исследован на примере врезного шлифования прямоугольного образца, движущегося с постоянной скоростью в радиальном направлении к рабочей поверхности круга. Для этого выделен слой зерен  $dn$ , имеющих высоту выступания над связкой  $(y - y_s)$  (рис. 4.16), и рассмотрено образование профиля от их наложения на плоскость образца, совпадающую с диаметральной плоскостью круга. При взаимном горизонтальном движении  $dn$  зерен и радиальном движении образца на его поверхности будут образовываться срезы различной толщины, подчиняющиеся равномерному закону распределения. Относительная полнота профиля элементарного среза по аналогии с зависимостью (4.2) опишется:

$$\varepsilon_i(y) = \frac{dn \cdot [a_s + 2tg\gamma \cdot (y - y_i)]}{B}, \quad (4.99)$$

где  $a_s$  – длина верхнего основания трапеции;

$B$  – ширина круга;

$$dn = n \cdot \frac{1}{b} \cdot dy_i.$$

Суммарный профиль от таких срезов получен вероятностным суммированием, для чего осуществлен переход от вероятностной функции  $\varepsilon_i(y)$  к противоположной вероятностной функции  $\Phi_i(y) = 1 - \varepsilon_i(y)$  с использованием теоремы умножения независимых случайных величин:

$$\Phi(y) = \prod_{i=1}^{\infty} \Phi_i(y) = e^{-\frac{dn}{B} \cdot [a_s \cdot (y - y_a) + tg\gamma \cdot (y - y_a)^2]}. \quad (4.100)$$

Относительную полноту профиля от всех зерен, участвующих в резании, можно получить умножением функции  $\Phi(y)$  от всех элементарных слоев зерен. Для этого величина  $a_s$  представлена зависимостью  $a_s = 2tg\gamma \cdot (y_a - y_s)$ , в которой выражение  $(y_a - y_s)$  заменено вы-

ражением  $\eta \cdot (y - y_s)$ , где  $\eta = x/H$  – безразмерный коэффициент, определяющий степень затупления зерна и изменяющийся в пределах  $0 \dots 1$  (для острозаточенного зерна  $\eta = 0$ , для затупленного зерна  $\eta \rightarrow 1$ );  $x$  – величина линейного износа зерна, м;  $H$  – максимальная условная глубина внедрения зерна в обрабатываемый материал, отсчитывается от вершины исходного неизношенного максимально выступающего над уровнем связки зерна, м. По сути, безразмерный коэффициент  $\eta$  определяет степень затупления (износа) зерна до его объемного разрушения.

В расчетной схеме принимается, что линейный износ зерна пропорционален толщине среза:

$$\Phi_{\text{общ}} = e \frac{n \cdot \text{tg} \gamma \cdot (1 - \eta^2) \cdot y^3}{b \cdot B \cdot 3}. \quad (4.101)$$

Общее число зерен  $n$ , участвующих в резании при движении образца в слое зерен высотой  $b$ , равно:

$$n = k \cdot B \cdot V_{\text{кр}} \cdot \frac{b}{V_{\text{дет}}}. \quad (4.102)$$

Максимальная глубина внедрения образца в рабочую поверхность круга, при которой на его плоскости образуется полный профиль, т.е. происходит полный съем металла, определена из условия  $\varepsilon(H) = 0,95$ :

$$H = \sqrt[3]{\frac{9 \cdot b \cdot V_{\text{дет}}}{\text{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}} \cdot (1 - \eta^2)}}. \quad (4.103)$$

Для определения безразмерного коэффициента  $\eta$  принято, что линейный износ круга в основном происходит от объемного разрушения зерен при действии на них предельной (разрушающей) нагрузки. Выпадение зерен из связки, в силу высокой прочности их удержания, первоначально в расчетах не рассматривается. Предельная нагрузка принята пропорциональной площади среза  $S_{\text{пред}}$ , которая в зависимости от максимальной толщины среза  $H_{\text{max}} = (1 - \eta^2) \cdot H$  и безразмерного коэффициента  $\eta$  может располагаться на различном удалении от вершины исходного конусообразного зерна (рис. 4.16):

$$S_{\text{пред}} = \text{tg} \gamma \cdot H^2 \cdot (1 - \eta^2). \quad (4.104)$$

Решая совместно зависимости (4.103) и (4.104), имеем:

$$\eta = \sqrt{1 - \frac{k^2 \cdot V_{кр}^2 \cdot S_{пред}^3}{81 \cdot \text{tg} \gamma \cdot b^2 \cdot V_{дет}^2}} \quad (4.105)$$

Как следует из зависимости (4.105), с увеличением скорости детали  $V_{дет}$  (что соответствует повышению производительности шлифования) безразмерный коэффициент  $\eta$  увеличивается, и стабилизация режущего рельефа круга происходит на большем удалении от вершины исходного максимально выступающего зерна, т.е. прежде, чем зерно объемно разрушится, оно претерпевает значительный износ от истирания и микроскалывания кромок. Выступление таких зерен над связкой уменьшится, радиусы округления при вершинах увеличатся, и режущий рельеф круга станет более сглаженным. Полученный результат обусловлен тем, что с увеличением скорости детали  $V_{дет}$  предельная площадь среза, соответствующая разрушающей нагрузке, расположена на большем удалении от вершины исходного зерна:

$$H = \frac{9 \cdot b \cdot V_{дет}}{k \cdot V_{кр} \cdot S_{пред}} \quad (4.106)$$

Увеличение  $S_{пред}$ , т.е. собственно прочности зерна, при одном режиме шлифования, как следует из зависимости (4.106), уменьшает линейный износ зерна до момента его объемного разрушения. На рабочей поверхности круга образуется более развитый рельеф. Линейный износ зерна до разрушения ( $x$ ) и максимальная толщина среза  $H_{max}$  определяются зависимостями:

$$x = \eta \cdot H = \sqrt{1 - \frac{k^2 \cdot V_{кр}^2 \cdot S_{пред}^3}{81 \cdot \text{tg} \gamma \cdot b^2 \cdot V_{дет}^2}} \cdot \frac{9 \cdot b \cdot V_{дет}}{k \cdot V_{кр} \cdot S_{пред}}; \quad (4.107)$$

$$H_{max} = (1 - \eta) \cdot H = \left(1 - \sqrt{1 - \frac{k^2 \cdot V_{кр}^2 \cdot S_{пред}^3}{81 \cdot \text{tg} \gamma \cdot b^2 \cdot V_{дет}^2}}\right) \cdot \frac{9 \cdot b \cdot V_{дет}}{k \cdot V_{кр} \cdot S_{пред}} \quad (4.108)$$

Анализ зависимостей (4.105), (4.107) и (4.108) показывает, что стабилизация режущего рельефа круга произойдет при условии

$V_{дет} > \frac{k^2 \cdot V_{кр}^2 \cdot S_{пред}^3}{81 \cdot \text{tg} \gamma \cdot b^2}$ . В противном случае нагрузка, действующая на зерно, не достигнет предельного значения, и разрушение зерен не произойдет. Зерна будут подвергаться в основном истиранию и микро-

скалыванию с образованием площадок износа, что вызовет повышенную теплонапряженность процесса и затупление круга. Такая закономерность износа будет наблюдаться при неправильном выборе характеристики круга, особенно на отделочных операциях, когда прочность зерен и связки может превышать силы резания. Полученное решение полностью подтверждается практическими рекомендациями, согласно которым при шлифовании на "мягких" режимах резания эффективно применять круги с пониженной прочностью зерен и связки (т.е. круги, работающие в режиме самозатачивания без образования значительных площадок износа на вершинах режущих зерен).

Дальнейший анализ зависимости (4.105) показывает, что при превышении скоростью детали определенной величины режущий рельеф круга не будет обеспечивать полного съема металла, подводимого в зону резания, соответствующего условию  $\varepsilon(y) = 0,95$ . Неснятый металл в виде гребешков микронеровностей начнет интенсивно контактировать со связкой круга, разрушая ее, оголяя зерна и уменьшая, таким образом, прочность удержания их в связке. Объемное разрушение зерна в этих условиях не произойдет, так как нагрузка, действующая на зерно, всегда меньше предельной нагрузки вследствие снижения прочности удержания зерна в связке. Основной вид износа – выпадение зерна из связки, которому обязательно предшествует истирание и поверхностное микроскалывание кромок.

Применим полученные аналитические решения для оптимизации шлифования по относительному расходу алмаза. При установившемся процессе шлифования за каждое касание зерна с металлом происходит его линейный износ на величину  $\eta \cdot H_{\max}$ . Линейный съем металла за один оборот круга равен  $h = V_{\text{дет}} \cdot \tau$ , где  $\tau$  – время одного оборота круга, с. Функцию относительного расхода алмаза  $q$  получим из отношения  $\eta \cdot H_{\max}$  и  $h$ :

$$q = \sqrt{1 - \frac{k^2 \cdot V_{\text{кр}}^2 \cdot S_{\text{пред}}^3}{81 \cdot \text{tg} \gamma \cdot b^2 \cdot V_{\text{дет}}^2}} \cdot \left(1 - \sqrt{1 - \frac{k^2 \cdot V_{\text{кр}}^2 \cdot S_{\text{пред}}^3}{81 \cdot \text{tg} \gamma \cdot b^2 \cdot V_{\text{дет}}^2}}\right) \cdot \frac{9 \cdot b}{k \cdot V_{\text{кр}} \cdot S_{\text{пред}} \cdot \tau} \quad (4.109)$$

Выполненные расчеты показали, что относительный расход алмаза  $q$  с увеличением  $V_{\text{дет}}$  непрерывно уменьшается или, в зависимости от сочетания остальных параметров, может оставаться практически постоянным, т.е. более сглаженный рельеф круга характеризуется

повышенной износостойкостью. Однако такая закономерность будет справедлива до предельного значения  $V_{дет}$ , превышение которого приведет к выпадению зерен из связки без их объемного разрушения,

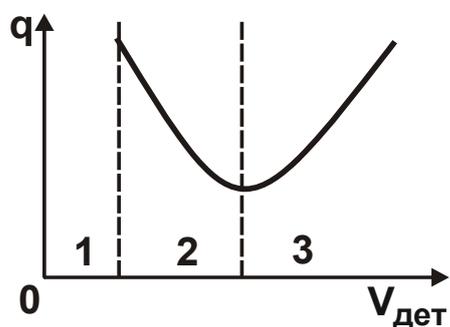


Рис. 4.17. Зависимость  $q$  от  $V_{дет}$  :

- 1 – истирание и поверхностное разрушение зерен (затупление круга);
- 2 – объемное разрушение зерен (самозатачивание круга);
- 3 – выпадение зерен из связки круга

и повышению относительного расхода алмаза  $q$ . Следовательно, для любой взаимодействующей пары "круг – обрабатываемый материал" всегда существует оптимальный режущий рельеф круга, обеспечивающий минимум относительного расхода алмаза  $q$ . На рис. 4.17 графически показан характер изменения механизма износа круга и соответствующие ему значения  $q$  в зависимости от скорости детали  $V_{дет}$ .

Рассмотрим влияние прочности алмазного зерна, связки и обрабатываемого материала на условия формирования минимума относительного расхода алмаза  $q$ . Для этого следует воспользоваться зависимостью (4.106), из которой видно, что с увеличением  $S_{пред}$  износ зерна  $h$  останется постоянным при пропорциональном увеличении скорости детали  $V_{дет}$  и, соответственно, производительности шлифования. Следовательно, одинаковый линейный износ зерна  $h$  большей прочности достигается при большей производительности шлифования.

Аналогично влияет на  $h$  и повышение прочности связки, поскольку более прочная связка позволяет увеличить степень износа зерна до его объемного разрушения и, следовательно, интенсифицировать режим шлифования.

Как следует из зависимости (4.106), с увеличением прочности обрабатываемого металла величина  $S_{пред}$  уменьшается, и минимум относительного расхода алмаза  $q$  смещается в область меньших значений  $V_{дет}$ . Полученные аналитические решения износа круга и образования устойчивого режущего рельефа на его рабочей поверхности подтверждаются результатами экспериментальных исследований [11; 55; 100; 128].

Таким образом, благодаря вероятностному подходу к изучению процесса шлифования появилась возможность разработать методику расчета износа круга и параметров его рельефа во времени, где исходными данными являются прочностные характеристики зерен, связки, обрабатываемого металла и параметры режима шлифования.

#### 4.8. Условия уменьшения энергоемкости обработки и шероховатости поверхности при шлифовании

Метод шлифования является наиболее производительным методом финишной абразивной обработки деталей машин. Поэтому с точки зрения снижения силовой и тепловой напряженности процесса шлифования и повышения производительности обработки с учетом требований по качеству обрабатываемых поверхностей важно знать физические и технологические закономерности формирования основных параметров обработки, в особенности энергоемкости и шероховатости обрабатываемой поверхности.

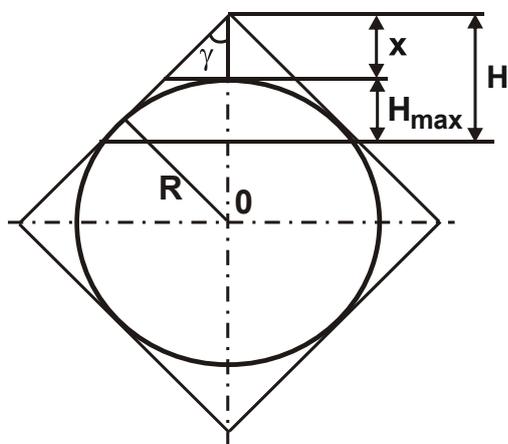


Рис. 4.18. Расчетная схема процесса шлифования

В связи с этим в настоящем параграфе проведен теоретический анализ условий уменьшения энергоемкости обработки и шероховатости обрабатываемой поверхности при шлифовании с применением полученных экспериментальных данных. Для решения поставленной задачи следует воспользоваться аналитической зависимостью для определения максимальной вероятностной (приведенной) толщины среза  $H_{\max}$  при шлифовании, моделируя режущие зерна в форме усеченного конуса (рис. 4.18) [85]:

$$H_{\max} = \sqrt[3]{\frac{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{t \cdot \rho} \cdot (1 - \eta)^2}{\text{tg} \gamma \cdot m \cdot V_{\text{кр}} \cdot (1 + \eta)}}, \quad (4.110)$$

где  $\bar{X}$  – зернистость круга, м;

$m$  – объемная концентрация зерен в круге;

$\gamma$  – половина угла при вершине зерна конусообразной формы;

$V_{кр}$ ,  $V_{дет}$  – скорости круга и детали, м/с;

$t$  – глубина шлифования, м;

$\rho = 1/R_{кр} + 1/R_{дет}$ ;

$R_{кр}$ ,  $R_{дет}$  – радиусы круга и детали, м.

Если рассматривать режущее зерно в форме сферы радиусом  $R$ , то следует в зависимости (4.110) безразмерный коэффициент  $\eta$  выразить через радиус  $R$ . Для этого из условия  $R/(R+x) = \sin \gamma$  определяется величина  $x = (R/\sin \gamma) - R$ , которая в данном случае равна расстоянию от вершины квадрата до вписанной окружности радиусом  $R$ . В случае  $\gamma = 45^\circ$  имеем:  $x = 0,414 \cdot R$ . Из условий  $H = x/\eta$  и  $H = x + H_{max}$ :

$$\eta = \frac{1}{\left(1 + 2,415 \cdot \frac{H_{max}}{R}\right)}. \quad (4.111)$$

В табл. 4.5 приведены рассчитанные по зависимости (4.111) значения безразмерного коэффициента  $\eta$ .

Таблица 4.5

Расчетные значения безразмерного коэффициента  $\eta$

$H_{max}/R$	0	0,1	0,2	0,3	0,5	0,6
$\eta$	1	0,8	0,674	0,58	0,45	0,41

Как видно, с увеличением отношения  $H_{max}/R$  безразмерный коэффициент  $\eta$  уменьшается, принимая значения меньше единицы. Согласно известным экспериментальным данным профессоров Крагельского И. В. и Богомолова Н. И., при условии  $H_{max}/R < 0,2$  (соответственно, при  $0,7 < \eta < 1$ ) имеет место процесс упруго-пластического деформирования обрабатываемого материала без образования стружки, а при условии  $H_{max}/R > 0,2$  (соответственно, при  $\eta < 0,7$ ) – процесс стружкообразования при резании.

С учетом зависимости (4.111) отношение  $(1-\eta)^2/(1+\eta)$ , входящее в зависимость (4.110), принимает вид:

$$\frac{(1-\eta)^2}{(1+\eta)} = \frac{5,83 \cdot \left(\frac{H_{max}}{R}\right)^2}{\left(1 + 2,415 \cdot \frac{H_{max}}{R}\right) \cdot \left(2 + 2,415 \cdot \frac{H_{max}}{R}\right)}. \quad (4.112)$$

Поскольку отношение  $H_{\max} / R < 1$ , то зависимость (4.112) можно упростить:

$$\frac{(1-\eta)^2}{(1+\eta)} = 2,915 \cdot \left( \frac{H_{\max}}{R} \right)^2. \quad (4.113)$$

Подставляя зависимость (4.113) в (4.110), имеем:

$$H_{\max} = \frac{1836,45 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{t \cdot \rho}}{m \cdot V_{\text{кр}} \cdot R^2}. \quad (4.114)$$

В итоге получена аналитическая зависимость для определения максимальной вероятностной (приведенной) толщины среза  $H_{\max}$ , которая по структуре отличается от аналогичной зависимости (4.110), полученной при шлифовании алмазным кругом с режущими зернами, имеющими конусообразную форму. Входящие в зависимость (4.114) параметры в большей степени влияют на параметр  $H_{\max}$ , чем в зависимости (4.110). Следовательно, моделируя режущие зерна в форме сферы, можно в более широких пределах изменять параметр  $H_{\max}$  за счет изменения входящих в зависимость (4.114) параметров. При этом зависимость (4.114) принимает упрощенный вид, так как не содержит неопределенного безразмерного коэффициента  $\eta$ .

Исходя из зависимости (4.114), для исходных данных:  $V_{\text{кр}} / V_{\text{дет}} = 60$ ;  $m = 100$ ;  $t = 20 \cdot 10^{-6}$  м;  $\bar{X} / R = 2$ ;  $R_{\text{кр}} = 0,4$  м;  $R_{\text{дет}} = 0,05$  м отношение  $H_{\max} / R = 0,175$ . В этом случае, согласно известным экспериментальным данным профессоров Крагельского И. В. и Богомолова Н. И., имеет место процесс стружкообразования при резании. При меньших значениях отношения  $H_{\max} / R$  процесс стружкообразования переходит в процесс упруго-пластического деформирования обрабатываемого материала без образования стружки и, соответственно, без осуществления съема материала. Поэтому с целью повышения эффективности процесса резания при шлифовании отношение  $H_{\max} / R$  необходимо увеличивать. Это достигается в первую очередь за счет выполнения условия  $\bar{X} < 2 \cdot R$  путем осуществления правки алмазного круга и обеспечения его высокой режущей способности. Исходя из зависимости (4.114), увеличить отношение  $H_{\max} / R$  можно увеличением скорости детали  $V_{\text{дет}}$  и глубины шлифования  $t$ , например, при увеличении  $V_{\text{дет}}$  и  $t$  в 2 раза отношение  $H_{\max} / R = 0,5$ , что соответствует устойчивому процессу стружкообразования при резании.

В работе [6] приведена аналитическая зависимость для определения условного напряжения резания  $\sigma$  при микрорезании единичным зерном радиусом  $R$ :

$$\sigma = \frac{\sigma_{сж}}{\left( \sqrt{\frac{a}{2 \cdot R} - \operatorname{tg} \frac{\psi}{2}} \right)}, \quad (4.115)$$

где  $\sigma_{сж}$  – предел прочности на сжатие обрабатываемого материала, Н/м<sup>2</sup>;  
 $a$  – толщина среза, м;  
 $\psi$  – условный угол трения режущего зерна с материалом.

Зависимость (4.115) для определения условного напряжения резания (энергоемкости обработки)  $\sigma$  при шлифовании с учетом зависимости (4.114) и условия  $a = H_{\max}$  принимает вид:

$$\sigma = \frac{\sigma_{сж}}{\left( \sqrt{\frac{918,25 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{дет} \cdot \sqrt{t \cdot \rho}}{m \cdot V_{кр} \cdot R^3} - \operatorname{tg} \frac{\psi}{2}} \right)}. \quad (4.116)$$

Уменьшить  $\sigma$  можно увеличением  $V_{дет}$ ,  $t$  и уменьшением  $m$  и  $V_{кр}$ , так как при шлифовании кругом с неизношенными режущими зернами выполняется условие  $\bar{X} < 2 \cdot R$ .

Несомненно, в связи с износом зерен и увеличением радиуса их округления существенное влияние на характер изменения отношения  $H_{\max} / R$  оказывает величина  $R$ .

При условии  $Q = B \cdot V_{дет} \cdot t = \operatorname{const}$  зависимость (4.116) выразится:

$$\sigma = \frac{\sigma_{сж}}{\left( \sqrt{\frac{918,25 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot Q \cdot \sqrt{\frac{\rho}{t}}}{m \cdot V_{кр} \cdot R^3 \cdot B} - \operatorname{tg} \frac{\psi}{2}} \right)}. \quad (4.117)$$

В этом случае глубина шлифования  $t$  незначительно влияет на  $\sigma$ , а увеличение производительности обработки  $Q$  приводит к уменьшению  $\sigma$ . Однако с увеличением  $Q$ , очевидно, увеличивается и величина  $R$ , что приведет к лишь незначительному уменьшению  $\sigma$ . Как следует из зависимости (4.117), наибольшее влияние на условное напряжение резания  $\sigma$  оказывает радиус округления режущей кромки зерна  $R$ : чем он меньше, тем меньше условное напряжение резания, что согласуется с практическими данными.

В работе [122] приведена аналитическая зависимость для определения параметра шероховатости поверхности  $R_a$  при шлифовании алмазным кругом с режущими зернами, имеющими конусообразную форму (рис. 4.18):

$$R_a = 0,2 \cdot H_{\max} \cdot \sqrt[5]{\frac{H_{\max}}{4 \cdot t}} = 2 \cdot \sqrt[5]{\frac{(1-\eta)^4 \cdot \pi^2 \cdot \bar{X}^6 \cdot V_{\text{дет}}^2 \cdot \rho}{(1+\eta)^2 \cdot \text{tg}^2 \gamma \cdot m^2 \cdot V_{\text{кр}}^2}}. \quad (4.118)$$

Подставляя зависимость (4.114) в (4.118), получена зависимость для определения параметра шероховатости поверхности  $R_a$  при шлифовании алмазным кругом с режущими зернами, имеющими форму сферы (рис. 4.18):

$$R_a = 1248,8 \cdot \left( \frac{\pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{\text{дет}}}{m \cdot V_{\text{кр}} \cdot R^2} \right)^{1,2} \cdot \rho^{0,6} \cdot t^{0,4}. \quad (4.119)$$

В табл. 4.6 – табл. 4.8 приведены рассчитанные по зависимостям (4.110), (4.114) и (4.118), (4.119) значения параметров  $H_{\max}$  и  $R_a$  для конусообразной (при  $\eta = 0$ ) и сферической форм зерен, определяющих, по сути, их максимальные и минимальные значения. Исходные данные:  $V_{\text{дет}} = 1; 3; 10$  м/мин;  $t = (0,1 \dots 0,5) \cdot 10^{-3}$  м;  $V_{\text{кр}} = 30$  м/мин;  $\bar{X} = 0,2 \cdot 10^{-3}$  м;  $m = 100$ ;  $R = 0,1 \cdot 10^{-3}$  м;  $R_{\text{кр}} = 0,15$  м;  $R_{\text{дет}} = 0,08$  м. Параметры режима резания соответствуют условиям круглого наружного глубинного шлифования.

Таблица 4.6

Значения параметров шлифования при  $V_{\text{дет}} = 1$  м/мин

t, мкм	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5
$H_{\max}$ , мкм (сфера)	1,11	1,57	1,92	2,22	2,48
$H_{\max}$ , мкм (конус при $\eta = 0$ )	13,92	15,6	16,75	17,59	18,22
$R_a$ , мкм (сфера)	0,083	0,11	0,132	0,146	0,158
$R_a$ , мкм (конус при $\eta = 0$ )	1,43				
$R_{a,\text{эксп}}$ , мкм (эксперимент)	0,95	1,18	1,3	1,42	1,44
$H_{\max 1}$ , мкм	10,0	13,4	15,5	17,46	18,0
$R_1$ , мкм	33	34	35	36	36,5
$R_1/R$	0,33	0,34	0,35	0,36	0,365
$H_{\max 1}/R_1$	0,3	0,394	0,44	0,485	0,493

Как видно, имеет место значительное отличие значений приведенных параметров для конусообразной (при  $\eta = 0$ ) и сферической форм зерен. Следовательно, в пределах этих значений могут изменяться параметры  $H_{\max}$  и  $R_a$  с изменением условий шлифования. Например, с течением времени шлифования в связи с износом зерен круга параметры  $H_{\max}$  и  $R_a$  могут уменьшаться от максимального до минимального значения. Такая же закономерность наблюдается и с увеличением параметров  $m$ ,  $V_{кр}$  и уменьшением  $\bar{X}$ ,  $V_{дет}$ ,  $t$ .

В табл. 4.6 – табл. 4.8 для сравнения приведены экспериментальные значения параметра шероховатости поверхности  $R_{a.эксп}$ , установленные при круглом наружном глубинном шлифовании алмазным кругом на металлической связке 1А1 300х25 АС6 200/160 4 М1-01 цилиндрической твердосплавной фрезы диаметром 160 мм (из твердого сплава ВК8) с режимом шлифования:  $V_{дет} = 1; 3; 10$  м/мин;  $t = (0,1 \dots 0,5) \cdot 10^{-3}$  м;  $V_{кр} = 30$  м/мин [119]. С учетом значений  $R_{a.эксп}$  на основе преобразованной зависимости (4.118) рассчитаны значения

$$H_{\max 1} = \sqrt[6]{(5 \cdot R_{a.эксп})^5 \cdot 4 \cdot t}. \quad (4.120)$$

Также в табл. 4.6 – табл. 4.8 приведены значения радиуса округления режущей кромки зерна  $R_1 < R$ , рассчитанные по зависимости:

$$R_1 = R \cdot \sqrt{\frac{H_{\max}}{H_{\max 1}}}, \quad (4.121)$$

и отношений  $R_1/R$  и  $H_{\max 1}/R_1$ .

Таблица 4.7

Значения параметров шлифования при  $V_{дет} = 3$  м/мин

t, мкм	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5
$H_{\max}$ , мкм (сфера)	3,33	4,71	5,76	6,66	7,44
$H_{\max}$ , мкм (конус при $\eta = 0$ )	20,18	22,61	24,28	25,5	26,41
$R_a$ , мкм (сфера)	0,256	0,338	0,41	0,45	0,486
$R_{a.эксп}$ , мкм (конус при $\eta = 0$ )	2,21				
$R_a$ , мкм (эксперимент)	1,5	1,6	1,7	1,75	1,8
$H_{\max 1}$ , мкм	14,6	17,3	19,4	20,8	22,1
$R_1$ , мкм	48	52	54	56	58
$R_1/R$	0,48	0,52	0,54	0,56	0,58
$H_{\max 1}/R_1$	0,3	0,33	0,36	0,37	0,38

В зависимости (4.121) значения параметра  $H_{\max}$  принимаются для зерен в форме сферы. Отсутствие в табл. 4.4 экспериментальных значений  $R_{a.эксп}$  для  $V_{дет} = 10$  м/мин и  $t > 0,1 \cdot 10^{-3}$  м связано с тем, что в этих условиях процесс протекал неустойчиво, имело место засаливание алмазного круга на металлической связке и его повышенный износ.

Таблица 4.8

Значения параметров шлифования при  $V_{дет} = 10$  м/мин

$t$ , мкм	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5
$H_{\max}$ , мкм (сфера)	11,1	15,7	19,2	22,2	24,8
$H_{\max}$ , мкм (конус при $\eta = 0$ )	33	37	39,7	41,7	43,2
$R_a$ , мкм (сфера)	1,11	1,465	1,76	1,94	2,11
$R_a$ , мкм (конус при $\eta = 0$ )	4,0				
$R_{a.эксп}$ , мкм (эксперимент)	2,0	–	–	–	–
$H_{\max 1}$ , мкм	18,4	–	–	–	–
$R_1$ , мкм	77,7	–	–	–	–
$R_1/R$	0,777	–	–	–	–
$H_{\max 1}/R_1$	0,24	–	–	–	–

Как следует из табл. 4.6, с увеличением глубины шлифования  $t$  параметр шероховатости поверхности  $R_a$  увеличивается, вызывая увеличение параметра  $H_{\max 1}$  фактически при одном значении  $R_1 < R$ . При скорости детали  $V_{дет} = 1$  м/мин (табл. 4.6) отношение  $R_1/R$  меньше, чем при  $V_{дет} = 10$  м/мин (табл. 4.8), что связано с меньшей величиной линейного износа зерен круга. Так, например, при  $V_{дет} = 1$  м/мин при моделировании зерен в форме конуса (при  $\eta = 0$ ), параметр  $H_{\max 1}$  приблизительно равен параметру  $H_{\max}$ , тогда как при  $V_{дет} = 10$  м/мин при моделировании зерен в форме сферы параметр  $H_{\max 1}$  приближается к значению параметра  $H_{\max}$  (при условии  $R_1 = R$ ). Это свидетельствует о незначительном отличии значений  $R_1$  и  $R$  при  $V_{дет} = 10$  м/мин. Следовательно, с увеличением скорости детали  $V_{дет}$  вследствие увеличения радиусов округления режущих кромок зерен  $R_1 < R$ , шлифование производится зернами, по форме приближающимися к форме сферы. Этим объясняется не столь интенсивное увеличение па-

параметра шероховатости поверхности  $R_a$  с увеличением скорости детали  $V_{дет}$ , как это вытекает из зависимости (4.118), полученной для конусообразной формы зерен с  $\eta = 0$ .

Таким образом показано, что с увеличением скорости детали  $V_{дет}$  происходит большее сглаживание режущего рельефа круга, радиусы округления режущих кромок зерен  $R_1$  увеличиваются, что способствует не столь значительному увеличению параметра шероховатости поверхности  $R_a$ . В итоге экспериментально установленные значения  $R_{a.эксп}$  при  $V_{дет} = 1$  м/мин и  $V_{дет} = 10$  м/мин отличаются незначительно, хотя при этом имеет место многократное увеличение производительности обработки (в 10 раз).

Как видно, во всех случаях параметр шероховатости поверхности  $R_{a.эксп}$  принимает значения в пределах изменения расчетных значений  $R_a$ , полученных при моделировании режущих зерен в форме конуса (при  $\eta = 0$ ) и сферы. Это свидетельствует о достоверности приведенных в работе аналитических зависимостей для определения параметра  $R_a$ , позволяющих расчетным путем установить истинные пределы изменения параметра  $R_a$  в зависимости от условий обработки. С физической точки зрения предельные значения параметра  $R_a$  для заданного режима шлифования определяют изменение (уменьшение)  $R_a$  в связи с износом зерен круга (увеличение безразмерного коэффициента  $\eta$  и радиусов округления режущих кромок зерен  $R_1$  в форме сферы). Так, с течением времени обработки параметр шероховатости поверхности  $R_{a.эксп}$ , очевидно, будет уменьшаться до приведенных в табл. 3.6 – табл. 3.8 значений параметра  $R_a$  (для зерен в форме сферы). При шлифовании со скоростью детали  $V_{дет} = 10$  м/мин время достижения параметром  $R_{a.эксп}$  значения  $R_a$  будет меньше, чем при шлифовании со скоростью детали  $V_{дет} = 1$  м/мин в связи с более интенсивным износом зерен от действия на них повышенных нагрузок.

Исходя из табл. 4.6, при шлифовании со скоростью детали  $V_{дет} = 1$  м/мин значения  $R_{a.эксп}$  превышают значения  $R_a$  (для зерен в форме сферы) более чем в 10 раз. Это указывает на существование значительных возможностей уменьшения шероховатости поверхности

для данных условий обработки. При шлифовании со скоростью детали  $V_{дет} = 3$  м/мин расхождение значений  $R_{a.эксп}$  и  $R_a$  (для зерен в форме сферы) уменьшается до 5,8 ... 3,7 раз, а при шлифовании со скоростью детали  $V_{дет} = 10$  м/мин – до 2 раз. Следовательно, и в этих условиях можно добиться значительного уменьшения шероховатости поверхности за счет обеспечения сглаживания режущего рельефа алмазного круга.

## Выводы

1. Аналитически на основе использования методов теории вероятностей получены оптимальные решения по определению условий съема материала и формированию шероховатости обрабатываемой поверхности при шлифовании кругами из синтетических сверхтвердых материалов. Получены аналитические зависимости для определения максимальной (вероятностной) толщины среза при шлифовании и параметров шероховатости обрабатываемой поверхности. Произведена оптимизация параметров режима шлифования по критерию максимально возможной производительности обработки. Показано, что максимально возможная производительность обработки не зависит от видов шлифования: продольного, врезного и тангенциального, а определяется характеристиками алмазного круга.

2. Теоретически и экспериментально обоснована эффективность применения глубинного шлифования с небольшой скоростью детали (1–10 м/мин) и долевой продольной подачей, близкой к единице. Эта схема шлифования отлична от известных схем круглого глубинного и многопроходного шлифования и обеспечивает более высокие показатели производительности обработки при одновременном уменьшении шероховатости обрабатываемой поверхности, в особенности при круглом наружном алмазном шлифовании твердосплавных многолезвийных инструментов в условиях съема значительных припусков.

3. Теоретически установлено, что закономерности съема металла и формообразование поверхностей при шлифовании вполне однозначно описываются линией полного съема металла, которая определяет положение вероятностной поверхности резания при шлифовании и позволяет по своим характерным точкам рассчитать основные физические и технологические параметры шлифования.

4. Проведено сравнение расчетных и экспериментальных значений шероховатости обрабатываемой поверхности при алмазном шлифовании и показано их отличие в пределах 30 %, что связано с упрощенным представлением рабочей поверхности алмазного круга и принятой в расчетах конусообразной формой режущих зерен. В связи с этим произведен расчет основных параметров шлифования с учетом износа зерен и образованием на их вершинах площадок. Это позволило приблизить расчетные значения шероховатости обрабатываемой поверхности к экспериментальным значениям и привести в соответствие теорию и практику шлифования.

5. В работе приведены аналитические зависимости для расчета шероховатости поверхности при шлифовании на основе моделирования режущих зерен в форме конуса и сферы, определяющих, по сути, их максимально и минимально возможные значения. Приведенные результаты экспериментальных исследований подтвердили правильность теоретических решений, так как параметр шероховатости поверхности  $R_a$  принимает значения, изменяющиеся в пределах расчетных максимально и минимально возможных значений. Показано, что при круглом наружном алмазном глубинном шлифовании с увеличением скорости детали, в связи с интенсификацией износа алмазного круга и образованием на нем более сглаженного режущего рельефа, экспериментальные значения параметра шероховатости поверхности  $R_a$  приближаются к расчетным значениям, установленным для сферической формы зерен. Поэтому наиболее правильным математическим описанием формы режущих зерен является их представление в форме сферы. Используя приведенные аналитические зависимости, можно расчетным путем прогнозировать пределы изменения шероховатости поверхности (максимально и минимально возможные значения) для данного режима шлифования и научно обоснованно подходить к практической реализации минимально возможного значения параметра шероховатости поверхности  $R_a$ .

## **Раздел 5**

### **Проблемы технологического обеспечения деталей машин и аппаратов заданными геометрическими и физико-химическими свойствами**

#### **5.1. Взаимосвязь геометрических и физико-химических параметров поверхностей металлоизделий с их эксплуатационными характеристиками**

Каждое изделие, поставляемое в условиях жесткой конкуренции на внутренний и, особенно, на внешний рынок, должно обладать новым уровнем свойств и соответствовать возрастающим требованиям, предъявляемым потенциальным потребителем к функциональным, экологическим и эстетическим свойствам. Эти тенденции повышения требований потребителей к качеству изделий отражены в международных стандартах серии ISO-9000. Получение такого уровня изделий все чаще связывают с нетрадиционными конструкциями и технологическими решениями, реализация которых не всегда возможна на основе использования существующих технологических систем, оборудования и оснащения общего назначения, т.е. на основе всего того, что составляет суть традиционных технологий.

Качество поверхности деталей машин определяется совокупностью характеристик шероховатости, физико-механических и химических свойств, микроструктуры. На поверхностях деталей всегда есть неровности, характерные для каждого вида заготовок. Структура, фазовый и химический состав материала детали в поверхностном слое чаще изменяются по отношению к сердцевине в результате внешних и внутренних силовых воздействий в процессе изготовления детали. В материале детали имеются остаточные напряжения.

Проблема качества обработки материалов затрагивает все стадии изготовления изделий (рис. 5.1).

Образующиеся на поверхности детали неровности, структура, фазовый и химический состав поверхностного слоя определяют, в основном, физико-химические и эксплуатационные свойства деталей.

В условиях эксплуатации поверхностный слой детали подвергается наиболее сильному и длительному физико-химическому воздей-

ствию: механическому, тепловому, магнитному, электрическому, световому, химическому и др. Потеря деталью своего служебного назначения, ее разрушение в большинстве случаев начинается с поверхности. Например, усталостная трещина, износ, эрозия, коррозия развиваются с поверхности детали. Таким образом, поверхностный слой оказывает существенное влияние на надежность и долговечность работы детали или изделия в целом. Систематизации результатов исследований о влиянии геометрических параметров слоя на эксплуатационные свойства детали посвящены работы многих авторов.



Рис. 5.1. Взаимосвязь технологических систем изготовления изделий

Взаимосвязь геометрических параметров поверхностного слоя с физико-химическими и эксплуатационными свойствами детали показана на рис. 5.2.

Эксплуатационные показатели физически связаны с конструктивными и технологическими параметрами. К ним относят параметры качества применяемых материалов, параметры механических свойств поверхностного слоя деталей, геометрические параметры точности и качества изготовления. Таким образом, под качеством поверхности понимают состояние поверхностного слоя как результат воздействия на него одного или последовательного комплекса технологических методов. Оно характеризуется отклонением формы и расположения поверхностей, шероховатостью, волнистостью, а также физико-химическим состоянием поверхностного слоя.

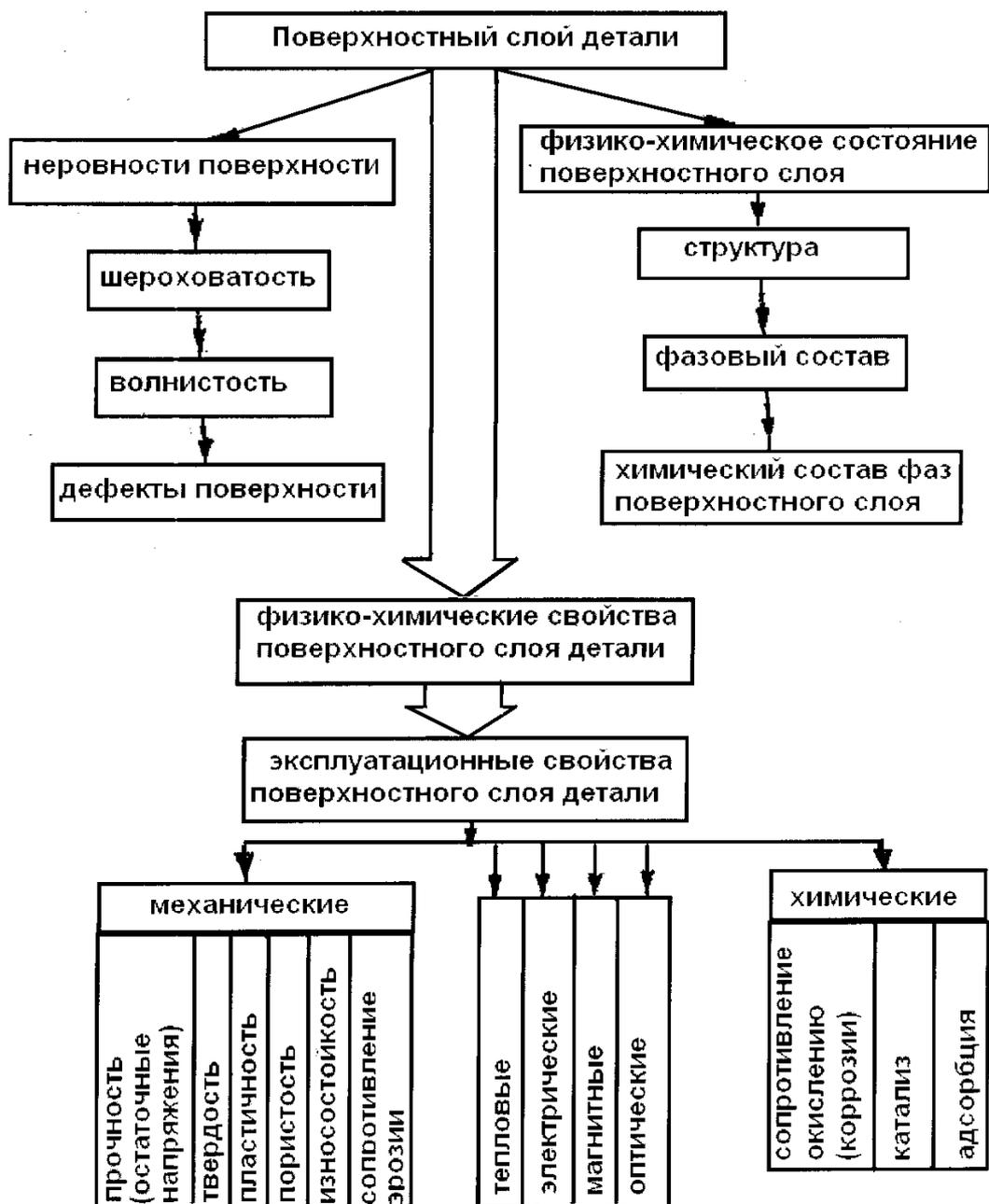


Рис. 5.2. Поверхностный слой и эксплуатационные свойства деталей

Шероховатостью (микрогеометрией) поверхности называют совокупность неровностей с относительно малыми шагами, образующих рельеф поверхности детали и рассматриваемых на определенной длине. Под волнистостью поверхности понимают совокупность периодически чередующихся неровностей с относительно большим шагом, превышающим принятую при измерении шероховатости базовую длину. Волнистость занимает промежуточное положение между шероховатостью и погрешностями формы (макрогеометрии) поверхности. Критерием для разграничения шероховатости и волнистости служит величина отношения базовой длины к высоте неровностей. Для шеро-

ховатости поверхности (рис. 5.3,а) отношение  $L/H < 50$ , для волнистости отношение  $L/H = 50 - 1\ 000$ , для макрогеометрии отношение  $L/H > 1\ 000$ . При оценке шероховатости поверхности во внимание принимается не только высота и форма микронеровностей, но также и характер расположения штрихов от режущего инструмента на обработанной поверхности детали. Форма микронеровностей влияет на несущую способность поверхности, определяющую износ и контактную деформацию сопрягаемых деталей.

При островершинных неровностях несущая поверхность небольшая, а при плосковершинных неровностях – повышенная (рис. 5.3,а,в). Однако наличие глубоких впадин (микротрещин) нарушает однородность поверхностного слоя, снижая усталостную прочность детали. Направление штрихов от предварительной обработки следует оценивать с учетом совместного контакта сопряженных деталей (при неподвижных соединениях) и направления движения деталей в подвижных соединениях.

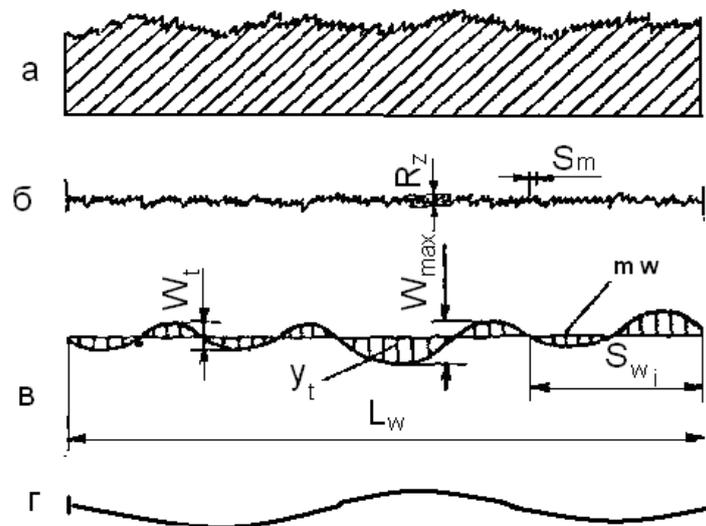


Рис. 5.3. Отклонение формы и расположения поверхностей, волнистость и шероховатость поверхности: а – профиль поверхности; б – шероховатость; в – волнистость; г – отклонение формы и расположения поверхностей

Различают шероховатость поперечную – измеренную в направлении движения подачи, и продольную – измеренную в направлении главного движения резания. Шероховатость и волнистость поверхности взаимосвязаны с точностью размеров.

Высокой точности всегда соответствуют малые значения шероховатости и волнистости поверхности. Это определяется условиями работы сопряженных деталей и необходимостью получения надежных результатов измерения. Физико-механические свойства поверхностного слоя определяются его твердостью, структурными и фазовыми превращениями, величиной, знаком и глубиной распространения остаточных напряжений, деформацией кристаллической решетки материала. При применении химико-термических методов обработки происходят также изменения химического состава материала поверхностного слоя. Эксплуатационные характеристики деталей обеспечиваются технологическими приемами путем достижения определенных значений параметров качества поверхности.

Условно на реальной поверхности различают физические, химические и индуцированные неоднородности [42; 98]. В зависимости от размера, это могут быть субмикродфекты (1 – 2 000), микродфекты (0,2 – 1 000 мкм) и макродфекты (более 1 мм). Количество и расположение дефектов на обработанных поверхностях разное и зависит от способа обработки.

На поверхности свободные электроны проводимости создают негативно заряженный слой, который вместе с избыточным положительным зарядом ионов образует двойной электрический слой [98]. Энергия электронов тем ниже, чем глаже поверхность. Энергетическая характеристика поверхности РВЕ (работа выхода электронов) была использована в работе [161] для оценки физико-химического состояния обработанных поверхностей. РВЕ можно оценить методом контактной разности потенциалов (КРП), основанным на измерении разности потенциалов между катодом и анодом, РВЕ которого известна:

$$V_k = \varphi_a - \varphi_k, \quad (5.1)$$

где  $\varphi_a$ ,  $\varphi_k$  – работа выхода электронов для анода и катода.

Геометрическое представление о поверхностных слоях деталей систематизировано в работе [121].

Системы оценки шероховатости поверхности различаются построением и количеством параметров, которые основаны на использовании корреляционной и спектральной теории, теории выбросов и других положений [135]. Анализ методик оценки шероховатости поверхности и путей их дальнейшего совершенствования выполнен Дунин-Барковским И. В. [28]. Однако при этом не достаточно обоснованы и

определены параметры шероховатости поверхности, которые коррелируются с эксплуатационными характеристиками деталей машин.

Исходя из анализа известных научно-технических источников, можно выделить два подхода к описанию взаимодействия света с шероховатой поверхностью: исследование дифракции плоских волн на шероховатой поверхности [108] и рассеяние волн на поверхности, которая представляет совокупность статически распределенных микроплощадок, отражающих свет по закону зеркального отражения.

При анализе электроосажденных поверхностей [20] и теплоотдающих свойств поверхностей деталей [16] использовали фактор шероховатости  $F$ . Однако, как установлено, предлагаемые авторами оценки этого фактора нечувствительны к форме неровностей на поверхности. Агабабов С. Г. в работе [1] предложил расчет фактора шероховатости  $F$  для некоторых упрощенных форм неровностей на поверхности. В результате анализа опубликованных данных результатов исследований установлено:

- характер отражения света зависит от длины волны падающего излучения и высоты неровностей на поверхности, степени их однородности [3], структуры исходной поверхности перед электрохимической полировкой и после пластического деформирования и абразивной обработки [148];

- характер зеркального отражения зависит от угла и длины волны падающего излучения, средней высоты неровностей на поверхности [127];

- характер диффузного отражения может быть описан с использованием функции распределения микрограней;

- экспериментальные данные для нормальной интегральной излучательной способности недостаточно согласуются с теоретической зависимостью (с применением электронной теории) при малых длинах волн, что связывают с несовершенством структуры обработанной поверхности [36];

- эффективность использования фактора шероховатости поверхности экспериментально подтверждается при изучении зависимости теплоотдающих свойств поверхностей деталей в разреженных газах от шероховатости поверхности [16].

Таким образом, в научных трудах получили отражение исследования взаимосвязи оптических свойств с высотными параметрами шероховатости поверхности, однако влияние формы неровностей не установлено.

## 5.2. Требования, предъявляемые к поверхностным слоям прецизионных деталей и методам их обработки

К наиболее распространенным методам финишной обработки относят шлифование, доводку и полирование. Эти методы нашли широкое применение для обработки:

- деталей топливной аппаратуры, пневматических и гидравлических агрегатов управления (плунжеров, золотников, клапанов, игл распылителей, стыковых поверхностей корпусов топливной аппаратуры и др.);

- деталей летательных аппаратов (выдвижных антенн и штанг систем пассивной ориентации искусственных спутников земли, деталей лазерной техники, деталей топливной аппаратуры, отражателей гелиосистем, деталей систем терморегулирования и др.);

- пластин для микросхем, рабочих поверхностей магнитно-мягких материалов;

- рабочих поверхностей измерительных инструментов, калибров и др.;

- рабочих поверхностей режущих инструментов.

Шероховатость рабочих поверхностей, полученных на финишных операциях, должна находиться в следующих интервалах:  $R_a$  и  $R_z$  – в пределах от 0,1 до 0,02 мкм; отклонения формы и расположения поверхностей – в пределах от 0,1 до 0,3 мкм. Физико-химическое состояние поверхностей должно быть без загрязнений и иметь низкое значение работы выхода электронов.

**Изделия с особыми свойствами поверхностных слоев деталей.** Бурное развитие космической техники, лазерной техники, гелиотехники поставило перед машиностроением ряд новых проблем, связанных с обеспечением таких важнейших эксплуатационных свойств деталей изделий, как способность отражать (поглощать) электромагнитные волны оптического диапазона спектра излучения Солнца (рис. 5.2). Такие детали нашли широкое применение в конструкциях космических аппаратов (КА), лазерной техники, в отражателях различных гелиосистем [37; 38; 40; 48; 53; 54; 61; 103]. Решение задач терморегулирования летательных аппаратов (ЛА) при их эксплуатации требуют решения вопросов технологического обеспечения поверхностей деталей заданной поглощательной и излучательной способностей.

Известно влияние неровностей на поверхности деталей на оптические свойства этих деталей. Изменяя структуру и свойства поверхностного слоя, можно влиять на эксплуатационные характеристики поверхностей деталей [73; 95]. Так, работы Рыжова Э. В. [107], Ящерицына П. И. [159–163], Сулимы А. М. [121] посвящены повышению эксплуатационных характеристик деталей технологическими методами. Достижению минимальной шероховатости поверхности посвящены работы Гребенщикова И. В. [21], Орлова П. Н. [95] и др. Лишь в отдельных работах обращается внимание на необходимость сглаживания поверхностного слоя для повышения отражательной способности. Наиболее эффективно сглаживание достигается при абразивном полировании. Основное влияние на съём металла и на формирование поверхностного слоя полированных деталей оказывают абразивные материалы. Абразивная способность микропорошков влияет на интенсивность съёма материала и качество формирования поверхностного слоя обрабатываемых деталей.

Возрастающие требования к показателям шероховатости поверхности ответственных деталей определяют необходимость поиска новых технологических решений.

Особенно эта проблема актуальна для деталей КА, ракет, искусственных спутников земли (ИСЗ), надёжность работы которых может определяться такими эксплуатационными характеристиками, как поглощательная и излучательная способности, которые обеспечивают терморегулирование узлов и объекта в целом при эксплуатации в условиях космического пространства.

Назначение систем терморегулирования состоит в обеспечении заданных температурных режимов элементов конструкции КА, их приборов и оборудования, а также в обеспечении заданной температуры атмосферы в жилых отсеках. Космический аппарат, находящийся на околоземной орбите, подвержен воздействию лучистых потоков, исходящих от Солнца. Из всего спектра длин волн, приведенных на рис. 5.4, выбран интересующий диапазон спектра (рис. 5.5).

Солнечное излучение воздействует на аппарат на освещенной части орбиты. Приток тепла от Солнца меняется в зависимости от расстояния до него и ориентации аппарата относительно Солнца. Поэтому величину теплопритока за время  $T$  можно приближенно определить по формуле [59]:

$$Q = A_s \cdot S_0 \cdot M_s \cdot t, \quad (5.2)$$

где  $A_s$  – коэффициент поглощения солнечного излучения;

$S_0 = 1\,400 \text{ Вт/м}^2$  – солнечная постоянная;

$M_s$  – площадь миделя космического аппарата по отношению к солнечному лучистому потоку,  $\text{м}^2$

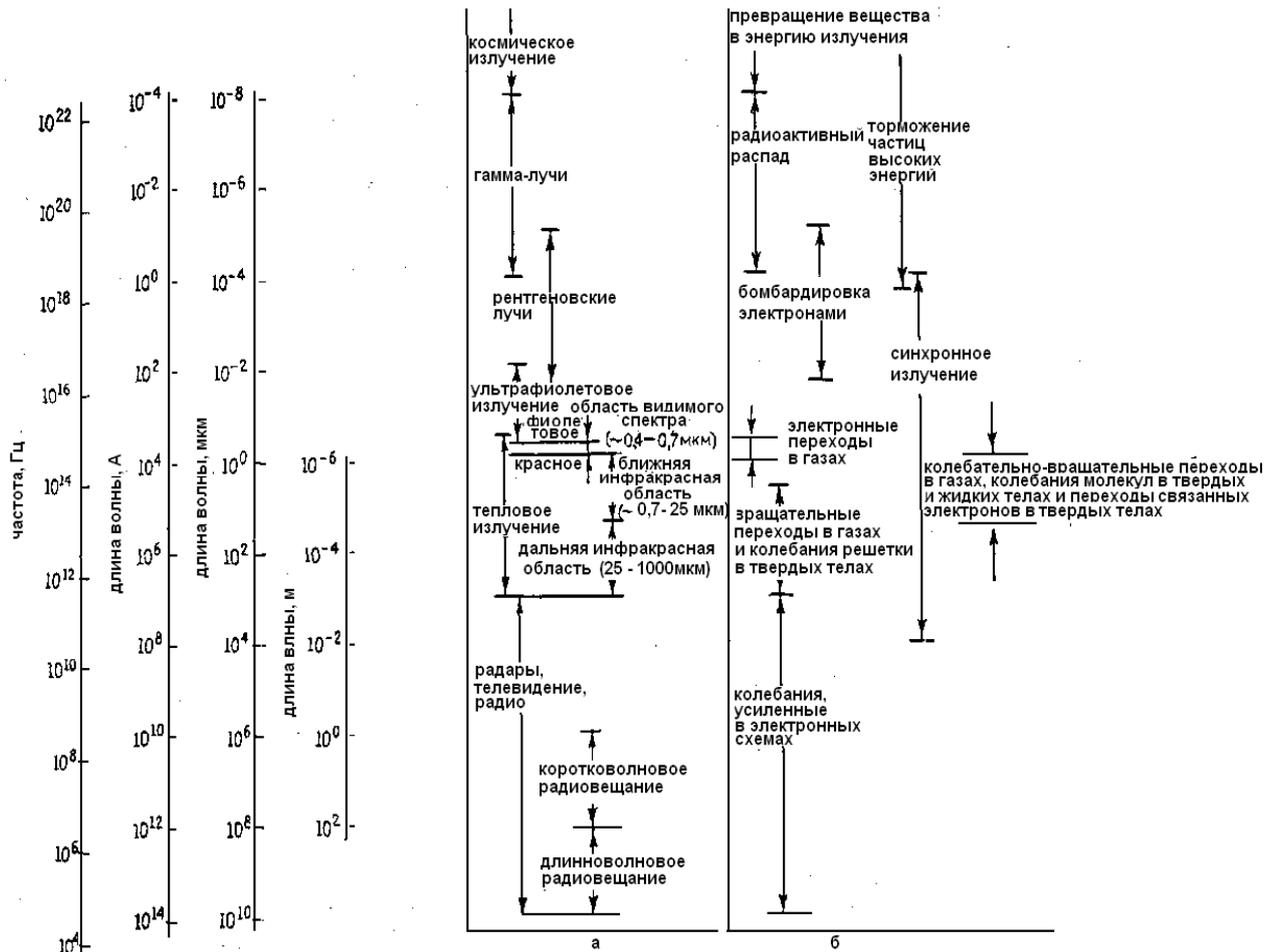


Рис. 5.4. Спектр электромагнитного излучения: вид излучения (а); механизм излучения (б)

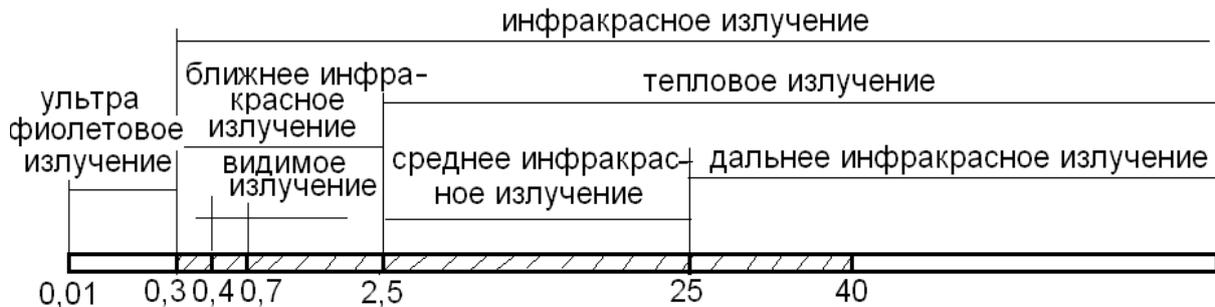


Рис. 5.5. Спектр волн, выбранный для изучения их воздействия на детали в процессе эксплуатации

Представляют интерес, в первую очередь, детали, которые применяются в конструкциях КА, в том числе пилотируемых ракет, лазерной технике, в отражателях различных гелиосистем [37; 38; 40; 48; 53; 54; 61; 103].

На рис. 5.6 – рис. 5.11 приведены конструкции некоторых деталей КА, эксплуатируемых под воздействием солнечного излучения. Так, на рис. 5.6 показана конструкция радиатора, наружная поверхность которого должна иметь минимальную поглощательную способность.

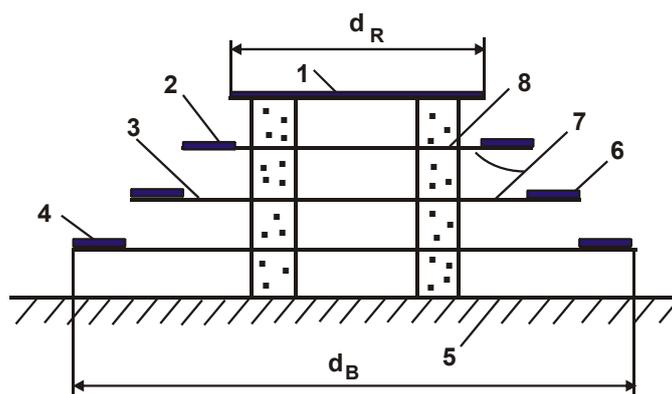


Рис. 5.6. Принципиальная схема радиатора с промежуточными экранами: 1 – радиатор; 2 – 2-й экран; 3 – 3-й экран; 4 – основание; 5 – корпус космического аппарата; 6 – поглощающая поверхность; 7 – отражающая поверхность; 8 – узлы крепления из малотеплопроводного материала

К деталям, работающим в подобных условиях, можно отнести радиаторы для терморегулирования, панели, кожухи, обечайки, длинные выдвижные штанги пассивной стабилизации (рис. 5.7) и др.

Рассмотрим один из вариантов конструктивной схемы радиатора. Радиатор с промежуточными экранами состоит из нескольких дисков или экранов, разделенных малотеплопроводными узлами крепления. Экраны располагаются в порядке убывания размеров таким образом, что самый большой экран находится у поверхности аппарата, как показано на рис. 5.6. Часть каждого экрана, открытая в космос, имеет высокую степень черноты. Экраны изготавливаются из теплопроводного материала и в идеальном случае являются изотермическими. Высокая эффективность радиатора с промежуточными экранами достигается путем:

а) сведения к минимуму лучистого теплообмена между экранами в результате применения поверхностей с малой степенью черноты;

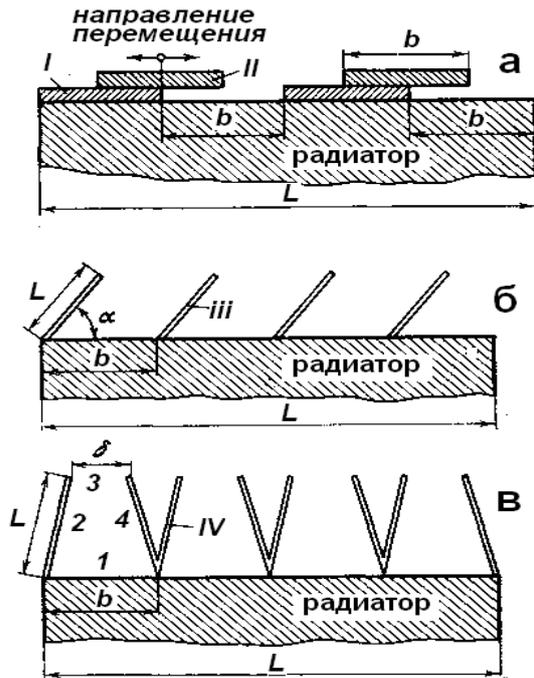


Рис. 5.7. Схемы возможной установки жалюзи:

- I – пластина неподвижная;
- II – пластина подвижная;
- III – радиатор; IV – створка жалюзи;
- 1, 2, 3, 4 – номер поверхности

5) эффективная температура окружающей среды.

Менее значительное влияние на работу радиатора с промежуточными экранами оказывают:

- 1) число экранов;
- 2) температура корпуса космического аппарата;
- 3) степень черноты поверхностей.

Диапазон рабочих температур приемников инфракрасного излучения 78 – 110 К. Тепловыделение обычно составляет от 20 до 200 мВт. Необходимая для отвода этого тепла площадь поверхности радиатора имеет порядок 0,1 м<sup>2</sup>. В большинстве случаев эффективная температура окружающей среды и температура корпуса космического аппарата равны соответственно 3 и 293 К. Теплопроводность материалов, пригодных для изготовления узлов крепления, составляет около 0,02 Вт/м<sup>2</sup>·К. Значения степени черноты 0,9 и 0,05 являются вполне реальными для излучающих и отражающих поверхностей.

б) уменьшения передачи тепла теплопроводностью через узлы крепления благодаря использованию малотеплопроводных материалов;

в) обеспечения отвода тепла излучением в космос (вследствие высокой степени черноты поверхности) от каждого экрана.

Основными параметрами, которые влияют на характеристики радиатора с промежуточными экранами, являются:

- 1) рабочая температура;
- 2) тепловая мощность, сбрасываемая радиатором;
- 3) площадь радиатора и основания (последнего экрана);
- 4) термическое сопротивление узлов крепления между экранами;

Решения задач терморегулирования КА при их эксплуатации требуют решения вопросов технологического обеспечения поверхностей деталей с заданными поглощательной и излучательной способностями.

Получили применение блоки уголковых отражателей для лазерных измерений дальности, жалюзи системы терморегулирования с приводами. Так, система терморегулирования спутника "Глонасс-М" (российской глобальной навигационной системы) поддерживает температуру в гермоконтейнере в пределах  $0 \dots 40 \text{ }^{\circ}\text{C}$  при использовании управляемых электронагревателей и активного газового контура с вентилятором. Отвод тепла осуществляется через радиационную поверхность, закрываемую жалюзи в зависимости от температуры газа.

Для обеспечения отвода тепла от приборов к радиационным поверхностям все тепловыделяющие приборы желательно крепить непосредственно к радиационным поверхностям. Стенка прибора, обращенная к радиатору, и поверхность радиатора должны иметь высокие значения коэффициентов излучения  $\varepsilon$ .

Толщины радиаторов должны выбираться на основании тепловых расчетов температурных полей по радиационным поверхностям. При выборе материала для радиаторов и кронштейнов, участвующих в передаче тепла, необходимо стремиться к применению материалов с максимальным отношением  $\lambda/\gamma$  (коэффициента теплопроводности материала к абсолютной диэлектрической проницаемости материала). При этом следует иметь в виду, что теплопроводность материалов существенно зависит от малых примесей и термообработки. Тепловой поток от работающей аппаратуры через лапки приборов достигает радиатора, растекается по радиатору и излучается с его внешней поверхности. Стационарное превышение температуры радиатора в местах крепления лапок над средней температурой радиатора зависит при прочих равных условиях от мощности прибора и толщины радиатора. Допустимая величина перепада является определяющей для выбора толщины радиатора.

Значительная часть научных приборов, устанавливаемых на космических аппаратах при построении радиационной системы терморегулирования, может функционировать в сравнительно узком интервале допустимых температур. Обеспечение требуемого интервала температур сопряжено с необходимостью применения в приборных отсеках космических аппаратов активной системы терморегулирования.

В условиях открытого космического пространства единственным способом сброса избыточного тепла является излучение.

В качестве основного элемента системы терморегулирования применяется радиатор, оптические характеристики поверхности которого можно оценить как неизменные.

Тепловой поток, излучаемый радиатором, определяется:

$$Q_p = \varepsilon_p \cdot \sigma \cdot F_p \cdot T_p^4, \quad (5.3)$$

где  $\varepsilon_p$  – средняя степень черноты поверхности радиатора;

$F_p$  – площадь излучающей поверхности;

$T_p$  – температура излучающей поверхности;

$\sigma$  – постоянная Больцмана.

Регулирование величины теплового потока может быть достигнуто установкой над излучающей поверхностью радиатора жалюзи, имеющих степень черноты поверхности, в несколько раз меньшую, чем степень черноты радиатора.

На рис. 5.7 показаны некоторые схемы возможной установки жалюзи над излучающей поверхностью.

На рис. 5.7,а жалюзи выполнены из неподвижных и перемещающихся панелей. В полностью открытом состоянии подвижные панели совмещаются с неподвижными панелями. Излучающие части поверхности радиатора открыты. В закрытом состоянии подвижные панели полностью перекрывают поверхность радиатора.

В таких системах подвижные створки перемещаются возвратно-поступательно в радиаторах прямоугольной формы или вращаются вокруг оси, перпендикулярной излучающей поверхности, в радиаторах круглой формы.

На рис. 5.7,б изображена схема жалюзи, состоящих из створок. Степень раскрытия излучающей поверхности радиатора определяется углом наклона створок  $\alpha$  к излучающей поверхности. Максимальное раскрытие излучающей поверхности происходит при  $\alpha = 90^\circ$ , полное закрытие – при  $\alpha = 0^\circ$ . Все створки жалюзи перемещаются одновременно параллельно друг другу.

На рис. 5.7,в приведена схема створчатых жалюзи, створки которых попарно перемещаются навстречу друг другу. Максимальное раскрытие происходит при  $\alpha = 90^\circ$ , полностью закрытое состояние дости-

гается при угле установки створки, равном  $\alpha_{\text{закр}}$ , зависящем от отношения  $b/l$  (при  $b/l = 1$  получено  $\alpha_{\text{закр}} = 60^\circ$ ).

Тепловой поток от излучающей поверхности в случае радиатора с жалюзи может быть описан уравнением:

$$Q_{\text{рж}} = \varepsilon_{\text{эф}} \cdot \sigma \cdot F_{\text{р}} \cdot T_{\text{р}}^4, \quad (5.4)$$

где  $\varepsilon_{\text{эф}}$  – эффективная степень черноты, характеризующая излучательную способность радиатора с жалюзи.

Из уравнений (5.3) и (5.4) можно найти значение  $\varepsilon_{\text{эф}}$  через степень черноты поверхности радиатора:

$$\varepsilon_{\text{эф}} = \varepsilon_{\text{р}} \cdot \frac{Q_{\text{рж}}}{Q_{\text{р}}}. \quad (5.5)$$

Вследствие неизбежности потерь тепла излучением через неплотности прилегания створок и потерь теплопроводностью через элементы конструкции жалюзи, величина  $Q_{\text{рж}}$  всегда будет меньше величины теплового потока, излучаемого радиатором без жалюзи. Следовательно, значение  $\varepsilon_{\text{эф}}$  никогда не будет больше или равно  $\varepsilon_{\text{р}}$ . Точно так же в закрытом состоянии  $\varepsilon_{\text{эф}}$  всегда будет больше нуля.

Эффективная степень черноты является основным качественным показателем системы активного радиационного терморегулирования. Отношение  $\varepsilon_{\text{эф}}$  в полностью открытом и в полностью закрытом состояниях жалюзи,  $D = \varepsilon_{\text{эф.закр}} / \varepsilon_{\text{эф.откр}}$ , представляет собой динамический тепловой диапазон системы радиационного терморегулирования и определяет возможности существования аппаратуры при различных степенях изменения тепловой нагрузки внутри приборного отсека и при различных положениях самого КА относительно Солнца на своей орбите.

На КА "Пионер" (США), запущенном до 1969 г., система радиационного терморегулирования обладала следующими параметрами: степень черноты радиатора  $\varepsilon_{\text{р}} = 0,85$ ; степень черноты поверхности створок, обращенных к радиатору,  $\varepsilon_{\text{с}} = 0,04$ ; эффективная степень черноты в открытом состоянии  $\varepsilon_{\text{эф.откр}} = 0,73$ ; эффективная степень черноты в закрытом состоянии  $\varepsilon_{\text{эф.закр}} = 0,20$ ; динамический диапазон  $D = 3,7$ . Однако в усовершенствованной системе жалюзи, предназначенной

для последующих изделий, достигнуты значения  $\varepsilon_{\text{эф.закр}} = 0,07$ ;  $\varepsilon_{\text{эф.откр}} = 0,82$ ;  $D = 11,7$ . Без учета потерь тепла в реальной конструкции жалюзи величина  $\varepsilon_{\text{эф}}$  зависит от значений степени черноты поверхности радиатора и поверхностей створок жалюзи, обращенных к радиатору, а также от геометрии жалюзи.

Структурная схема системы активного радиационного терморегулирования в общем виде показана на рис. 5.8. На ранней стадии космического аппаратостроения структура систем терморегулирования полностью соответствовала приведенной схеме и содержала в отдельности каждый из элементов схемы: контактный датчик температур, электронный командный блок электродвигателя, направляющие стержни и шарниры, опоры и створки. Позднее стало осуществляться совмещение чувствительного элемента и привода.

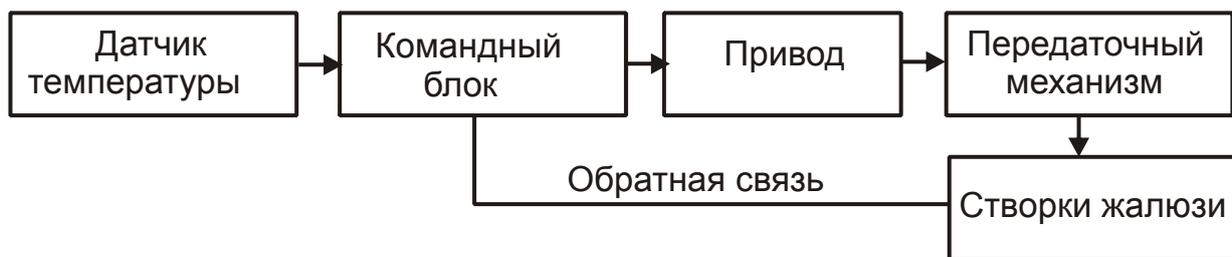


Рис. 5.8. Структурная схема активного радиационного терморегулирования

Ко второй группе систем можно отнести жалюзи, в которых используется жидкостно-наполненный чувствительный элемент. При нагревании давление расширяющейся жидкости через капилляры передается на сильфон, который в свою очередь приводит в движение створки жалюзи.

Достоинством систем с сильфонами является отсутствие энергопотребления от бортовой сети. Существенным недостатком можно считать низкую надежность жидкостных чувствительных элементов.

Третья группа систем характеризуется наличием общего для всех створок жалюзи биметаллического привода, являющегося одновременно и чувствительным элементом системы. Эти устройства схематично показаны на рис. 5.9 и рис. 5.10. Роль привода выполняет спиральная пружина, выполненная из биметаллической ленты. Система с несколькими дисковыми жалюзи такого рода была установлена на космических аппаратах "Эксплорер".

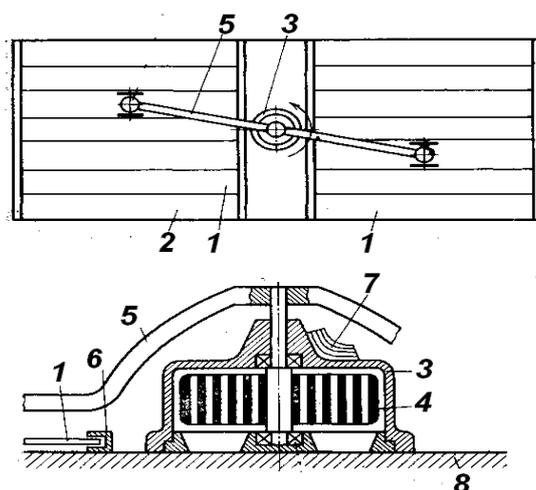


Рис. 5.9. Схема жалюзи прямоугольной формы с общим термобиметаллическим приводом: 1 – тепловой экран; 2 – участок покрытия радиатора с большим значением  $\varepsilon$ ; 3 – корпус привода; 4 – термобиметаллическая спираль; 5 – передаточное звено; 6 – направляющие теплового экрана; 7 – теплоизолирующее покрытие; 8 – радиатор

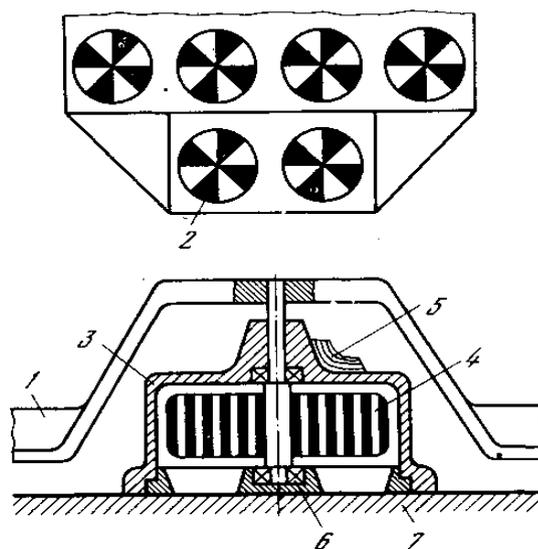


Рис. 5.10. Схема жалюзи дисковой формы с общим термобиметаллическим приводом: 1 – тепловой экран; 2 – участок покрытия радиатора с большим значением  $\varepsilon$ ; 3 – корпус привода; 4 – термобиметаллическая спираль; 5 – теплоизолирующее покрытие; 6 – подшипник оси привода; 7 – радиатор

Недостатком третьей группы систем является весьма низкий удельный вес полезной излучающей поверхности по отношению к общей площади поверхности радиатора. Постоянная экранировка и устройства занимают свыше 50 % всей поверхности радиатора. Низкая надежность систем определяется наличием единого привода для всех створок жалюзи.

К четвертой группе можно отнести прямоугольные и дисковые жалюзи со створками, поворачивающимися вокруг их продольной оси. Каждая створка имеет индивидуальный привод от термобиметаллической спиральной пружины. В дисковых жалюзи такие створки размещаются радиально. Общие виды систем этой группы представлены на рис. 5.11,а,б. Схема индивидуального термобиметаллического привода показана на рис. 5.12.

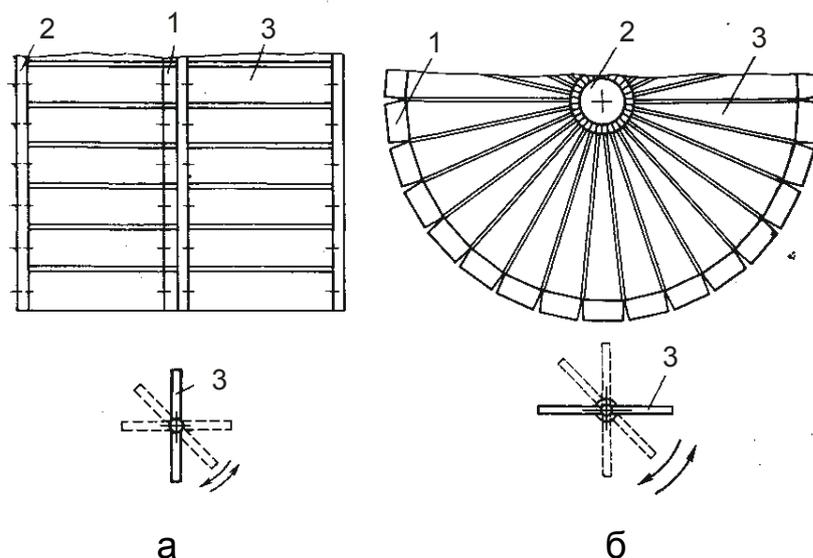


Рис. 5.11. Схема жалюзи прямоугольной (а) и дисковой (б) формы с индивидуальными термобиметаллическими приводами на каждую створку

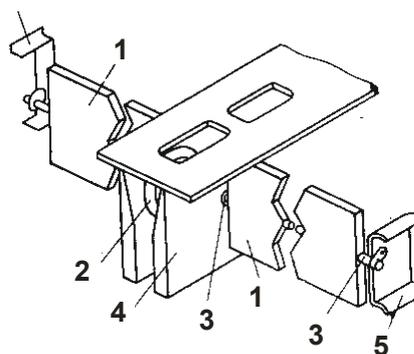


Рис. 5.12. Схема индивидуального термобиметаллического привода

В пятой группе наиболее полно используются полезные свойства термобиметаллов. В этих системах сами створки выполнены из термобиметаллических пластин. Пластины нижним концом крепятся непосредственно к поверхности радиатора. Верхние концы пластин, изгибающихся по радиусу в зависимости от изменения температуры, образуют щель над излучающей поверхностью.

Ввиду специфики изгиба термобиметаллических пластин в зависимости от температуры наиболее рациональной является установка пластин навстречу друг другу, как показано на рис. 5.7,в. Возможен вариант установки пластин параллельно друг другу (рис. 5.7,б), однако в этом случае весьма ограничивается диапазон раскрытия щели. Принцип действия термобиметаллической пластины в качестве саморегулирующейся створки жалюзи показан на рис. 5.13.

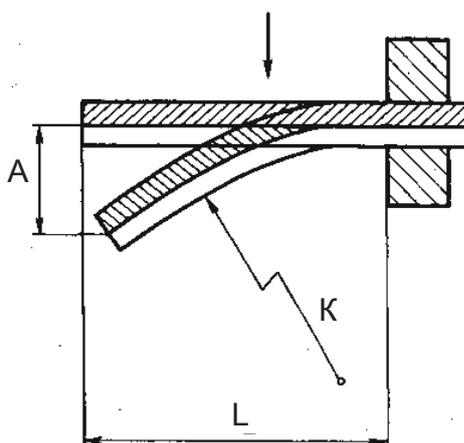


Рис. 5.13. Схема саморегулирующейся термобиметаллической створки жалюзи: A — прогиб; L — длина пластины; K — кривизна

На рис. 5.14 показан один из вариантов конструкции радиатора. На рис. 5.15 и рис. 5.16 показаны антенны спутника и узел выдвижения трубчатого элемента для выдвижной штанги гравитационной стабилизации КА. При создании на поверхности штанг минимального значения коэффициента поглощения  $A_s$  можно значительно снизить ее прогиб (искривление) под действием потока солнечных лучей.

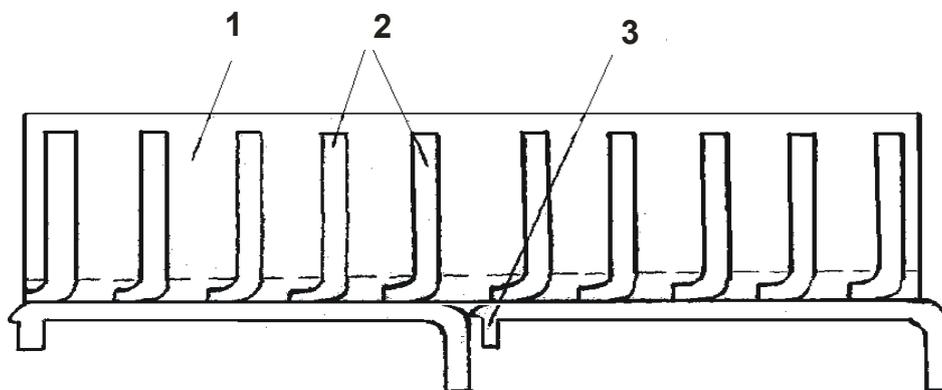


Рис. 5.14. Одна из схем конструкции радиатора: 1 — панель; 2 — тепловые трубки излучения; 3 — коллекторные трубки

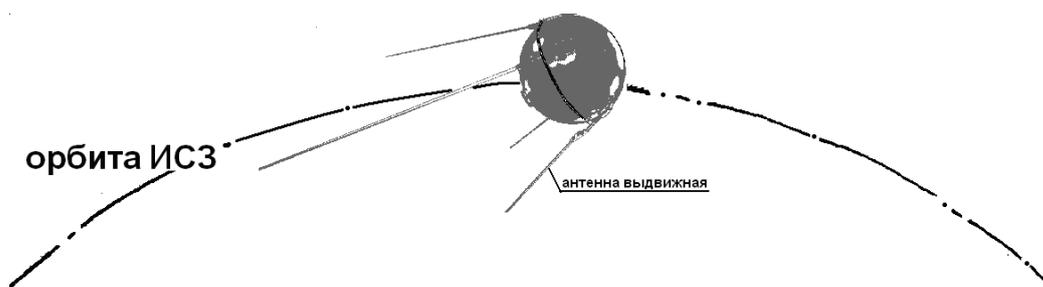


Рис. 5.15. Трубчатый выдвигаемый элемент в виде антенны

Увеличение прогиба (искривления) штанги приводит к изменению угла между направлением вертикальной оси спутника и местной вертикалью, что и снижает точность его ориентации [41; 39; 103].

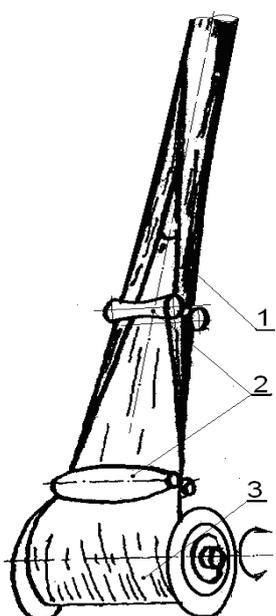


Рис. 5.16. Узел выдвижения трубчатого элемента штанги пассивной ориентации искусственного спутника Земли (ИСЗ):

- 1 – плосковорачиваемая трубка; 2 – направляющие ролики; 3 – барабан

Технологическое обеспечение деталей с заданными оптическими свойствами повышает надежность объекта при функционировании, а также приводит к снижению массы конструкции.

Задача технологического обеспечения деталей КА с заданными оптическими свойствами усложняется еще тем, что детали, эксплуатируемые в открытом космосе, имеют большие габариты и довольно сложную форму.

Панели, обечайки и кожухи изготовлены из листового материала алюминиевых или титановых сплавов толщиной 2 – 6 мм, а также трубных заготовок, имеющих большие габариты (рис. 5.14).

К рассмотренному классу деталей предъявляются требования по обеспечению стабильности оптических свойств без изменения в течение длительного времени. В процессе эксплуатации такие детали должны работать без профилактики и ремонта.

К группе деталей, для которых очень важно технологическое обеспечение высокой отражательной способности, относятся зеркала

лазерных установок. Такие зеркала изготавливают из меди и ее сплавов, молибдена, бериллиевых и других сплавов. Зеркала могут быть плоскими, сферическими, вогнутыми и достигать размеров 1 000 мм и более [37; 40; 54; 61; 72; 106].

Такие зеркала работают в лазерных устройствах, которые могут обеспечить выработку импульсов мощностью несколько сотен триллионов ватт и длительностью несколько наносекунд. По данным фирм США, они могут найти применение в космическом оружии в виде различных конструкций. Предназначение таких конструкций – уничтожение в космосе межконтинентальных и баллистических ракет [51]. При этом создается ударный импульс, под влиянием которого поверхностный слой цели испаряется. Фирма "Боинг аэроспейс" изучает и разрабатывает варианты боевого применения космических станций на основе химических лазеров мощностью 5 МВт с диаметром зеркал до 4 метров. Металлические зеркала применяются и в головках самонаведения управляемых ракет класса "Воздух–воздух". В управляемых ракетах ближнего воздушного боя используются оптические и инфракрасные головки самонаведения, характеризующиеся, прежде всего, малыми габаритами и малой массой. Условия эксплуатации таких головок предъявляют жесткие требования к их динамическим характеристикам, которые в значительной степени зависят от качества поверхности металлических зеркал [37; 40; 54; 61; 72; 106].

В оптике головок самонаведения для обеспечения высоких скоростей сканирования применяется система плоских зеркал, где единственным подвижным элементом является основное малоинерционное металлическое зеркало. Надежность сканирования обеспечивается оптической системой. Ответственность за поиск целей и достоверность передающей информации зависит от оптических свойств металлических зеркал. Потери мощности, точность его фокусировки определяются состоянием поверхности зеркал.

Все металлические зеркала в зависимости от наличия или отсутствия системы принудительного охлаждения могут быть разделены на две группы. Неохлаждаемые зеркала применяют в тех случаях, когда нагрев отражающей поверхности невелик или неэффективен теплоотвод (рис. 5.17), в противном случае используются охлаждаемые зеркала (рис. 5.18). Обычно неохлаждаемые зеркала используют в астрономических приборах и в маломощных или короткоимпульсных лазерах.

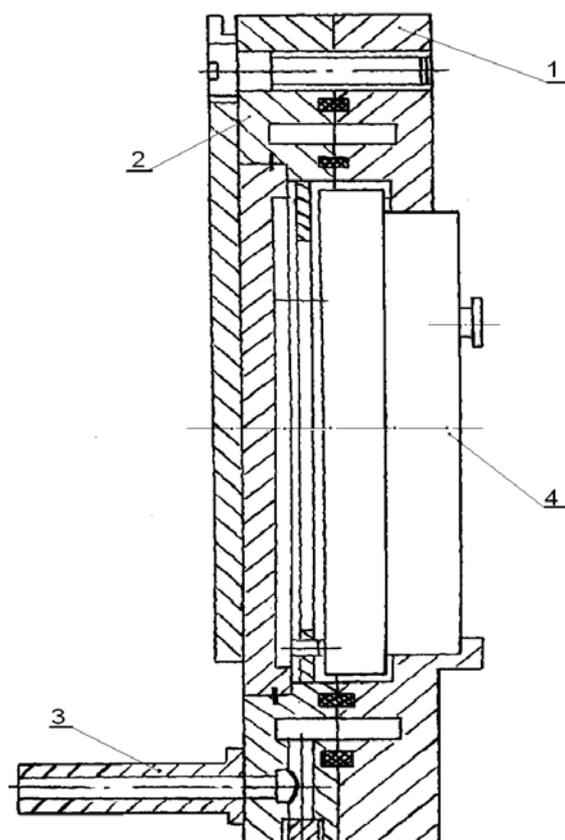


Рис. 5.17. Общий вид поворотного лазерного зеркала:  
1, 2 – корпус; 3 – штуцер; 4 – зеркало

Кроме требований по отражательной способности, к металлическим зеркалам предъявляются повышенные требования к точности изготовления. Исходя из условий эксплуатации деталей изделий, подвергаемых воздействию электромагнитных волн оптического диапазона, можно сформулировать основные требования к их рабочим поверхностям:

1. Для деталей, работающих под воздействием солнечной радиации и инфракрасного излучения, необходимо за счет конструирования изделий и применения методов их обработки обеспечивать заданные стабильные во времени оптические характеристики, такие как минимальные ( $A_s \leq 0,1$ ;  $\varepsilon \leq 0,05$ ) и максимальные ( $A_s \geq 0,9$ ;  $\varepsilon \geq 0,9$ ) значения поглощательной и излучательной способностей поверхности изделий.

2. Для деталей, эксплуатируемых под воздействием лазерного излучения, необходимо обеспечить максимальную отражательную способность  $R_s \geq 99\%$  при длине волны излучения 10,6 мкм. При этом должна быть обеспечена высокая точность формы поверхности детали (например, неплоскостность лазерного зеркала должна составлять 0,15 – 0,20 мкм на диаметре 500 мм).

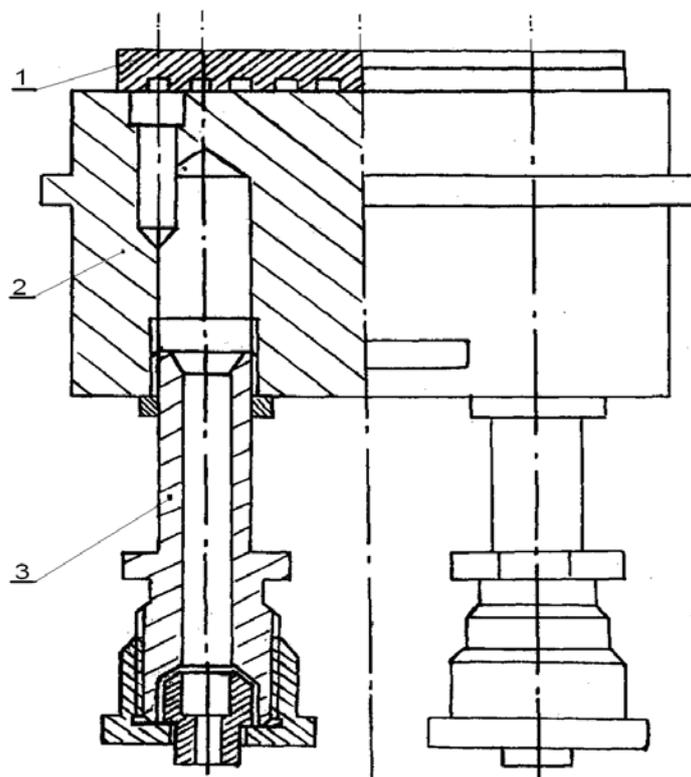


Рис. 5.18. Общий вид охлаждаемого зеркала:  
1 – зеркало; 2 – корпус; 3 – штуцер

Для обоснования требований к методам обработки прецизионных деталей рассмотрим обработку связанным абразивом – шлифование.

Известно, что неравномерное распределение температур в процессе шлифования вызывает образование прижогов и трещин, и, соответственно, участков разной твердости на обработанной поверхности, приводит к появлению остаточных напряжений и деформаций детали. При этом необходимые параметры шероховатости обрабатываемых поверхностей не всегда обеспечиваются шлифованием, а остаточные напряжения в большинстве случаев являются растягивающими, что существенно снижает усталостную прочность деталей.

Взаимодействие твердых тел инструмента и детали при шлифовании исследовалось в работах Ипполитова Г. М. [39], Маслова Е. Н. [64], Якимова А. В. [155], Редько С. Г. [104], Подзея А. В. [99] и др.

В работе Якимова А. В. [155] показано, что при шлифовании в зоне контакта круга с деталью возникают температуры, которые иногда превышают критические точки плавления шлифуемых металлов. Высокая температура сохраняется доли секунды, так как подавляющая часть возникающей теплоты сразу же отводится нижележащими слоями холодного металла. Но даже кратковременный нагрев вызывает структур-

ные изменения, внешне характеризующиеся прижогами. Кроме прижогов, на поверхностях деталей часто после шлифования наблюдаются трещины, возникшие под действием суммарных остаточных внутренних напряжений, которые являются следствием неоднородной пластической деформации в разных зонах поверхностного слоя.

Шлифование абразивными лентами – это разновидность процесса шлифования абразивными кругами. По сравнению с тонким шлифованием обработка абразивными лентами обеспечивает более высокое и стабильное качество поверхности при достаточно высокой производительности обработки [155]. В настоящее время шлифование абразивными лентами широко применяется для обработки деталей из жаропрочных сплавов, конструкционных сталей, цветных металлов с припуском на обработку 0,02 – 3 мм.

Снижение износостойкости поверхности после шлифования, особенно для ответственных деталей, требует использования дополнительной обработки – доводки, хонингования, притирки, полирования. При этом хонингование и суперфиниширование осуществляется связанным абразивом, а доводка (притирка) и полирование – свободным абразивом.

В работе Медведева В.В. [67] хонингование представлено процессом обработки поверхности зернами абразивных брусков. Бруски прижимаются к поверхности с определенным усилием и перемещаются относительно нее не менее чем в двух направлениях. Процесс хонингования определяется давлением и характеристикой брусков, окружной скоростью их перемещения. Кроме этих основных движений, бруски или деталь могут совершать дополнительные осевые или тангенциальные высокочастотные колебания.

Жесткая система прижима брусков к обрабатываемой поверхности позволяет исправить погрешности геометрической формы и получить необходимые показатели точности формы и рельефа обработанного отверстия. При хонинговании в резании одновременно участвует большое количество активных зерен, а скорость резания и давление инструмента на обрабатываемую поверхность при этом значительно ниже, чем при шлифовании.

В процессе хонингования абразивные бруски снимают припуск 0,01 – 1,0 мм и более. Удаляются гребешки, микронеровности и слой основного металла. В пределах снимаемого припуска обеспечи-

вается исправление погрешностей предыдущих операций в виде конусообразности, седлообразности, бочкообразности. Параметр шероховатости поверхности  $R_a$  после хонингования находится в пределах от 2,5 до 0,16 мкм.

Суперфиниширование – это процесс отделочной обработки поверхностей деталей мелкозернистыми абразивными брусками, совершающими колебательное движение. Он применяется, главным образом, для уменьшения микро- и макронеровностей, снятия дефектного слоя и увеличения опорной поверхности обрабатываемой детали. Суперфинишированием уменьшают значения параметра шероховатости поверхности  $R_a$  в пределах от 0,32 до 0,05 мкм, не исправляя погрешностей формы обработанной поверхности от предшествующей обработки (тонкого точения, шлифования, хонингования).

Рассмотрим способы обработки поверхностей деталей свободным абразивом: доводкой и полированием.

Вопросам обработки деталей абразивной доводкой посвящены работы Богомолова Н. И. [13], Маталина А. А. [65; 66], Ящерицина П. И. [160–162], Панасова П. П. [96], Дудко П. Д. [26; 27], Кременя З. И. [52], Морозенко В. Н. [70], Орлова П. Н. [95], Невлюдова И. Ш. [73] и др.

В работе Орлова П. Н. [95] показано, что физико-химические процессы при доводке сопровождаются образованием окисных пленок. Преобладание какого-либо вида разрушения обусловлено физико-механическими свойствами обрабатываемого материала детали и притира, природой и зернистостью абразива, геометрией зерна, свойствами ПАВ, динамическими параметрами процесса доводки – величинами и законом изменения давления, скорости и ускорения в процессе движения детали относительно рабочей поверхности притира.

Панасов П. П. [96], анализируя процесс доводки, предлагает выделить и рассматривать химико-механическую теорию, механическую теорию, теорию оплавления тончайших поверхностных слоев и комбинированную теорию.

Сущность химико-механической теории Гребенщикова И. В. [21] заключается в образовании окисных пленок под действием химически активных веществ и механического удаления – отрывания окисных пленок с поверхности металла изделия полирующими порошкообразными материалами (абразивами: крокус, окись хрома, окись алюминия,

окись кремния и т.д.). Окисная пленка поверхностей детали и полировальника способны к адсорбции молекул смазывающих веществ пасты, причем кислотные части молекул располагаются у поверхности изделия и инструмента, а жирные – снаружи. Абразивы, адсорбируя жирные части молекул, срывают окисные пленки в местах контакта с обрабатываемой поверхностью. Открывшиеся места поверхности металла вновь покрываются окислами с последующим их срывом.

Согласно механической теории, предложенной Шубниковым Л. В., при доводке твердых тел основным является влияние элементарных механических процессов, в результате которых разрушается материал и формируется поверхностный слой обработанных деталей.

При доводке твердых тел происходит скалывание и отрывание частиц, отделение стружки и наклеп – упрочнение обработанной поверхности материала вследствие пластических деформаций. В твердом теле при механической обработке в зависимости от условий воздействия абразива возникает упругое и пластическое деформирование или происходит пластическое или хрупкое разрушение. Характер разрушения зависит от скорости деформации твердого тела. Хрупкое разрушение твердого тела наблюдается при скорости воздействия, превышающей заданную величину. Скрытое хрупкое разрушение приводит к образованию микротрещин, что предшествует явному разрушению материала.

Теория оплавления тончайших поверхностных слоев металла, которые выравниваются под влиянием сил поверхностного натяжения и, охлаждаясь, становятся аморфными, не получила широкого развития. Гребенщиков И. В. считает, что процесс доводки едва ли способствует созданию условий, необходимых для такого оплавления, поскольку доводка осуществляется с обильной смазкой.

Согласно теории пластической деформации в поверхностных слоях под действием абразивных зерен металл течет, проявляется перераспределение его и заполнение впадин неровностей [13; 26; 27]. В результате доведенная поверхность становится чистой и гладкой.

Сторонники комбинированной теории [13; 26; 27; 52; 95; 96] считают, что процесс доводки сопровождается химическими и механическими явлениями, а также пластическими деформациями. На это обратили внимание Ящерицин П. И. [160–163] и Панасов П. П. [96], предложившие гипотезу, согласно которой доводка (притирка) свободным

абразивом – сложный процесс резания и снятия поверхностных слоев металла, сопровождающийся быстрым окислением. Стружка, полученная авторами указанных работ, состояла из 97 % неокисленного металла и 3 % окислов. Это позволило сделать вывод, что основное значение при доводке имеют пластические деформации и резание металла.

В современной научно-технической литературе рассматривается множество технологических факторов, по-разному влияющих на процесс обработки свободным абразивом. К основным факторам относятся материал и зернистость абразива, материал притира, конструкция притира, режимы обработки, материал обрабатываемой детали.

Абразив при обработке оказывает существенное влияние, как на съем металла, так и на шероховатость обработанной поверхности. Поэтому многие исследователи применяли для обработки разные микропорошки. В большинстве работ по обработке свободным абразивом рассматривались вопросы о влиянии различных поверхностно-активных веществ на этот процесс обработки.

Основными абразивными материалами для обработки свободным абразивом являются: электрокорунд нормальный, электрокорунд белый, карбид кремния зеленый. За последнее время промышленностью освоен выпуск новых абразивных материалов (алмаз синтетический, кубический нитрид бора и титанистый электрокорунд), которые по физико-механическим свойствам превосходят все ранее известные материалы. Однако отсутствие рекомендаций по составам паст и технологическому воздействию ограничивает их эффективное использование.

При обработке материалов средней твердости наибольшее применение получил электрокорунд, обладающий способностью дробления. Он позволяет получить шероховатость обработанной поверхности  $R_a = 0,08 \dots 0,16$  мкм. Однако производительность обработки порошками из электрокорунда незначительная.

Влияние зернистости микропорошков изучалось в работах Кедрова С. М. [45] и Богомолова Н. И. [13], которые рекомендуют производить доводку абразивными микропорошками с размерами зерен не более 28 мкм. Обработка более крупными зёрнами не приводит к заметному повышению производительности, а вызывает резкое увеличение высотных параметров шероховатости поверхности.

В работе Кедрова С. М. [45] установлено, что меньший съем металла достигается при использовании микропорошков мелких фракций

M3/2, а большой съём – микропорошков M7/5, M28/20. Увеличение размеров зерен в 10 раз позволяет повысить съём металла всего лишь в 1,3 – 1,4 раза.

В работах Каракулова Н. С. установлено, что с увеличением размера зерна электрокорунда белого от M7/5 до M20/14 шероховатость поверхности увеличивается в 1,8 – 2,2 раза, а с увеличением размера зерна от M20/14 до 60/40 – увеличивается в 1,1 – 1,2 раза. Это согласуется с полученными данными при механической доводке [45].

Значительное внимание при обработке свободным абразивом уделяется выбору наилучшего материала притира. По этому вопросу нет единого мнения среди исследователей. При доводочных процессах общепринятым материалом многие считают чугун, как наиболее износостойкий, легко поддающийся шаржированию. При доводке свободным абразивом наибольшую производительность показали притиры из зеркального стекла и чугуна. Латунные притиры имеют в 5 раз больший износ, чем чугунные, хотя и обеспечивают примерно одинаковую шероховатость поверхности.

В работе Кедрова С. М. [45] установлено, что на операциях окончательной доводки отверстий высокой точности в стальных закаленных деталях целесообразно применять притиры из мягкой стали. По сравнению с чугунными притирами, стальные притиры, хотя и обеспечивают более низкую производительность, однако изнашиваются в 2 – 3 раза меньше и повышают точность обработки.

На основе проведенного анализа можно сделать вывод, что при доводке свободным абразивом наиболее применимы: закаленная сталь, стекло, чугун, а для работы шаржированными притирами – чугун, медь, латунь. Чугун следует использовать для тонкой доводки мелкозернистым абразивом, а медь и латунь – для грубых операций с крупным зерном.

В настоящее время на предприятиях применяются различные притиры, имеющие форму гладких цилиндров, со сплошными спиральными канавками и спиральным пазом, с крестовидными канавками.

Изучением режимов резания при обработке свободным абразивом занимались многие исследователи [26; 27; 45; 52; 70; 96].

По данным Космачева И. Г., с увеличением скорости резания производительность обработки возрастает пропорционально скорости (до достижения 4 м/с). Дальнейшее увеличение скорости приводит к

снижению производительности обработки, что связано с интенсивным дроблением абразивных зерен и удалением абразивной смеси с притира под действием центробежных сил. Точность размеров и формы доведенных поверхностей деталей при значительном увеличении скорости ухудшается вследствие образования жидкостного клина между деталью и притиром, а также из-за нагрева и температурных деформаций.

Авторы работ [26; 27; 52; 70] установили величину давления, соответствующего наибольшей производительности обработки и наименьшей шероховатости поверхности. С увеличением давления и, соответственно, производительности доводки увеличиваются значения высотных параметров шероховатости поверхности. По данным исследований [26; 27; 45; 96], давление является одним из основных факторов, с помощью которого можно регулировать величину снимаемого припуска в широких пределах. Панасов П. П. в работе [96] рекомендует при обработке стали твердостью HRC 52 устанавливать давление, равное  $(0,5 - 1,0) \cdot 10^2$  кПа, при обработке стали HRC 62 – давление, равное  $(2,5 - 5,0) \cdot 10^2$  кПа.

В работе Морозенко В. Н. [70] установлено, что при доводке с малыми давлениями можно получить матовую поверхность, обладающую повышенной износостойкостью. Образование ее автор объясняет спецификой взаимодействия абразивных зерен с обрабатываемой поверхностью. При малых давлениях не наблюдается торможение и шаржирование абразивных частиц и отсутствует массовое резание-царапание. Абразивные частицы, перекатываясь между поверхностями и соударяясь с ними, производят выкалывание микрочастиц материала и многократное упрочнение микроучастков.

Необходимо отметить, что способы обработки свободными абразивами разработаны сравнительно недавно и изучены менее, чем методы обработки закрепленным абразивом. Нормативы выбора режимов обработки практически отсутствуют, а рекомендации противоречивы. В связи с этим важно рассмотреть физико-технологические особенности этих способов обработки, среди которых наиболее распространенным является полирование. Это механическое полирование, где преобладает механическое воздействие абразива на поверхность обрабатываемого металла. Обработка может осуществляться жестким полировальником, в результате чего неровности подвергаются пластическому деформированию. Полирование можно осуществлять эла-

стичным полировальником с абразивной суспензией или пастой [70]. При химическом полировании определяющую роль играет химическая реакция между раствором и обрабатываемым металлом. Для электрохимического полирования характерно протекание химических реакций между электролитом и обрабатываемым изделием под воздействием электрического тока.

Таким образом, механическое полирование поверхности осуществляется связанным и свободным абразивом. В первом случае инструментом служат абразивные ленты или полировальные круги с закрепленными абразивными зернами. Во втором случае обработка выполняется кругами и лентами, покрытыми полировальной пастой или суспензией. Полировальные операции трудоемки, особенно при обработке деталей сложной конфигурации.

Абразивное полирование – давно известный и широко распространенный способ обработки незакрепленными абразивными частицами. Абразивные частицы удерживаются полировальником, который обеспечивает направленное перемещение рабочей среды. Существуют рекомендации по выбору материалов для полировальника, выбору абразивных частиц для рабочего состава, выбору поверхностно-активных веществ, выбору режимов обработки. Однако эти данные не систематизированы и не всегда находят практическое применение. Сущность способа заключается в механическом воздействии на обрабатываемую поверхность шаржированных в полировальник и перекачиваемых зерен, осуществляющих микрорезание, царапание и поверхностное микропластическое деформирование.

Получило применение на практике и магнитно-абразивное полирование. Сущность способа магнитно-абразивного полирования (при обработке по схеме с механическим приводом) заключается в том, что обрабатываемой поверхности детали или порошок с магнитными и абразивными свойствами, помещенным в магнитное поле, сообщают принудительное движение относительно друг друга. Съем металла осуществляется в результате силового воздействия порошка на поверхность детали и указанных относительных движений. Принципиальная схема обработки приведена на рис. 5.19.

Особенностью способа, предложенного в работе [10], является применение пульсирующего магнитного поля, направленного радиально относительно оси расположения полюсов, и осцилляции детали

вдоль оси. Обрабатываемая деталь помещается между полюсными наконечниками электромагнита с некоторыми зазорами, в которые подается порошок, обладающий магнитными и абразивными свойствами. Механический привод сообщает детали вращательное и осциллирующее вдоль оси движение. Силами магнитного поля зерна порошка удерживаются в рабочих зазорах, прижимаются к поверхности детали и производят ее обработку. В рабочие зазоры подается технологическая жидкость.

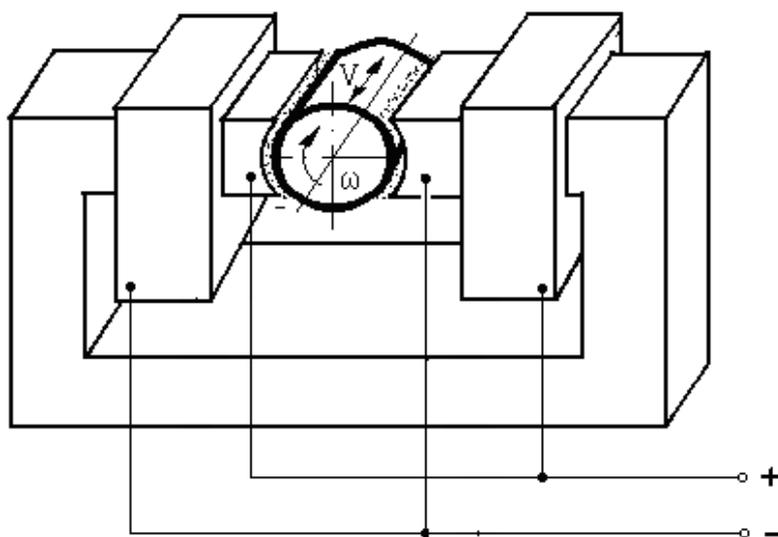


Рис. 5.19. Схема магнитно-абразивного полирования цилиндрической поверхности

В качестве технологических факторов рассматриваются: величина магнитной индукции в рабочем зазоре, материалы магнитно-абразивного порошка и обрабатываемой детали, величина рабочего зазора, скорость относительного движения порошка и детали, наличие вспомогательного рабочего движения (движения осцилляции), состояние исходной поверхности (физико-механические свойства и микрогеометрические характеристики), наличие и вид технологической жидкости, величина зерен порошка.

Очевидно, что наиболее близкими по физической сущности являются процессы, объединенные в подгруппу воздействия с соударением частиц. К ним достаточно близко примыкают процессы воздействия направленным потоком частиц. Некоторыми отличиями обладает подгруппа воздействия со скольжением частиц.

Необходимо отметить, что в настоящее время отсутствуют теоретические основы методов обработки свободным абразивом, а от-

дельные справочные материалы не сведены в единое целое. Это затрудняет оптимизацию технологических параметров обработки свободным абразивом. Поэтому установление общих особенностей и закономерностей рассматриваемых методов обработки создадут предпосылки разработки единой теории, а индивидуальные особенности позволят разработать методику выбора метода обработки для конкретного технологического процесса.

Одним из наиболее распространенных методов обработки свободными абразивами является вибрационная обработка [5]. В зависимости от характера применяемой рабочей среды это механический или химико-механический процесс съема мельчайших частиц металла и его окислов с обрабатываемой поверхности, а также сглаживание микронеровностей путем их пластического деформирования частицами рабочей среды, совершающими в процессе работы колебательное движение.

Обрабатываемые детали загружаются в рабочую камеру, заполненную рабочей средой требуемой характеристики. Рабочая камера, установленная на упругой подвеске, может колебаться в различных направлениях (рис. 5.20).

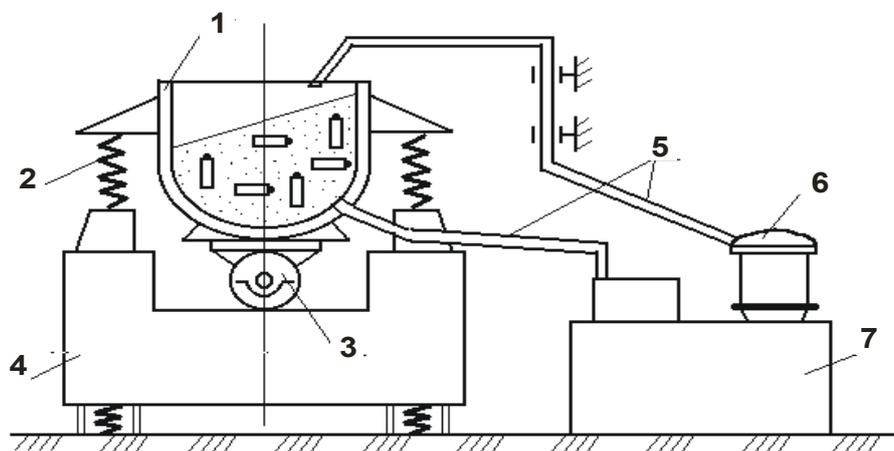


Рис. 5.20. Схема процесса вибрационной обработки: 1 – рабочая камера; 2 – пружины; 3 – дебалансный вибратор; 4 – основание; 5 – шланги для подачи и слива технологической жидкости; 6 – помпа; 7 – бак-отстойник

Приводом рабочей камеры является инерционный вибратор с частотой до 50 Гц и амплитудой от 0,5 до 6 – 8 мм. В процессе обработки детали и частицы рабочей среды перемещаются, совершая два вида

движений: колебания и медленное вращение всей массы загрузки (циркуляционное движение). От стенок рабочей камеры вибрация передается прилегающим слоям рабочей среды, которые сообщают ее следующим слоям и т. д. В процессе обработки детали занимают различные положения в рабочей среде, что обеспечивает достаточно равномерную обработку всех поверхностей. Большое количество микроударов на обрабатываемую деталь одновременно в различных направлениях способствует в некоторой степени удержанию ее во взвешенном состоянии, исключая грубые забоины и повреждения. Это позволяет обрабатывать детали малой жесткости. В результате циркуляции обработка происходит во всех зонах рабочей камеры, наиболее эффективно возле дна камеры, где давление рабочей среды выше.

Большинство операций вибрационной обработки производится с непрерывной или периодической подачей технологической жидкости. Она обеспечивает удаление продуктов износа (частиц металла и абразива) с поверхности деталей и частиц рабочей среды, смачивает детали и среду, помогает их разделению и равномерному распределению деталей в рабочей среде, способствует охлаждению обрабатываемых деталей. Конструкции вибрационных станков позволяют применять различные сочетания твердых, жидких и смешанных компонентов рабочих сред. Это создает условия протекания химических и электрохимических процессов. Вибрационная обработка производится в условиях относительно высокой активности обрабатываемой поверхности, вследствие ее очищенности от окислов и загрязнений и применения соответствующих технологических жидкостей. Объем рабочей камеры может изменяться от 0,1 дм<sup>3</sup> до нескольких м<sup>3</sup>, что позволяет производить обработку различных по размерам деталей.

В процессе обработки создаются эффективные условия для удаления стружки и шлама, свободно проникающих между частицами рабочей среды и уносимых технологическими жидкостями в бак-отстойник. Основными технологическими факторами являются амплитуда и частота колебаний, характеристики рабочей среды, материала деталей и время обработки.

Особенности вибрационной обработки – одновременная обработка большого количества деталей без закрепления, возможность обработки деталей различных размеров, возможность обработки деталей малой жесткости. Обработка производится в основном в преде-

лах профиля исходной шероховатости, т. е. является "безразмерной", однако при необходимости удаления дефектного слоя (после литья, штамповки и т. п.) можно удалять большой припуск за счет увеличения времени обработки.

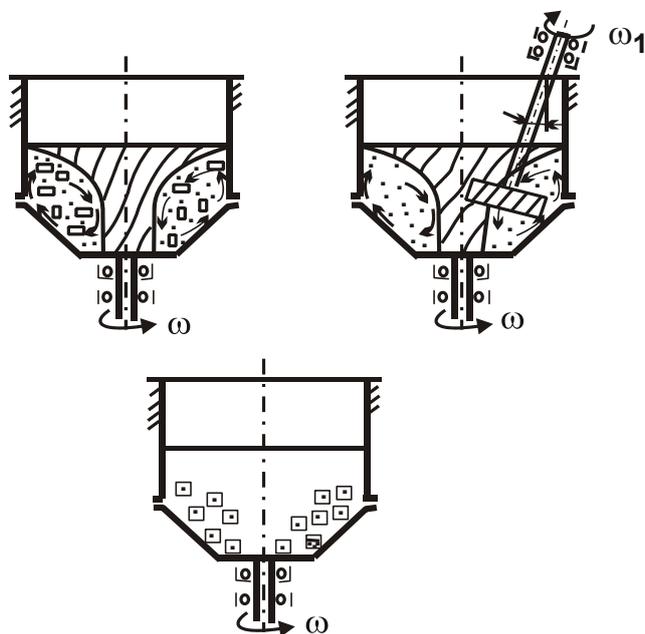


Рис. 5.21. Схема процесса центробежно-ротационной обработки

Способ объемной центробежно-ротационной обработки (рис. 5.21) заключается в том, что гранулированная обрабатываемая среда и детали приводятся во вращательное движение вокруг вертикальной оси таким образом, что приобретают форму тора, в котором частицы движутся по спиральным траекториям. Торoidalно-винтовой поток обеспечивается конструкцией рабочей камеры станка (рис. 5.21), состоящей из неподвижной обечайки и примыкающего к ней вращающегося ротора, имеющего в наиболее рас-

пространенном варианте форму тарелки.

Обрабатываемые детали загружаются в рабочую камеру произвольно и перемещаются вместе с рабочей средой. Съем металла осуществляется за счет относительного перемещения и взаимодействия абразивных гранул и деталей, смачиваемых жидкостью, непрерывно подаваемой в рабочую камеру. Таким образом, могут обрабатываться детали различной геометрической формы, имеющие достаточную жесткость, чтобы не деформироваться в торoidalно-винтовом потоке. Центробежно-ротационная обработка является "безразмерной", позволяет получить высокую интенсивность обработки за счет больших скоростей перемещения компонентов торoidalно-винтового потока. Свободное перемещение и циркуляция деталей в потоке способствуют их равномерной обработке. Технологическая жидкость обеспечивает удаление стружки и шлама с поверхности деталей и частиц рабочей среды, смачивает их, способствует охлаждению обрабатываемых деталей.

Интенсивность центробежно-ротационной обработки зависит от скорости вращения ротора и продолжительности обработки, характеристики и размеров частиц рабочей среды, объема рабочей камеры, механических свойств материала обрабатываемых деталей и т.п. Конструкция станков для центробежно-ротационной обработки также позволяет применять различные сочетания твердых и жидких компонентов, создавать условия для протекания химических и электрохимических процессов.

Особенности центробежно-ротационной обработки – высокая интенсивность обработки, повышенный износ рабочей среды, одновременная обработка партии деталей, обработка деталей небольших размеров. При этом существует опасность деформации деталей малой жесткости.

Способ струйно-абразивной обработки [102] заключается в использовании эффекта удара частиц обрабатывающего материала об обрабатываемую поверхность. Физическая картина процесса аналогична изнашиванию материалов, находящимся под действием потока частиц.

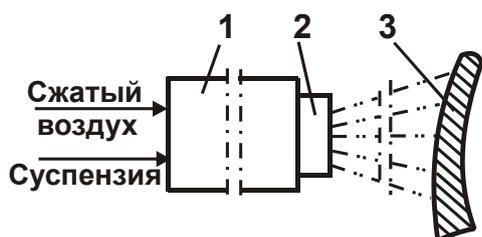


Рис. 5.22. Принципиальная схема струйно-абразивной обработки

При этом кроме съема металла с поверхности наблюдается ее упрочнение и изменение микрогеометрии, а в тонких поверхностных слоях возникают остаточные напряжения сжатия. Принципиальная схема струйно-абразивной обработки приведена на рис. 5.22. Перемешанные с жидкостью и соответствующими антикоррозийными присадками

частицы абразивного материала поступают в струйный аппарат, где посредством энергии сжатого воздуха разгоняются до скорости 100 – 200 м/с и распыляются соплом в виде струи, которая направляется на деталь и обрабатывает ее, соударяясь с поверхностью. Основными технологическими факторами, влияющими на результаты обработки, являются: давление сжатого воздуха, вид абразивного материала и его зернистость, концентрация и состав суспензии, угол атаки струи, длина струи и время обработки.

На эффективность процесса влияет также и конструкция струйного аппарата. Производительность струйно-абразивной обработки и качество обработанной поверхности зависят от вышеуказанных факто-

ров, а также от исходного состояния обрабатываемой поверхности (микрogeометрии, механических характеристик). Обработка также является "безразмерной".

Особенностью струйно-абразивной обработки является обработка одной или нескольких закрепленных деталей, необходимость перемещения сопла вдоль детали, обработка деталей различных размеров, необходимость устройства для сбора и возврата в струйный аппарат абразивных частиц.

Способ турбо-абразивной обработки основан на использовании техники псевдооживления сыпучих материалов и заключается в создании абразивного кипящего (псевдооживленного) слоя, в который помещают обрабатываемую деталь, задавая в зависимости от ее формы различные виды движения.

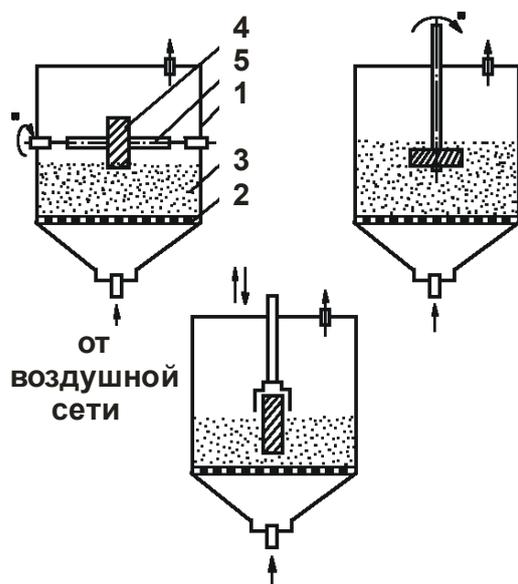


Рис. 5.23. Принципиальная схема турбо-абразивной обработки

Кипящий слой абразива создают следующим образом (рис. 5.23): в емкость цилиндрической или прямоугольной формы, дном которой служит специальная газораспределительная решетка, насыпают слой абразивного зерна, затем через распределительную решетку подают снизу вверх поток воздуха. При увеличении скорости воздушного потока частицы начинают совершать пульсационные перемещения в вертикальном и горизонтальном направлениях, ин-

тенсивно перемешиваясь вследствие турбулентности воздушного потока. При столкновении частицы получают вращение, которое является причиной возникновения поперечной силы, перемещающей зерно перпендикулярно направлению воздушного потока и являющейся источником хаотического движения частиц в кипящем слое. Критическая скорость псевдооживления, при которой слой переходит во взвешенное состояние, является важной характеристикой кипящего слоя. В такой кипящий слой абразивных зерен можно поместить деталь любой конфигурации и при соударении зерен с поверхностью детали съем ме-

талла будет происходить путем микрорезания либо усталостного разрушения. Малые скорости зерен в кипящем слое (примерно 0,1 – 1 м/с) и малые силы соударения обуславливают низкотемпературный характер процесса, а большое число соударений зерен с каждым участком поверхности детали – получение однородного микрорельефа поверхности. Однако при неподвижной детали, погруженной в кипящий слой, производительность обработки весьма мала, и такой процесс экономически неэффективен.

Значительное увеличение производительности достигается путем сообщения детали движения, вращательного или колебательного, причем последнее менее эффективно, поскольку его скорость ограничена инерционными силами (15 – 20 м/мин).

Основными факторами, влияющими на производительность турбо-абразивной обработки являются скорость вращения детали, скорость воздушного потока, вид и зернистость абразивной среды, механические свойства материала детали. Обработанная поверхность после турбо-абразивной обработки имеет кратерообразный микрорельеф, состоящий из большого количества коротких царапин, которые создают матовую поверхность.

Поскольку достаточно жесткого, имеющего определенную форму, инструмента при турбо-абразивной обработке нет, то точность размеров и формы деталей не может быть повышена направленно.

Однако, учитывая относительно малые размеры снимаемых слоев металла, можно предположить (и эксперименты это подтверждают), что существенных погрешностей при этом виде обработки не возникает. Следует иметь в виду обязательное скругление острых кромок детали при турбо-абразивной обработке, что в ряде случаев может рассматриваться как положительный фактор.

Особенностью турбо-абразивной обработки является обработка одной или нескольких деталей, необходимость закрепления и вращения деталей, обработка деталей небольших размеров, необходимость предотвращения уноса в атмосферу абразивных частиц.

Метод обработки свободным абразивом, уплотненным инерционными силами [62], представляет собой процесс, в котором обработка происходит в результате контактного взаимодействия обрабатываемой поверхности с уплотненным под действием инерционных сил слоем свободного абразива при их относительном перемещении.

На рис. 5.24 показаны схемы процесса обработки различных видов поверхностей деталей свободным абразивом, уплотненным инерционными силами.

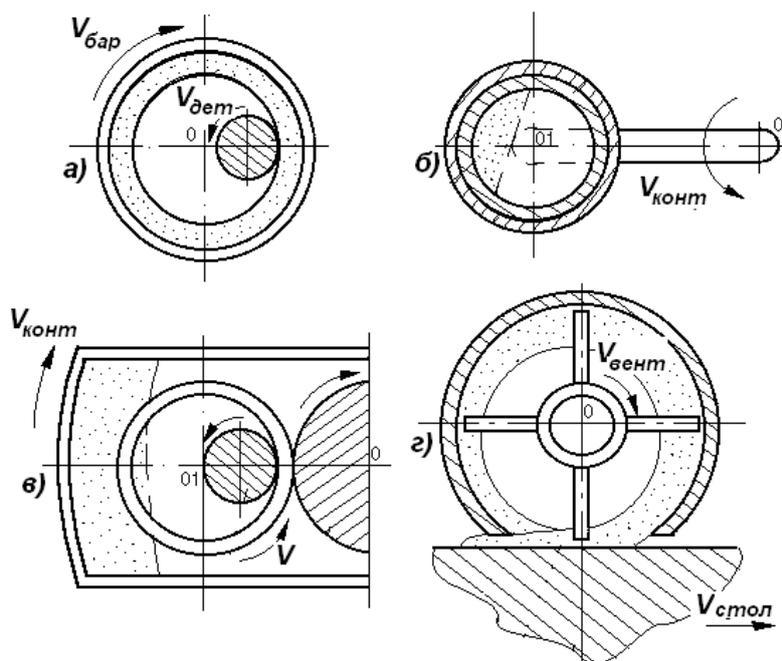


Рис. 5.24. Схемы обработки деталей свободным абразивом, уплотненным инерционными силами

По схеме рис. 5.24,а свободный абразив уплотняется во вращающемся барабане. Под действием инерционных сил абразивная суспензия прижимается к внутренней поверхности барабана и образует кольцо, которое в установившемся режиме будет синхронно вращаться вместе с барабаном. Такое кольцо сохраняет форму при вращении, а степень уплотнения частиц определяется угловой скоростью вращения барабана. При этом межзеренное пространство в уплотненном абразивном кольце будет заполнено жидкостью суспензии.

Поскольку твердые частицы уплотненного вращающегося слоя абразива обладают кинетической энергией, то при введении в этот слой детали, ее поверхность будет испытывать динамическое воздействие массы абразивных частиц. При ударе о поверхность и скольжении по ней абразивные частицы снимают мельчайшие частицы металла и производят обработку поверхности. Если деталь с наружной поверхностью вращения, то для обеспечения нормальной обработки всей поверхности, детали необходимо сообщить вращение вокруг собственной оси.

Уплотненный абразивный слой обладает определенной упругостью (податливостью) и плотно облегает поверхность погруженной в него детали, точно копируя форму ее профиля. При этом обеспечивается практически однородное давление на все участки профильной поверхности, и происходит их равномерная обработка. При обработке внутренних поверхностей вращения оказалось возможным производить формирование уплотненного абразивного слоя внутри полости деталей (рис. 5.24,б).

Перспективным является решение проблемы для обработки как внутренних, так и внешних поверхностей деталей одновременно (рис. 5.24,в).

Сложнопрофильные поверхности плоских деталей могут обрабатываться данным методом, если направить суспензию с уплотненным слоем свободного абразива на обрабатываемую поверхность. На рис. 5.24,г. показана схема установки, в которой абразив уплотняется инерционными силами от вращения ротора с лопастями. Уплотненный абразивный слой направляется через окно в корпусе барабана на поверхность обрабатываемой детали.

Способ обеспечивает сочетание процесса обработки, смазки и охлаждения, происходящих одновременно и неразрывно. Технологическая жидкость находится в зоне обработки под постоянным центробежным давлением, что обеспечивает эффективное проникновение ее во все микропоры и микротрещины в поверхностях обрабатываемых деталей. Возможность циркуляции технологической жидкости обеспечивает эффективный отвод тепла и делает процесс обработки низкотемпературным. Этим способом обеспечивается возможность регулирования в больших пределах процесса абразивного воздействия на обрабатываемую поверхность за счет изменения режимов обработки. По своим качественным характеристикам способ обработки свободным абразивом, уплотненным инерционными силами, относится к тонким "безразмерным" способам финишной обработки деталей, а наиболее эффективное применение находит при окончательной обработке поверхностей деталей сложного профиля.

Основными технологическими факторами, влияющими на результаты процесса обработки, являются скорость вращения системы и контейнера, продолжительность обработки, зернистость абразива и наличие дополнительных осциллирующих движений детали.

Особенности метода обработки свободным абразивом, уплотненным инерционными силами – обработка одной или нескольких деталей, необходимость закрепления и вращения детали, обработка в основном тел вращения, малая интенсивность обработки, необходимость герметизации устройства, обработка деталей небольших размеров.

### **5.3. Проблемы финишной обработки поверхностей прецизионных деталей**

Одной из существенных проблем при финишной обработке поверхностей прецизионных деталей является необходимость принятия нестандартных решений в первую очередь по разработке нетрадиционных конструкций технологического оснащения, выбору методов и технологических процессов обработки, режимов и состава рабочей среды.

Технологическая среда для обработки поверхности детали определяется методом обработки. Однако выбор состава технологической среды рабочей зоны – это задача многовариантная и однозначных рекомендаций по выбору не существует. Учитывая, что эксплуатационные характеристики поверхностных слоев деталей формируются на финишных операциях, то следует более подробно рассмотреть метод финишной абразивной обработки.

Как известно, в случаях, когда необходимо совместить высокую точность обработки деталей с высокими показателями качества поверхностного слоя, наиболее целесообразным методом финишной обработки является обработка свободным абразивом. Разработка математической модели процесса обработки свободным абразивом с применением компьютерных систем позволяет при заданных технологических параметрах управлять процессом обработки. Большой практический и научный интерес представляет исследование взаимодействия абразивных зерен с обрабатываемой поверхностью.

В настоящее время в доводочных процессах широкое применение находят поверхностно-активные вещества (ПАВ), входящие в абразивные составы, которые способствуют повышению эффективности процесса обработки. Применение абразивных составов в условиях доводки возрастает с каждым годом. При этом все большее значение приобретают эффективные абразивные составы для обработки высокоточных деталей, где необходимо совместить высокую точность об-

работки с высокими показателями качества поверхностного слоя обработанных деталей. При финишной обработке высокоточных деталей эффективность применения этого процесса, качество обработанных поверхностей и точность геометрических параметров в значительной степени зависят от компонентов, входящих в абразивный состав. В процессе абразивной обработки металлических поверхностей используется множество составов, отличающихся главным образом материалом абразивов (электрокорунд, алмазные микропорошки, тугоплавкие соединения и др.), а также неабразивными составляющими при заданном соотношении всех компонентов, входящих в абразивный состав. По своей характеристике абразивные составы различаются содержанием твердой составляющей, которая является основой, непосредственно участвующей в формировании поверхностей.

К твердым составляющим относятся: электрокорунды белый и нормальный, хромистые и титанистые; синтетические и природные алмазы, окись хрома, окись алюминия, окиси и двуокиси молибдена и др. В зависимости от назначения абразивных составов содержание твердой составляющей колеблется от 2 до 70 %. В качестве поверхностно-активных добавок применяются олеиновая кислота, смесь синтетических жирных кислот, молочная кислота, стеарин, смесь канифоли и скипидара. Композиции приготавливаются на основе различных масел, жиров. Применяются составы различной консистенции: твердые, пластичные и жидкие. Получение составов необходимой консистенции достигается с помощью парафина. Содержание поверхностно-активных химических добавок колеблется от 2 до 40 % в зависимости от консистенции и назначения абразивных составов. В производстве высокоточных деталей применяются доводочные и полировальные абразивные составы с размером зерна основной фракции от 40 мкм до 1 мкм и в отдельных случаях меньше 1 мкм.

В зависимости от величины съема материала и шероховатости обработанной поверхности абразивные составы подразделяют на грубые (с размером зерна 28 – 40 мкм), средние (с размером зерна 7 – 20 мкм) и тонкие (с размером зерна 1 – 3 мкм). С учетом вида технологического оборудования, режимов обработки, геометрической формы детали абразивные составы делят на мазеобразные и жидкие. В связи с большим разнообразием обрабатываемых материалов, режимов обработки и требований, предъявляемых к высокоточным деталям, воз-

никает необходимость в использовании довольно большой номенклатуры абразивных составов.

Когда необходимо получить высокое качество поверхностного слоя деталей после доводки с высокими точностными характеристиками, то наиболее эффективными оказываются абразивные составы, состоящие из мелких абразивных зерен и других неабразивных составляющих. В процессе обработки абразивные зерна оказывают основное влияние на характер формирования поверхностного слоя, поскольку они длительное время сохраняют режущую способность и форму, обеспечивая высокую эффективность процесса доводки. Но весьма сложным и длительным является процесс получения абразивных зерен нужных размеров, в особенности доводочных порошков мелкой зернистости. В настоящее время промышленностью выпускаются различные по составу и величине абразивные порошки от 1 мкм до 60 мкм. С целью наиболее полного удовлетворения возросших потребностей в изготовлении высокоточных деталей абразивной промышленностью освоена технология изготовления микропорошков с размерами зерен менее 1 мкм.

Эффективность абразивных составов зависит не только от материала и формы абразивных зерен, но и от остальных компонентов, входящих в абразивный состав. Однако вопросам правильного подбора неабразивных составляющих уделяется недостаточно внимания.

Абразивные составы, предназначенные для доводки всех видов материалов (металлических и неметаллических), изготавливаются на двух основах: растворимых и смываемых только органическими растворителями (керосином, бензином, спиртом и др.); водорастворимых – смываемых водой. Области применения абразивных составов весьма разнообразны. Обработка абразивными составами происходит с постепенным переходом от более крупной зернистости к более мелкой. Число последовательно применяемых абразивных составов зависит от величины припуска, получения необходимой шероховатости и качества поверхностного слоя. При небольших припусках обработка производится абразивным составом одной зернистости.

Абразивные составы применяются как при ручной, так и при машинной обработке. Задача достижения высокой производительности полирования может решаться за счет выбора более прочных материалов (алмаз, эльбор и др.) и наиболее эффективных ПАВ или других неабразивных составляющих.

## Выводы

1. Изучение состояния проблемы по технологическому обеспечению прецизионных деталей заданными эксплуатационными свойствами показало, что, несмотря на имеющиеся сведения о влиянии параметров поверхности на ее оптические свойства, в научно-технической литературе недостаточно отражены результаты теоретических и экспериментальных исследований, позволяющие установить связь оптических характеристик с параметрами поверхностей и технологией ее обработки.

2. Анализ опубликованных научно-технических работ показал, что изменение оптических характеристик поверхности в процессе ее обработки связано, в основном, с изменением высоты микронеровностей на поверхности. При этом недостаточно изучено влияние изменения физико-химического состояния поверхности, а также недостаточно отражены вопросы по сглаживанию поверхностного слоя лазерных зеркал и минимизации высотных параметров шероховатости поверхности.

4. На основании практических рекомендаций, приведенных в научно-технических работах, и с учетом условий эксплуатации металлоизделий для проведения дальнейших исследований предложены технологические методы обработки поверхностей деталей, обеспечивающие их эксплуатационные оптические свойства.

5. На основе анализа известных результатов исследований и опыта передовых предприятий по применению абразивных составов можно предложить следующие практические рекомендации:

разработку эффективных абразивных составов необходимо производить как за счет использования новых абразивных микропорошков, так и за счет научно обоснованного выбора неабразивных составляющих;

в зависимости от назначения абразивные составы должны быть эластичными, хорошо наноситься и удерживаться на рабочей поверхности полировальника в процессе обработки, при наличии температурного фактора абразивный состав не должен разбрызгиваться и оголять полировальник.

## **Раздел 6**

### **Технологическое обеспечение изготовления оптических металлоизделий механической обработкой**

#### **6.1. Методики проведения экспериментальных исследований параметров качества поверхностей оптических металлоизделий**

Изучение механизма образования неровностей на обрабатываемых поверхностях прецизионных деталей и разработка методик их контроля является одной из наиболее актуальных проблем технологического их обеспечения эксплуатационными характеристиками. Решение этих задач связано с рядом трудностей: отсутствие общих принципов анализа и синтеза процессов образования поверхностей; влияние технологических факторов на параметры качества процесса финишной обработки; в процессе обработки непрерывно изменяется состояние рабочей поверхности инструмента, входящего в контакт с обрабатываемой поверхностью детали; процесс обработки отличается стохастической природой.

Исследованию технологических процессов финишной обработки на основе системного подхода посвящены работы Гаврилова А. Н., Рыжова Э. В., Сулова А. Г., Новоселова Ю. К. [18; 90; 107]. Операции полирования, выполняемые свободным абразивом, могут быть отнесены к классу динамических систем. Сущность этих операций заключается в обмене информацией, энергией, материей между технологической системой и окружающей средой. В процессе обработки изменяется пространственное положение полировальной головки и абразивной гранулы в динамике, детали, их геометрические и физико-химические параметры. Это признаки динамической системы.

Теоретический анализ шероховатости поверхности при обработке свободным абразивом выполнен с целью определения условий ее уменьшения. За основу был взят теоретико-вероятностный подход. Математическое моделирование формирования параметров шероховатости поверхности основано на учете вероятностного характера уча-

ствия абразивных зерен в резании-царапании и пластическом деформировании. Разработанная система вычисления статистических характеристик отношения высот микронеровностей  $R_a/R_{max}$  включает в себя как аппаратное, так и математическое обеспечение.

Методика экспериментальных исследований параметров качества поверхностей предусматривает: выбор материалов, конструкций образцов и натуральных деталей; выбор условий и режимов обработки образцов; подготовку образцов для проведения экспериментальных исследований; определение параметров качества поверхностей образцов после обработки различными методами; измерение характеристик поверхностей и определение погрешностей; оценивание полученных результатов методами математической статистики.

Экспериментальные исследования проводились для обоснования результатов теоретических исследований по установлению связи шероховатости с оптическими характеристиками обработанных поверхностей, определению влияния различных методов и условий обработки на шероховатость и оптические характеристики, выбору рациональных методов и режимов обработки для обеспечения заданных оптических характеристик поверхностей деталей.

**Условия проведения экспериментов.** Исследование формирования поверхности деталей машин под действием технологических методов обработки для обеспечения заданных оптических характеристик осуществлялось на образцах и деталях машин из различных материалов: алюминиевых сплавов типа АМг3, АМг6 и Д16 (ГОСТ 1.19246-76), титановых сплавов ВТ6 и ОТ4-1 (ГОСТ 1.90218-76), чистой меди М1 и М0Б (ГОСТ 8559-78), медно-бериллиевых сплавов (ГОСТ 18175-77), молибдена поликристаллического (ТУ 141-2952-80). При моделировании процессов обработки использовали также стальные образцы.

Для анализа влияния методов обработки на формирование оптических характеристик поверхностей применяли механическую обработку (точение, фрезерование, шлифование, полирование, выглаживание, обдувку металлической дробью, гидроабразивную обработку), физическую обработку (термическое и химическое окисление, напыление нитридом титана) и электрохимическую обработку (полирование, анодирование). При механической обработке необходимо

учитывать твердость и пластичность обрабатываемого материала, при физической обработке – температуру плавления и теплопроводность обрабатываемого материала, при электрохимической обработке – физико-химическое состояние поверхностного слоя, его электропроводность, наличие окисных пленок.

Согласно классификатора технологических методов обработки поверхностей деталей машин, режимы обработки выбирали из условий обеспечения различных геометрических и физико-химических параметров поверхности.

Классификация методов обработки выполнена на основе изменения состояния поверхностного слоя за счет его послойного удаления или нанесения покрытия, или изменения его структурного состояния, т.е. на основе технологического воздействия, связанного с изменением массы вещества в обрабатываемой поверхности.

**Применяемые методы, способы и устройства для обработки.** Технологические методы обработки резанием осуществляли с использованием различных инструментальных материалов: традиционных (быстрорежущая сталь, твердые сплавы, абразивы и др.) и сверхтвердых материалов (природные и искусственные алмазы, эльбор, гексанит и др.).

Общий вид образцов для исследований с размерами  $50 \times 50 \times 5$  мм и  $\varnothing 50 \times 10$  мм, предназначенных для обработки различными методами, показан на рис. 6.1.

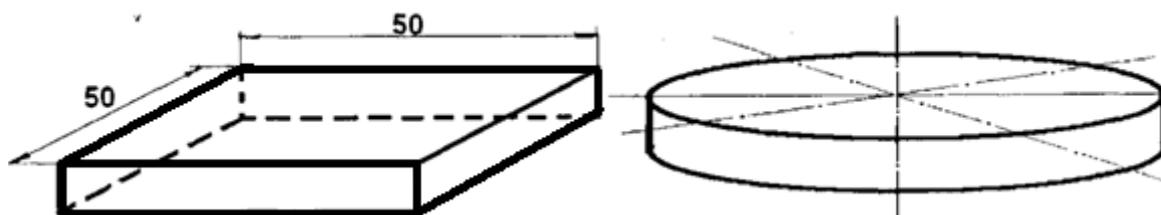


Рис. 6.1. Образцы для исследований  $50 \times 50 \times 5$  мм и  $\varnothing 50 \times 10$  мм

Выбор конструкции образца обоснован необходимостью иметь поверхность для измерения оптических характеристик (окно для измерений диаметром  $\varnothing \geq 25$  мм). Для обеспечения перемещения потока абразивной суспензии между полировальником и обрабатываемой поверхностью при полировании применяли сепаратор (рис. 6.2).

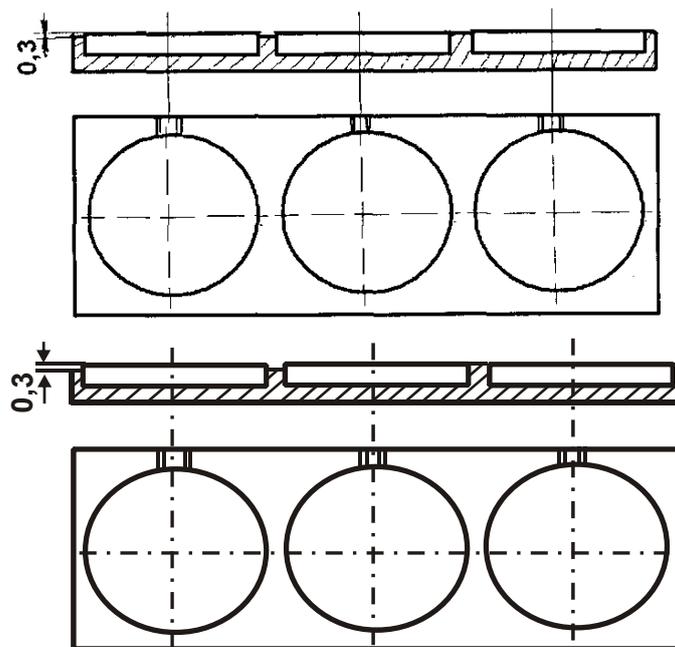


Рис. 6.2. Сепаратор для полирования образцов  $\varnothing 50 \times 10$  мм

Точение с заданными режимами осуществляли на токарном станке модели 16К20. Точения образцов из алюминиевых сплавов производили резцами из быстрорежущей стали и твердых сплавов (ВК3, ВК4) с применением масляной смазочно-охлаждающей жидкости (ОСМ-3). Тонкое точение образцов из алюминиевых сплавов осуществляли резцом из природного алмаза без применения смазочно-охлаждающей жидкости с режимом резания: скорость резания 400 м/мин; подача 0,02 мм/об.; глубина резания 0,01 мм. Обработку титановых сплавов выполняли резцами, оснащенными пластинками из твердого сплава ВК8. Геометрия резцов оставалась постоянной и характеризовалась следующими параметрами: передний и задний углы  $\gamma = \alpha = 10^\circ$ ; главный и вспомогательный углы в плане:  $\varphi = 90^\circ$  и  $\varphi_1 = 15^\circ$ ; угол наклона режущей кромки  $\lambda = 0$ ; радиус вершины  $R = 2$  мм; радиус округления режущей кромки  $r = 0,05$  мм.

Для обработки точением образцов из стали 40Х ГОСТ 4543-71 использовали проходной резец (материал режущей кромки – быстрорежущая сталь Р6М5). С учетом материала заготовки и диаметра обрабатываемой поверхности выбраны следующие режимы резания: скорость резания 200 м/мин; подача 0,1 мм/мин; глубина резания 0,5 мм. Геометрические характеристики инструмента: главный и вспомогательный углы в плане, соответственно  $\varphi = 45^\circ$  и  $\varphi_1 = 45^\circ$ ; угол

наклона режущей кромки  $\lambda = 0$ ; радиус вершины  $R=2$  мм; радиус округления режущей кромки  $r = 0,05$  мм. Образцы фрезеровали на горизонтально-фрезерном станке модели 6М82 (встречное фрезерование) с охлаждением эмульсией. Применялась цилиндрическая прямозубая фреза из быстрорежущей стали Р6М5 диаметром 60 мм, количество зубьев 16, углы  $\gamma = \alpha = 10^0$ .

Шлифование образцов осуществляли абразивными кругом 24А16М28К5/ПСС4015 на плоскошлифовальном станке модели 372М с охлаждением эмульсией.

Для выглаживания плоских и цилиндрических поверхностей образцов изготовлено специальное устройство с использованием сменных наконечников из поликристаллического синтетического сверхтвердого материала АСПК (нормаль ВНИИАЛМАЗ 0Н-037-103-67) и наконечника с шариком из стали ШХ-15 диаметром 5 – 8 мм. Устройство можно устанавливать на стол фрезерного или токарного станка.

Технические характеристики устройства для вибрационного выглаживания следующие: частота колебаний инструментальной головки 0 ... 5 кГц; форма колебаний – синусоидальная; амплитуда колебаний 0 ... 7 мм; радиальное усилие 0 ... 2,5 Н. Режимы обработки в процессе выглаживания поверхностей образцов из алюминиевых сплавов (наконечники из АСПК с радиусом 3 мм): скорость выглаживания 80 ... 100 м/мин; подача 0,04 мм/об.; радиальное усилие 1,2 Н.

Для прецизионной обработки поверхностей деталей из алюминиевых сплавов и меди использовали специальный станок для алмазного точения модели МК 2165 и специальные резцы из природных алмазов, изготовленные в соответствии с ТУ 037-95-87.

Образцы из меди и молибдена вначале подвергали предварительной обработке (точению), а затем шлифованию и полированию.

Полирование (доводка) осуществлялось на полировально-доводочном станке 4ПД-200 с использованием различных технологических составов и полировальников.

Абразивное полирование образцов из алюминиевых, хромоникелевых и медно-бериллиевых сплавов осуществлялось на полировальных станках фетровыми и войлочными кругами с наклеенными абразивными зернами или с жидкой суспензией, а также на виброполировальном станке (NASHTON Type M14 Metallurgical Vibratory Polisher) абразивной пастой с применением стеклянного притира.

Полирование алюминиевых и медно-бериллиевых сплавов осуществляли войлочными полировальниками с использованием суспензии, состоящей из карбида кремния и электрокорунда зернистостью 1–3 мкм, дистиллированной воды и добавок сульфаминовых соединений типа ОП 10. Также использовались технологические составы с алмазными микропорошками АСМ 1/0, АСМ 2/1 и АСМ 3/2, АСМ 7/5. Производилось полирование суспензией с использованием абразивного порошка  $Al_2O_3$ , полученного газодисперсным синтезом, с дистиллированной водой.

Гидроабразивную обработку осуществляли на специальном оборудовании, при изготовлении которого использованы разработки кафедры технологии машиностроения Днепропетровского металлургического института. При обработке применяли суспензии, включающие карбид кремния зеленого зернистостью 100 мкм, кальцинированную соду и нитрат натрия.

Обдувку металлической дробью осуществляли чугунными шариками с фракцией 0,3 – 0,5 мм при давлении воздуха 4 – 6 атм.

Для матирования поверхностей абразивными частицами использовали специальное оборудование и лепестковые круги повышенной жесткости (рис. 6.3, рис. 6.4).

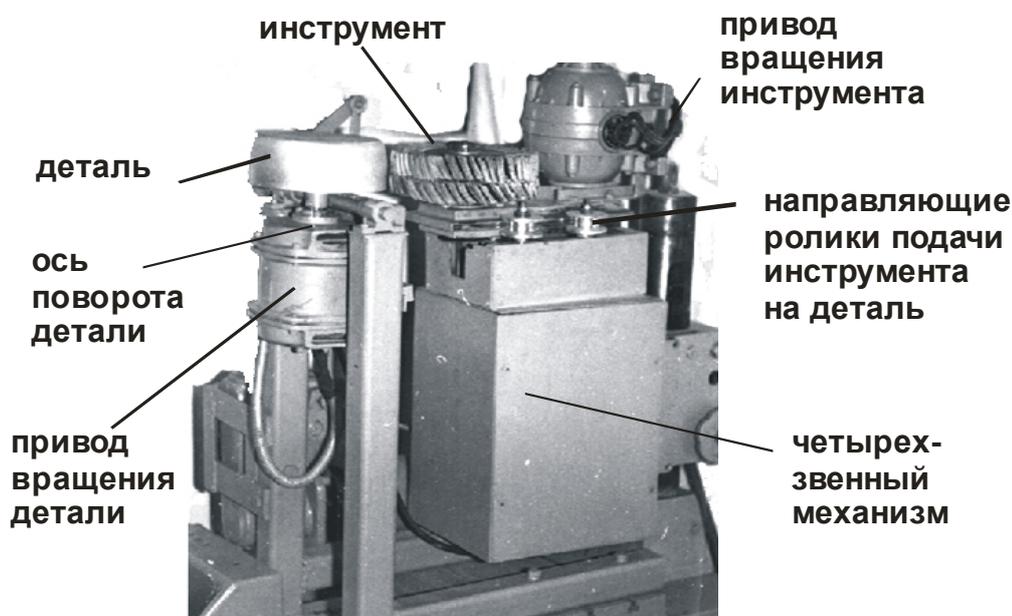


Рис. 6.3. Устройство для матирования поверхностей образцов (обеспечение светорассеивающих свойств) путем обкатывания иглощетками



Рис. 6.4. Расположение лепестков по периферии лепесткового круга 1 повышенной жесткости

Электрохимическое полирование образцов осуществляли по схеме бесконтактного подвода технологического тока (рис. 6.5, рис. 6.6).

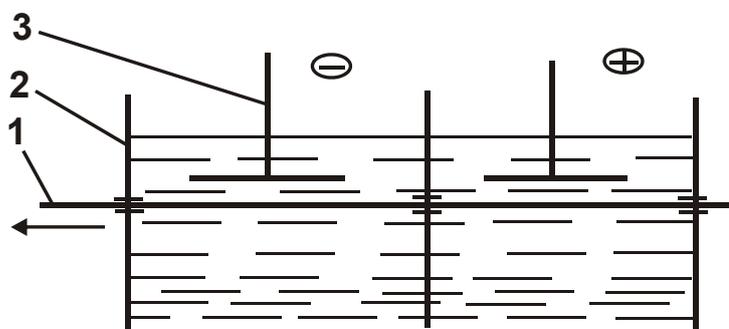


Рис. 6.5. Электрохимическая ячейка:  
1 – деталь; 2 – ванна; 3 – электроды

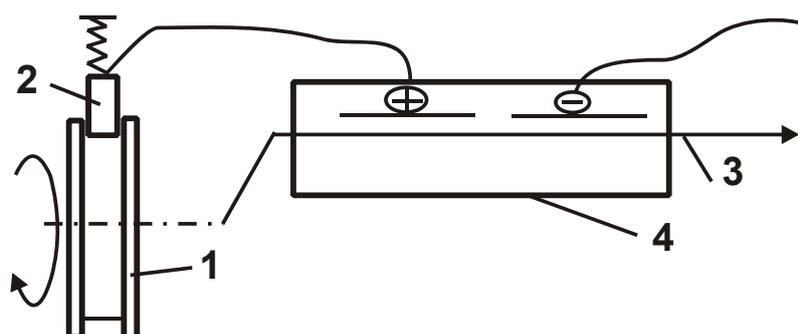


Рис. 6.6. Токосъемник для вращающейся ванны: 1 – медное кольцо; 2 – щетка графитовая; 3 – деталь; 4 – вращающаяся ванна

Электрохимическое полирование осуществляли в электролите: ортофосфорная кислота ГОСТ 10678-63 (плотность 1,55 – 1,7 г/см<sup>3</sup>, 800 – 1100 г/л); серная кислота ГОСТ 2184-67 (плотность 1,82 – 1,84 г/см<sup>3</sup>, 230 – 280 г/л; ангидрид хромовый ГОСТ 2548-69 – 70 – 90 г/л).

Электрохимическое полирование образцов осуществляли также электроконтактным способом (рис. 6.6, рис. 6.7). В качестве катода использовали свинец ГОСТ 3778-65. Нейтрализацию электролита осуществляли в водном растворе кальцинированной соды 100 г/л в течение 3 минут. Образцы промывали в холодной дистиллированной воде и сушили в шкафу при температуре 60 °С.

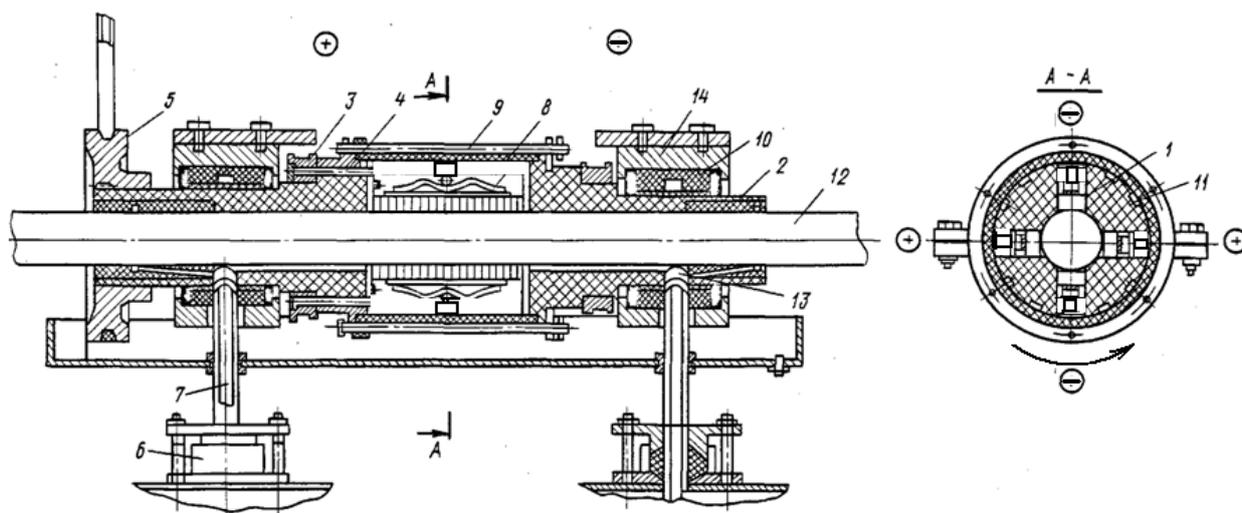


Рис. 6.7. Устройство для электрохимического полирования электроконтактным способом

Химическое полирование осуществляли в растворе следующего состава: фосфорная кислота с удельным весом 1,7 – (1400 – 1 600) г/л; азотнокислый аммоний – (70 – 100) г/л с удельным весом 1,66 – 1,74 при температуре 323 К – 353 К в течение 1 – 3 минут.

При термическом окислении применяли как низкотемпературный (до 873 К), так и высокотемпературный (свыше 873 К) нагрев. При температурах 873 К и 1073 К время выдержки при нагреве изменяли от 30 секунд до 70 минут, а при температурах 1173 К и 1273 К время выдержки изменяли от 20 секунд до 180 секунд. Верхний предел выдержки ограничен для низкотемпературного окисления стабильностью изменяемых параметров ( $A_s$  и  $\varepsilon$ ), при высокотемпературном окислении – механической целостностью образца и окисной пленки.

Анодирование проводили в сернокислом электролите ( $H_2SO_4$  – 180 – 230 г/л) с наполнением в хромпике и в горячей воде. Анодная плотность тока составляла 0,8 – 1,5 А/дм<sup>2</sup> при температуре 286 – 295 К. Время выдержки варьировалось от 20 до 5 минут.

Обработку образцов в растворе едкого натрия NaOH (40 – 50 г/л) производили при температуре 50 – 70 °С. Для травления образцов использовали азотную кислоту HNO<sub>3</sub> (300 г/л).

С учетом данных литературных источников в основу раствора для глубокого анодирования титановых сплавов предложено использовать органические кислоты (сульфосалициловую или щавелевую). Анионный состав раствора должен быть представлен как ионами-активаторами, выводящими титан из пассивного состояния, так и ионами-ингибиторами, предотвращающими питингообразование. При подборе состава раствора руководствовались общими представлениями об активном и пассивном состоянии металлов, а также сведениями по коррозионной стойкости оксидов титана в различных средах.

Непосредственно перед анодированием образцы подвергались специальной подготовке, которая заключалась в обезжиривании органическими растворителями, травлении в течение 20 секунд в растворе состава: 25 – 35 г/л HNO<sub>3</sub> и 80 – 110 г/л HF. После тщательной промывки в проточной и дистиллированной воде образцы помещали в ванну анодирования.

Для экспериментов выбирали следующие границы значений концентрации составляющих раствора для анодирования: сульфосалициловая кислота 50 – 150 г/л, щавелевая кислота 10 – 50 г/л и соляная кислота 1 – 25 г/л. Анодирование проводили в режиме стабилизации напряжения при температуре раствора 18 – 25 °С, времени анодирования 60 минут. Добавление соляной кислоты до 10 г/л приводит к изменению цвета пленок. Перемешивание раствора в процессе анодирования осуществляли механическим способом.

Для получения толстых анодных пленок на алюминиевых сплавах методом глубокого анодирования выбран сернокислый раствор (180 – 200 г/л), в качестве режима – режим падающей мощности, обеспечивающий благоприятные условия формирования пленок, плотность тока варьировали в пределах 7 – 15 А/дм<sup>2</sup>; температуру – в пределах 281 – 293 К. Процесс анодной обработки производили при тщательном перемешивании раствора сжатым воздухом в течение 30 – 60 минут.

Для анодирования титановых сплавов применялся сернокислый электролит. Режим анодирования: изменение напряжения от 5 до 75 В с учетом необходимой окраски, температура раствора 291 – 298 К.

Для получения анодных пленок толщиной свыше 30 мкм на титановых сплавах использовали два электролита:

а) электролит, состоящий из сульфосалициловой кислоты (70 – 80 г/л), щавелевой (18 – 20 г/л) и соляной (7 – 9 г/л) кислот при температуре 291 – 293 К и повышении напряжения от нуля и до рабочего значения (40 – 45 В);

б) электролит, состоящий из серной (400 г/л) и соляной (40 – 60 г/л) кислот при температуре – 30 – 50 °С и ступенчатом увеличении анодной плотности тока через 0,5 А/дм<sup>2</sup>.

Химическое оксидирование алюминиевых сплавов проводили в хромовокислом растворе Cr<sub>2</sub>O<sub>3</sub> – (3,0 – 3,5 г/л), в качестве активизирующей добавки использовали фторосиликат натрия.

Для получения покрытий электрофизическим методом на основе нитридов титана и молибдена использована установка типа "Булат-3Т". Плазменное анодирование осуществляли на установке типа УВМ.

Электроннолучевое напыление осуществляли на стенде ВНИИ электротермического оборудования на базе электроннолучевой установки мощностью 40 кВт. Лазерную обработку осуществляли на установках типа "Квант-16".

Электроискровое легирование проводили на установках типа ЭФИ-46А. При исследовании технологических методов обеспечения заданных эксплуатационных оптических характеристик проводили моделирование зависимости оптических характеристик от технологических факторов процессов обработки.

**Исследование параметров обрабатываемых поверхностей.** Оптические характеристики (коэффициенты поглощения  $A_s$  и излучения  $\varepsilon$  металлической поверхности) исследовались с применением фотометров ФМ-59, ФМ-85 и терморadiометров ТИС и Терм-1.

Интегральный коэффициент поглощения светового потока определяли на основании измерения коэффициента отражения исследуемой поверхности, т.е. величины, дополняющей коэффициент поглощения до единицы. На рис. 6.8 показана принципиальная схема прибора для измерения поглотительной способности.

Приемниками световой энергии в фотометре ФМ-59 являются фотоэлементы селеновый, чувствительный главным образом в видимой области спектра, и серно-свинцовый, область чувствительности

которого смещена к инфракрасной части спектра. Наличие двух фотоэлементов позволяет охватить спектральный интервал от 0,3 до 2,5 мкм.

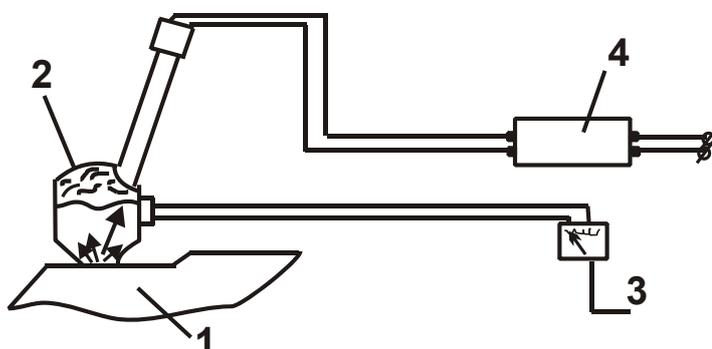


Рис. 6.8. Принципиальная схема прибора для измерения поглотительной способности: 1 – измеряемая поверхность; 2 – светомерная камера; 3 – миллиамперметр; 4 – источник питания

С помощью фотометра ФМ-85 измеряются интегральные коэффициенты отражения  $R_s$  в спектральном интервале 500 – 2 500 Нм, охватывающем около 96 % энергий солнечной радиации вне пределов земной атмосферы. Принцип работы фотометра ФМ-85 аналогичен фотометру ФМ-59.

Отражательную способность зеркал контролировали методом многократного отражения на длине волны  $\lambda = 10,6$  мкм. Для этого был использован специальный оптический стенд (рис. 6.9).

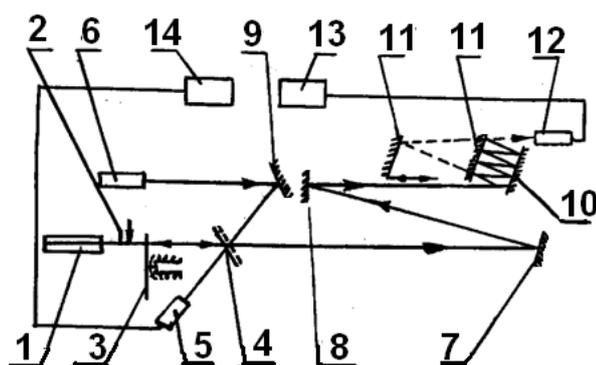


Рис. 6.9. Оптическая схема установки для измерения отражательной способности

**Принцип работы специального оптического стенда.** Луч лазера ЛГ-22-1 при открытом экране 2 проходит через ослабитель мощности 3, разделяется германиевой делительной пластиной 4 на

отраженный и зондирующий лучи. Зондирующий луч, отражаясь от плоского зеркала 7, попадает на сферическое зеркало 8, фокусирующее его в середине расстояния между контролируемыми деталями 10 и 11. Многократно отразившись от них, зондирующий луч попадает в измерительную головку 12 прибора. При выходе с измерительных головок 5 и 12 электрический сигнал, пропорциональный средней мощности попавшего в него излучения, поступает на измерительные блоки 13 и 14 соответственно опорного и измерительного каналов, по показаниям которых и производят отсчет.

Лазер ЛГ-56-6 устанавливают таким образом, чтобы его луч, отразившись от пластины 5, совмещался с инфракрасным зондирующим лучом по всей длине оптического пути. С помощью лазера ЛГ-56-6 юстируют всю схему, а также контролируют прохождение излучения во время измерений. Абсолютная погрешность измерения составляет не более 2 % при доверительной вероятности  $P = 95 \%$ .

Коэффициент поглощения измеряли с использованием калориметрической методики при угле падения излучения на образец  $45^{\circ}$  (длина волны  $\lambda = 10,6$  мкм). Кроме того, исследовали центральную зону рабочей длины образца при диаметре зондирующего луча, равного приблизительно 1 мм, и Р-поляризации излучения (электронный вектор находился в плоскости падения излучения). Ошибка измерений составляла  $\pm 5 \%$ .

Интегральный коэффициент излучения  $\varepsilon$  (степень черноты) определяли с помощью терморадиометра ТИС, в основу которого положен метод сравнения излучательной способности измеряемого участка поверхности с известной излучательной способностью образца, находящихся при одной и той же температуре.

Приемником теплового излучения является болометр типа БМЦ-3, который одновременно служит и излучателем, для чего его подогревают до температуры выше окружающей среды. Возникший благодаря разности температур поверхности болометра и измеряемого участка лучистый поток модулируется с помощью зеркального секторного модулятора (что устраняет воздействие на измеряемый сигнал тепловых помех). Часть потока болометра, пройдя через модулятор, попадает на измеряемую поверхность. Отраженный от измеряемой поверхности лучистый поток поступает на приемную

площадку болометра. Чем больше излучательная способность измеряемой поверхности, тем меньше отраженный от нее поток и, следовательно, больше разность потоков, отраженных от зеркальной части модулятора и измеряемой поверхности. Отраженный модулируемый лучистый поток вызывает периодическое изменение сопротивления чувствительного болометра и тем самым модулирует ток, проходящий через болометрический мост. Измерения проводили на спектральном интервале от 4 до 40 мкм. Эталонном для опытов служило золоченое зеркало с коэффициентом излучения  $\varepsilon = 0,02$  и модель черного тела  $\varepsilon = 0,96$ .

Для измерения излучательных характеристик образцов малых размеров применяли прибор "Терм-1", работа которого основана на использовании принципа передачи излучения между торцовыми поверхностями цилиндрического канала при зеркальном отражении от боковых стенок.

#### **Исследование геометрических параметров поверхности.**

Шероховатость обработанных поверхностей исследовали с помощью профилографа-профилометра модели 252, а также оптическим методом. Субмикронеровности на профиле впадин (выступов) шероховатости определяли с помощью растровой электронной микроскопии.

Расчет критерия шероховатости поверхности осуществляли по методикам, описанным в работе [152]:

$$F = [1 + 1,25 \cdot \pi^2 \cdot n^2 \cdot R_a^2]^{-1} \cdot \left(1 - \frac{R_a}{2H_{i_{\min}}}\right), \quad (6.1)$$

где  $R_a$  – среднее арифметическое отклонений профиля шероховатости поверхности, мкм;

$n$  – количество шагов неровностей по отношению к отсеченному шагу, 1/ мкм;

$H_{i_{\min}}$  – отклонение ординаты по наибольшей впадине профиля шероховатости поверхности, мкм.

Учитывая, что во втором множителе зависимости (6.1) присутствует отношение, равнозначное  $R_a / R_{\max}$ , необходимо изучить изменение этого отношения от технологических факторов полирования.

Для исследования субмикронеровностей поверхностей использовали растровые электронные микроскопы РЭМ-50 и ХМА-5.

Исследование формы обрабатываемых поверхностей (неплоскостности) производили плоскопараллельными стеклянными пластинами, а так же с помощью интерферометра ИТ100.

Для изучения тонкой структуры поверхностного слоя после различных методов обработки применялись рентгеноструктурный и рентгеноспектральный методы.

Рентгеноструктурные исследования образцов из исследуемых сплавов проводились на установке УРС-60 в Сч-излучении. Диаметр пятна рентгеновского луча равен 0,7 мм. Съёмка осуществлялась в камере РКД-354 по методу шлифа. Кроме этого, для рентгеноструктурного анализа использовали установку ДРОН-1.

Глубину дефектного слоя, образовавшегося после полирования образцов из меди, определяли путем послойного травления и контроля за степенью искажения поверхности рентгеноструктурным методом, а также по значениям микротвердости на ПМТ-3 при нагрузке 20 г.

При исследовании поверхностных слоев монокристалла молибдена использовали метод Лауэ на отражение, текстурный анализ и метод двухкристального спектрометра.

Рентгеноспектральный анализ проводили на микроанализаторах MAP-2 и ХМА-5.

Исследование состава химических соединений на металлической поверхности осуществлялось методом масс-спектропии вторичных ионов. Были получены масс-спектры вторичных ионов, выбитых пучком ионов аргона с энергией  $E = 2$  кэВ и плотностью тока  $I = 0,5$  Мка/см<sup>2</sup>. Кроме этого, состав поверхности исследовали с помощью электронной Оже-спектропии [137].

Энергетическое состояние поверхностного слоя оценивали по работе выхода электронов (РВЭ) путем измерения контактной разности потенциалов (КРП) [137]. В основу методики измерения КРП положен принцип статического конденсатора с использованием компенсационного метода измерения разности потенциалов, возникающей при контакте измерительного электрона с поверхностью исследуемой детали. Схема, поясняющая принцип действия прибора, приведена на рис. 6.10.

Разность потенциалов  $U_x$ , возникающая при контакте электрода с поверхностью исследуемой детали, между точками А и Б компен-

сируется напряжением  $U_k$ , имеющем полярность, противоположную полярности  $U_x$ . Момент компенсации определяется по нулевым

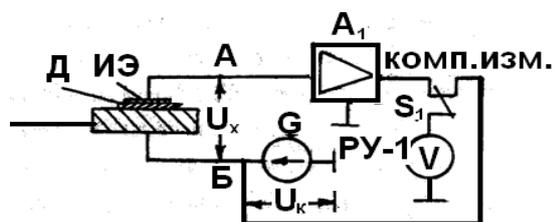


Рис. 6.10. Принципиальная схема прибора для измерения КРП

показаниям прибора РУ1.

Далее при помощи переключателя прибор РУ1 подключается к источнику компенсирующего напряжения  $C$ , и измеряется  $U_x$ . Измеряемая разность потенциалов  $U_x - U_k$ . Усилитель

напряжения постоянного тока  $A_1$ , усиливая напряжение  $U_p = U_x - U_k$ , повышает точность определения момента компенсации, т.е. уменьшает погрешность измерения  $U_x$ .

Структурная схема прибора приведена на рис. 6.11. Усилитель  $A_1$  расположен в корпусе датчика непосредственно вблизи измерительного электрода и имеет большое входное сопротивление (10 Ом), необходимое для уменьшения влияния на величину при неполной компенсации и малое выходное сопротивление, необходимое для устранения влияния кабеля, соединяющего датчик с основным блоком, на показания прибора.

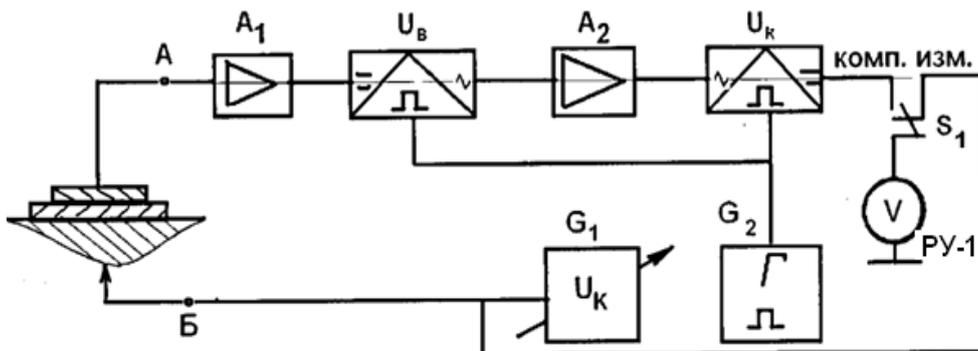


Рис. 6.11. Структурная схема прибора

Усилитель  $A_1$  выполнен на ИМ СДА1, включенной на схеме повторителя напряжения. Напряжение с выхода  $A_1$  поступает на усилитель, собранный по схеме МДМ, на элементах  $U_B$ ,  $A_2$ ,  $U_k$  и  $C_2$ , где происходит усиление напряжения  $U_p = U_x - U_k$ . Такое построение усилителя позволило уменьшить дрейф нуля прибора.

При уменьшении наводок тока промышленной частоты на входную цепь прибора, блок питания выполнен по схеме с преобразова-

телем. Исследование толщины оксидных пленок осуществляли с помощью СВЧ и емкостных методов.

В проводимых исследованиях возникла необходимость измерения достаточно тонких оксидов пленок на поверхности образцов из алюминиевых и титановых сплавов. Для этих целей применен метод измерения толщины пленок на подложках из немагнитных металлов, использующий принцип измерения емкости между пластиной-образцом и датчиком.

Для гидроабразивной обработки и обработки металлической дробью изменение оптических характеристик связано с изменением критерия шероховатости. Применение финишных методов обработки приводит к образованию поверхностей, величина критерия шероховатости которых приближается к единице. Поэтому изменения оптических характеристик связано с изменением КРП. Поверхности деталей машин, имеющие величину  $R=1$ , следует отнести к высокоотражательным поверхностям или поверхностям, имеющим низкую поглощательную способность.

Изучение снимков поверхности деталей после обработки резанием показали характер ее изменения в зависимости от вида обработки. Минимальные значения критерия шероховатости достигались на поверхности деталей после шлифования, гидроабразивной обработки и обработки металлической дробью.

При полировании, наряду с процессом резания, происходит процесс пластического деформирования, который приводит к сглаживанию неровностей и перетеканию металла из выступов во впадины. Это изменяет форму и направления неровностей и позволяет уменьшить их величину до предельных значений.

Как показали электронно-микроскопические исследования, на профиле шероховатости поверхности деталей после гидроабразивной обработки, обработки металлической дробью и шлифования образуется субмикрощероховатость, размеры которой сравнимы с длинами волн падающего излучения. Так, на некоторых поверхностях образцов они достигали значений до 0,8 – 0,9 мкм. При гидроабразивной обработке, шлифовании и обработке металлической дробью формы и размеры выступов (впадин) профиля шероховатости различаются в зависимости от направления ошупывания.

Порядок размеров неровностей имеет больший, чем при абразивном полировании, диапазон изменения. Количество неоднородностей геометрического характера, соизмеримых с длинами волн падающего излучения, меньше при полировании, что можно объяснить снижением эффекта микрорезания и увеличением усилий резания. Изменение условий резания при лезвийной обработке и фрезеровании (по отношению к полированию) приводит к еще большему увеличению высоты неровностей (кроме алмазного точения). Однако форма и количество микронеровностей, соизмеримых с длинами волн падающего излучения, изменяется незначительно. В результате этого величина критерия шероховатости на поверхностях после их фрезерования имеет значения около 0,9.

Исследования геометрических характеристик поверхности после обработки ППД показали, что при малых усилиях вдавливания индентора происходит сглаживание микронеровностей исходной поверхности за счет деформации вершин выступов аналогично обкатыванию, с увеличением усилия образуется ровный микрорельеф со следами невыглаженных исходных микронеровностей на участках наиболее глубоких впадин. Дальнейшее увеличение усилия приводит к полному выглаживанию исходных микронеровностей и образованию полностью нового микрорельефа, высота, форма и расположение которого будут определяться критерием шероховатости, величина которого практически равна единице.

Изменение структуры обработанной поверхности, а также появление в поверхностном слое сжимающих напряжений приводит к уменьшению количества неоднородностей поверхностного слоя и увеличению отражательной способности поверхности после ППД. При виброобкатывании, как показали исследования, можно получить различный характер микрорельефа поверхности деталей из алюминиевых и титановых сплавов, который практически не изменяется.

## **6.2. Выбор методов обработки деталей**

В настоящее время для эффективного функционирования предприятий необходима модернизация, реконструкция и совершенствование действующих производств. Снижение трудоемкости и себестоимости

сти изготовления изделий, а также повышение их качества является важнейшей задачей производственных предприятий. Многочисленными исследованиями установлено, что определяющим фактором в обеспечении эксплуатационных характеристик изделий является состояние поверхностного слоя, которое формируется окончательно на финишных операциях.

Известно, что эффективность и производительность обработки изделий зависят от технологической среды, включающей инструмент и материал предмета труда. Основные показатели абразивной обработки зависят от технологической среды, включающей полировальник, абразивную и неабразивную составляющую технологического состава и материал заготовки. Традиционные подходы, имея развитый аппарат, не позволяют в явном виде учитывать особенности динамики процесса полирования по отношению к шлифованию. Все это снижает эффективность принятия технологических решений и делает их не всегда пригодными на практике.

Задачи терморегулирования летательных аппаратов в процессе их эксплуатации требуют решения вопросов технологического обеспечения поверхностей деталей заданными поглощательной и излучательной способностями.

Качество поверхности деталей машин определяется совокупностью характеристик шероховатости, волнистости, отклонений формы и расположения поверхностей, физико-механических и химических свойств, микроструктуры поверхностного слоя.

Известно, что качество обработки поверхности деталей имеет связь с долговечностью изделий и ограничивается сопротивлением усталости их деталей. От качества обработки поверхностей деталей зависят: износ при трении и качении; аэро- и гидродинамическое сопротивление; коррозионная стойкость поверхностей; точность измерения параметров деталей; точность центрирования цилиндрических соединений, например, роторов турбоагрегатов; качество покрытий; светоотражательная способность поверхностей; товарный вид изделий. Качество поверхности деталей машин определяется методами и режимами их обработки. Его показатели могут быть улучшены путем применения традиционных методов обработки, осуществляемых на оптимальных режимах.

На финишных операциях обработки окончательно формируется поверхностный слой деталей машин, однако на результат этого формирования влияют предыдущие операции, включая заготовительные. Припуски на обработку, а также последовательность выполнения операций устанавливают с учетом технологической наследственности так, чтобы сохранить в детали положительные элементы качества или, с другой стороны, устранить негативные тенденции изменения показателей качества: дефектный слой, различные виды отклонения формы и расположения поверхностей. Управляя финишной операцией, можно получить поверхностный слой, соответствующий требованиям чертежа и техническим условиям.

Однако в условиях конкуренции на внутреннем и особенно на внешнем рынках изделия должны иметь новый уровень свойств и отвечать возрастающим требованиям, предъявляемым потенциальным потребителем к их функциональным, экологическим и эстетическим свойствам. Эти тенденции повышения требований потребителей к качеству изделий нашли свое отражение в международных стандартах серии ISO-9000. Получение изделий такого уровня все больше связывают с нетрадиционными конструкциями и технологическими решениями, реализация которых не всегда возможна на основе использования технологических систем общего назначения, т.е. на основе традиционной технологии обработки.

Известно, что производительность и качество абразивной обработки зависят от абразивного состава технологической среды.

Наиболее полный анализ подходов к проблеме формообразования поверхностей при абразивном износе провел Цеснек Л. С. [136], который предложил условно разделить процесс формообразования поверхностей на "механический" (макрофизический) и микрофизический. Микрофизический подход требует дальнейших теоретических и экспериментальных исследований явлений, происходящих в зоне контакта абразивного зерна с материалом детали и полировальника.

Согласно механической теории, предложенной Шубниковым А. В., при абразивной обработке твердых тел основным считается влияние элементарных механических процессов, в результате которых разрушается материал и формируется поверхностный слой обработанных деталей.

При полировании поверхностей твердых тел происходит скалывание и отрыв частиц, отделение стружки и наклеп – упрочнение обработанной поверхности материала вследствие пластических деформаций. В твердом теле при механической обработке в зависимости от условий воздействия абразива возникает упругое и пластическое деформирование или происходит пластическое и хрупкое разрушение. Характер разрушения зависит от скорости деформации твердого тела. Хрупкое разрушение твердого тела наблюдается при скорости воздействия, большей некоторой величины. Скрытое хрупкое разрушение приводит к образованию микротрещин.

Особых условий обработки требуют поверхности, работающие в условиях воздействия светового потока. На поверхностях детали всегда имеются неровности, образовавшиеся в результате предварительной обработки. Структура, фазовый и химический состав материала детали на поверхности чаще всего изменяются относительно сердцевины в результате внешних и внутренних силовых воздействий. В материале детали возникают технологические остаточные напряжения.

Проблема управления геометрическими характеристиками и физико-химическим состоянием поверхностей актуальна (рис. 6.12). В настоящее время научились управлять процессом формирования отклонений формы и расположения поверхностей, волнистости, а также шероховатости. Однако для неровностей на поверхности с размерами менее 1 мкм существует проблема управления процессом их формообразования.

Трудности воспроизведения таких неровностей возникают по следующим причинам:

- окислы, как результат физико-химических явлений на поверхности, являются сравнимыми с заданными значениями геометрических характеристик неровностей;

- загрязнения и неоднородности на поверхности требуют введения дополнительных операций по обработке поверхности;

- силовые воздействия на микроуровне должны дозироваться и быть подконтрольны управляющей системе. Важно обеспечить (конструктивно и технологически) не только необходимое качество поверхностей деталей машин в процессе их производства, но и сохранение постоянства заданного качества поверхности на длительный срок эксплуатации машин.

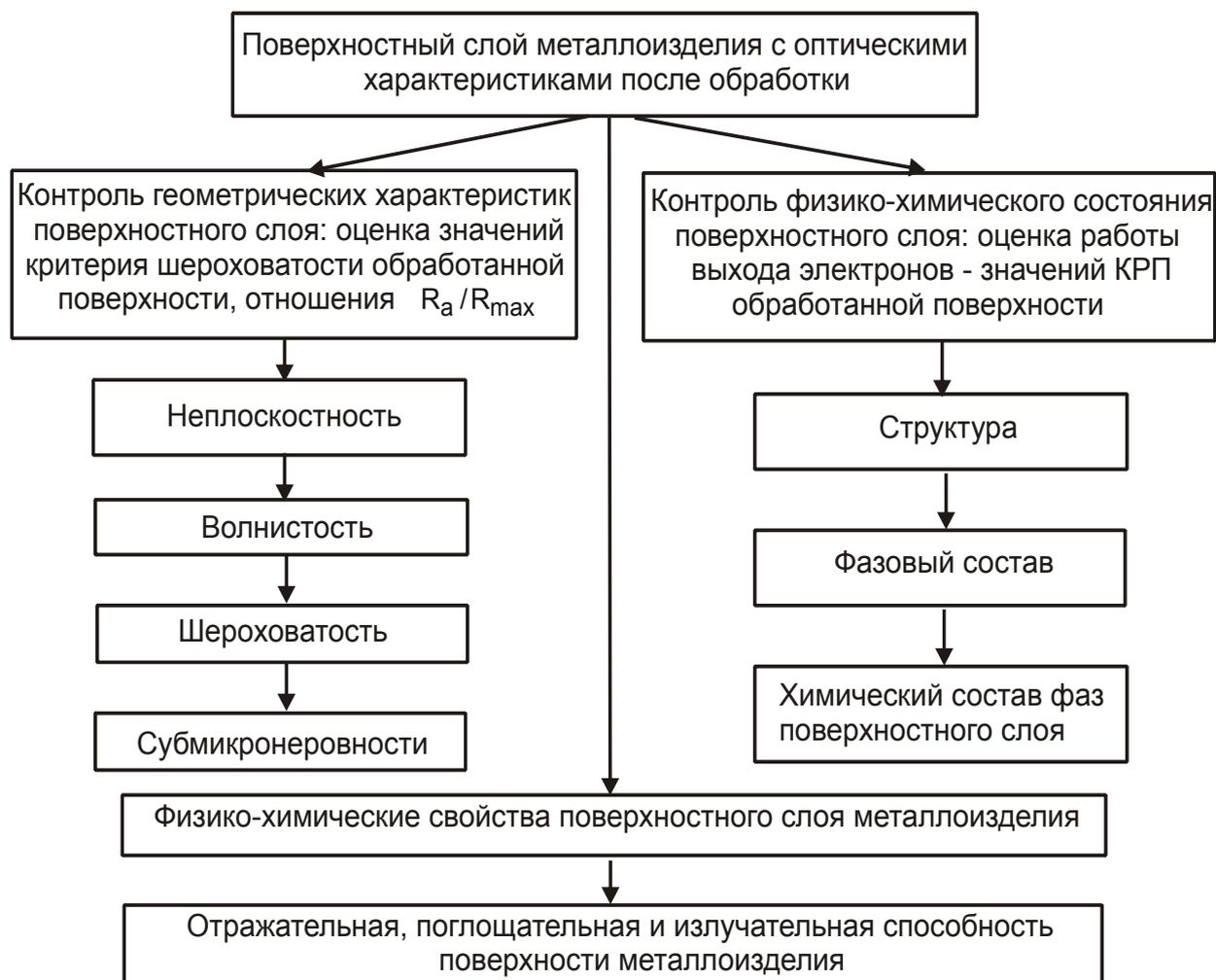


Рис. 6.12. Структурна схема технологического обеспечения оптических характеристик металлоизделий

Для технологического обеспечения оптических характеристик деталей летательного аппарата (рис. 6.13) есть два варианта достижения цели:

1) например, для штанг систем гравитационной стабилизации спутника необходимо обеспечить уменьшение значений отношения  $A_s/\varepsilon$ , при этом необходимо обеспечить сглаживание поверхностного слоя, уменьшая отношение высотных параметров шероховатости поверхности  $R_a/R_{max}$  и, обеспечивая условие  $R_{max} \rightarrow R_a$ , а также обеспечить уменьшение работы выхода электронов. Критерий шероховатости поверхности  $F$  в этом случае равен единице;

2) для деталей терморегулирования отсеков летательного аппарата необходимо обеспечить увеличение поглощательной и излучательной способности поверхности за счет увеличения площади по-

верхности раздела металл – окружающая среда, а также за счет создания неметаллической пленки определенного химического состава, обеспечивающего увеличение излучательной способности поверхности. Учитывая, что любое тело будет поглощать энергию облучения, необходимо излучательную способность приблизить к поглощательной, т.е.  $A_s / \varepsilon \rightarrow 1$ .



Рис. 6.13. Структурная схема технологического обеспечения оптических характеристик деталей летательного аппарата

В настоящее время одной из основных задач в производстве современной продукции является повышение точности и качества деталей при высокой производительности, а также высокой надежности и долговечности работы машин и оборудования, обеспечивающих жиз-

недеятельность людей. Высокая эффективность производства обеспечивается путем разработки, совершенствования и внедрения новых технологических процессов обработки. Известные методы абразивной обработки разделяют на обработку закрепленными (шлифование, хонингование и т.п.) и свободными абразивами.

Существенным недостатком процесса обработки закрепленным абразивом является невозможность обработки сложных по форме пространственных поверхностей деталей. Еще важный момент: около 80 % всей механической работы, затрачиваемой на процесс обработки закрепленными абразивами (шлифование), переходит в тепло, поэтому отсутствие трения жесткой связки в процессе обработки свободным абразивом приводит к снижению температуры в зоне обработки, а это повышает эффективность обработки свободным абразивом.

Для процессов обработки закрепленными абразивами разработаны теоретические основы, методика выбора технологических режимов, методики оптимизации технологических процессов [4; 39; 43; 44; 60; 107; 120; 131; 155; 163].

С целью обработки поверхностей сложной формы разработаны новые способы, исключая жесткую связь абразивов в рабочей среде. При этом свободные абразивные зерна более полно используют свою режущую способность, так как происходит более равномерное распределение и перемещение их режущих кромок относительно обрабатываемых поверхностей. Эти способы позволяют, при сравнительно простых кинематических схемах оборудования, осуществлять обработку деталей сложной конфигурации из различных материалов. Так как силовое воздействие меньше, чем при обычном шлифовании, то снижается и температурный режим процесса, более благоприятны условия резания, меньше нежелательных структурных изменений. Технологические возможности способов обработки свободным абразивом позволяют эффективно выполнять финишную обработку поверхностей: полирование, доводочные операции, удаление острых кромок, а также использовать химическую, электрическую, магнитную и другие виды энергии. Анализ литературных источников показывает, что исследования направлены на раскрытие механизма резания свободным абразивом, установление общих закономерностей процессов обработки, прогнозирование результатов обработки.

Анализ литературных данных позволил установить обобщенную зависимость оптических характеристик от методов обработки (рис. 6.14).

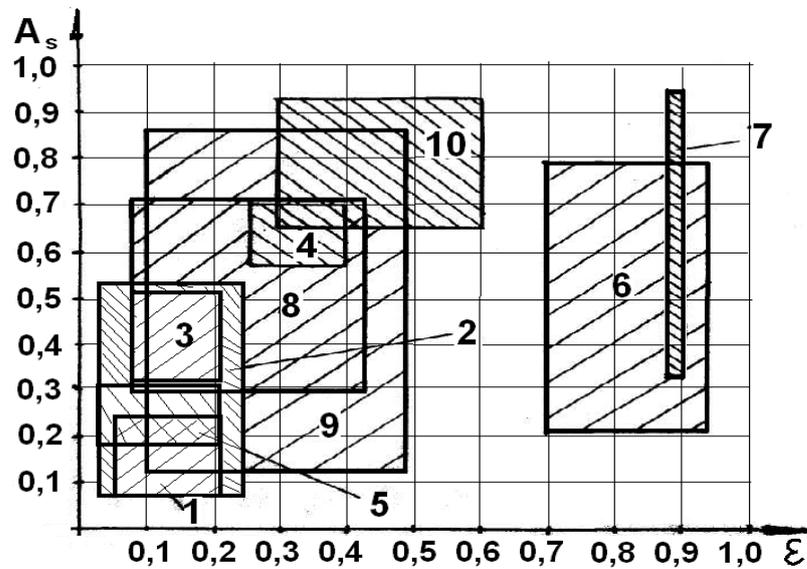


Рис. 6.14. Зависимость оптических характеристик от методов обработки деталей из алюминиевых сплавов: 1 – абразивное полирование; 2 – лезвийная обработка и поверхностное пластическое деформирование; 3 – шлифование; 4 – обработка металлической дробью; 5 – химическое и электрохимическое полирование; 6 – анодное окисление; 7 – толстослойное анодирование; 8 – химическое оксидирование; 9 – термическое оксидирование; 10 – электроискровое легирование

Методы обработки определяют пределы изменения оптических характеристик и позволяют выбрать метод обработки деталей летательных аппаратов.

Для оценки влияния методов обработки на поверхностный слой произведена оценка оптических характеристик, критерия шероховатости поверхности и работы выхода электронов (КРП) для деталей из сплава АМгб (рис. 6.15).

При оценке состояния поверхностного слоя деталей, подвергнутых финишной обработке, зачастую очень сложно оценить параметры шероховатости поверхности. Особо это относится к оценке высотных параметров шероховатости поверхности  $R_a$  и  $R_z$ , а также критерия шероховатости поверхности  $F$ , поскольку при использовании метода ощупывания разрушения от иглы профилометра соизмеримы, а иногда и

больше измеряемых неровностей на поверхности. Поэтому использование совместной оценки оптических свойств, работы выхода электронов и параметров шероховатости обработанной поверхности позволило глубже изучить механизм формирования поверхностного слоя при обработке резанием [87; 141 – 151].



Рис. 6.15. Зависимость критерия шероховатости поверхности и КРП от методов механической обработки деталей из сплава АМг6: 1 – прокат; 2 – обработка металлической дробью; 3 – гидроабразивная обработка; 4 – фрезерование твердосплавной фрезой; 5 – фрезерование фрезой из эльбора; 6 – точение твердосплавным резцом; 7 – полирование алмазное; 8 – выглаживание; 9 – микроточение алмазным резцом

Для исследования влияния критерия шероховатости на поглощательную способность поверхности стальных деталей после обработки резанием на рис. 6.15 приведены зависимости между коэффициентом излучения, критерием шероховатости поверхности и значениями контактной разности потенциалов (КРП) на поверхности деталей из алюминиевых сплавов после различных методов их обработки.

Как показали исследования геометрических характеристик поверхностей деталей и оценки неровностей щуповыми методами и растворовой электронной микроскопией на предварительных этапах обра-

ботки, включающих фрезерование, точение с использованием традиционных инструментальных материалов (P18, твердый сплав и др.), гидроабразивную обработку и обработку металлической дробью, изменение оптических характеристик связано с изменением критерия шероховатости поверхности. Применение финишных методов обработки обеспечивает образование поверхностей, величина критерия шероховатости  $F$  которых приближается к единице, а изменение оптических характеристик связано с изменением КРП. Поверхности деталей машин, имеющие значение критерия шероховатости  $F$ , близкое к единице, следует отнести к высокоотражательным поверхностям или поверхностям, имеющим низкую поглощательную способность. Исследования топологии поверхности деталей после обработки резанием позволили изучить характер ее изменения в зависимости от вида обработки. Наименьшие значения критерия шероховатости достигнуты на поверхности деталей после шлифования, гидроабразивной обработки и обработки металлической дробью.

На профиле шероховатости видны субмикронеровности значительных размеров, сравнимых по величине с длинами волн падающего излучения (максимальная величина 0,9 мкм). Топология поверхностей шлифованных деталей отличается от топологии поверхности полированных деталей (рис. 6.16). Исследование формирования геометрических характеристик на полированных поверхностях показало, что форма и размеры неровностей таких поверхностей отличаются от формы и размеров неровностей после шлифования, гидроабразивной обработки, обработки металлической дробью.

При полировании наряду с процессом резания происходит процесс пластического деформирования, который приводит к сглаживанию неровностей и перетеканию металла из выступов во впадины. Это изменяет форму и направления неровностей и позволяет уменьшить их размеры до предельных значений. Как показали электронно-микроскопические исследования на профиле шероховатости поверхности деталей после гидроабразивной обработки, обработки металлической дробью, как и при шлифовании, образуется субмикрощероховатость, размеры которой сравнимы с длинами волн падающего излучения. Так, на некоторых поверхностях образцов они достигали значений до 0,8 – 0,9 мкм. При гидроабразивной обработке,

шлифовании, обработке металлической дробью формы и размеры выступов (впадин) профиля шероховатости различаются в зависимости от направления ошупывания. Порядок размеров неровностей имеет больший диапазон изменения, чем при абразивном полировании. Количество неоднородностей геометрического характера, соизмеримых с длинами волн падающего излучения, меньше при полировании, что можно объяснить снижением эффекта микрорезания и увеличением усилий резания. Изменение условий резания при лезвийной обработке, фрезеровании (по отношению к полированию) приводит к еще большему увеличению высоты неровностей (кроме алмазного точения). Однако форма и количество микронеровностей, соизмеримых с длинами волн падающего излучения, изменяется незначительно.

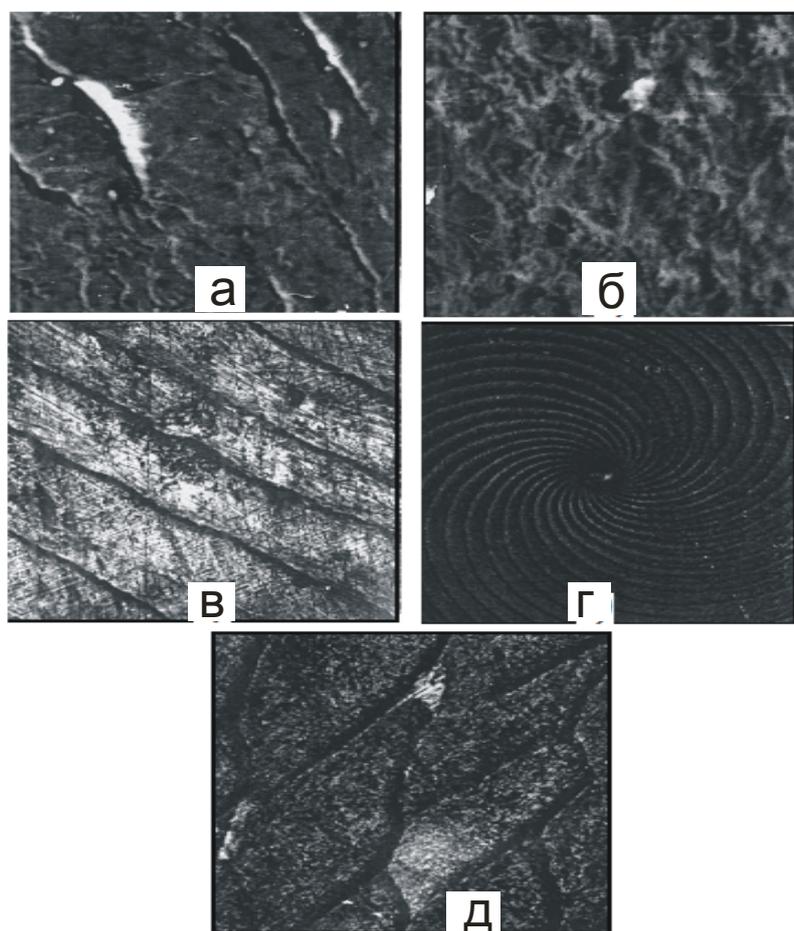


Рис. 6.16. Топология поверхности образцов из сплава АМгб после различной обработки: а) – прокат; б) – обработка металлической дробью; в), г), д) – рельеф поверхности после поверхностного пластического деформирования (ППД); а), б) – электронные снимки (x770)

Сглаживание поверхностного слоя при абразивной обработке зависит от величины нормальной составляющей силы резания, что подтверждается применяемыми схемами обработки, с учетом изменения критерия шероховатости поверхности, отношения  $R_a / R_{max}$ , коэффициента поглощения и значений контактной разности потенциалов КРП. Величина критерия шероховатости на фрезерованных поверхностях имеет значения  $F = 0,7 \dots 0,8$ .

Исследования геометрических характеристик поверхности после обработки ППД показали, что при малых усилиях вдавливания индентора происходит сглаживание микронеровностей исходной поверхности за счет деформации вершин выступов аналогично обкатыванию. С увеличением усилия образуется ровный микрорельеф со следами невыглаженных исходных микронеровностей на участках наиболее глубоких впадин. Дальнейшее увеличение усилия приводит к полному выглаживанию исходных микронеровностей и образованию полностью нового микрорельефа, высота, форма и расположение которого определяются критерием шероховатости, величина которого после выглаживания практически равна единице. Изменение структуры обработанной поверхности, а также появление в поверхностном слое сжимающих напряжений приводит к уменьшению количества неоднородностей поверхностного слоя и увеличению отражательной способности поверхности после ППД. При виброобкатывании, как установлено, можно получить различный характер микрорельефа поверхности деталей из алюминиевых сплавов, который практически не изменяет  $A_s$  и  $\varepsilon$ .

Рассмотрим вариант механизма образования поверхностей для изделий с высокой отражательной способностью.

Технологическое обеспечение поверхности лазерных зеркал с высокой отражательной способностью при длине волны 10,6 мкм, а также поверхностей деталей летательных аппаратов при длине волн падающего на поверхность излучения от 0,2 до 2,5 мкм связано с обеспечением на них максимальных значений КРП, т.е. с созданием поверхностей с необходимыми физико-химическими параметрами. Как видно из результатов исследований (рис. 6.15), максимальные значения контактной разности потенциалов КРП можно достичь абразивной обработкой (полированием, доводкой), лезвийной обработкой (точе-

нием с применением сверхтвердых материалов, в том числе природных алмазов), поверхностным пластическим деформированием.

Для обеспечения высокой отражательной способности (кроме механической обработки) можно использовать электрохимическое или химическое полирование, которые в силу специфики процесса создают на металлической поверхности благоприятную тонкую структуру, которая обеспечивает максимальные значения КРП.

В настоящее время для получения высокой отражательной способности лазерных зеркал из различных материалов (медь, алюминий и его сплавы, молибден и др.) применяются традиционные методы обработки резанием: лезвийная обработка (точение резцами из природных алмазов) и обработка свободными абразивом (полирование и доводка) с применением смоляных полировальников и технологических сред, содержащих алмазные микропорошки. Поэтому изучен механизм образования поверхности с высокой отражательной способностью – на зеркалах из меди и алюминиевых сплавов – при обработке резанием. Исследовано изменение параметров и оптических характеристик поверхностей после точения природным алмазом и алмазного полирования, которые имели максимальные значения критерия шероховатости поверхности. После алмазного точения зеркал из алюминиевого сплава АМгб отражательная способность ( $\lambda = 10,6$  мкм) составляла 96,6 %, а после алмазного полирования – 92,6 %. При этом значения коэффициента поглощения составляли 0,1 и 0,2 соответственно. Повышению отражательной способности поверхностей, обработанных точением алмазным инструментом, способствует благоприятное сочетание физико-химических свойств природного алмаза и обрабатываемых поверхностей, снижение интенсивности воздействия химически активных веществ, что приводит к уменьшению различных неоднородностей в двойном электрическом слое поверхности и уменьшает величину работы выхода электронов. На поверхности алюминиевого образца величина КРП составляет 1 050 – 1 100 мВ, а после полирования с применением алмазных микропорошков – приблизительно 880 – 900 мВ.

При абразивном полировании обрабатываемая поверхность адсорбирует химически активные вещества, содержащиеся в технологических средах, и кислород воздуха, что оказывает влияние на

развитие химико-механических явлений, сопровождающих пластическое деформирование микровыступов поверхности. Процесс адсорбции интенсифицируется при механическом снятии пленок окислов с поверхности, что обеспечивается относительным изменением контакта полировальника и обрабатываемой поверхности.

При изучении топологии поверхностей образцов из сплава АМгб после точения алмазным инструментом и абразивного полирования обнаружены значительные различия (рис. 6.17).

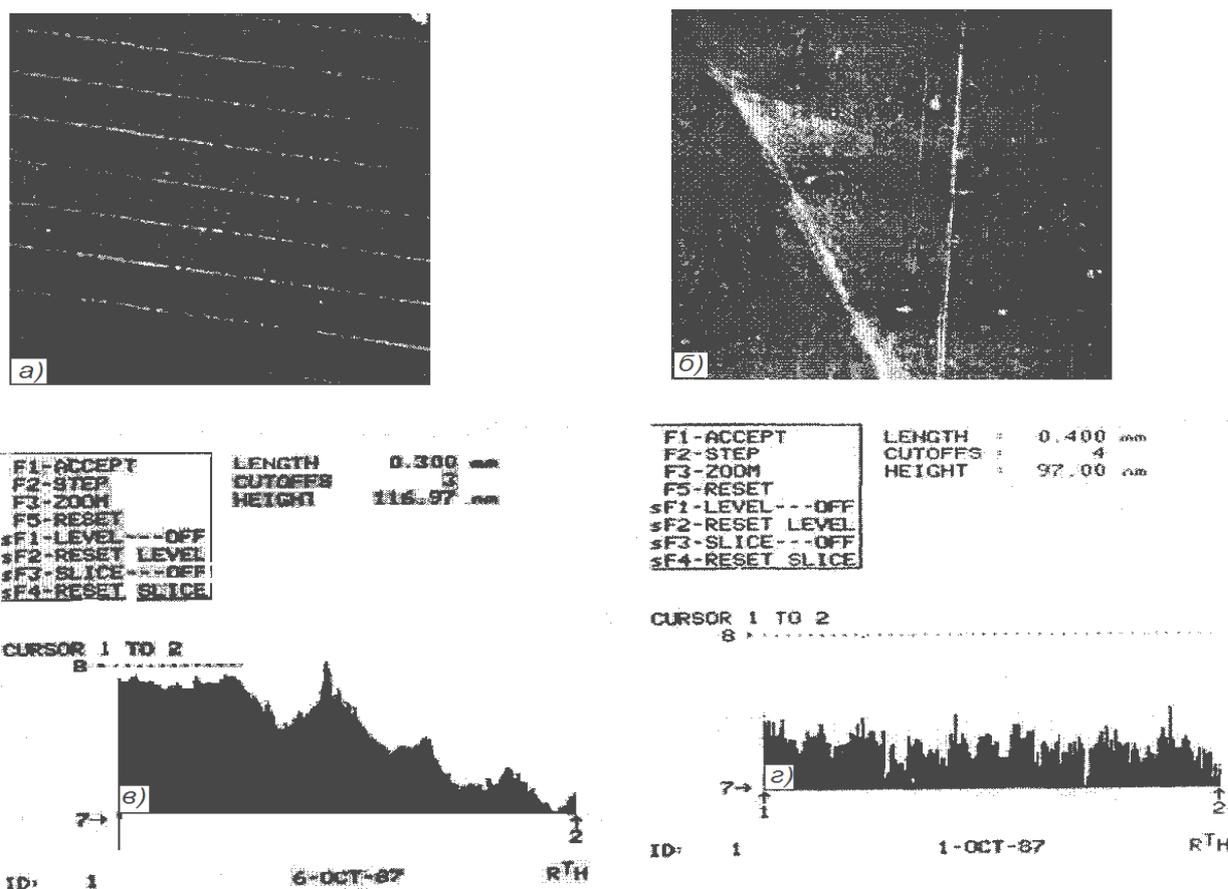


Рис. 6.17. Топология поверхности образцов из сплава АМгб после алмазного микроточения (а, в) и абразивного полирования (б, г):  
 (а, б) – электронные снимки при увеличении (x1250);  
 (в, г) – профилограммы

На полированных поверхностях, кроме следов абразивных зерен, имеется большое количество мелких точек "ряби", которые отсутствуют на поверхности, обработанной точением. Наличие "ряби", видимо, является результатом взаимодействия органических компонентов полирующих составов, абразивных зерен и обрабатываемой поверх-

ности. На поверхности, обработанной точением, имеют место следы резца глубиной 0,1 – 0,2 мкм и шириной 60 мкм, склоны гладкие, почти отсутствуют неровности, соизмеримые с длинами волн падающего излучения.

Значительные различия состояния поверхностей после точения и полирования подтверждаются и рентгенографическими исследованиями. После абразивного полирования поверхность деформирована меньше, чем после алмазного точения. Однако химическая активность алюминия на воздухе и шаржирование поверхности абразивом образуют субструктуру в виде конгломерата окислов металла, осколков абразивных зерен, соединений щелочных металлов. После алмазного точения поверхность деформирована в большей степени, химический состав ее также неоднороден. Однако в виду отсутствия шаржирования поверхности, а также меньшей степени ее окисления, субструктура поверхности имеет меньше дефектов, нарушения в двойном электрическом слое минимальны, работа выхода электрона минимальна.

Для определения гетерогенных веществ и других примесей, не относящихся к основному материалу, а образующихся в процессе обработки, поверхности исследовали методами масс- и оже-спектроскопией (рис. 6.18). Таким образом показано, что на светоотражательную способность поверхностей оказывает влияние микро-рельеф, формирующий шероховатость поверхности со значением критерия  $F < 1$ . Для поверхностей со значением  $F$ , равным или близким к единице, необходимо контролировать параметры физико-химического состояния, например, оценкой работы выхода электронов, т.е. оценкой контактной разности потенциалов. Сглаживание неровностей на поверхности можно контролировать отношением  $R_a / R_{max}$ .

Анализ графиков (рис. 6.15) показывает, что при предварительной обработке поверхностей деталей с целью достижения минимальных значений высотных параметров шероховатости поверхности контроль обработанной поверхности необходимо осуществлять путем оценки критерия шероховатости поверхности, а после финишных методов обработки, контроль обработанной поверхности необходимо осуществлять путем оценки работы выхода электронов (оценки значений контактной разности потенциалов – КРП).

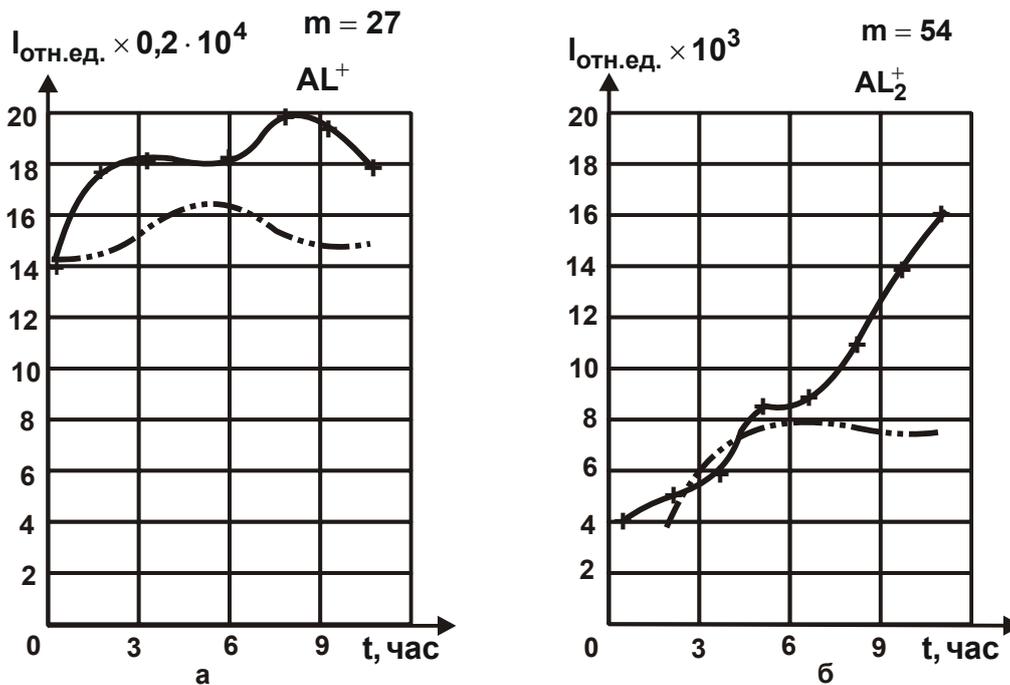


Рис. 6.18. Зависимость тока вторичных ионов  $Al^+$  (а),  $Al_2^+$  (б) от времени бомбардировки поверхности после различных видов обработки: — · — механическое полирование; —x— алмазное точение

Установлен характер изменения светоотражательной способности и параметров поверхности от методов обработки деталей из сплава АМг6 (рис. 6.19), подтверждающий предварительные выводы по контролю поверхностей после обработки.



Рис. 6.19. Характер изменения светоотражательной способности и параметров поверхности от методов обработки деталей из сплава АМГ-6: 1 – прокат; 2 – гидроабразивная обработка; 3 – обработка металлической дробью; 4 – фрезерование твердосплавной фрезой; 5 – фрезерование фрезой из эльбора; 6 – точение твердосплавным резцом; 7 – алмазное полирование; 8 – выглаживание; 9 – алмазное точение

Классификация методов обработки по технологическому воздействию показала, что абразивное полирование можно отнести к технологическим системам, связанным с незначительным изменением количества вещества в поверхностных слоях деталей (рис. 6.20), однако при этом происходит существенное изменение их физико-химического состояния.

Для обобщения результатов проводимых исследований необходимо разработать классификацию способов обработки свободными абразивами. Учитывая широкие технологические возможности и большое количество технологических параметров, можно классифицировать рассматриваемые способы по характеру воздействия абразивных частиц на поверхность обрабатываемой детали.

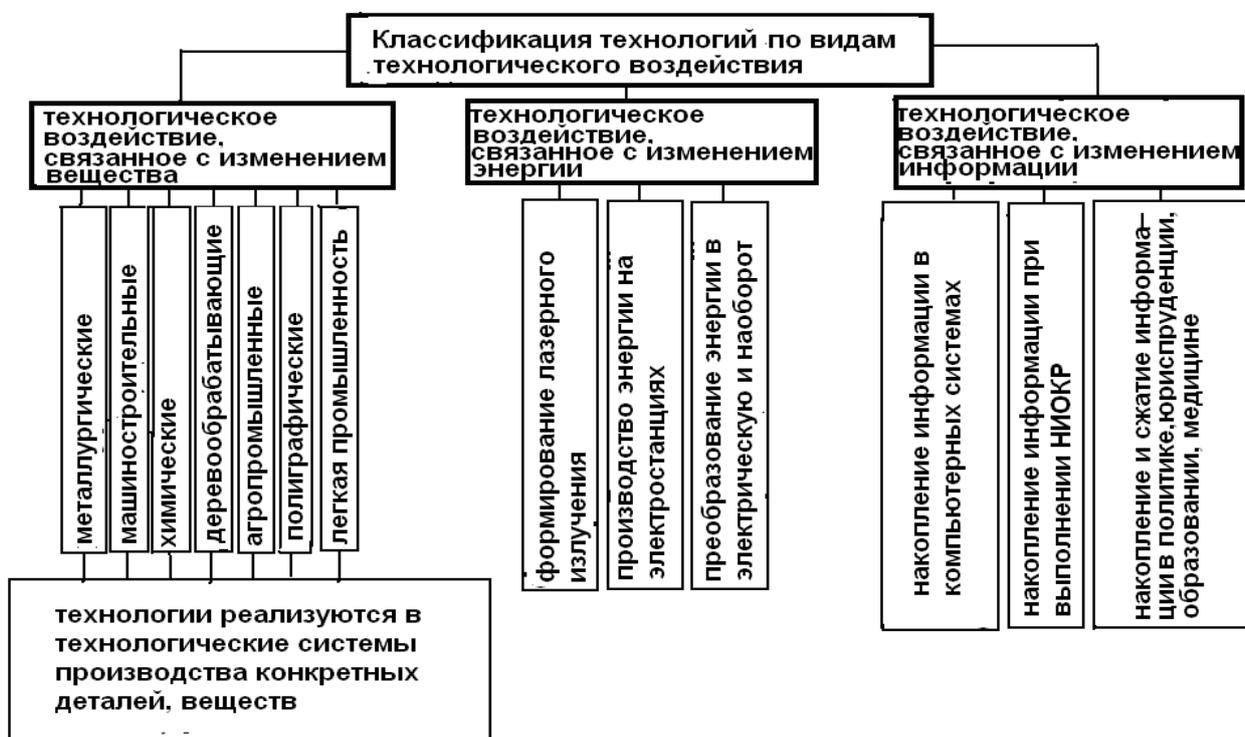


Рис. 6.20. Классификация технологий по характеру воздействия на предмет труда

На основании анализа работ в области абразивной обработки и, учитывая характер воздействия абразивных частиц на поверхность обрабатываемых изделий, разработана классификация способов обработки (рис. 6.21).

Необходимо отметить, что способы обработки свободными абразивами разработаны сравнительно недавно и изучены менее, чем ме-

тоды обработки закрепленным абразивом. Нормативы выбора режимов обработки свободными абразивами практически отсутствуют, а рекомендации противоречивы.



Рис. 6.21. Классификация способов обработки свободными абразивами по характеру воздействия абразивной частицы

Классификация способов обработки по характеру воздействия на предмет труда показывает, что малоизученным является реализация процесса полирования высокоскоростным перемещением рабочей среды относительно обрабатываемой поверхности.

Работы Рыжова Э. В., Ящерицына П. И., Сулимы А. М. [107; 121; 160 – 162] посвящены повышению эксплуатационных характеристик деталей технологическими методами. Достижению минимальной шероховатости поверхности посвящены работы Гребенщикова И. В. [21], Орлова П. Н. [95], Федотова А. И. и др. Однако лишь в отдельных работах обращено внимание на необходимость сглаживания поверхностного слоя для повышения отражательной способности. При этом установлено, что наиболее эффективно добиться сглаживания поверхностного слоя можно в условиях абразивного полирования.

### **6.3. Теоретическое определение условий уменьшения шероховатости поверхности при обработке свободными абразивами**

Для обеспечения высоких показателей шероховатости поверхности обрабатываемых деталей машин применяются различные методы абразивной обработки (шлифование, хонингование, абразивное поли-

рование и т.д.). Технологические возможности этих методов обработки достаточно полно изучены [4], однако закономерности формирования шероховатости обрабатываемой поверхности аналитически описаны недостаточно полно и требуют проведения дальнейших исследований. В особой мере это относится к аналитическому определению отношения высотных параметров шероховатости поверхности  $R_{\max}/R_a$ , которое может принимать различные значения. Так, по экспериментальным данным [107], при шлифовании  $R_{\max}/R_a = 4 \dots 6$ , а при абразивном полировании отношение  $R_{\max}/R_a$  может принимать достаточно большое значение, равное 30 [152]. Поэтому важно провести теоретический анализ характера изменения отношения  $R_{\max}/R_a$  для различных условий абразивной обработки, в особенности обработки свободными абразивами, моделируя зерна в форме конуса и сферы.

Для решения поставленной задачи рассмотрена расчетная схема образования шероховатости поверхности на неподвижной плоскости образца (рис. 6.22) в результате наложения на нее проекций  $n$  зерен, расположенных на рабочей поверхности инструмента, движущегося со скоростью  $V$  перпендикулярно неподвижной плоскости образца. Первоначально принято, что режущие зерна имеют форму конуса, одинаковые размеры и выступают на одинаковую высоту. Для аналитического описания образуемой шероховатости поверхности предложено использовать вероятностную функцию  $\Phi(y)$ , характеризующую вероятность не удаленного металла с поверхности обрабатываемого образца, т.е. определяющей долю оставшегося на обрабатываемой поверхности металла в виде микронеровностей (рис. 6.22,а):

$$\Phi(y) = e^{-\frac{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot n}{B} \cdot y}, \quad (2)$$

где  $2\gamma$  – угол при вершине конусообразного режущего зерна;

$n$  – количество абразивных зерен, участвующих в процессе резания;

$B$  – ширина обрабатываемого образца, м;

$y$  – координата, отсчитываемая от вершины зерна, м.

По физической сути функция  $\Phi(y)$  соответствует классической относительной опорной длине микропрофиля обработанной поверхности – одному из основных параметров шероховатости поверхности [107].

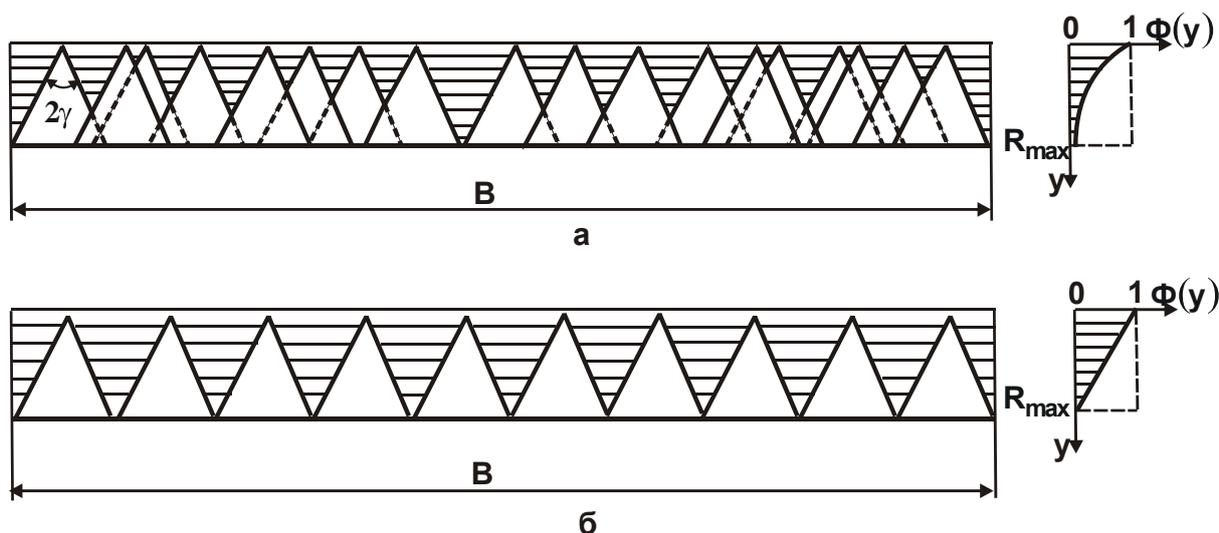


Рис. 6.22. Расчетная схема вероятностной функции  $\Phi(y)$  при неупорядоченном (а) и упорядоченном (б) расположении проекций зерен на плоскости образца

В работе [86] приведено теоретическое решение определения параметра шероховатости поверхности  $R_a$  на основе использования вероятностной функции  $\Phi(y)$  (рис. 6.23). Для этого первоначально определено положение средней линии  $y = a$ , которая разделяет микропрофиль обработанной поверхности на две части таким образом, что заштрихованные на рис. 6.23 площади  $F_1$  и  $F_2$  равны между собой. В этом случае наибольшая впадина микропрофиля соответствует значению  $y = 0$ , а наибольший выступ микропрофиля соответствует значению  $y = R_{\max}$  (высотному параметру шероховатости поверхности).

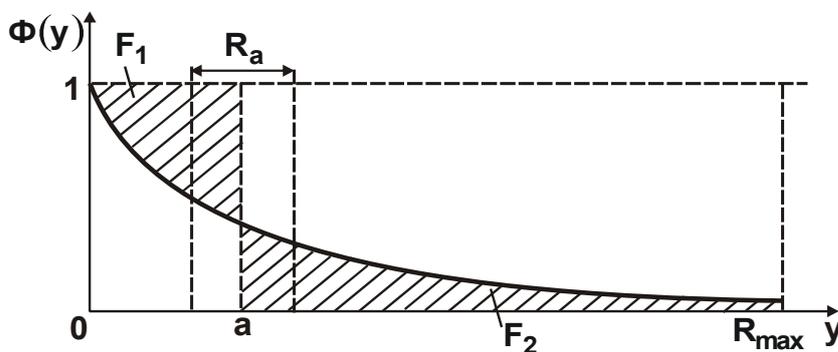


Рис. 6.23. Расчетная схема параметра шероховатости поверхности

Параметр шероховатости поверхности  $R_a$  по определению равен длине стороны прямоугольника с высотой  $\Phi(y) = 1$  (рис. 6.23), т.е.

$$R_a = \frac{F_1 + F_2}{1} = 2 \cdot F_1 = 2 \cdot F_2. \quad (6.3)$$

Положение средней линии профиля  $y = a$  определяется из условия  $F_1 = F_2$ . Тогда площади  $F_1$  и  $F_2$  аналитически опишутся:

$$F_1 = \int_0^a [1 - \Phi(y)] \cdot dy = a - \int_0^a \Phi(y) \cdot dy; \quad (6.4)$$

$$F_2 = \int_a^{R_{\max}} \Phi(y) \cdot dy. \quad (6.5)$$

Сравнивая зависимости (6.4) и (6.5), получено:

$$a = \int_0^a \Phi(y) \cdot dy + \int_a^{R_{\max}} \Phi(y) \cdot dy = \int_0^{R_{\max}} \Phi(y) \cdot dy. \quad (6.6)$$

Соответственно параметр шероховатости поверхности  $R_a$  определится:

$$R_a = 2 \cdot F_2 = 2 \cdot \int_a^{R_{\max}} \Phi(y) \cdot dy. \quad (6.7)$$

С учетом зависимости (6.2) и числа  $N = 2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot n \cdot R_{\max} / B$ , установленного из рис. 6.22,б и определяющего во сколько раз суммарная длина оснований проекций  $n$  зерен на вертикальную плоскость  $2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot n \cdot R_{\max}$  больше ширины обрабатываемого образца  $B$  на уровне  $y = R_{\max}$ , параметры  $a$  и  $R_a$  выразятся:

$$a = \int_0^{R_{\max}} \Phi(y) \cdot dy = \frac{B}{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot n} \cdot \left( 1 - e^{-\frac{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot n \cdot R_{\max}}{B}} \right) = \frac{R_{\max}}{N} \cdot (1 - e^{-N}); \quad (6.8)$$

$$\begin{aligned} R_a = 2 \cdot \int_a^{R_{\max}} \Phi(y) \cdot dy &= \frac{B}{\operatorname{tg} \gamma \cdot n} \left( e^{-\frac{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot n \cdot a}{B}} - e^{-\frac{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot n \cdot R_{\max}}{B}} \right) = \\ &= \frac{2 \cdot R_{\max}}{N} \cdot \left( e^{-(1 - e^{-N})} - e^{-N} \right). \end{aligned} \quad (6.9)$$

Из табл. 6.1 и рис. 6.24 следует, что значения отношения  $R_{\max} / R_a$ , рассчитанные на основе зависимости (6.9), с увеличением числа  $N$  непрерывно увеличиваются, особенно при условии  $N \geq 4$ .

Практикой абразивной обработки установлено, что отношение  $R_{\max} / R_a$  при шлифовании, как правило, принимает значения 4 ... 6

[107; 114]. Исходя из табл. 6.1 и рис. 6.24, это достигается для  $N=3 \dots 5$ . При абразивном полировании отношение  $R_{\max}/R_a$  может принимать значение 30 [152]. Исходя из табл. 6.1 и рис. 6.24, это достигается при  $N \approx 22$ .

Таблица 6.1

Расчетные значения отношений  $R_a/R_{\max}$  и  $R_{\max}/R_a$

N	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
$R_a/R_{\max}$	0,324	0,285	0,225	0,178	0,144	0,121	0,105	0,091	0,081	0,073
$R_{\max}/R_a$	3,086	3,509	4,444	5,618	6,944	8,26	9,52	10,98	12,34	13,7
N	15	20	25	30	35	40	50	60	70	80
$R_a/R_{\max}$	0,049	0,036	0,029	0,024	0,02	0,018	0,014	0,012	0,01	0,009
$R_{\max}/R_a$	20,55	27,4	34,25	41,1	48	54,8	68,5	82,2	95,9	109,6

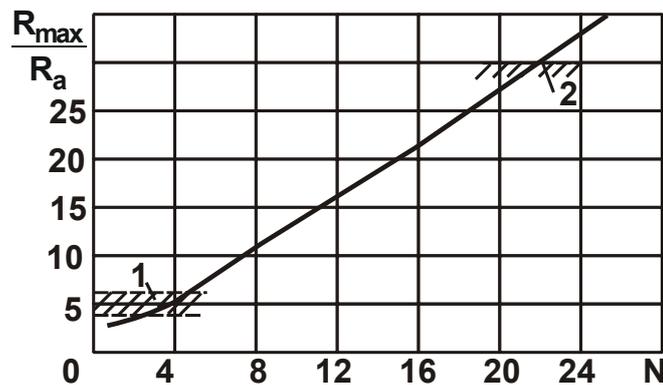


Рис. 6.24. Зависимость отношения  $R_{\max}/R_a$  от  $N$ :

1 – зона шлифования; 2 – зона абразивного полирования

Следовательно, увеличение отношения  $R_{\max}/R_a$  до значения 30 при абразивном полировании обусловлено увеличением числа  $N$ , т.е. увеличением количества зерен  $n$ , участвующих в формировании шероховатости поверхности. Из этого вытекает, что при шлифовании в формировании шероховатости поверхности участвует значительно меньшее количество зерен, чем при абразивном полировании.

При условии  $N \geq 4$  экспонентная функция  $e^{-N} \rightarrow 0$ , поэтому в первом приближении вторыми слагаемыми в зависимостях (6.8) и (6.9) можно пренебречь:

$$a = \frac{B}{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot n}; \quad (6.10)$$

$$R_a = \frac{0,367 \cdot B}{\operatorname{tg} \gamma \cdot n}. \quad (6.11)$$

После преобразования зависимостей (6.10) и (6.11) с учетом условия  $N = 2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot n \cdot R_{\max} / B$ , получено:

$$a = \frac{B}{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot n} \cdot \frac{R_{\max}}{R_{\max}} = \frac{R_{\max}}{N}; \quad (6.12)$$

$$R_a = \frac{0,367 \cdot B}{\operatorname{tg} \gamma \cdot n} \cdot \frac{R_{\max}}{R_{\max}} = \frac{0,734 \cdot R_{\max}}{N} \quad (6.13)$$

или

$$\frac{a}{R_{\max}} = \frac{1}{N}; \quad (6.14)$$

$$\frac{R_a}{R_{\max}} = \frac{0,734}{N}. \quad (6.15)$$

Как следует из зависимостей (6.14) и (6.15), отношения  $a/R_{\max}$  и  $R_a/R_{\max}$  тем меньше, чем больше  $N \geq 1$ . Применяемое на практике отношение

$$\frac{R_{\max}}{R_a} = \frac{N}{0,734}, \quad (6.16)$$

наоборот, тем больше, чем больше число  $N \geq 1$ . Этим показано, что отношения  $R_a/R_{\max}$  и  $R_{\max}/R_a$ , описываемые зависимостями (6.15) и (6.16), вполне однозначно определяются числом  $N$  (табл. 6.2).

Таблица 6.2

Расчетные значения отношений  $R_a/R_{\max}$  и  $R_{\max}/R_a$

N	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
$R_a/R_{\max}$	0,734	0,367	0,244	0,183	0,146	0,122	0,105	0,091	0,081	0,073
$R_{\max}/R_a$	1,36	2,72	4,1	5,46	6,85	8,2	9,52	10,98	12,34	13,7
N	15	20	25	30	35	40	50	60	70	80
$R_a/R_{\max}$	0,049	0,036	0,029	0,024	0,02	0,018	0,014	0,012	0,01	0,009
$R_{\max}/R_a$	20,55	27,4	34,25	41,1	48	54,8	68,5	82,2	95,9	109,6

Как видно, при условии  $N \geq 4$  значения отношений  $R_a/R_{\max}$  и  $R_{\max}/R_a$ , приведенные в табл. 6.1 и табл. 6.2, фактически совпадают,

что позволяет для практических целей использовать упрощенные зависимости (6.15) и (6.16).

Для сравнения параметров шероховатости поверхностей, образованных в результате работы абразивных инструментов с неупорядоченным и упорядоченным расположением абразивных зерен, рассмотрим расчетную схему, справедливую для упорядоченного расположения абразивных зерен, представленных в форме сферы радиусом  $R$  (рис. 6.25):

$$x^2 + (y - R)^2 = R^2. \quad (6.17)$$

Функция  $\Phi(y)$ , характеризующая величину неудаленного металла с поверхности обрабатываемого образца, т.е. определяющая долю оставшегося на обрабатываемой поверхности металла в виде микронеровностей, выражается зависимостью:

$$\Phi(y) = \frac{R-x}{R} = 1 - \sqrt{1 - \left(1 - \frac{y}{R}\right)^2}, \quad (6.18)$$

где  $x = \sqrt{R^2 - (y - R)^2} = R \cdot \sqrt{1 - \left(1 - \frac{y}{R}\right)^2}$ .

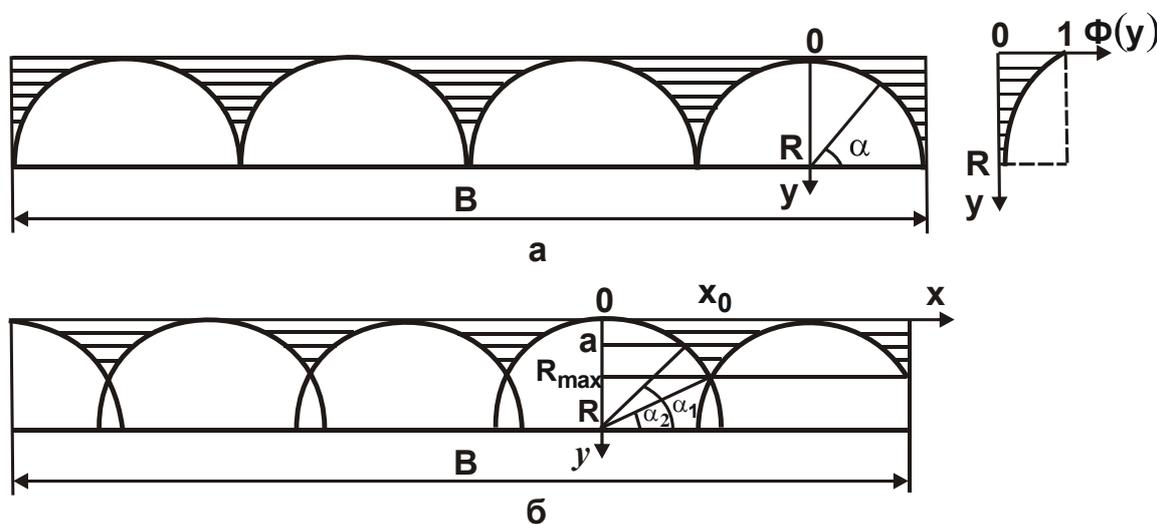


Рис. 6.25. Схема наложения проекций зерен на плоскость обрабатываемого образца при упорядоченном расположении зерен:  
 $a - R_{\max} = R$ ;  $б - R_{\max} < R$

Положение средней линии профиля  $y = a$ , согласно зависимости (6.8) с учетом  $R_{\max} = R$ , определяется:

$$a = \int_0^R \Phi(y) \cdot dy = \int_0^R \left[ 1 - \sqrt{1 - \left(1 - \frac{y}{R}\right)^2} \right] \cdot dy. \quad (6.19)$$

Для вычисления определенного интеграла в зависимости (6.19) следует произвести замену переменной:  $\left(1 - \frac{y}{R}\right) = \sin \alpha$  (рис. 6.25,а), тогда получено  $dy = -R \cdot \cos \alpha \cdot d\alpha$ .

Пределы интегрирования  $y = 0$  и  $y = R$  соответственно равны:  $\alpha = \frac{\pi}{2}$  и  $\alpha = 0$ . Тогда

$$\begin{aligned} a &= R \cdot \int_0^{\pi/2} (1 - \cos \alpha) \cdot \cos \alpha \cdot d\alpha = R \cdot \int_0^{\pi/2} \left[ \cos \alpha - \left( \frac{1 + \cos 2\alpha}{2} \right) \right] \cdot d\alpha = \\ &= \left( 1 - \frac{\pi}{4} \right) \cdot R = 0,215 \cdot R. \end{aligned} \quad (6.20)$$

Параметр шероховатости поверхности  $R_a$  определяется зависимостью (6.9):

$$\begin{aligned} R_a &= 2 \cdot \int_a^R \Phi(y) \cdot dy = 2 \cdot \int_a^R \left[ 1 - \sqrt{1 - \left(1 - \frac{y}{R}\right)^2} \right] \cdot dy = \\ &= 2 \cdot R \int_0^{\alpha_1} \left[ \cos \alpha - \left( \frac{1 + \cos 2\alpha}{2} \right) \right] \cdot d\alpha = 2 \cdot R \cdot \left( \sin \alpha_1 - \frac{\alpha_1}{2} - \frac{1}{4} \cdot \sin 2\alpha \right). \end{aligned} \quad (6.21)$$

Угол  $\alpha_1$  определяется из условия:  $y = a = 0,215 \cdot R$ :

$$\sin \alpha_1 = 1 - \frac{a}{R} = 1 - 0,215 = 0,785. \quad (6.22)$$

Тогда угол  $\alpha_1 = 52^\circ$  и зависимость (6.21) принимает вид:

$$R_a = 0,18 \cdot R. \quad (6.23)$$

Сравнивая полученное значение параметра шероховатости поверхности  $R_a$  с аналогичным значением  $R_a$ , полученным при неупорядоченном расположении абразивных зерен, т.е. на основе использования теории вероятностей [15], видно, что они совпадают при числе  $N = 3$ . Следовательно, для того чтобы обеспечить параметр шероховатости поверхности  $R_a = 0,18 \cdot R$  при неупорядоченном расположении зерен, их количество должно быть больше в 3 раза, чем при упорядоченном расположении зерен. Из этого вытекает, что упорядоченное

расположение зерен позволяет потенциально в 3 раза повысить производительность обработки по сравнению с неупорядоченным расположением зерен.

В табл. 6.3 и на рис. 6.26 (кривая 4) приведены расчетные значения функции  $\Phi(y)$  при упорядоченном расположении зерен. На рис. 6.26 также приведены расчетные значения функции  $\Phi(y)$  при неупорядоченном расположении зерен [15].

Как видно, графики 2 и 4 на рис. 6.26 отличаются, несмотря на то, что для них параметр шероховатости поверхности  $R_a$  один и тот же и принимает значение  $R_a = 0,18 \cdot R$ .

Таблица 6.3

Расчетные значения функции  $\Phi(y)$   
при упорядоченном расположении зерен

$y/R$	0	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5	0,6	0,7	0,8	0,9	1,0
$\Phi(y)$	1	0,564	0,4	0,286	0,2	0,134	0,083	0,046	0,02	0,005	0

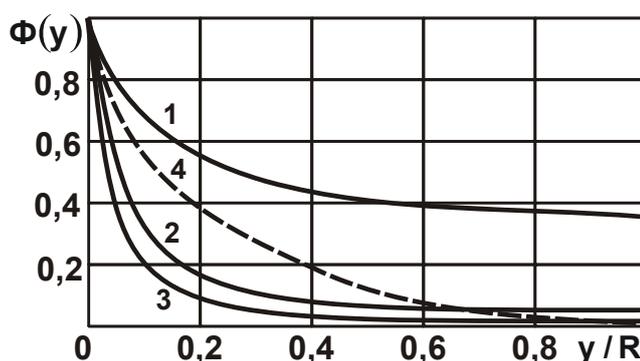


Рис. 6.26. Характер изменения функции  $\Phi(y)$  при неупорядоченном расположении зерен (1 –  $N = 1$ ; 2 –  $N = 3$ ; 3 –  $N = 4$ ) и упорядоченном расположении зерен (4)

Отношение высотных параметров шероховатости поверхности  $R_a/R_{\max}$ , исходя из зависимости (6.23), с учетом условия  $R_{\max} = R$  равно  $R_a/R_{\max} = 0,18$ . Соответственно  $R_{\max}/R_a = 5,55$ , что в большей мере соответствует условиям формирования шероховатости поверхности при шлифовании.

Заслуживает особого внимания случай  $0 < R_{\max} < R$  (рис. 6.25,б). В этом случае функция  $\Phi(y)$  описывается зависимостью, аналогичной зависимости (6.18):

$$\Phi(y) = \frac{x_0 - x}{x_0} = 1 - \frac{x}{x_0}, \quad (6.24)$$

где  $x = \sqrt{R^2 - (y - R)^2} = R \cdot \sqrt{1 - \left(1 - \frac{y}{R}\right)^2}$ ;

$$x_0 = \sqrt{R^2 - (R_{\max} - R)^2} = R \cdot \sqrt{1 - \left(1 - \frac{R_{\max}}{R}\right)^2}.$$

Тогда

$$\Phi(y) = 1 - \frac{\sqrt{1 - \left(1 - \frac{y}{R}\right)^2}}{\sqrt{1 - \left(1 - \frac{R_{\max}}{R}\right)^2}} = 1 - z \cdot \sqrt{1 - \left(1 - \frac{y}{R}\right)^2}, \quad (6.25)$$

где  $z = \frac{1}{\sqrt{1 - \left(1 - \frac{R_{\max}}{R}\right)^2}}$ .

Положение средней линии профиля  $y = a$  определяется:

$$a = \int_0^{R_{\max}} \Phi(y) \cdot dy = \int_0^{R_{\max}} \left[ 1 - z \cdot \sqrt{1 - \left(1 - \frac{y}{R}\right)^2} \right] \cdot dy. \quad (6.26)$$

С учетом новой переменной:  $(1 - y/R) = \sin \alpha$ , ее производной  $dy = -R \cdot \cos \alpha \cdot d\alpha$  и новых пределов интегрирования  $\alpha = \pi/2$  и  $\alpha = \alpha_2 = \arcsin(1 - R_{\max}/R)$  вместо исходных пределов интегрирования  $y = 0$  и  $y = R_{\max}$  – зависимость (6.26) принимает вид:

$$\begin{aligned} a &= R \cdot \int_{\alpha_2}^{\pi/2} (1 - z \cdot \cos \alpha) \cdot \cos \alpha \cdot d\alpha = R \cdot \int_{\alpha_2}^{\pi/2} \left[ \cos \alpha - z \cdot \left( \frac{1 + \cos 2\alpha}{2} \right) \right] \cdot d\alpha = \\ &= R \cdot \left[ (1 - \sin \alpha_2) + \frac{z}{4} \cdot \sin 2\alpha_2 - \frac{z}{2} \cdot \left( \frac{\pi}{2} - \alpha_2 \right) \right]. \end{aligned} \quad (6.27)$$

Параметр шероховатости поверхности  $R_a$  определяется зависимостью, аналогичной зависимости (6.21):

$$R_a = 2 \cdot \int_a^{R_{\max}} \Phi(y) \cdot dy = 2 \cdot \int_a^{R_{\max}} \left[ 1 - z \cdot \sqrt{1 - \left(1 - \frac{y}{R}\right)^2} \right] \cdot dy. \quad (6.28)$$

Произведя замену  $(1 - y/R) = \sin \alpha$  и, соответственно,  $dy = -R \cdot \cos \alpha \cdot d\alpha$ , с учетом новых пределов интегрирования  $\alpha_1 = \arcsin(1 - a/R)$  и  $\alpha_2 = \arcsin(1 - R_{\max}/R)$  вместо исходных пределов интегрирования  $y = a$  и  $y = R_{\max}$ , получено:

$$R_a = 2 \cdot R \int_{\alpha_2}^{\alpha_1} \left[ \cos \alpha - z \cdot \left( \frac{1 + \cos 2\alpha}{2} \right) \right] \cdot d\alpha =$$

$$= 2 \cdot R \cdot \left[ (\sin \alpha_1 - \sin \alpha_2) - \frac{z}{2} \cdot (\alpha_1 - \alpha_2) - \frac{z}{4} \cdot (\sin 2\alpha_1 - \sin 2\alpha_2) \right]. \quad (6.29)$$

В табл. 6.4 приведены рассчитанные по зависимостям (6.27) и (6.29) значения отношений  $a/R$ ,  $R_a/R$  и  $R_{\max}/R_a$  для различных значений  $R_{\max}/R$ .

Таблица 6.4

Расчетные значения  $z$ ,  $\alpha_2$ ,  $a/R$ ,  $\alpha_1$ ,  $R_a/R$  и  $R_{\max}/R_a$

$R_{\max}/R$	0,05	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5	1,0
$z$	3,2	2,294	1,666	1,4	1,25	1,154	1,0
$\alpha_2, ^\circ$	72	65	53	45	37	30	0
$a/R$	0,017	0,0341	0,0638	0,0934	0,1219	0,147	0,215
$\alpha_1, ^\circ$	74	69	62	58	56	54	52
$R_a/R$	0,00088	0,0055	0,017	0,0346	0,0614	0,0858	0,18
$R_{\max}/R_a$	56,8	18,18	11,76	8,67	6,51	5,83	5,55

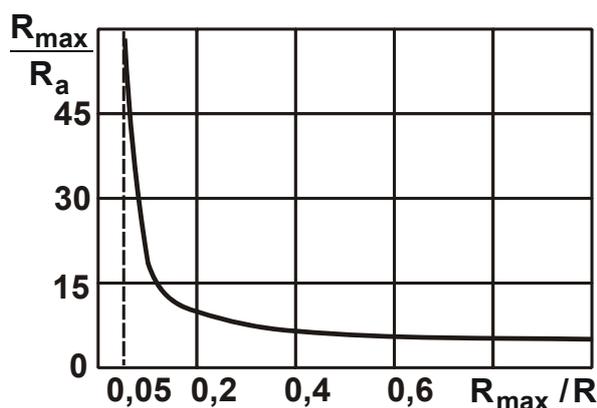


Рис. 6.27. Зависимость отношения  $R_{\max}/R_a$  от  $R_{\max}/R$

Как видно, отношение параметров шероховатости поверхности  $R_{\max}/R_a$  в зависимости от отношения  $R_{\max}/R$  изменяется в широких пределах, принимая при  $R_{\max}/R = 0,05$  большое значение  $R_{\max}/R_a = 56,8$  (рис. 6.27). При  $R_{\max}/R > 0,1$  отношение  $R_{\max}/R_a$  принимает значения, которые соответствуют экспериментально

установленным значениям для процессов шлифования и хонингования [107]. В работе [152] экспериментально установлено, что при абразив-

ном полировании отношение  $R_{\max}/R_a$  может принимать значение, равное 30. Исходя из табл. 6.4, это связано с существенным уменьшением отношения  $R_{\max}/R \rightarrow 0,05$  вследствие существенного уменьшения толщин срезов отдельными зернами, что является особенностью процесса абразивного полирования.

Таким образом, при моделировании абразивных зерен в форме сферы можно даже при упорядоченном расположении зерен получить значения  $R_{\max}/R_a$ , изменяющиеся в весьма широких пределах и соответствующие экспериментальным данным, тогда как при моделировании абразивных зерен в форме конуса при их упорядоченном расположении (рис. 6.22,б) отношение  $R_{\max}/R_a$  принимает одно значение, равное  $R_{\max}/R_a = 4$ .

Следовательно, моделирование абразивных зерен в форме сферы в большей мере соответствует реальным условиям формирования шероховатости поверхности как при шлифовании, так и при абразивном полировании.

Параметр  $R_{\max}$  по физической сути определяет толщину среза  $a_z$  отдельным зерном, которая принимает предельное значение при условии перехода от процесса резания к процессу трения зерна с обрабатываемым материалом. Согласно экспериментальным данным профессора Богомолова Н. И., это условие выполняется при предельных значениях  $a_z/\rho = 0,04 \dots 0,08$ , а по данным профессора Крагельского И. В. – при  $a_z/\rho = 0,14 \dots 0,17$ , т.е. справедливо обобщенное условие:  $a_z/\rho = 0,04 \dots 0,17$ , где  $\rho$  – радиус округления режущей кромки зерна, мкм. Тогда  $a_z \approx R_{\max} = (0,04 \dots 0,17) \cdot R$ , где  $R$  – радиус абразивного зерна, мкм.

Рассматривая отношение  $a_z/\rho \approx R_{\max}/R$ , из рис. 6.26 следует, что при переходе от процесса резания к процессу трения зерна с обрабатываемым материалом отношение высотных параметров шероховатости поверхности  $R_{\max}/R_a$  может изменяться в широких пределах – от 56 до 14. Из этого вытекает, что процесс абразивного полирования может протекать в этих условиях, поскольку, согласно приведенным ранее экспериментальным данным, отношение  $R_{\max}/R_a = 30$ , соответственно  $R_{\max}/R = 0,07$ .

При шлифовании, как известно, отношение  $R_{\max}/R_a$  принимает меньшие значения (на уровне 4 ... 6), а это соответствует значениям  $R_{\max}/R > 0,6$ . Очевидно, в этих условиях происходит устойчивый процесс резания. При этом также возможен интенсивный процесс трения связки шлифовального круга с обрабатываемым материалом, однако он меньше влияет на отношение  $R_{\max}/R_a$ .

Таким образом, установлена тесная связь отношения  $R_{\max}/R_a$  с отношением  $a_z/\rho \approx R_{\max}/R$ . Как следует из рис. 6.27, чем больше отношение  $R_{\max}/R$ , тем меньше отношение  $R_{\max}/R_a$  и выше эффективность процесса обработки с точки зрения обеспечения высокопроизводительного съема обрабатываемого материала. С уменьшением отношения  $R_{\max}/R$  до предельного значения, при котором происходит переход от процесса резания к процессу трения зерна с обрабатываемым материалом, отношение  $R_{\max}/R_a$  может принимать весьма большие значения [75].

Существенно увеличить отношение  $R_{\max}/R_a$  можно и при обработке материалов методами пластического деформирования, т.е. когда отношение  $R_{\max}/R$  принимает предельные значения. Так, экспериментально установлено, что при выглаживании шаром отношение  $R_{\max}/R_a = 14,2$ , а параметр  $R_a = 0,1$  мкм.

Приблизительно такие же значения достигаются и при тонком точении алмазным инструментом (отношение  $R_{\max}/R_a = 21,2$ ; параметр шероховатости поверхности  $R_a = 0,1$  мкм), и при абразивном полировании ( $R_{\max}/R_a = 30$ ;  $R_a = 0,1$  мкм).

Следовательно, обработка в этих условиях в большей мере подчиняется закономерностям трения и пластического деформирования материала, в результате чего уменьшаются параметры шероховатости, причем, параметр  $R_a$  в большей мере, что приводит к увеличению отношения  $R_{\max}/R_a$ . При струйно-абразивной обработке отношение  $R_{\max}/R_a$  принимает значение 6,25, что соответствует условиям устойчивого процесса резания. Однако образуемая шероховатость поверхности характеризуется достаточно большими значениями параметров  $R_a$  и  $R_{\max}$ .

## 6.4. Технологическое обеспечение малой поглощательной способности поверхностных слоев деталей

К группе деталей, характеризующихся высокой отражательной (малой поглощательной) способностью, относят зеркала лазерных установок. Эти зеркала изготавливают из меди и ее сплавов, молибдена, бериллиевых и других сплавов. Зеркала могут быть плоскими, сферическими, вогнутыми и достигать размеров 1 000 мм и более. Поэтому следует оценить технологические возможности процесса абразивного полирования этих зеркал с точки зрения формирования шероховатости и физико-химического состояния обрабатываемой поверхности. Полученные результаты важны для окончательной прецизионной обработки ответственных деталей объектов новой техники.

При полировании деталей основное влияние на съем металла и формирование параметров качества поверхностного слоя оказывают абразивные материалы, характеризующиеся различной абразивной способностью микропорошков [26; 27]. Реальные абразивные зерна, как правило, имеют различную форму, которая изменяется в процессе обработки. Субмикрорельеф абразивных зерен влияет на характер формирования обработанных поверхностей. В работе [107; 114] рассмотрен субмикрорельеф различных абразивных зерен и следы от их царапания, установлено существенное различие параметров субмикропрофиля зерен абразива. Показано, что геометрические параметры зерна можно оценивать по количеству режущих кромок и величине углов поверхностей, их образующих, а также по радиусам закругления этих углов.

Для выяснения механизма резания-царапания имеет особое значение характеристика абразивных зерен по радиусам закругления углов. Абразивные зерна, применяемые при полировании металлов, имеют форму неправильных многогранников. Фотографии отдельных абразивных зерен электрокорунда наглядно иллюстрируют неправильность и разнообразие геометрической формы абразивных зерен.

Ваксером Д. Б. выполнена зарисовка различных абразивных материалов крупной зернистости с определением углов между противоположными гранями зерен и радиусов вершин. Установлено, что углы между гранями зерен преимущественно изменяются в пределах  $100 - 130^{\circ}$ . Значительно реже встречаются углы  $60 - 90^{\circ}$ .

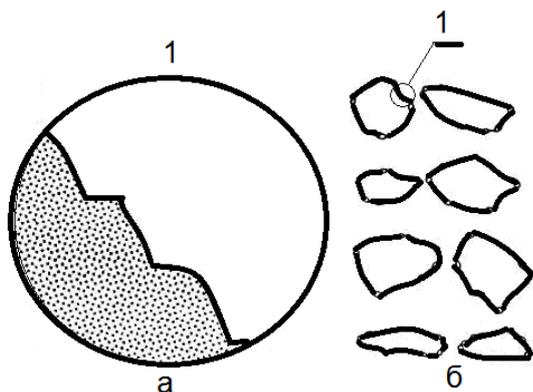


Рис. 6.28. Схематическое изображение профилей абразивных зерен до обработки

На рис. 6.28 изображены зарисовки профилей зерен до обработки для различных абразивных материалов [150]. Чаще угол между противоположными гранями зерен соответствует  $110^{\circ}$ . Субмикронеровности абразивных зерен до и после обработки имеют разную форму, так как в процессе обработки режущие кромки зерен изнашиваются и разрушаются. На характер формирования поверхностного слоя полированных деталей

заметное влияние оказывает размер абразивных зерен. Уменьшение значений высотных параметров шероховатости поверхности происходит с уменьшением размеров зерен (рис. 6.29, рис. 6.30).

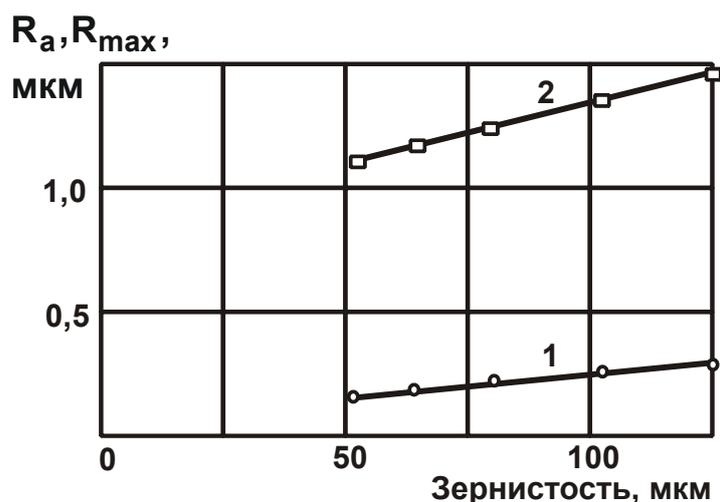


Рис. 6.29. Влияние зернистости абразива на интенсивность изменения значений высотных параметров шероховатости поверхности образца из стали 30ХГСА: давление 40 МПа; скорость резания 35 м/мин; время обработки 20 с; 1 и 2 – параметры шероховатости поверхности  $R_a$  и  $R_{max}$ ; до обработки:  $R_a=0,68$  мкм,  $R_{max}=3,64$  мкм

Из рис. 6.29 следует, что интенсивность изменения  $R_{max}$  не соответствует интенсивности изменения значений  $R_a$ . С уменьшением зернистости абразива значения  $R_{max}$  увеличиваются относительно соответствующего значения  $R_a$ . В то же время, увеличение зернисто-

сти абразива для одной и той же исходной поверхности (до обработки) приводит к увеличению отношения  $R_a / R_{max}$  (после обработки).

При обработке образцов с разной исходной шероховатостью поверхностей с увеличением значений высотных параметров шероховатости до обработки отношение  $R_a / R_{max}$  уменьшается (при равных значениях зернистости абразива, давления и времени обработки).

Анализ графиков, приведенных на рис. 6.29 и рис. 6.30, позволяет обосновать выбор зернистости абразива для этапов полирования поверхностей деталей. Зернистость абразива должна соответствовать значениям высотных параметров шероховатости поверхностей до обработки.

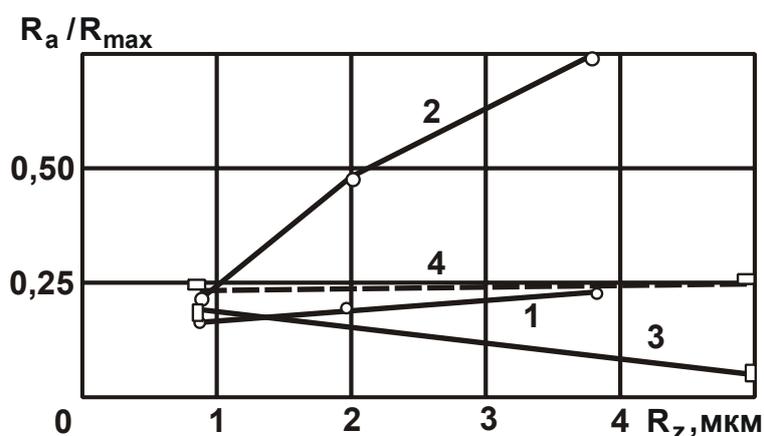


Рис. 6.30. Влияние абразивной обработки на отношение высотных параметров шероховатости поверхностей: материал образца: 1 и 2 – сталь 30ХГСА; 3 и 4 – титановый сплав ВТ4, режим обработки: давление 40 МПа; скорость резания 35 м/мин; длительность обработки 20 с; зернистость абразива – АСО 50/40; 2 и 4 – до обработки; 1 и 3 – после обработки

Исходя из этого, предложена следующая последовательность циклов технологии обработки поверхностей с малыми значениями параметров шероховатости. Первый цикл обработки необходимо производить алмазными микропорошками зернистостью 5/3 с применением поверхностно-активного вещества поливинилового спирта, который способствует увеличению скорости съема материала к величине съема, как и в случае применения абразива большей зернистости. Это уменьшает длительность протекания цикла обработки. Вторым циклом необходимо производить с использованием алмазных микропорошков зернистостью 3/2 с условиями обработки, аналогичными для первого

цикла. На третьем цикле обработки рекомендуется использовать алмазные микропорошки зернистостью 1/0 с условиями обработки первого и третьего циклов. В итоге такой технологический процесс сокращает время обработки и затраты дорогостоящих алмазных микропорошков большей зернистости. При этом высотный параметр шероховатости поверхности уменьшается до 0,025 мкм.

В работе Маслова Е. Н. [64] сделан вывод о том, что угол при вершине элементов царапающих зерен приблизительно равен  $90^{\circ}$ . Вероятно, в этой работе исследовали абразивные материалы, полученные в различных технологических условиях, например, при изготовлении корундовых зерен. Поэтому их свойства зависят от размера блока, скорости его охлаждения при выплавке, способа измельчения и т.д. Вершины всех углов исследуемых зерен имеют закругления, изменяющиеся в пределах от 6 до 50 мкм. Наиболее часто встречаются вершины зерен с радиусом закругления 10 – 25 мкм. В результате проведенных исследований сделан вывод о том, что с уменьшением размера зерен существенно уменьшаются и радиусы округления вершин.

Кашеевым В. М. получены данные об измерении радиуса закругления углов и выступов карборундовых и электрокорундовых зерен. Причем, для обоих видов абразивных материалов зерна 500 – 600 мкм (соответствующие зернистости № 50) имели среднее значение радиуса закругления (для 500 измерений) 1,26 – 26,1 мкм, а среднее, наиболее вероятное значение радиуса закругления, равно 6,68 мкм.

При измерении карборундовых зерен от 177 до 250 мкм (соответствующих зернистости № 16) установлено, что среднее значение радиуса закругления равно 12,1 мкм, а наиболее вероятное значение равно 6,1 мкм. Для более мелких зерен, просеянных сквозь сито № 270 (диаметр зерен менее 58 мкм), наиболее вероятное значение радиуса закругления стало меньше вдвое, т.е. равно 3,3 мкм, а среднее значение радиуса закругления равно 5,1 мкм.

Анализируя полученные результаты измерения, следует обратить внимание на непропорциональное уменьшение радиусов закругления абразивных зерен с уменьшением их размеров. Если размеры зерен карборунда изменялись в пределах от 177 – 250 мкм до 58 мкм и менее, т.е. примерно в 4,3 раза, то наиболее вероятное значение радиуса их закругления уменьшилось с 6,1 мкм до 3,3 мкм, т.е. в 2 раза,

а среднее значение радиуса закругления изменилось с 12,1 мкм до 5,1 мкм, т.е. в 2,3 раза. Непропорциональное уменьшение радиусов закругления абразивных зерен с уменьшением их размеров позволяет объяснить относительную прочность абразивных зерен различной величины; изменение производительности процесса полирования поверхностей металлов с изменением размера зерен; механизм более эффективного резания абразивными зернами большей зернистости.

Таким образом, при исследовании большого количества абразивных материалов (разной величины зерен) установлено, что абразивные зерна не имеют выступаний с точными кристаллографическими углами, а всегда имеют скругленные вершины. С уменьшением размеров зерен при их дроблении (при неизменной силе прижатия полировальника)

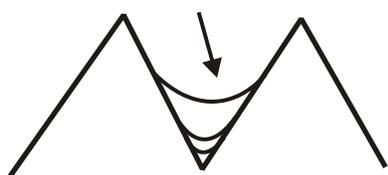


Рис. 6.31. След единичного зерна

контактное давление возрастает и, соответственно, глубина царапания единственным дробленным зерном больше, т.е. параметр шероховатости поверхности  $R_{\max}$  увеличивается при сохранении эффекта сглаживания (рис. 6.31). Увеличению контактного давления способствует одновременное столкновение множества абразивных зерен,

так как при этом увеличивается энергия движения дробленого зерна.

При моделировании процесса полирования необходимо учитывать скорость и траекторию движения частиц, их размеры и зернистость, механические свойства материала детали. Модель абразивного инструмента при полировании может быть представлена в виде схемы, показанной на рис. 6.32. Абразивное полирование в зависимости от характера применяемых абразивных рабочих сред и технологических жидкостей представляет собой механохимический процесс сглаживания поверхностного слоя путем пластического деформирования микронеровностей, съема окислов с обрабатываемой поверхности.

Процесс полирования сопровождается последовательным нанесением на поверхность обрабатываемых деталей большого числа царапин и следов пластического деформирования при их взаимном наложении и пересечении. Технологическая жидкость обеспечивает удаление продуктов износа (частиц металла и абразивных частиц) с поверхности обрабатываемой детали, способствует охлаждению поверхностного слоя обрабатываемой детали.

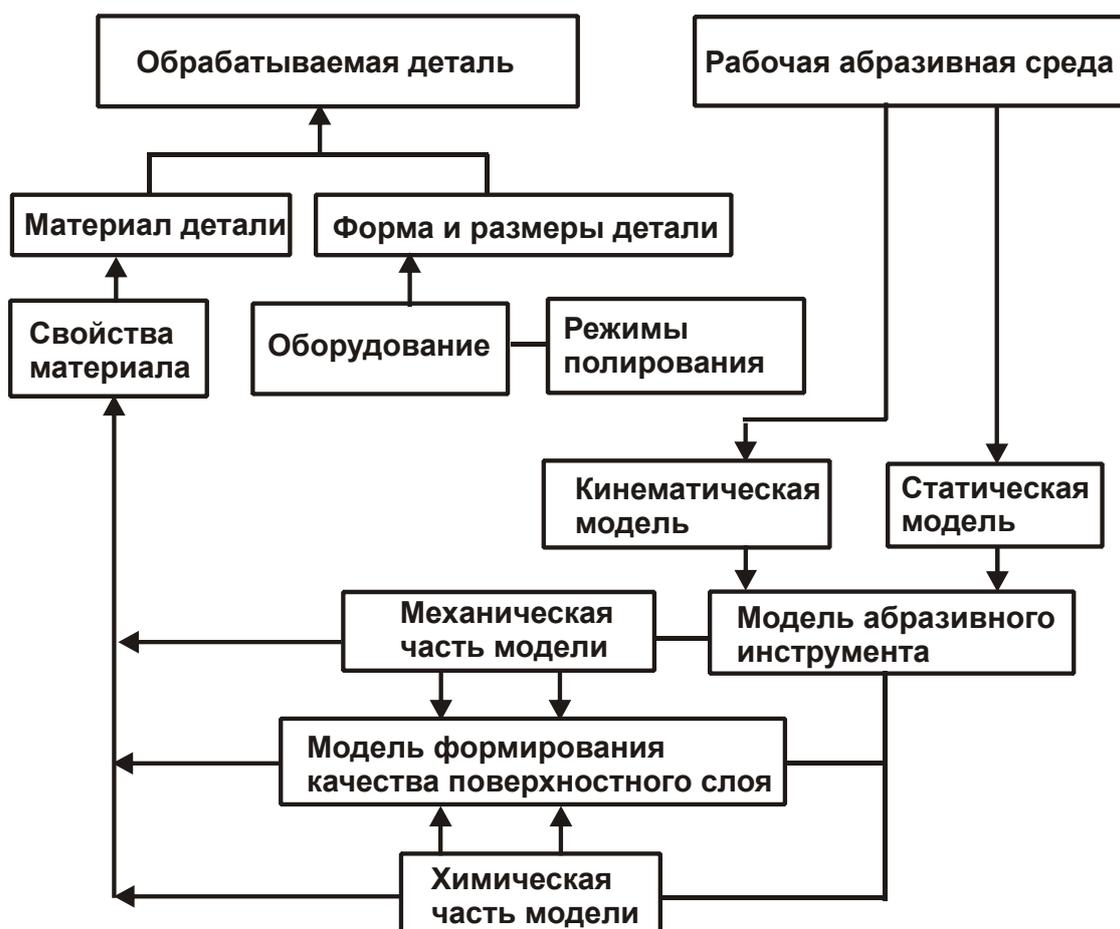


Рис. 6.32. Формирование физико-химического состояния поверхностного слоя при обработке свободным абразивом

Интенсивность обработки зависит от динамических параметров, определяемых режимами полирования, продолжительностью полирования, характеристиками и размерами частиц абразива, характеристиками механических свойств материала детали.

Режущий инструмент формируется непосредственно в процессе обработки как абразивная среда с особыми свойствами и определенными внутренними связями. Сложная геометрическая форма зерен и их режущей части является одной из важнейших характеристик абразивного инструмента.

Параметры режущего профиля абразивной гранулы (скопления абразивных зерен) определяются величиной и расположением абразивных зерен. При единичном взаимодействии абразивной гранулы с поверхностью детали через сечение неровностей обрабатываемой поверхности, перпендикулярное направлению относительного движения гранулы, пройдет несколько слоев определенной толщины. Эlemen-

тарные режущие профили будут случайным образом накладываться друг на друга, а на поверхности детали копироваться их огибающая, представляющая собой эффективный режущий профиль гранулы. Профиль шероховатости поверхности детали в поперечном сечении абразивных царапин формируется копированием эффективного режущего профиля гранулы и зависит от глубины внедрения зерен  $h_{\max}$ , исходной шероховатости поверхности детали и параметров распределения вершин абразивных зерен по высоте.

Абразивный инструмент в первую очередь, очевидно, будет контактировать с выступами исходной шероховатости поверхности, обеспечивая постепенное округление выступов. Поэтому в процессе полирования высотные параметры профиля исходной шероховатости поверхности уменьшаются, а шаговые параметры – изменяются незначительно. Если прекратить процесс полирования через 30 секунд от начала полирования, то при исходной шероховатости после шлифования сохранится часть исходного микрорельефа, при этом шероховатость поверхности детали будет состоять из сглаженных выступов.

Опорная поверхность обработанной детали на уровнях 10, 20, 30, 40 % будет значительно увеличена по сравнению с исходной, а впадины микрорельефа останутся без изменений. Продолжение процесса полирования приведет к полному удалению выступов исходной шероховатости. Отношение высотных параметров  $R_a/R_{\max}$  при этом уменьшится. Это свидетельствует о возникновении большого количества царапин на полированной поверхности, связанных с наличием укрупненной фракции в поставляемых промышленностью абразивных порошках. В дальнейшем процесс полирования стабилизируется. Характерный для процесса полирования рельеф будет постоянно воспроизводиться, его параметры не будут изменяться с течением времени, а будут определяться режимами обработки и зернистостью применяемого абразива.

В процессе полирования формируется физико-химическое состояние поверхностного слоя, определяемое процессами в граничном слое (рис. 6.33). Свободные электроны при нарушении кристаллической решетки в граничном слое выходят на поверхность и образуют так называемый двойной электрический слой, который и определяет свойства (проводимость) верхнего граничного слоя. Причем наличие

двойного электрического слоя определяет и процессы окисления на поверхности металла, т.е. образование пленок неметаллической проводимости, от которых и зависят свойства верхнего граничного слоя металлической поверхности. Они могут быть значительно больше по толщине, чем высота шероховатости обрабатываемой поверхности.

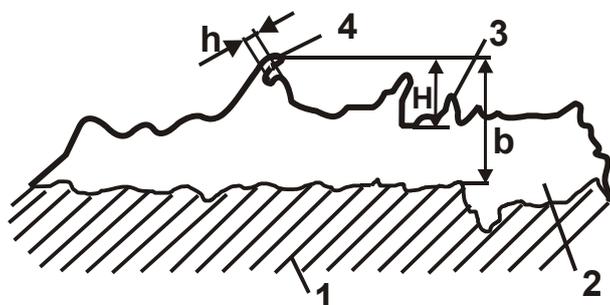


Рис. 6.33. Параметры граничного слоя металлической поверхности:  
 1 – деталь; 2 – неметаллическая пленка; 3 – микронеровность;  
 4 – субмикронеровность;  $h$  и  $H$  – высоты соответственно  
 микронеровности и субмикронеровности;  
 $L$  – средняя толщина неметаллической пленки

Исходя из сказанного, образование двойного электрического слоя на металлической поверхности определяет степень нарушения в кристаллической решетке металла и может являться мерой его дефектности. Эти изменения на поверхности можно количественно оценить с помощью измерения работы выхода электрона, которая определяет величину работы по перемещению электронов на поверхности металла.

При установлении взаимосвязей в качестве геометрических параметров приняты: отношение параметров шероховатости поверхности  $R_a / R_{max}$  и критерий шероховатости  $F$  [152], а в качестве параметров физико-химического состояния поверхности: структура, фазовое состояние, химический состав фаз и толщина неметаллической пленки. Интегральными параметрами рассогласования выбраны: для геометрических характеристик – критерий шероховатости  $F$ , а для физико-химических – величина работы выхода электрона  $\phi$ .

Рассмотрим граничный поверхностный слой. Критерий шероховатости, описываемый зависимостью (6.1), определяет отношение площади гладкой замыкающей части впадины к площади шероховатой части впадины  $F = F_g / F_{ш}$ . Он учитывает не только высоту шероховато-

сти, высоту субмикрощероховатости, но и форму впадин (выступов) шероховатости.

На практике этот критерий определяется из профилограмм и электронных снимков. Анализ значений критерия шероховатости на поверхностях деталей после различной обработки показал, что при высоте шероховатости  $R_z \leq 100$  нм его величина практически равна единице. Поэтому его можно использовать как интегральный параметр при определении высоты шероховатости не менее 100 нм.

При уменьшении высоты шероховатости менее 100 нм интегральным параметром рассогласования принята величина РВЭ, которая на практике измеряется посредством величины контактной разности потенциалов.

Исследования показали, что величина РВЭ может оценивать любое изменение физико-химического состояния в результате обработки поверхности.

Для наноабразивной обработки разработаны технологические среды на основе ультрадисперсных абразивов оксида алюминия (УДА), которые получают газодисперсным синтезом (ГДС), суть которого заключается в синтезе УДА в зоне горения ламинарного двухфазного факела газозвесей металлических порошков в кислородосодержащем газе. При этом полностью реализуются возможности системы металл-кислород и достигаются высокие температуры, необходимые для синтеза оксидов металлов за счет тепловыделения от собственных химических реакций.

Частицы УДА имеют сферическую форму диаметром около 100 нм. Сглаживающий эффект, который оказывает абразивная суспензия с наличием сферического абразива, позволяет уменьшить резание-царапание поверхности и обеспечить эффект микровыкатывания с высотой шероховатости поверхности 5 – 3 нм.

Для технологических систем нанолезвийной обработки разработаны специальные средства технологического оснащения. Для таких систем траектория движения резца должна соответствовать расчетной траектории с точностью до 10 – 5 нм. Точность вращения шпинделя или стола с обрабатываемой деталью должна быть того же порядка. Для обработки следует применять алмазные резцы с прямолинейной режущей кромкой (фасеткой). Процесс обработки фасеточным резцом состоит из двух составляющих – резания и выглаживания. При пере-

мещении вдоль обрабатываемой поверхности при подаче, намного меньшей, чем длина  $l$  фасетки ( $S < l$ ), фасетка многократно проходит по обрабатываемой поверхности, либо подрезая, либо приминая неровности, возникающие в процессе резания. Совмещение этих двух процессов позволяет получить шероховатость обработанной поверхности  $R_z \leq 100$  нм. Высота шероховатости поверхности при обработке таким резцом определяется, кроме качества резца, также положением фасетки инструмента относительно направления подачи.

Главной проблемой, которую необходимо решить при построении особо точных станков, является устранение вибраций как внешней, идущей на станок через фундамент, так и внутренней, возникающей от работы узлов и систем самого станка. Особенностью конструкции таких станков является применение аэростатических опор и инерционных приводов, которые позволяют решать проблему устранения внешней и внутренней вибрации. Комплект оборудования строится по агрегатно-модульному принципу с уровнем унификации узлов и деталей до 80 %. Оборудование, входящее в комплект, может изготавливаться как с ЧПУ, так и с ручным управлением. Базовым станком в указанном комплекте оборудования является сверхточный станок МК 6521Ф3.04 с ЧПУ для обработки наружных и внутренних поверхностей тел вращения, а также сферических и асферических поверхностей, имеющий следующие параметры обработки:

Наибольший диаметр заготовки, мм	300
Наибольшая длина заготовки, мм	200
Дискретность обработки перемещений по осям X и Z, нм	10
Шероховатость обрабатываемой поверхности $R_z$ , нм	10–5

Станок сконструирован следующим образом. На станине Т-образной формы установлены два суппорта. Один перемещается по оси X (инструментальный суппорт), другой – по оси Z (суппорт шпиндельного узла). Т-образное расположение суппортов позволяет уменьшить высоту расположения оси шпинделя над станиной, более равномерно распределить нагрузки на суппорты, перемещающиеся по осям X и Z, увеличить жесткость несущей системы станка. Т-образная станина установлена на пневматических опорах.

Основное влияние на формирование поверхностного слоя полированных деталей оказывают количество активных абразивных зерен

на единице площади и глубины их резания-царапания или пластического деформирования, которые в свою очередь зависят от размеров, формы и природы абразивного материала, а также от материала полировальника и детали, контактирующих с абразивными зернами. Для установления количества активных абразивных зерен, фактического контакта для перекатывающихся и закрепленных зерен на единицу площади ( $\text{мм}^2$ ) и глубины их внедрения в обрабатываемый материал, проведены исследования на специальном полировальном стенде конструкции ХНЭУ. Оценку количества абразивных частиц производили с помощью микроскопа МИС-11 и микроинтерферометра МИИ-4. Давление измеряли в пределах  $(0,1 \dots 1,0) \cdot 10^2$  кПа. При экспериментальных исследованиях использовали образцы, изготовленные из сплава 36НХТЮ (HRC 50).

Абразивный состав наносился на полировальник шириной 1 мм от центра. Образец подводили к полировальнику, а затем полировальный круг поворачивали вручную на  $15^\circ$ . С помощью микроскопов и микроинтерферометра исследовали полученные поверхности.

Для оценки следов обработки исходили из следующих предположений. В обработке участвуют закрепленные в полировальник (рис. 6.34) и перекатывающиеся (рис. 6.35) зерна.

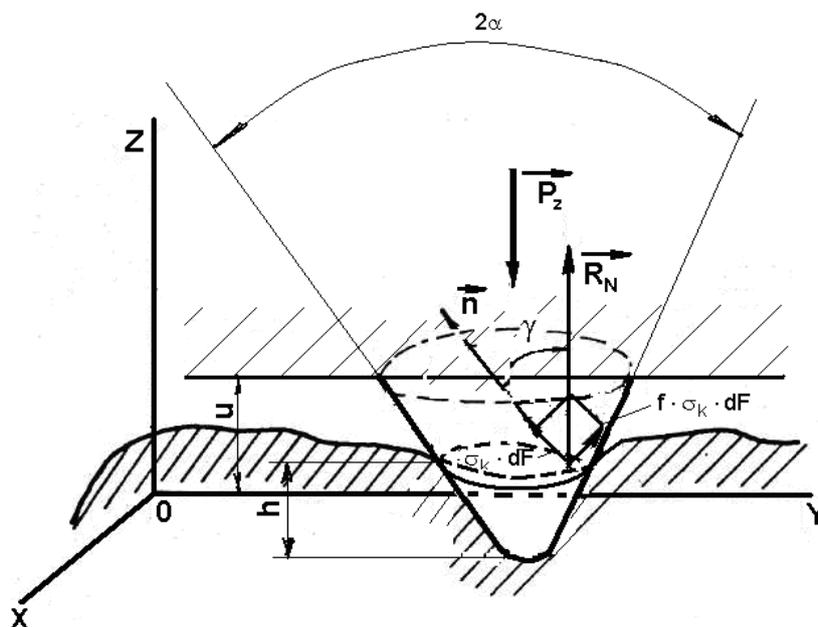


Рис. 6.34. Внедрение в обрабатываемую поверхность шаржированного в полировальник абразивного зерна под влиянием нагрузки

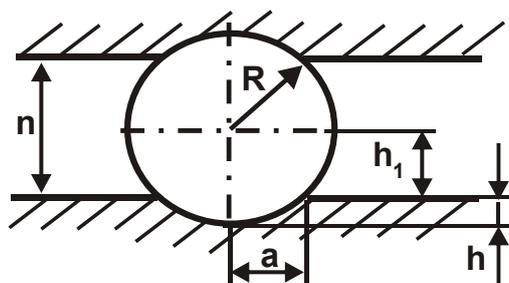


Рис. 6.35. Внедрение в обрабатываемую поверхность абразивного перекатывающегося зерна

При давлении  $(0,1 \dots 0,3) \cdot 10^2$  кПа на обрабатываемой поверхности в основном находятся следы от перекатывающихся зерен. Количество активных абразивных зерен находится в пределах 120 – 130 штук на площади  $1 \text{ мм}^2$ . Глубина их внедрения составляет 2 – 3 мкм при ширине отпечатка 3 – 4 мкм. Характер образования обработанной поверхности в процессе полирования при увеличении давления полировальника до  $(0,4 \dots 0,5) \cdot 10^2$  кПа можно объяснить изменением условий работы абразивных зерен. Количество активных абразивных зерен не изменяется и находится в пределах 120 – 130 на площади  $1 \text{ мм}^2$ . Однако при этом наблюдается примерно одинаковое количество перекатывающихся и закрепленных зерен. Глубина их внедрения в поверхность металла находится в пределах 3 – 4 мкм при ширине следов отпечатков 4 – 5 мкм.

С увеличением давления (более  $0,5 \cdot 10^2$  кПа) на обработанной поверхности характерны следы закрепленных зерен, хотя количество активных зерен уменьшается и находится в пределах 90 зерен на площади  $1 \text{ мм}^2$ . Однако большинство отпечатков и следов, характерных для работы активных зерен, находится в глубине их внедрения 3 – 4 мкм при ширине отдельных отпечатков и следов 4 – 5 мкм. В отдельных случаях на обработанных поверхностях следы и отпечатки, характерные для работы закрепленных зерен, приводят к появлению грубых царапин (рис. 6.36), а также случаев столкновения абразивных зерен друг с другом.

Зная число активных абразивных перекатывающихся и закрепленных зерен на единице площади (в  $1 \text{ мм}^2$ ), можно определить фактический контакт абразивных зерен с обрабатываемой поверхностью. Площадь контакта одного перекатывающегося зерна определяется площадью сегмента (рис. 6.35):  $S_n = \pi \cdot R \cdot (2h + a)$ .

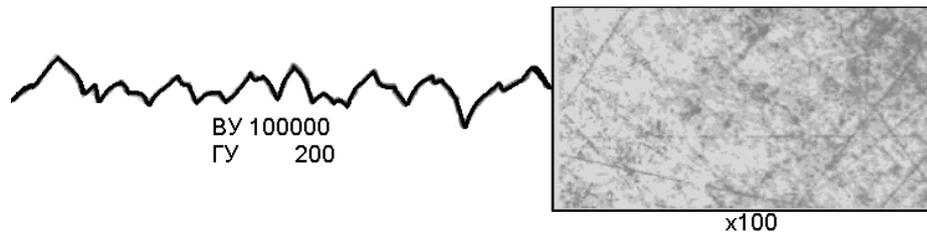


Рис. 6.36. Профиль и фотография поверхности образца из сплава марки АМг6 после полирования

Используя схему внедрения зерна в металл, можно определить площадь следа одного закрепленного зерна [150]:

$$S_3 = \frac{h^2 \cdot \operatorname{tg} \alpha \cdot \operatorname{tg} \frac{\pi}{4}}{\cos \alpha} \cdot l. \quad (6.31)$$

Если известно количество активных перекатывающихся и закрепленных зерен, участвующих в формировании поверхности полированных деталей, то можно определить площадь контакта между абразивными зернами и обрабатываемой поверхностью. Тогда общая площадь перекатывающихся зерен на единице площади:  $S_{он} = S_n \cdot n \cdot k$ , где  $S_n$  – площадь следа одного перекатывающегося зерна;  $n$  – количество перекатывающихся зерен на единице площади;  $k$  – коэффициент разрушения абразивных зерен в процессе обработки.

Общая площадь контакта для закрепленных зерен на единице площади  $S_{оз} = S_3 \cdot n \cdot k$ , где  $S_3$  – площадь следа одного закрепленного зерна;  $n$  – количество закрепленных зерен на единицу площади;  $k$  – коэффициент разрушения абразивных зерен в процессе обработки.

Зная площадь контакта для закрепленных и перекатывающихся зерен, можно определить общую площадь контакта между абразивными зернами и обрабатываемой поверхностью (на единице площади):  $S_o = S_{оз} + S_{он}$ .

Обработка фотографий позволила установить фактическую площадь контакта абразивных зерен, которая составляет 10 – 15 % номинальной площади. С увеличением давления величина фактического контакта по площади увеличивается.

Таким образом, основное влияние на формирование поверхностного слоя оказывает давление полировальника на обрабатываемую поверхность, форма и размер абразивного зерна. В процессе обработ-

ки форма и размеры зерна изменяются. С увеличением размера абразивного зерна съём материала возрастает. Шероховатость полированной поверхности зависит от размера абразивного зерна. Появление грубых царапин на обрабатываемой поверхности свидетельствует о столкновении абразивных зерен.

Сила прижатия полировальника распределяется на суммарную площадь контакта перекатывающихся и закрепленных зерен с обрабатываемой поверхностью. Если площадь контакта перекатывающихся зерен превалирует над площадью контакта закрепленных зерен, то это способствует сглаживанию поверхностного слоя обрабатываемой поверхности.

Профиль установившейся шероховатости поверхности не зависит от исходной шероховатости шлифованной поверхности, а определяется лишь технологическими параметрами процесса. Дальнейшего улучшения шероховатости поверхности детали можно достичь изменением режимов обработки или заменой абразивной среды на более мелкозернистую среду. Замене абразива предшествует тщательная очистка обработанного поверхностного слоя от остатков предшествующей рабочей среды.

Проведенные исследования позволили рекомендовать для использования технологические среды на основе ультрадисперсных абразивов оксида алюминия, которые получают газодисперсным синтезом. Такой абразивный порошок характеризуют:

- минимальная величина фракции (около 0,01 мкм);
- равномерность фракции (от 0,07 до 1,04 мкм);
- сферическая форма абразива;
- наличие окиси алюминия ( $Al_2O_3$ ) до 99,9 %.

При экспериментальных исследованиях процесса абразивного полирования использовали неабразивную составляющую в виде дистиллированной воды (на одну часть абразива – четыре части дистиллированной воды).

Для достижения сверхгладких поверхностей необходимо обеспечить метрологическое обеспечение контроля качества обработки (проблемы возникают при оценке наноразмерных неровностей на обработанной поверхности);

выбор соответствующей технологической среды;

разработку системы управления процессом формирования поверхностного слоя детали.

Процесс полирования зависит от фактической площади контакта абразивных частиц с поверхностью детали. Фактическая площадь касания абразивных частиц гранулы и поверхности обрабатываемой детали зависит от распределения неровностей по высоте, механических характеристик контактирующих тел, величин сил, действующих на эти тела, и напряженного состояния в зоне контакта. Площадь фактического контакта определяется физико-механическими свойствами более мягкого тела и геометрией поверхности более твердого материала (абразива). Влияние шероховатости поверхности на площадь фактического контакта сказывается несущественно – в основном, в начальный период обработки.

Геометрическую форму профиля режущей части зерен традиционно описывают треугольником, треугольником с радиусом округления при вершине, трапецией и параболой. Абразивные зерна не имеют постоянных радиусов округления вершин. Форма профиля зерна представляется также в виде эллипсоида, или в виде окружности, или в виде набора нескольких окружностей. При изучении под микроскопом на выступах зерен можно выделять микрорельеф и субмикрорельеф, которые обусловлены кристаллическим строением зерен абразива.

Установлено, что форму абразивной царапины, образованной одним зерном, можно аппроксимировать функцией вида:  $b_i = n \cdot a_i^m$ , где  $b$  – ширина царапины;  $a$  – глубина царапины.

Отношение ширины абразивных царапин к глубине незначительно зависит от размеров зерен:  $b_i = 3,8 \cdot a_i$ . Это отношение является стабильным для определенного процесса обработки.

Для поверхности абразивных гранул статическую модель можно описать следующим образом: рабочий слой гранулы – это слой, расположенный между наружной поверхностью гранулы и условной поверхностью связки. Распределение зерен в абразивной грануле определяется законом нормального распределения. В процессе полирования происходит износ абразивных зерен в виде частичного скалывания и их разрушения. В условиях многократного ударного взаимодействия абразивной гранулы с другими гранулами и поверхностью детали разрушившиеся зерна удаляются из места условной связки и одновре-

менно обнажаются новые зерна, имитируя явление "самозатачивания", которое характерно для жесткой связки. Это необходимо учитывать при построении кинематической модели инструмента.

Изменяя режимы обработки, можно в значительной мере влиять на показатели обработки.

Определяя количественные параметры единичного взаимодействия, можно оценить количество таких взаимодействий в единицу времени на единице площади обрабатываемой поверхности.

Установлено, что при сглаживании поверхностного слоя детали время цикла последующего процесса полирования уменьшается интенсивнее, чем снижение высотных параметров исходной шероховатости до обработки; для каждой зернистости абразивного материала существует предел по стабилизации значений высотного параметра шероховатости поверхности, а это очень важно при назначении последовательности использования рабочих сред при сглаживании поверхностного слоя деталей. Этот предел зависит от исходного состояния поверхности детали до обработки. Учитывая, что зависимости высотных параметров шероховатости поверхности при полировании от времени обработки стабилизируются к первой минуте обработки, сглаживание поверхностного слоя следует проводить поэтапно, снижая зернистость абразива.

После шлифования необходимо осуществить абразивное полирование алмазной пастой АСМ 5/3 в течение одной минуты. После тщательной очистки поверхности от остатков рабочей среды следует применить обработку алмазной пастой АСМ 2/1 в течение одной минуты, и на третьем этапе обработку производить суспензией с нанопорошком  $Al_2O_3$ , полученным, например, термическим или другими методами. При термическом методе происходит выгорание мелкой фракции, закрепление узлов в основной фракции, а также сгорания примесей, содержащихся в порошках.

Важно установить влияние абразивной среды на шероховатость поверхности. Уникальными свойствами обладают абразивные порошки, полученные газодисперсным синтезом. Они отличаются и имеют следующие преимущества по сравнению с абразивными порошками, изготовленными промышленностью и полученными другими методами овалитации:

- 1) минимальной величиной размеров зерен во фракции (около 0,01 мкм);
- 2) равномерностью фракции (от 0,07 до 1,04 мкм);
- 3) сферической формой абразива;
- 4) наличием окиси алюминия ( $Al_2O_3$ ) до 99,9 %.

Технология получения данных абразивов позволяет изготавливать их из отходов.

Наличие укрупненной фракции приводит к царапанию обрабатываемой поверхности, а измельчение – к шаржированию. Было изучено влияние зернистости абразива и продолжительности предварительной обработки на значения высотных параметров шероховатости поверхности для образцов из стали 30ХГСА и титанового сплава ВТ-4. Результаты экспериментальных исследований высотных параметров шероховатости поверхности приведены на рис. 6.37 и рис. 6.38.

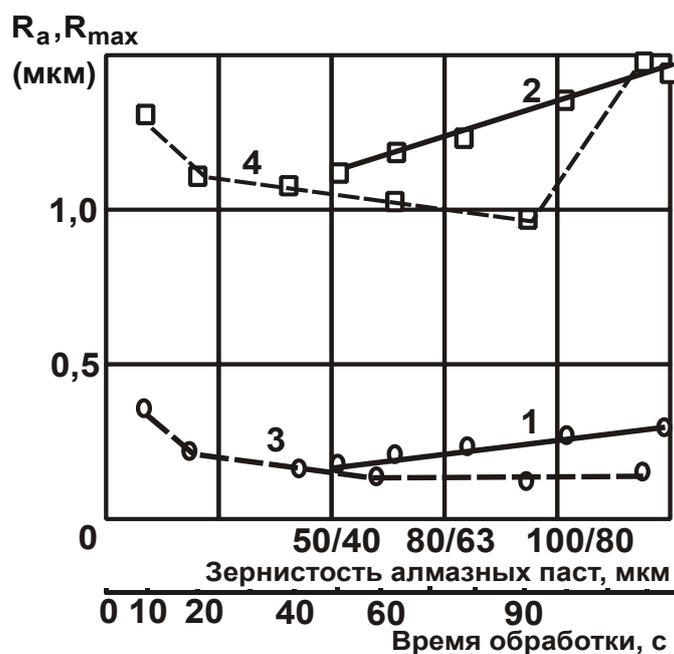


Рис. 6.37. Влияние зернистости алмазных паст 1, 2 и продолжительности обработки 3 и 4 на интенсивность изменения значений высотных параметров шероховатости поверхности при обработке образцов из стали 30ХГСА: давление 40 МПа; окружная скорость 30 м/с;

1 и 3 – параметр шероховатости поверхности  $R_a$ ;

2 и 4 – параметр шероховатости поверхности  $R_{max}$ ;

время обработки 20 с для 1 и 2;

зернистость абразива для 3 и 4 – АС2 50/40

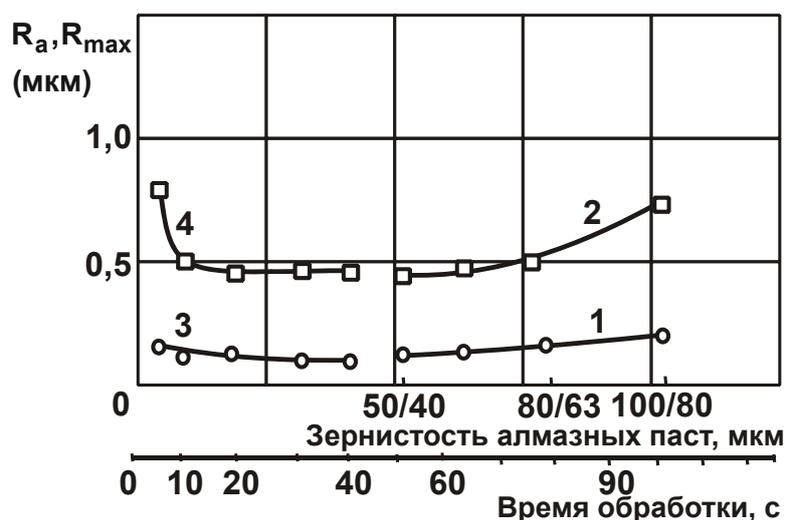


Рис. 6.38. Влияние зернистости алмазных паст 1, 2 и продолжительности обработки 3 и 4 на интенсивность изменения значений высотных параметров шероховатости поверхности при обработке титанового сплава ВТ-4: давление 40 МПа; окружная скорость 30 м/с; время обработки 20 с для 1 и 2; зернистость абразива для 3 и 4 – АС2 50/40

Из графиков (рис. 6.37) видно, что интенсивность изменения  $R_{max}$  не соответствует интенсивности изменения значений  $R_a$ . С увеличением зернистости абразива значения  $R_{max}$  увеличиваются. При увеличении времени обработки интенсивность изменения  $R_{max}$  резко увеличивается, что можно объяснить дроблением зерен в процессе обработки. Следовательно, процесс обработки необходимо прекращать до появления интенсивного разрушения зерен. Поскольку с уменьшением размеров зерен (при неизменной силе прижатия полировальника) контактное давление возрастает и, соответственно, глубина царапания единичным дробленным зерном должна быть больше, то параметр шероховатости поверхности  $R_{max}$  увеличивается при сохранении эффекта сглаживания. Увеличению контактного давления способствует одновременное соударение множества абразивных зерен, увеличивающих энергию движения дробленого зерна.

Согласно рис. 6.37, отношение  $R_a / R_{max}$  в начальный период полирования (до 90 с) уменьшается незначительно, а при увеличении длительности обработки свыше 90 с значение этого отношения уменьшается и составляет 0,087. Значение отношения высотных па-

раметров в зависимости от зернистости абразива ленты изменяется незначительно, однако при полировании алмазными пастами малой зернистости (АСМ 2/1) значения этого отношения резко снижаются.

Дополнительно было установлено изменение значений высотных параметров шероховатости поверхности при обработке титанового сплава ВТ-4. Характер изменения зависимостей аналогичен предыдущему эксперименту. Следует обратить внимание на тот факт, что отношение высотных параметров шероховатости  $R_a / R_{max}$  изменяется незначительно и находится в пределах значений 0,15 – 0,17.

На обработанной поверхности имеются характерные следы от зерен крупной доли фракции. Как показано выше, большинство отпечатков и следов, характерных для работы активных зерен, находится на глубине их внедрения 3 – 4 мкм. Для большей зернистости глубина внедрения больше, что приводит к появлению грубых царапин ввиду их разрушения в процессе столкновения.

Одним из методов, позволяющих избежать шаржирования поверхности, а также уменьшить толщину оксидной пленки, является использование процесса полирования по схеме, показанной на рис. 6.39.

При обработке использовали неабразивную составляющую в виде дистиллированной воды с концентрацией абразива (на одну часть абразива – четыре части дистиллированной воды). Добавки поверхностно-активных веществ в виде аэросила способствуют улучшению характеристики поверхности. В процессе такой обработки изломы в кристаллических зонах, расположенных между дефектами, становятся эластичными и могут разрушить идеальные связи между атомами. Минимальный участок излома может иметь размеры, соизмеримые с размером атома.

При использовании алмазных лент и микропорошков, благодаря сочетанию физико-химических свойств природного алмаза и материала обрабатываемой поверхности и снижению интенсивности действия химически активных веществ, происходит уменьшение количества различных неоднородностей. При этом окисление поверхности при тчении наблюдается в меньшей мере, чем при абразивном полировании [152].

При полировании поверхность адсорбирует химически активные вещества, содержащиеся в пастах, и кислород воздуха, которые влия-

ют на развитие химико-механических явлений, сопровождающих пластическое деформирование микровыступов поверхности. Процесс адсорбции должен интенсифицироваться при механическом снятии пленок оксидов с поверхности, что обеспечивается относительным перемещением полировальника и обрабатываемой поверхности. Локальный активный контакт поверхностей полировальника и обрабатываемой поверхности обеспечивает срыв пленки оксидов, который сопровождается адсорбцией химически активных веществ и последующим срывом. В результате множества локальных действий происходит уменьшение высот неровностей, что приводит к сглаживанию профиля поверхности. Однако результаты эксперимента (рис. 6.37) показывают, что на поверхности сглаживания при увеличении продолжительности обработки происходит увеличение  $R_{\max}$ .



Рис. 6.39. Схема полирования суспензией на основе ультрадисперсного порошка

Контроль шероховатости обработанных поверхностей показал на возможность непосредственного извлечения информации о форме неровностей при ощупывании иглой профилометра-профилографа. Следует отметить, что критерий шероховатости поверхности  $F$ , полученный с использованием контактных приборов, частично отражает форму неровностей, сопоставимых с длинами волн падающего излучения (видимого диапазона), поскольку разрушения от воздействия иглы могут быть сопоставимы с рассматриваемыми неровностями. Для неровностей поверхности, сравнимых с длинами волн собственного излучения, точность оценки повышается. Для большинства технологических операций окончательной обработки поверхностей форма неровностей, сопоставимых с длинами волн падающего излучения, частично опре-

деляется окислением поверхностного слоя в процессе обработки. Оценка формы таких неровностей контактными методами затруднена, что подтверждается результатами исследований топографии на оптических и электронных микроскопах [152].

Размеры зернистости абразива и подача полировальника оказывают значительное влияние на направленность следов обработки, формируя систематическую составляющую шероховатости с низкой частотой. Высокочастотные составляющие шероховатости поверхности можно отнести к разряду случайных, что подтверждает анализ профилограмм и фотографий (разных увеличений) отдельных участков поверхности. Значительное влияние на их формирование оказывает химическая активность пасты. В табл. 6.5 приведены результаты экспериментальных исследований, полученных при обработке поверхностей алюминиевого сплава марки АМг 4.

Таблица 6.5

Значения параметров  $R_a$ ,  $R_a/R_{max}$ , F и контактной разности потенциалов (КРП) после абразивного полирования образцов из проката алюминиевого сплава АМг4

Метод обработки	$R_a$ , мкм	$R_a/R_{max}$	F	КРП, мВ
Исходная поверхность (прокат)	0,35	0,104	0,896	890
Абразивное полирование (АСМ 2/1)	0,1	0,033	0,967	120

Снижение значения КРП для абразивного полирования можно объяснить наличием загрязнений, остатков рабочей среды, что требует введения дополнительных операций по очистке поверхностей после абразивного полирования. Для определения влияния зернистости абразивных составляющих паст на значения критерия шероховатости поверхности после полирования, обработке подвергали образцы из лент пружинного хромоникелевого сплава марки 36НХТЮ, нашедших применение при изготовлении деталей с оптическими свойствами, работающих в условиях воздействия светового потока. Результаты эксперимента представлены в табл. 6.6.

Изучение профилограмм и фотографий поверхности различных увеличений показало [152], что для поверхностей, обработанных с применением алмазных паст АСМ 2/1, преобладают неровности более высокого порядка малости (0,01 – 0,1 мкм), а после полирования элек-

трокорундом М7 преобладающие высоты неровностей находятся в пределах 0,1 – 1,0 мкм.

Таблица 6.6

Значение критерия шероховатости F обработанных поверхностей лент из сплава 36НХТЮ после абразивного полирования

Абразивная паста	АСМ 2/1	АСМ 1/0	Окись алюминия, М3	Окись хрома, М3	Электрокорунд, М7
F	0,93	0,91	0,89	0,89	0,88

Различие формирования поверхностного слоя, очевидно, определяется разной геометрией зерен алмазных и абразивных микропорошков на уровне субмикрорельефа поверхностей граней и должно оказывать влияние на эффект процесса резания–царапания и развитие локальных температур.

Для микрограней алмазных зерен более характерно микрореза-ние, а для электрокорунда – микросмятие с локализацией и увеличением затрачиваемой энергии (возникновением на полированных по-верхностях кометообразных углублений). Локальное активное контак-тирование абразивного зерна с обрабатываемой поверхностью эф-фективно, очевидно, до тех пор, пока геометрические размеры зерен не становятся сопоставимыми с частицами, отделившимися от обра-батываемого материала, что в дальнейшем приводит к потере эффек-та полирования. При больших подачах полировальника на образцах наблюдались следы направленного царапания.

Уменьшение отношения высотных параметров шероховатости поверхности  $R_a / R_{max}$  (обусловленных различными методами обра-ботки) приводит к увеличению критерия шероховатости поверхности F [152]. Отношение  $R_a / R_{max}$  может достигать достаточно малых значе-ний (0,033 для абразивного полирования), соответственно отношение  $R_{max} / R_a$  принимает относительно большие значения – 30,3. Это со-гласуется с теоретическими результатами, приведенными в работе [152], согласно которым отношение  $R_a / R_{max}$  может изменяться в пре-делах 0 – 0,29. Относительно большие значения  $R_{max} / R_a$  при abra-зивном полировании можно объяснить формой кривой относительной опорной длины профиля поверхности. При этом значение  $R_{max}$  доста-точно велико при относительном сглаживании неровностей.

## 6.5. Совершенствование рабочих абразивных сред и полировальников

Параметры шероховатости неоднозначно влияют на оптические характеристики обработанных поверхностей. Формирование оптических характеристик поверхности связано с формой микронеровностей поверхности и определяется отношением  $R_{\max}/R_a$ , а не с высотными показателями шероховатости поверхности. Результаты экспериментальных исследований подтвердили возможность уменьшения отношения  $R_{\max}/R_a$  с уменьшением зернистости абразивов при полировании поверхностей деталей.

С целью разработки модели формирования высотных параметров шероховатости поверхности, при абразивном полировании с учетом зернистости абразива, а также получения зависимости для определения времени обработки при достижении заданной шероховатости поверхности (при малом количестве циклов обработки) следует воспользоваться работой [87], в которой приведена зависимость скорости съема материала  $Q$  от параметров процесса полирования:

$$Q = k \cdot V^a \cdot c^{b_1} \cdot e^{b_2 c} \cdot p^{d_1} \cdot e^{d_2 p}, \quad (6.32)$$

где  $V$  – скорость резания, м/с;

$p$  – давление, кПа;

$c$  – плотность абразивной суспензии, г/мл;

$k, a, b, d$  – коэффициенты.

В этой работе также приведены зависимости, характеризующие изменение съема материала детали от одной переменной при фиксированных значениях двух других переменных. Так, скорость съема материала при изменении скорости резания для  $c = 2 \cdot 10^{-2}$  г/мл и  $p = 12 \cdot 10^2$  кПа определяется зависимостью:

$$Q(V) = 2,39 \cdot 10^{-2} \cdot V^{1,15}. \quad (6.33)$$

Соответственно, скорость съема материала при изменении давления для  $V = 0,2$  м/с;  $c = 2 \cdot 10^{-2}$  г/мл определяется зависимостью:

$$Q(p) = 0,68 \cdot 10^4 \cdot p^{-3,38} \cdot e^{0,173 \cdot p}. \quad (6.34)$$

Скорость съема материала при изменении концентрации абразивной суспензии для  $V = 0,2$  м/с;  $p = 12 \cdot 10^2$  кПа определяется зависимостью:

$$Q(c) = 1,14 \cdot 10^8 \cdot c^{5,64} \cdot e^{-1,46c} \quad (6.35)$$

На рис. 6.40 изображены экспериментально установленные и рассчитанные на основе зависимости (6.34) значения скорости съема материала Q.

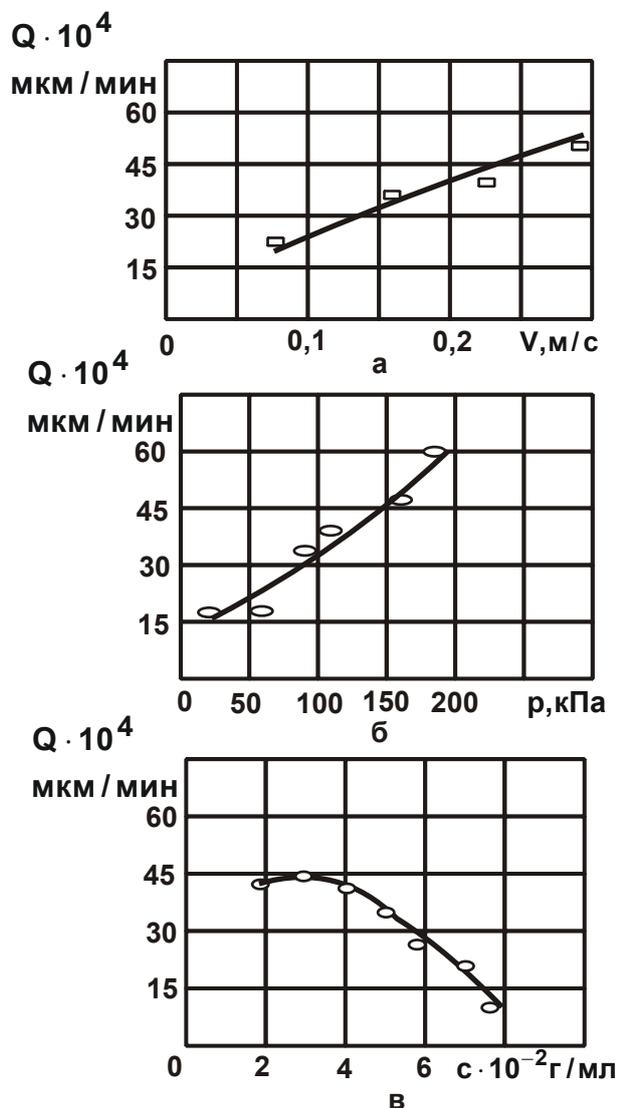


Рис. 6.40. Зависимость скорости съема материала Q от технологических параметров процесса абразивной обработки:  
 а – линейной скорости V;  
 б – давления p;  
 в – плотности суспензии c

Расхождение расчетных и экспериментальных значений скорости съема материала составляет не более 3 %.

Для сглаживания поверхностного слоя деталей необходимо установить минимальное количество переходов технологического цикла для получения минимальных значений высотных параметров шероховатости поверхности.

В конце первого цикла обработки образуется поверхность с параметром шероховатости  $R_1$  (высотный параметр исходной до обработки шероховатости равен  $R_0$ ). При осуществлении N циклов обработки образуется N поверхностей с промежуточными значениями высотных параметров шероховатости  $R_i$ , соответствующих разным переходам. Количество переходов и промежуточная величина высотного параметра шероховатости поверхности зависят от физико-химических свойств обработанной поверхности: ее формы, времени обработки, свойств и зернистости абразивного материала.

При абразивном полировании можно принять, что максимальная глубина внедрения зерна равна диаметру абразивной частицы или максимальному ее размеру. В этом случае высотные параметры ше-

роховатости поверхности и скорость съема материала на каждом переходе пропорциональны размерам абразивных частиц:

$$R_{z_i} = \beta \cdot D_i; \quad Q_i = \alpha \cdot D_i. \quad (6.36)$$

где  $D_i$  – диаметр абразивных частиц на  $i$ -ом переходе ( $i = 1, 2, \dots, N-1$ );

$\alpha, \beta$  – коэффициенты пропорциональности (получаемые эмпирическим путем), постоянные для данного процесса обработки.

Из равенства (6.36) получено:

$$Q = \frac{\alpha}{\beta} \cdot R_{z_i}. \quad (6.37)$$

В табл. 6.7 приведены значения скорости съема материала и параметра шероховатости поверхности  $R_z$  при полировании деталей из меди алмазными микропорошками разных фракций в течение одного часа.

Таблица 6.7

Значения скорости съема материала и параметра шероховатости поверхности  $R_z$  при полировании

Шероховатость поверхности после фрезерования, мкм	Фракции алмазных микропорошков, АСМ	Скорость съема материала $Q \cdot 10^3$ , мкм/мин	Шероховатость поверхности после полирования $R_z$ , мкм
0,32	5/3	5,325	0,032
0,32	3/2	3,225	0,05
0,32	1/0	1,35	0,020

Величина припуска  $h$ , соответствующая глубине дефектного слоя, определяется:

$$h_i = k \cdot R_{z_{i+1}}, \quad (6.38)$$

где  $k$  – коэффициент пропорциональности, определяющий количество материала, удаляемого за время  $t_i$ ;

$$t_i = \frac{F_i}{Q_i} = \gamma \cdot \frac{R_{z_{i-1}}}{R_{z_i}}, \quad (6.39)$$

где  $\gamma = \frac{k \cdot \beta}{\alpha}$  при  $i = 1, 2 \dots N$ .

Суммарное время обработки по всем циклам равно:

$$T_i = \sum_{i=1}^N t_i = \gamma \cdot \sum_{i=1}^N \frac{R_{z_{i-1}}}{R_{z_i}}. \quad (6.40)$$

Для оптимизации параметров процесса по критерию минимума суммарного времени обработки (6.40) необходимо определять оптимальные значения промежуточной шероховатости поверхностей  $R_{z_i}$  ( $i = 1, 2, \dots, N - 1$ ):

$$R_{z_i} = R_{z_{i-1}} = R_{z_{i+1}}. \quad (6.41)$$

При  $i = 1, 2, \dots, N - 1$  имеем:

$$\frac{R_{z_{i-1}}}{R_{z_i}} = \frac{R_{z_i}}{R_{z_{i+1}}}. \quad (6.42)$$

Из приведенных зависимостей (6.41) и (6.42), с учетом зависимостей (6.39) и (6.40), следует, что при оптимальном процессе обработки время переходов одинаково, т.е.  $t_i = t$ . Это справедливо при обработке поверхностей деталей с одинаковым значением высотных параметров шероховатости исходной поверхности. Однако данное условие не выполняется при обработке образцов с различной исходной шероховатостью поверхности, так как с уменьшением исходной шероховатости поверхности время обработки резко уменьшается. Это подтверждают и результаты экспериментальных исследований, которые приведены на рис. 6.41.

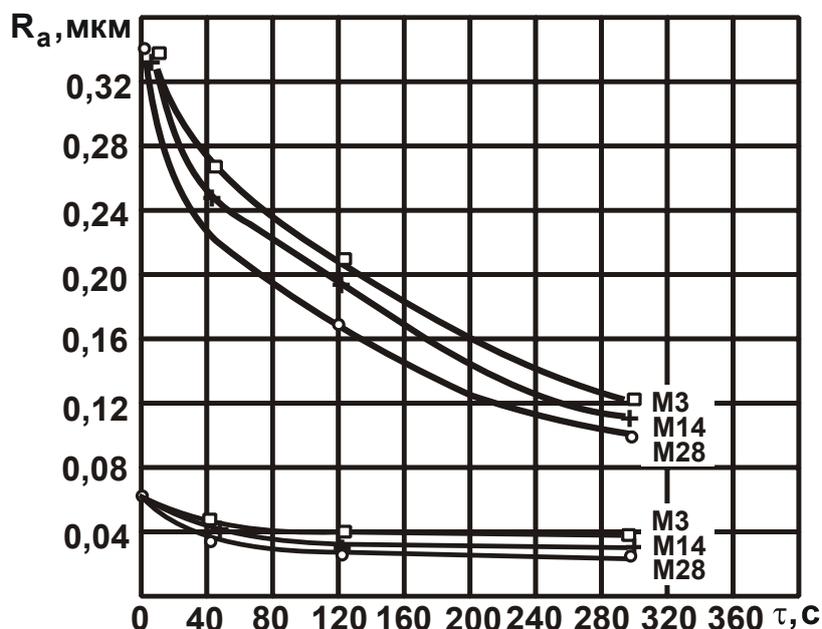


Рис. 6.41. Зависимость высотного параметра шероховатости поверхности  $R_a$  от времени полирования  $\tau$  абразивными материалами различной зернистости

Профиль установившейся шероховатости поверхности в процессе полирования зависит от исходной шероховатости поверхности после шлифования и от технологических параметров процесса (режима обработки и зернистости применяемого абразива).

Большая зернистость на первой стадии полирования более эффективно обеспечивает сглаживание поверхности (параметр  $R_a$  уменьшается более интенсивно). Это связано, в первую очередь, с большим контактным давлением на обрабатываемую поверхность, более интенсивным процессом резания, так как количество кромок абразивных зерен, участвующих в микрорезании, значительно больше, чем при обработке мелкозернистой пастой, где на относительно больших неровностях превалирует перекатывание зерен. Чем меньше величина шероховатости исходной поверхности при одинаковой зернистости абразива до обработки, тем меньше интенсивность ее уменьшения в процессе полирования. Однако для одинаковой шероховатости исходной поверхности (при уменьшении разницы размеров зерен электрокорунда и высоты неровностей исходной поверхности) интенсивность уменьшения высотных размеров шероховатости исходной поверхности в процессе полирования значительно меньше, чем при увеличении разницы размеров зерен и высоты неровностей.

Анализ графиков, приведенных на рис. 6.41, показывает, что:

время стабилизации процесса формирования высотного параметра шероховатости поверхности мало зависит от зернистости абразива (от M3 до M28);

время стабилизации процесса формирования высотного параметра шероховатости поверхности существенно уменьшается с уменьшением высотного параметра исходной шероховатости поверхности  $R_a$  до обработки. Так, при уменьшении параметра исходной шероховатости поверхности  $R_a$  в 5,23 раза (от 3,4 мкм до 0,065 мкм) время стабилизации обработанной поверхности уменьшается в 8 раз (от 320 с до 40 с). Поэтому, при сглаживании поверхностного слоя детали время цикла обработки следующей финишной операции будет уменьшаться интенсивнее, чем снижение высотного параметра исходной шероховатости до обработки;

для каждой зернистости абразивного материала существует предел по стабилизации значений высотного параметра шероховатости

поверхности, что важно при назначении последовательности использования рабочих сред при сглаживании поверхностного слоя деталей. Следует отметить, что этот предел зависит от исходного состояния поверхности детали до обработки. Наибольший интерес представляет наименьшее предельное значение  $R_a$ , которое достигается полированием поверхности для различных условий обработки.

Оптимальное значение суммарного времени обработки определяется зависимостью:

$$T = \gamma \cdot N \cdot \left( \frac{R_{z_0}}{R_{z_N}} \right)^{\frac{1}{N}}. \quad (6.43)$$

Оптимальное число циклов можно получить, если рассматривать суммарное время  $T$  функцией числа циклов  $N$ , минимум которой определяется зависимостью:

$$N_{\min} = \ln \frac{R_{z_0}}{R_{z_N}^{1/N}}. \quad (6.44)$$

Оптимальное значение диаметров абразивных частиц на каждом переходе при  $i = 1, 2, \dots, N$  определяется зависимостью:

$$D_i = \frac{1}{\beta} \cdot \frac{R_{z_N}^{1/N}}{R_{z_0}^{1/N-1}} = \frac{1}{\beta} \cdot R_{z_0} \cdot \left( \frac{R_{z_N}}{R_{z_0}} \right)^{1/N}. \quad (6.45)$$

После выполнения аналогичных расчетов для случаев обработки поверхностей с изменяющимися физико-химическими свойствами получено выражение для определения оптимального суммарного времени обработки  $T_{\text{opt}}$ :

$$T_{\text{opt}} = \gamma \cdot N \cdot \left( x \cdot \frac{R_{z_0}}{R_{z_N}} \right)^{1/N} \quad (6.46)$$

при условии

$$N = 2,3 \cdot \ln \left( x \cdot \frac{R_{z_0}}{R_{z_N}} \right). \quad (6.47)$$

Как видно, коэффициенты  $x$  и  $\gamma$  определяют характер зависимости скорости полирования от микротвердости и плотности обрабатываемого материала, а также от зернистости алмазного микропорошка. Экспериментально установлено, что для алмазных микропорошков со-

ответствующих зернистостей:  $x = 0,06$ ;  $\gamma = 1,7$ . Следовательно, оптимальный вариант процесса полирования с точки зрения минимальных переходов при обработке металлической зеркальной поверхности определяется лишь высотой шероховатости поверхности до и после обработки. Необходимо отметить, что минимальное число переходов зависит от физико-химических свойств абразива, исходной шероховатости поверхности  $R_{z_0} = D_0 \cdot \beta$  и зернистости алмазных микропорошков  $D_N = \beta \cdot R_{z_N}$ , используемых на последнем переходе.

Разработанная методика использована для оптимизации процесса полирования медной зеркальной поверхности. За исходное состояние принимались образцы с шероховатостью обработанной поверхности  $R_a = 0,5$  мкм, на конечном этапе обработки шероховатость составляла  $R_z = 0,032 \dots 0,025$  мкм. Тогда оптимальное число циклов принимает значение, равное 3, а время (усредненное для верхней и нижней границ) составляет  $T = 7,87$  мин. Исследования показали, что расчетное время отличается от экспериментально установленного времени на 20 % ( $T_{эк} = 9,5$  мин), что соответствует погрешности  $\varepsilon = 0,01$ . Для абразивных суспензий получены размеры зерен на соответствующих стадиях обработки:  $D_1 = 3,1214 - 5$  мкм;  $D_2 = 1,1543 - 2,05$  мкм;  $D_3 = 0,425 - 0,8$  мкм, т.е. для зернистости абразивов 5/3; 3/2; 1/0.

Таким образом, в результате выполненных исследований установлено, что при обработке мелкозернистыми абразивными материалами, выпускаемыми промышленностью, обработанная поверхность с меньшими значениями средней арифметической высоты профиля шероховатости поверхности имеет относительно увеличенное значение высотного параметра  $R_{max}$ . Это объясняется увеличенным влиянием более крупных частиц в абразивном составе. Поэтому предложено уменьшить крупнозернистую часть за счет сортировки и оваллизации микропорошка или введения дополнительного перехода обработки. Каждый промежуточный этап обработки должен выполняться микропорошком с зернистостью, меньшей или равной значению шероховатости поверхности  $R_{max}$  до обработки. Конструкция оборудования должна обеспечивать снижение значений нормальной составляющей давления полировальника на обрабатываемую поверхность, увеличи-

вая при этом тангенциальную составляющую. Таким образом, на основе проведенных исследований разработана методика расчета времени всего процесса обработки, количества переходов, времени каждого перехода и зернистости абразива на каждом переходе.

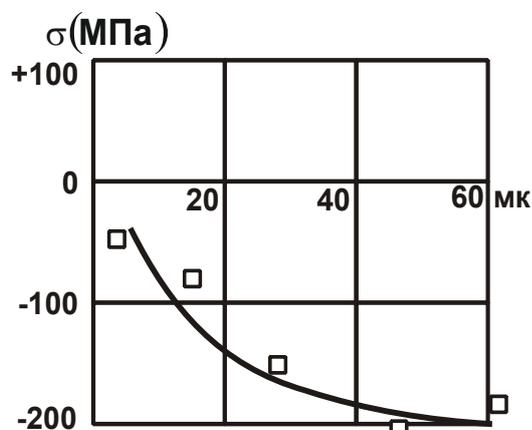


Рис. 6.42. Зависимость величины остаточных напряжений от размеров абразивных зерен

На рис. 6.42 показана зависимость величины остаточных напряжений от размеров абразивных зерен. Как видно, с увеличением зернистости остаточные напряжения растяжения увеличиваются.

Рентгенографические исследования показали, что после полирования поверхность более деформирована. Поэтому структуру поверхностного слоя можно представить схематически лишь как конгломерат сильно раздробленных осколков зерен, среди которых встречаются и крупные осколки сильно деформированных зерен. После точения зерна структуры крупнее с небольшими, в отдельных местах, включениями измельченных осколков. Увеличение степени деформации вглубь обработанной поверхности наблюдается в процессе полирования (рис. 6.43). Глубина упрочненного слоя после предварительной обработки не превышает 10 мкм.

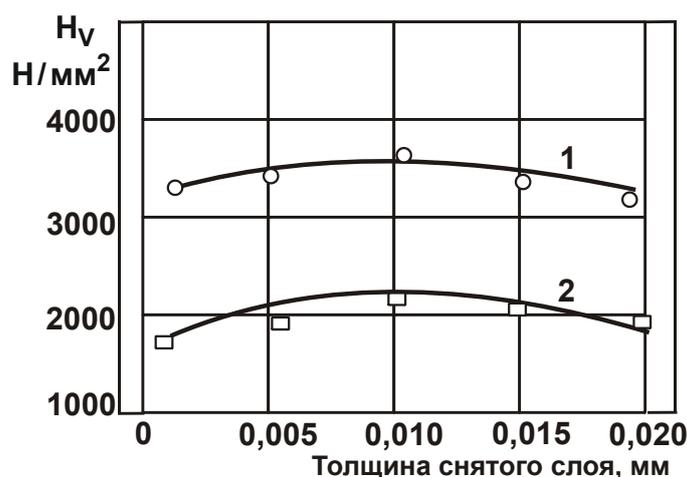


Рис. 6.43. Изменение микротвердости  $H_V$  ленты из сплава БрБНТ1,7 после термической обработки ( $\sigma_{упр} = 900 \text{ Н/мм}^2$ ) и последующего электрохимического полирования в зависимости от толщины снятого слоя

Изучение профилограмм и фотографий поверхности различных увеличений позволило установить на всех стадиях обработки изменение высоты и формы неровностей. При этом окисление поверхности происходит в меньшей степени при точении.

## 6.6. Технология изготовления деталей с большой поглотательной способностью

В п. 6.2 рассмотрено влияние методов и способов обработки на отношение поглотательной к излучательной способности поверхности. Для деталей летательных аппаратов для терморегулирования отношение поглотательной к излучательной способности поверхности должно приближаться к единице, т.е. поглощаемая энергия должна излучаться, тогда поверхность не будет нагреваться. Поэтому следует рассмотреть влияние методов обработки на отношение поглотательной к излучательной способности поверхности (рис. 6.44).

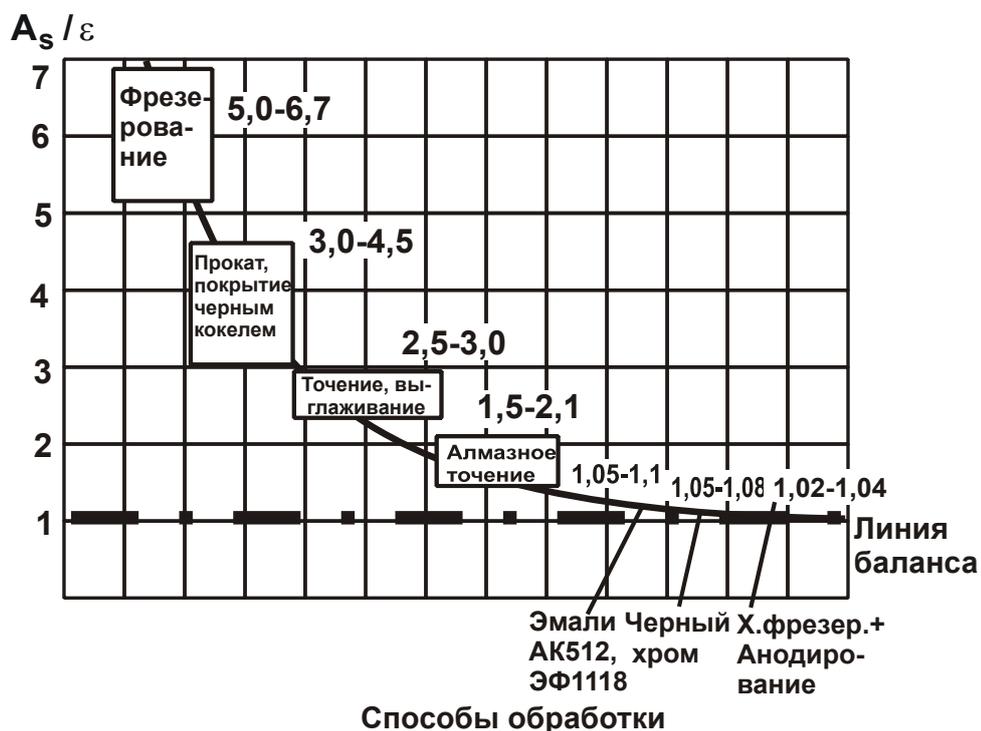


Рис. 6.44. Зависимость отношения поглотения к излучению от методов обработки поверхностей

Линия баланса определяет условие, когда поглощение и излучение равны, и поверхность не нагревается.

Для поверхностей с неметаллическими пленками (полученными термическим или химическим окислением и анодированием) отношение поглощения к излучению приближается к единице (линия баланса).

Неметаллические пленки на металлических поверхностях, полученные различными методами (анодным, термическим окислением, химическим окислением, нанесением различного рода покрытий и др.) могут быть использованы для технологического обеспечения поверхностей деталей с заданными оптическими характеристиками  $A_s$  и  $\varepsilon$ .

Наиболее простым методом обеспечения поверхностей деталей машин из титановых и алюминиевых сплавов неметаллическими пленками является окисление при нагреве на воздухе. Зависимость  $A_s$  и  $\varepsilon$  от температуры и времени нагрева образцов из сплава ВТ14 показана на рис. 6.45.

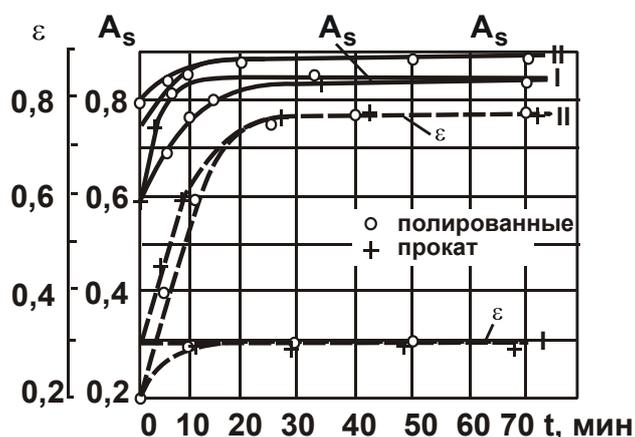


Рис. 6.45. Зависимость оптических характеристик поверхностей образцов из сплава ВТ14 с неметаллическими пленками от нагрева до температур 873 К (I) и 1073 К (II)

Окисление при температуре 873 К характеризуется относительно плавным изменением коэффициента поглощения  $A_s$  и практически неизменным значением коэффициента излучения  $\varepsilon$ . Коэффициент поглощения по сравнению с исходными значениями увеличивается до значения 0,82 – 0,86. Формирование стабильной по оптическим свойствам поверхности у прокатанных образцов происходит за 8 – 10 минут, у полированных – за 25 – 30 минут. Значения коэффициента излучения  $\varepsilon$  через 60 – 80 секунд после начала нагрева у прокатанных и полированных образцов выравниваются и практически не изменяются при дальнейшем увеличении времени нагрева. При нагре-

ве до 1 073 К значения коэффициента излучения  $\varepsilon$  увеличиваются до 0,72 – 0,78. Увеличение коэффициента излучения  $\varepsilon$  происходит медленнее, чем величины  $A_s$ . Предельное значение  $A_s$  для образцов из проката составляет 0,8 – 0,88 и, соответственно, 0,88 – для полированных образцов. Установлена некоторая стабилизация значения  $A_s$  при выдержке от 20 до 60 минут, что связано с фазовыми превращениями окисной пленки.

На рис. 6.46 показаны изменения коэффициента поглощения  $A_s$  и коэффициента излучения  $\varepsilon$  при низкотемпературном окислении (до 723 К) при времени выдержки до 120 секунд.

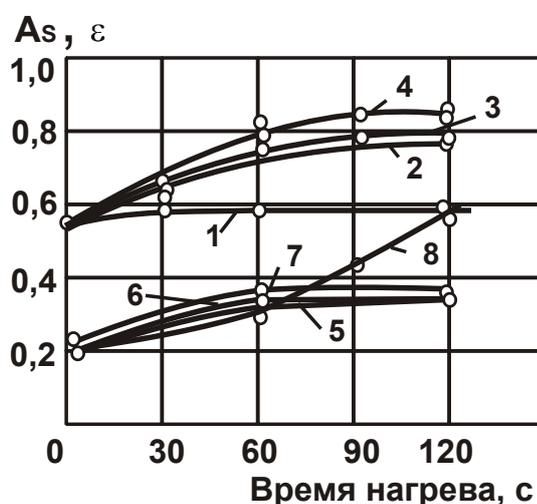


Рис. 6.46. Влияние нагрева образцов из сплава ВТ14 на образование неметаллических пленок при температурах  $T = 523$  К (1), (5);  $T = 623$  К (2), (6);  $T = 723$  К (3), (7);  $T = 1273$  К (4), (8).

Условные обозначения: 1, 2, 3, 4 – коэффициент поглощения  $A_s$ ; 5, 6, 7, 8 – коэффициент излучения  $\varepsilon$ ; 1, 3, 5, 7 – после полирования; 2, 4, 6, 8 – после проката

Из графика видно, что при температуре  $250$  °С оптические свойства практически не изменяются. При температурах  $623$  К –  $723$  К наблюдается изменение коэффициента до 37 % от его исходного значения до обработки. Изменение коэффициента  $\varepsilon$  при выдержке 120 с происходит в пределах 20 – 25 % от его исходного значения до обработки. При высокотемпературном (при  $1273$  К) окислении деталей из титановых сплавов процесс изменения свойств поверхности происходит значительно интенсивнее и заканчивается при времени

выдержки 110 – 120 секунд (рис. 6.46). При более длительной выдержке происходит коробление образцов и осыпание окисной пленки. Такой характер изменения коэффициентов  $A_s$  и  $\varepsilon$  при окислении титановых сплавов связан с изменением химического состава и структуры поверхностного слоя образцов и наличием окисных неметаллических пленок, толщины которых изменяются с изменением времени выдержки при нагреве. По мере увеличения времени нагрева образца на его поверхности образуются окисные пленки различной интерференционной окраски. Толщина таких пленок в начальной стадии нагрева может составлять  $1\ 500 - 2\ 000 \text{ \AA}$ . Значения коэффициентов  $A_s$  и  $\varepsilon$  при этом увеличиваются незначительно.

С увеличением времени выдержки из тонкого сплошного однофазного поверхностного слоя происходит перемещение как вещества, так и примесей под действием электрического поля полупроводниковой окисной пленки, а также за счет диффузии под действием сил химического потенциала. Эти превращения могут происходить путем образования и роста на поверхности тонкой окисной матрицы больших по толщине зародышей, которые в итоге смыкаются между собой [94]. После этого начинается обычный процесс увеличения толщины окисной пленки, благодаря диффузии компонентов в поверхность раздела, у которой находится фронт химической реакции. В результате через 3 – 10 минут поверхность покрывается слоем окислов толщиной в несколько тысяч ангстрем [94]. При более высоких температурах сетка зародышей появляется при меньших выдержках (около 15 с). По мере увеличения толщины пленки в окисной пленке развивается текстура, сопровождающаяся потерей пленкой интерференционной окраски. Кроме того, на поверхности возникают точечные очаги образования окислов легирующих элементов, а также изменение их фаз. Так например, при температуре 943 К происходит оплавление и разложение пятиоксида ванадия  $V_2O_5$ , при температуре 1 068 К – разложение окиси молибдена  $MO_3$  [94]. С ростом температуры образца происходят фазовые превращения в слое окиси титана. Так уже при температуре 773 К концентрация анатаза уменьшается, и, соответственно, увеличивается концентрация рутила. Эти превращения практически заканчиваются на уровне 1 123 К, и в окисной пленке рутил

остаётся единственной стабильной фазой при этой и более высокой температуре.

Окисление при нагреве алюминиевых сплавов имеет особенность, которая проявляется в том, что на поверхности алюминиевых сплавов даже при комнатной температуре образуется окисная пленка значительной толщины. На рис. 6.47 приведена зависимость оптических характеристик поверхности образцов из сплава АМгЗ от времени выдержки при температуре 723 К после различных видов обработки перед окислением при нагреве. Аналогичные зависимости получены на образцах из сплавов АМг6, Д16, АД1. Из графиков видно, что значения параметров  $A_s$  и  $\varepsilon$  после окисления увеличиваются с увеличением времени выдержки.

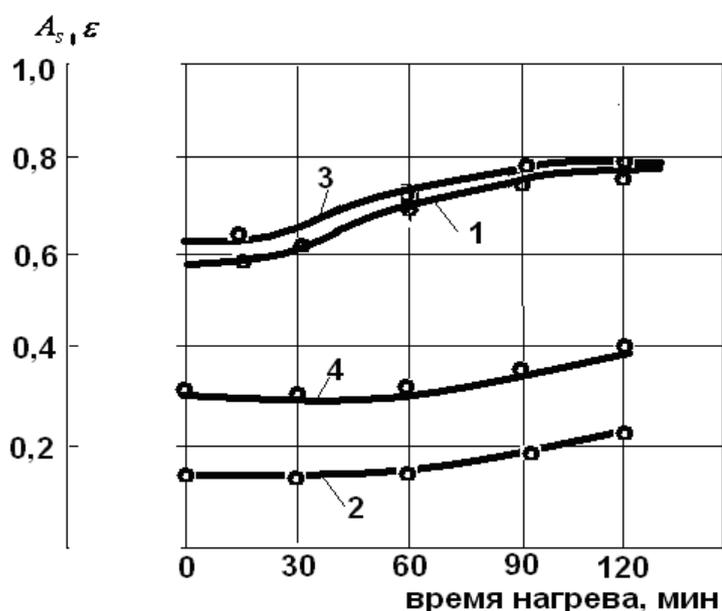


Рис. 6.47. Влияние нагрева образцов из сплава АМгЗ при температуре 623 К: 1 и 3 –  $A_s$ ; 2 и 4 –  $\varepsilon$ ; 1 и 2 – прокат; 3 и 4 – гидроабразивная обработка

Таким образом, максимальные значения  $A_s = 0,76 - 0,78$  и  $\varepsilon = 0,50$  достигнуты на образцах после гидроабразивной обработки. Минимальные значения параметров  $A_s$  и  $\varepsilon$  получены на поверхностях образцов из проката. На наш взгляд, это связано с тем, что шероховатая поверхность больше предрасположена к окислению, чем более гладкая поверхность. Глубокое анодирование позволяет выращивать пленки достаточно большой толщины. Изучение геометрических ха-

ра характеристик поверхностей, полученных электроосаждением, показывает, что неровности имеют относительно большой диапазон рассеивания размеров, а это должно уменьшать значения критерия шероховатости поверхности.

### **6.7. Технологические решения по повышению светоотражательной способности поверхностных слоев деталей**

С целью повышения отражательной способности и производительности обработки прецизионных деталей получены технологические решения, связанные с применением улучшенных технологических сред и конструкций инструментов и полировальников.

Улучшение технологических сред возможно путем применения в абразивных суспензиях всевозможных компонентов, которые в процессе обработки зеркал приводят к улучшению физико-химических параметров поверхности. В результате повышения однородности обработанной поверхности уменьшается работа выхода электрона (увеличивается величина контактной разности потенциалов).

Для обработки металлических зеркал из меди, алюминиевых сплавов и молибдена разработаны оптимальные технологические составы, обеспечивающие повышение их отражательной способности за счет улучшения параметров поверхностного слоя. Разработанные составы с полимерными добавками обеспечивают повышение отражательной способности по сравнению с применявшимися ранее составами. Состав алмазно-абразивной суспензии защищен авторским свидетельством [8]. В качестве полимерной добавки выбрана поливинилацетатная дисперсия (ГОСТ 18992-73), наличие которой в суспензии при оптимальном содержании 5 – 7 вес % обеспечивает фиксацию абразивных зерен на полировальнике.

Продукты механической деструкции поливинилацетата химически взаимодействует с металлом обрабатываемой поверхности, особенно с гребешками, и обеспечивают сглаживание этих гребешков, а также образуют на поверхности тончайшую оптически прозрачную пленку. При этом образуется ювенильная поверхность с благоприятным физико-химическим состоянием, с тончайшей пленкой окислов, которая

практически не влияет на отражательную способность. Работа выхода электрона у такой поверхности гораздо меньше, чем у поверхностей, обработанных абразивной суспензией, например, с добавками различных поверхностно-активных веществ (ПАВ).

Наличие полимерных добавок повышает в 2 раза съём металла по сравнению с применяющимися ранее добавками ПАВ и повышает производительность процесса. Кроме того, предложен состав на основе оксихинолиновых соединений при следующем соотношении компонентов (вес %): алмазный порошок 2 – 4; насыщенный раствор 8-оксихинолина – остальное.

Введение комплексообразующего компонента 8-оксихинолина обеспечивает увеличение производительности обработки за счет подавления сдвиговых деформаций и селективности воздействия на поверхностный слой обрабатываемого материала комплексообразующих компонентов (КК). Эти КК взаимодействуют с обрабатываемой поверхностью и при этом вначале адсорбируются поверхностью, а затем координационные центры КК образуют комплексные образования (еще не ставшие комплексными соединениями) с наиболее активными центрами поверхности. В результате активные центры, представляющие собой узлы кристаллической решетки материала, все более вовлекаются в координационную сферу КК. При этом все более ослабляются связи, удерживающие ионы в узлах кристаллической решетки.

Таким образом, существенно снижается энергетический порог отрыва ионов. Для этого достаточно небольших энергий сдвиговых деформаций в процессе полирования, т.е. съём поверхностного слоя может происходить не только путем царапания абразивными частицами, но и за счет сдвиговых деформаций. В результате значительно увеличивается производительность обработки в процессе полирования с участием КК.

Еще одной особенностью является селективность воздействия на поверхностный слой обрабатываемого материала. Наиболее уязвимыми местами для комплексообразования являются дефектные области поверхности, особенно наклонные гребни выступов, а также впадины, в которые затруднено проникновение громоздких молекул комплексообразователей. За счет этого максимальное количество КК взаимодействует с наиболее доступными узлами дефектных зон

(гребни выступов), обеспечивая максимальный съём этих участков. При этом происходит сглаживание рельефа поверхности выступов, уменьшается крутизна и высота профиля.

Особенно важным моментом является то, что поверхность в процессе обработки в среде КК 8-оксихинолина не изменяет своего состава. В результате этого работа выхода электрона такой поверхности минимальна.

Важным моментом также является выбор материала и конструкции полировальника.

Условия взаимодействия абразивных зерен с материалом заготовки и полировальника зависят от свойств и состояния всех элементов системы "полировальник – абразивная прослойка – заготовка".

При полировании незакрепленным абразивом поверхности заготовок деталей с высокой отражательной способностью из меди марки МОБ применяют различные полировальники, например, из технической шерсти, фторопласта, полихлорвинила или пеко-канифольной смолы (рис. 6.48).

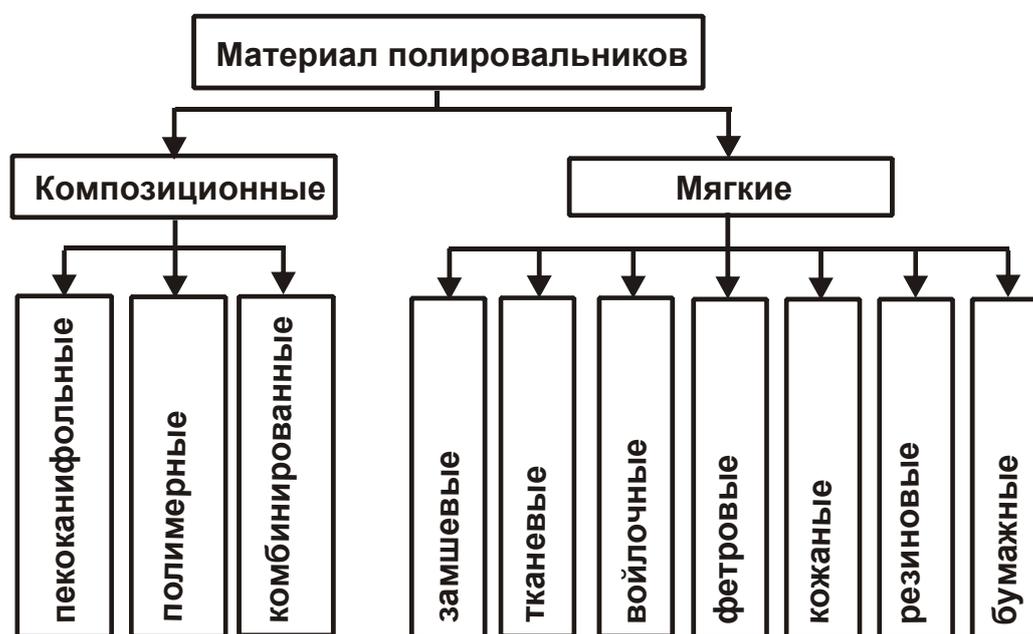


Рис. 6.48. Классификатор полировальников для обработки деталей с оптическими характеристиками

Проведенные исследования показали, что эти материалы обладают рядом недостатков, вызывающих снижение эффективности процесса полирования. Так, полировальник, изготовленный из фторопла-

ста, обеспечивает получение деталей с высокой отражательной способностью, однако съем материала при этом невысокий, так как фторопласт плохо удерживает абразив в зоне обработки. Полировальники из пеко-канифольной смолы быстро изнашиваются, поэтому не позволяют интенсивно удалять припуск на обработку в начальный период процесса, когда параметр шероховатости обрабатываемой поверхности  $R_a = 0,40 \dots 0,50$  мкм.

Прочностные свойства полировальника, износостойкость его рабочей поверхности, эффективное удержание абразивной суспензии в зоне обработки и равномерность ее распределения можно обеспечить введением в состав полировальной смолы марки СП-18 ТУ (СТБ 47-71), изготавливаемой Красногорским оптико-механическим заводом, а также добавки в виде износостойких мелкодисперсных частиц фторопласта-4. В связи с этим, разработана конструкция полировальника, состоящая из композиции смолы СП18 и фторопласта-4 (ГОСТ 1006-80). Фторопласт-4, как и древесно-смоляной пек, упрочняет канифольную матрицу.

Материал полировальника такого состава имеет гетерогенную структуру, состоящую из менее износостойкой основы (пеко-канифольной смолы и более износостойких частиц фторопласта-4). Благодаря мягкой основе в процессе обработки на рабочей поверхности такого полировальника образуются лунки, обеспечивающие значительное удержание зерен абразива. Частицы фторопласта-4, обладающие более высокой износостойкостью, способствуют сохранению заданной формы поверхности полировальника и повышению отражательной способности обрабатываемой детали. Применение такого полировальника благоприятно влияет на физико-химическую структуру поверхности – способствует меньшему шаржированию и окислению поверхности благодаря интенсивному съему материала. Установлено, что производительность обработки при этом повысилась на 20 – 25 %, а износостойкость – на 23 – 26 % по сравнению с обработкой полировальником на основе пеко-канифольной смолы.

Для определения оптимального содержания фторопласта-4 были изготовлены полировальники из пеко-канифольной смолы марки СП-18 с различным содержанием мелкодисперсного порошка фторопласта-4 (2,5; 5; 7,5; 10; 12,5 и 15 % массовые доли). Зависимости

съема меди и износа полировальника от содержания фторопласта-4 в пеко-канифольной смоле приведены на рис. 6.49 и рис. 6.50.

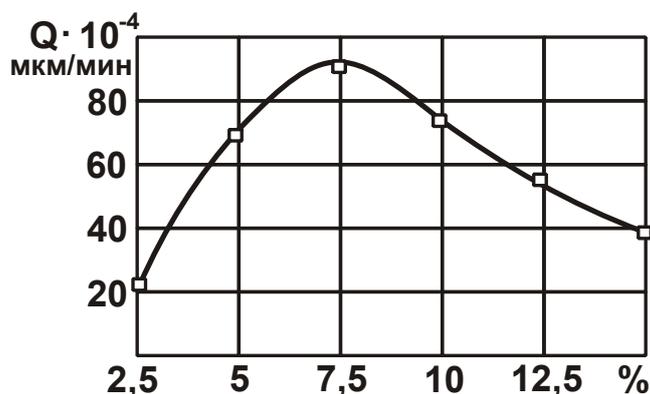


Рис. 6.49. Зависимость съема меди марки МОБ от содержания износостойкого мелкодисперсного порошка фторопласта 4 в композиционном составе полировальника

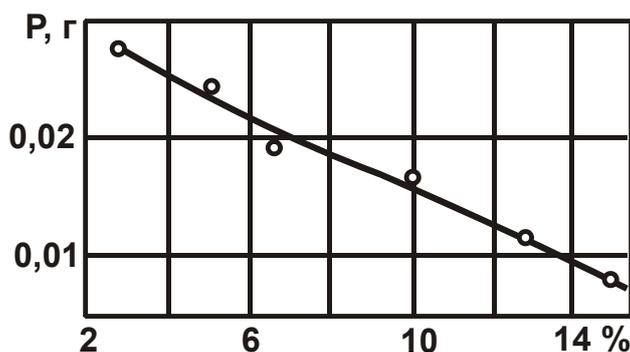


Рис. 6.50. Зависимость износа полировальника от содержания износостойкого мелкодисперсного порошка фторопласта-4

На основании результатов исследований для изготовления полировальника можно рекомендовать композиционный материал следующего состава (% , массовые доли): 90 – 95 пеко-канифольной смолы; 5 – 10 мелкодисперсного порошка фторопласта-4. Эксплуатационные характеристики полировальников этого состава выше, чем у ранее применявшихся полировальников на основе пеко-канифольной смолы.

Частицы фторопласта-4 способствуют сохранению заданной формы поверхности полировальника и обеспечивают повышение отражательной способности за счет благоприятного влияния на физико-химические параметры поверхностного слоя, так как фторопласт-4 практически не взаимодействует с обрабатываемой поверхностью.

## Выводы

1. Теоретически и экспериментально обоснованы условия уменьшения высоты микронеровностей и повышения оптических свойств обрабатываемых поверхностей деталей, работающих в условиях воздействия солнечной радиации, за счет применения различных методов и условий механической обработки (гидроабразивная обработка, обработка металлической дробью, фрезерование твердым сплавом, фрезерование эльбором, точение твердым сплавом, алмазное полирование, выглаживание, алмазное точение).

2. Разработана классификация методов обработки, позволившая рекомендовать для технологического обеспечения оптическими характеристиками поверхностей деталей летательных аппаратов с малой поглощательной способностью тонкое точение алмазным инструментом, абразивное полирование и анодирование с целью создания на поверхности анодных пленок, увеличивающих поглощательную и излучательную способность обрабатываемой поверхности.

3. Анализ значений параметров поверхностей, обработанных различными методами, показывает, что при предварительной обработке необходимо контролировать значения критерия шероховатости поверхности, а при финишной обработке – параметры физико-химического состояния поверхности (работу выхода электронов путем измерения контактной разности потенциалов) и дополнительно для контроля дефектов поверхности – значения отношения высотных параметров шероховатости поверхности  $R_a/R_{max}$ , которое должно стремиться к единице.

4. Получены оптимальные решения по выбору условий обработки, обеспечивающих наименьшую шероховатость поверхности при абразивном полировании на основе математического моделирования режущих зерен в форме сферы. Показано, что с уменьшением толщины среза отношение высотных параметров шероховатости поверхности  $R_{max}/R_a$  увеличивается, достигая значений 20 ... 30 и более. Это согласуется с экспериментальными данными, полученными при абразивном полировании. Расчетами установлено, что процесс абразивного полирования происходит в условиях, соответствующих переходу от процесса резания к процессу трения зерна с обрабатываемым мате-

риалом. Показано также, что с уменьшением отношения  $R_{\max}/R_a$  до значений 4 ... 6 (соответствующих условиям шлифования) процесс съема металла и формирования шероховатости поверхности происходит в устойчивом процессе резания. Этим установлена тесная связь отношения  $R_{\max}/R_a$  с отношением толщины среза и радиуса округления режущей кромки абразивного зерна.

5. Экспериментально установлено, что при выглаживании шаром отношение  $R_{\max}/R_a = 14,2$ , а  $R_a = 0,1$  мкм; при тонком точении алмазным инструментом  $R_{\max}/R_a = 21,2$ , а  $R_a = 0,1$  мкм; при абразивном полировании  $R_{\max}/R_a = 30$ , а  $R_a = 0,1$  мкм. Следовательно, обработка в этих условиях больше подчиняется закономерностям трения и пластического деформирования материала, в результате чего уменьшаются параметры шероховатости, причем, параметр шероховатости поверхности  $R_a$  в большей мере, что приводит к увеличению отношения  $R_{\max}/R_a$ . Экспериментально установлено, что при струйно-абразивной обработке отношение  $R_{\max}/R_a$  принимает значение 6,25, а это соответствует условиям устойчивого процесса резания. Полученные результаты теоретических и экспериментальных исследований указывают на возможность существенного уменьшения шероховатости поверхности при абразивном полировании, что открывает новые технологические возможности его практического использования.

6. Для повышения эффективности абразивного полирования разработана технологическая абразивная среда на основе ультрадисперсного абразива оксида алюминия, который получают газодисперсным синтезом: величина фракции (около 0,01 мкм); равномерность фракции (от 0,07 до 1,04 мкм); сферическая форма абразива, составляющего 99,9%  $Al_2O_3$ .

7. Экспериментально установлено, что сглаживание поверхностного слоя следует производить поэтапно, снижая зернистость абразива. При этом зернистость абразива последующего этапа обработки поверхности полированием должна быть не более предшествующего значения  $R_{\max}$  до полирования. Приведенные в разделе оптимальные решения целесообразно использовать при абразивном полировании высокоточных деталей авиационно-космического назначения с обеспечением высокой отражательной способности обрабатываемых поверхностей за счет уменьшения их шероховатости.

## Общие выводы

1. Приведены оптимальные решения по определению условий уменьшения температуры резания при шлифовании. На примере решения задачи о перерезании шлифовальным кругом бесконечно тонких адиабатических стержней, которыми условно представлен снимаемый припуск, получена новая аналитическая зависимость для определения температуры резания, что позволило уточнить известные аналогичные решения. Установлено, что с течением времени температура резания при шлифовании непрерывно увеличивается, приближаясь к значению энергетического равновесия, равного отношению условного напряжения резания к произведению удельной теплоемкости и плотности обрабатываемого материала. Это обусловлено тем, что время нагрева адиабатического стержня при его перерезании шлифовальным кругом меньше времени контакта шлифовального круга с адиабатическим стержнем. В результате часть тепла уходит в поверхностный слой обрабатываемой детали, а часть тепла – в образующиеся стружки, что приводит в соответствие теорию и практику определения температуры резания при шлифовании и открывает новые технологические возможности интенсификации процесса шлифования при одновременном обеспечении высокого качества обрабатываемых поверхностей. Показано, что учет перерезания адиабатического стержня шлифовальным кругом позволяет уменьшить температуру резания более чем в два раза, что приводит в соответствие теорию и практику шлифования. Установлено, что основным условием уменьшения температуры резания при шлифовании является уменьшение условного напряжения резания.

2. Приведены оптимальные решения по уменьшению параметров силовой и тепловой напряженности прерывистого шлифования за счет уменьшения энергоемкости обработки в связи с ударным характером взаимодействия рабочего выступа прерывистого круга и обрабатываемого материала. На этой основе раскрыты закономерности формирования силы и температуры резания при прерывистом шлифовании, получены оптимальные решения. Доказано, что существует оптимальное значение времени контакта рабочего выступа прерывистого круга с обрабатываемым материалом, обеспечивающее достижение минимальной температуры резания, и которое может быть использо-

вано для расчета оптимального количества рабочих выступов и впадин на рабочей поверхности прерывистого круга, их протяженности и соответственно основных технико-экономических показателей прерывистого шлифования.

3. Получены оптимальные решения механической обработки по критерию наименьшей себестоимости и доказана эффективность применения высокопроизводительных, хотя и дорогостоящих сборных твердосплавных инструментов с износостойкими покрытиями, поскольку увеличение производительности обработки с избытком компенсирует затраты на их приобретение. Разработана математическая модель определения теплового баланса и температуры, возникающей при резании в условной плоскости сдвига материала, на передней и задней поверхностях инструмента, что позволило физически обосновать экстремальный характер зависимости себестоимости обработки от скорости резания и условия повышения производительности и снижения себестоимости обработки. Полученные оптимальные решения использованы для разработки и внедрения на различных машиностроительных предприятиях Украины эффективных технологических процессов механической обработки деталей машин, в том числе высокоскоростного резания, с применением прогрессивных конструкций сборных лезвийных металлорежущих инструментов из твердых сплавов с износостойкими покрытиями.

4. В работе рассмотрены различные теоретические подходы к определению силы резания лезвийным инструментом. Исходя из условия максимума касательного напряжения, возникающего в условной плоскости сдвига обрабатываемого материала, определены тангенциальная и радиальная составляющие силы резания. Показано, что в конечном итоге они сводятся к единому решению, из которого вытекают основные условия уменьшения силы резания, состоящие в уменьшении разности условного угла трения на передней поверхности инструмента и переднего угла инструмента. Показано также, что в случае увеличения разности этих углов до значения, равного  $90^{\circ}$ , сила резания неограниченно увеличивается. Это свидетельствует о высокой силовой напряженности процесса шлифования, характеризующегося значительными отрицательными передними углами режущих зерен. Установлено, что при резании лезвийными инструментами тангенци-

альная составляющая силы резания больше радиальной составляющей силы резания, а при шлифовании, наоборот, меньше.

5. Приведены аналитические зависимости для определения основных параметров силовой напряженности процесса резания, что позволило определить условия повышения производительности лезвийной и абразивной обработки. Показано, что при лезвийной обработке можно достичь значительно большей производительности, чем при абразивной обработке в связи с меньшими значениями интенсивности трения в зоне резания, энергоемкости обработки и радиальной составляющей силы резания. Приведены аналитические зависимости для определения составляющих силы резания, возникающих при точении на передней и задней поверхностях резца, с учетом процессов резания и трения. На этой основе доказано существование минимума радиальной составляющей силы резания в зависимости от коэффициента трения, произведена оценка энергий резания и трения в общем энергетическом балансе механической обработки резанием и определены условия уменьшения энергии трения.

6. Приведены оптимальные решения по выбору параметров алмазного шлифования, обеспечивающих максимально возможную производительность обработки с учетом ограничения по параметрам качества обрабатываемых поверхностей. Теоретически доказана возможность осуществления высокопроизводительной обработки в условиях глубинного шлифования путем повышения остроты режущих зерен и их увеличенного выступания над уровнем связки алмазного круга. При этом максимально возможная производительность обработки не зависит от видов шлифования: продольного, врезного и тангенциального, а определяется характеристиками алмазного круга.

7. Получены оптимальные решения по обеспечению наименьшей шероховатости поверхности для различных кинематических схем абразивной обработки. Показано, что схемы обработки связанным абразивом (схемы шлифования) характеризуются высокой производительностью, однако ограничены возможностями уменьшения шероховатости поверхности. Установлено, что уменьшить шероховатость поверхности при шлифовании можно увеличением количества одновременно работающих зерен на рабочей поверхности круга и длины дуги контакта круга с обрабатываемой деталью. Эффективно использовать

круги с плосковершинными зернами, обеспечивающими фактически одновысотное выступание зерен над уровнем связки. При обработке отверстия эффективно внутреннее шлифование производить торцовой поверхностью круга, имеющей форму окружности и обеспечивающей наибольшую площадь контакта с обрабатываемым отверстием. Показано, что за счет установки оси вращения шлифовального круга с индивидуальным приводом перпендикулярно оси вращения обрабатываемого отверстия детали и применения мягкого войлочного (фетрового) круга с наклеенным слоем абразивного порошка 63С 20П достигнута шероховатость поверхности  $R_a = 0,04$  мкм, чего нельзя добиться при обычном внутреннем шлифовании абразивными и алмазными кругами. Установлено, что в этом направлении наибольший эффект обработки можно достичь при хонинговании, когда диаметр хона равен диаметру обрабатываемого отверстия, а в резании одновременно участвует наибольшее количество зерен.

8. Получены оптимальные решения практической задачи технологического обеспечения параметров качества (шероховатости и физико-химического состояния) обрабатываемых поверхностей деталей при абразивном полировании с целью улучшения их оптических характеристик. Установлено, что при предварительной обработке полированием необходимо контролировать значения критерия шероховатости поверхности, а при окончательной обработке – физико-химическое состояние поверхности (работу выхода электронов путем измерения контактной разности потенциалов) и дополнительно для контроля дефектов поверхности – отношения параметров шероховатости поверхности  $R_a/R_{max}$ , которое должно стремиться к единице. Сглаживание поверхностного слоя при абразивном полировании следует производить поэтапно путем снижения зернистости абразива. Причем, на каждом последующем этапе обработки поверхности полированием значение зернистости абразива следует принимать не больше предыдущего значения параметра шероховатости поверхности  $R_{max}$  (до полирования). Для практического использования рекомендована технологическая абразивная среда на основе ультрадисперсного абразива оксида алюминия, который получают газодисперсным синтезом с величиной фракции (около 0,01 мкм), равномерностью фракции (от 0,07 до 1,04 мкм) и сферической формой абразива, состоящего из 99,9 %  $Al_2O_3$ .

## Список использованных источников

1. Агабабов С. Г. Влияние шероховатости поверхности твердого тела на его радиационные свойства и методы их экспериментального определения / С. Г. Агабабов // Теплофизика высоких температур. – М.: Наука, 1968. – Т. 6. – № 1. – С. 78.
2. Агабабов С. Г. Влияние фактора шероховатости на радиационные свойства твердых тел (экспериментальная проверка) / С. Г. Агабабов // Теплофизика высоких температур. – М.: Наука, 1970. – Т. 8. – № 4. – С. 770–775.
3. Агабабов С. Г. Влияние фактора шероховатости на радиационные свойства твердого тела со случайной шероховатостью / С. Г. Агабабов // Теплофизика высоких температур. – М.: Наука, 1976. – Т. 13. – № 2. – С. 314–318.
4. Алмазно-абразивная обработка материалов: справочник / Под ред. проф. А. Н. Резникова. – М.: Машиностроение, 1977. – 390 с.
5. Ампилогов В. А. Исследование влияния динамики массы загрузки и других факторов на интенсивность отделочных процессов объемной вибрационной обработки: автореф. дис. ... канд. техн. наук: спец. 05.02.08 "Технология машиностроения" / В. А. Ампилогов. – Пермь: ППИ, 1974. – 34 с.
6. Анділахай О. О. Наукові основи ефективної оздоблювальної абразивної обробки деталей затопленими струменями: автореф. дис. ... докт. техн. наук: спец. 05.02.08 "Технологія машинобудування" / О. О. Анділахай. – Одеса: ОНПУ, 2013. – 47 с.
7. Армарега И. Дж. А. Обработка металлов резанием / И. Дж. А. Армарега, Р. Х. Браун. – М.: Машиностроение, 1977. – 325 с.
8. А. С. 905256 СССР, М.Кл<sup>3</sup>. С09К3НЧ. Доводочный алмазно-абразивный состав / П. Д. Дудко, Ю. Ф. Назаров, В. Г. Шкурупий, В. С. Коваленко, В. М. Рубан, А. И. Соловьев (СССР). – № 2861281/23-26. Опубл. 15.02.82. Бюл. № 6 // Открытия. Изобретения. – 1982. – № 6. – С. 121.
9. Байкалов А. К. Введение в теорию шлифования / А. К. Байкалов. – К.: Наукова думка, 1978. – 205 с.
10. Барон Ю. М. Магнитно-абразивная и магнитная обработка изделий и режущих инструментов / Ю. М. Барон. – Ленинград: Машиностроение, 1988. – 176 с.

11. Беззубенко Н. К. Повышение эффективности алмазного шлифования путем введения в зону обработки дополнительной энергии в форме электрических разрядов: автореф. дис. ... докт. техн. наук: спец. 05.03.01 "Процессы механической обработки, станки и инструменты" / Н. К. Беззубенко. – Харьков: ХГТУ, 1995. – 56 с.
12. Бобров В. Ф. Основы теории резания металлов / В. Ф. Бобров. – М.: Машиностроение, 1975. – 344 с.
13. Богомолов Н. И. Основные процессы при взаимодействии абразива и металла: дис. ... докт. техн. наук : спец. 05.03.01 "Процессы механической обработки, станки и инструменты" / Н. И. Богомолов. – К.: КПИ, 1967. – 133 с.
14. Брижан Т. М. Математическая модель определения закономерностей формирования погрешностей механической обработки отверстий / Т. М. Брижан // Вісник Приазовського державного технічного університету: зб. наук. праць. Серія: Технічні науки. – Маріуполь: ПДТУ, 2014. – Вип. 28. – С. 167-173.
15. Вентцель Е. С. Теория вероятностей / Е. С. Вентцель. – М.: Наука, 1969. – 576 с.
16. Витенберг Ю. Р. Микрогеометрия и теплоотдающие свойства поверхностей в разреженных газах / Ю. Р. Витенберг, А. Д. Терехова, Е. Н. Фролов // Микрогеометрия в инженерных задачах: Сб. – Рига: Знание, 1973. – С. 91–103.
17. Высокопроизводительное электроалмазное шлифование инструментальных материалов / М. Ф. Семко, Ю. Н. Внуков, А. И. Грабченко и др. – К.: Вища школа, 1979. – 230 с.
18. Гаврилова И. П. Эффективность теплоизлучающих покрытий с переменной степенью черноты / И. П. Гаврилова, Г. П. Горшкова, М. М. Колтун // Космические исследования. – 1976. – Т.14. – № 1. – С. 1156–1160.
19. Глубинное шлифование деталей из труднообрабатываемых материалов / С. С. Силин, В. А. Хрульков, А. В. Лобанов, Н. С. Рыкунов. – М.: Машиностроение, 1984. – 62 с.
20. Гнусин Н. П. Шероховатость электроосажденных поверхностей / Н. П. Гнусин, Н. Я. Коварский. – М.: Изд-во "Наука", 1979. – 328 с.
21. Гребенщиков И.В. Роль химии в процессе полирования // Качество поверхности деталей машин: Сб. статей Всесоюз. научно-техн. семинара. – М., 1957. – С.17–18.

22. Гуцаленко Ю. Г. Доцільність і особливості організації торцевого планетарного шліфування у електрофізико хімічних технологіях / Ю. Г. Гуцаленко // Вісник Харківського національного технічного університету сільського господарства ім. Петра Василенка. – "Технічний сервіс АПК, техніка та технології у сільськогосподарському машинобудуванні". – Харків: ХНТУСГ, 2010. – Вип. 106. – С. 134–140.
23. Даниелян А. М. Теплота и износ инструментов в процессе резания металлов / А.М. Даниелян. – М.: Машгиз, 1954. – 275 с.
24. Деревянченко А. Г. Контроль параметров поверхностных дефектов изношенных резцов на специальном стенде / А. Г. Деревянченко, С. К. Волков, Д. А. Криницын и др. // Физические и компьютерные технологии: труды 20-й междунар. научн.-практ. конф., 23–24 декабря 2014, Харьков. – Д.: ЛИРА, 2015. – С. 60–62.
25. Дитиненко С. А. Повышение эффективности технологии финишной обработки цилиндрических поверхностей твердосплавных изделий: автореф. дис. ... канд. техн. наук: спец. 05.02.08 "Технология машиностроения" / С. А. Дитиненко. – Харьков: НТУ "ХПИ", 2005. – 20 с.
26. Дудко П. Д. Закономерности формирования параметров шероховатости поверхности при абразивной обработке / П. Д. Дудко, В. Г. Шкурूपий, О. С. Кленов // Резание и инструмент в технологических системах: Междунар. науч.-техн. сб. – Харьков: НТУ "ХПИ", 2008. – Вып. 74. – С. 133–139.
27. Дудко П. Д. Исследование процесса доводки стальных цилиндрических деталей свободным абразивом с осциллирующим движением притира: автореф. дис. ... канд. техн. наук / П. Д. Дудко. – Харьков: ХПИ, 1959. – 14 с.
28. Дунин-Барковский И. В. Измерение и анализ шероховатости, волнистости и некруглости поверхности / И. В. Дунин-Барковский, А. Н. Карташова. – М.: Машиностроение, 1978. – 232 с.
29. Евсеев Д. Г. Формирование свойств поверхностных слоев при абразивной обработке / Д. Г. Евсеев. – Саратов: Изд-во Саратов. ун-та, 1975. – 127 с.
30. Жовтобрюх В. А. Определение условий уменьшения себестоимости обработки деталей машин / В. А. Жовтобрюх // Восточно-европейский журнал передовых технологий. – 2011. – № 6/7 (54). – С. 50–53.

31. Жовтобрюх В. А. Теоретический анализ условий уменьшения себестоимости механической обработки / В. А. Жовтобрюх // Вісник Харківського національного технічного університету сільського господарства ім. Петра Василенка. – "Технічний сервіс АПК, техніка та технології у сільськогосподарському машинобудуванні". – Харків: ХНТУСГ, 2011. – Вип. 115. – С. 68–73.
32. Жовтобрюх В. А. Теоретическое определение теплового баланса и температуры резания при механической обработке / В. А. Жовтобрюх // Восточно-европейский журнал передовых технологий. – 2011. – № 5/5 (53). – С. 51–54.
33. Жовтобрюх В. О. Підвищення ефективності механічної обробки деталей гідравлічних систем шляхом вибору раціональних параметрів операцій за критерієм собівартості: автореф. ... канд. техн. наук: спец. 05.02.08 "Технологія машинобудування" / В. О. Жовтобрюх. – Маріуполь: ПГТУ, 2012. – 21 с.
34. Зубарь В. П. Исследования особенностей процесса алмазного точения: дис. ... канд. техн. наук: 05.03.01 / Зубарь Владимир Петрович. – Харьков, 1967. – 210 с.
35. Захаренко И. П. Основы алмазной обработки твердосплавного инструмента / И. П. Захаренко. – К.: Наукова думка, 1981. – 300 с.
36. Излучательные свойства твердых материалов: справочник / под общ. ред. А. Е. Шейндлина. – М.: Энергия, 1974. – 472 с.
37. Изменение отражательной способности металлических зеркал под действием лазерного излучения / А. В. Бессараб, Н. В. Жидков, С. Б. Кормер и др. // Квантовая электроника, 1978. – Т.5. – № 2. – С. 325–330.
38. Инженерный справочник по космической технике / В. А. Алатырцев, А. И. Алексеев, М. А. Байков и др. – М.: МО СССР, 1977. – С. 142–156.
39. Ипполитов Г. М. Абразивно-алмазная обработка / Г. М. Ипполитов. – М.: Машиностроение, 1969. – 331 с.
40. Исследование возможности изготовления крупногабаритных облегченных металлических зеркал для длинноволнового их диапазона спектра / Э. А. Витриченко, О. А. Евсеев, В. И. Исаев и др. // Оптико-механическая промышленность. – 1985. – № 4. – С. 13–16.
41. Исследование и разработка технологического процесса изготовления пружинных штырей из медно-бериллиевых сплавов // Ма-

шиностроение и металлообработка: Реферативная информация о законченных НИР в вузах УССР. – К.: Высшая школа, 1976. – Вып. 4. – С. 23–25.

42. Каминский М. Атомные и ионные столкновения на поверхности металла / М. Каминский. – М.: Мир, 1967. – 506 с.
43. Качество поверхности при алмазно-абразивной обработке / Э. В. Рыжов, А. А. Сагарда, В. Б. Ильицкий, И. Х. Чеповецкий. – К.: Наукова думка, 1979. – 244 с.
44. Кащук В. А. Справочник шлифовщика / В. А. Кащук, А. Б. Верещакин. – М.: Машиностроение, 1988. – 480 с.
45. Кедров С. М. Средства повышения производительности доводки металлов / С. М. Кедров // Станки и инструмент. – 1987. – № 6. – С. 10–13.
46. Кленов О. С. Технологічне забезпечення бездефектної обробки деталей гідроапаратури на фінішних операціях: автореф. дис. ... канд. техн. наук: спец. 05.02.08 "Технологія машинобудування" / О. С. Кленов. – Одеса: ОНПУ, 2011. – 21 с.
47. Клочко А. А. Технологические процессы формирования поверхностного слоя зубчатых колес тяжелых токарных станков с ЧПУ / А. А. Клочко, Е. В. Мироненко, О. А. Анциферова, Л. А. Макастрова, В. Е. Киреев // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Збірник наукових праць. – Краматорськ, 2015. – Вип. № 37. – С. 105–111.
48. Колтун М. М. Исследование стеклянной и полимерной изоляции гелиоустановок с прозрачными теплоотражающими покрытиями / М. М. Колтун, У. Д. Гайзиев, Ш. А. Файзиев // Гелиотехника. – 1975. – № 1. – С. 42–44.
49. Корн Г. Справочник по математике / Г. Корн, Т. Корн. – М., 1977. – 831 с.
50. Королев А. В. Исследование процессов образования поверхностей инструмента и детали при абразивной обработке / А. В. Королев. – Саратов: Изд-во Сарат. ун-та, 1975. – 212 с.
51. Космическое оружие: дилемма безопасности / А. Г. Арбатов, А. А. Васильев, Е. П. Велихов и др. – М.: Мир, 1986. – 182 с.
52. Кремень З. И. Турбоабразивная обработка сложнопрофильных деталей / З. И. Кремень, В. Г. Юрьев. – Санкт-Петербург: Изд-во Политехнического ун-та, 2016. – 163 с.

53. Кудряшов М. Д. Механическая обработка коллекторных поверхностей гелиоустановок для получения повышенной селективности оптических свойств / М. Д. Кудряшов // Гелиотехника. – 1969. – № 5. – С. 36–38.
54. Купренюк В. И. Простой метод измерения коэффициентов отражения металлических зеркал на длине волны 10,6 мкм / В. И. Купренюк, В. Е. Шерстобитов // Журнал прикладной спектроскопии. – 1974. – Т. 22. – вып. 5. – С. 926–928.
55. Лавриненко В. И. Инструменты из сверхтвердых материалов в технологиях абразивной и физико-технической обработки: монография / В. И. Лавриненко, В. Ю. Солод. – Каменское: ДГТУ, 2016. – 529 с.
56. Ларшин В. П. Управление ресурсом стойкости режущего инструмента / В. П. Ларшин, Н. В. Лищенко, А. В. Якимов // Вісник Харківського національного технічного університету сільського господарства ім. Петра Василенка. – "Технічний сервіс АПК, техніка та технології у сільськогосподарському машинобудуванні". – Харків: ХНТУСГ, 2010. – Вип. 101. – С. 56–64.
57. Лебедев В. Г. Имитационная модель автоматического управления контактной температурой шлифования / В. Г. Лебедев, Н. Н. Клименко, Т. В. Чумаченко, А. В. Овчаренко // Фізичні та комп'ютерні технології. Матеріали XXII Міжнар. науково-практ. конф., 7–9 грудня 2016, м. Харків. – Д.: ЛІРА, 2016. – С. 236–240.
58. Линчевский П. А. Обработка деталей на отделочно-расточных станках / П. А. Линчевский, Т. Г. Джугурян, А. А. Оргиян. – К.: Техника, 2001. – 300 с.
59. Лукас Джон. Теплообмен и тепловой режим космических аппаратов / Джон Лукас; пер. с англ. под ред. Н. А. Анфимова. – М.: Изд-во "Мир", 1974. – 543 с.
60. Лурье Г. Б. Прогрессивные методы круглого наружного шлифования / Г. Б. Лурье. – Л.: Машиностроение, 1984. – 103 с.
61. Мазуренко М. М. Металлическое зеркало как сложная шероховатая поверхность / М. М. Мазуренко, А. Л. Скрелин, А. С. Топорец // Оптика и спектроскопия. – 1979. – Т. 46. – Вып. 2. – С. 360–364.
62. Мартынов А. Н. Основы метода обработки деталей свободным абразивом, уплотненным инерционными силами / А. Н. Мартынов. – Саратов: Изд-во Саратов. ун-та, 1981. – 212 с.

63. Марчук В. И. Технологические основы качества рабочих поверхностей колец роликоподшипников: автореф. дис. ... докт. техн. наук: спец. 05.02.08 "Технология машиностроения" / В. И. Марчук. – Одесса: ОНПУ, 2004. – 36 с.
64. Маслов Е. Н. Теория шлифования металлов / Е. Н. Маслов. – М.: Машиностроение, 1974. – 319 с.
65. Маталин А. А. Технологические методы повышения долговечности машин / А. А. Маталин. – К.: Техника, 1977. – 169 с.
66. Маталин А. А. Технология машиностроения: учебник / А. А. Маталин. – Ленинград: Машиностроение, 1985. – 496 с.
67. Медведев В. В. Отделочное хонингование / В. В. Медведев. – К.: Техника, 1973. – С. 5.
68. Мишнаевский Л. Л. Износ шлифовальных кругов / Л. Л. Мишнаевский. – К.: Наукова думка, 1982. – 192 с.
69. Моделирование систем: монографія / Г. А. Оборский, А. Ф. Дащенко, А. В. Усов, Д. Ф. Дмитришин. – Одесса: Астропринт, 2013. – 664 с.
70. Морозенко В. Н. Исследование процесса доводки и полирование металлов свободным абразивом: дис. ... канд. техн. наук: спец. 05.02.08 "Технология машиностроения" / В. Н. Морозенко. – Одесса: ОПИ, 1968. – С. 64–95.
71. Надтверді матеріали в механообробці: енциклопедичний довідник / В. І. Лавріненко, М. В. Новіков; за заг ред. М. В. Новікова. – К.: ІНМ ім. В. М. Бакуля НАН України, 2013. – 456 с.
72. Назаров Ю. Ф. Особенности полирования зеркал из меди и алюминиевых сплавов / Ю. Ф. Назаров, В. М. Рубан // Оптико-механическая промышленность. – 1983. – № 11. – С.15–17.
73. Невлюдов И. Ш. Исследование явлений, протекающих при алмазно-абразивной доводке высокоточных деталей и установление основных закономерностей процесса: дис. ... канд. техн. наук: спец. 05.02.08 "Технология машиностроения" / И. Ш. Невлюдов. – Саратов: Сарат. политехн. ин-т, 1974. – С. 168.
74. Нежебовський В. В. Технологічне забезпечення якості обробки зубчастих коліс приводів шахтних конвеєрів на операціях зубошлифування: автореф. дис. ... канд. техн. наук: спец. 05.02.08 "Технологія машинобудування" / В. В. Нежебовський. – Одеса: ОНПУ, 2011. – 21 с.

75. Новиков Ф. В. Влияние формы режущих зерен при абразивной обработке на параметры шероховатости поверхности / Ф. В. Новиков, В. Г. Шкурупий // Физические и компьютерные технологии: труды 21-й междунар. научн.-практ. конф., 24–25 декабря 2015, Харьков. – Д.: ЛИРА, 2016. – С. 3–13.
76. Новиков Ф. В. Исследования шероховатости поверхности при алмазно-абразивной обработке методами теории вероятностей / Ф. В. Новиков, В. Г. Шкурупий // Вісник НТУ "ХПІ". Збірник наукових праць. – Харків: НТУ "ХПІ", 2004. – № 44. – С. 140–149.
77. Новиков Ф. В. Механика круглого алмазного шлифования изделий с прерывистыми поверхностями и пути ее оптимального управления: автореф. дис. ... канд. техн. наук: спец. 05.03.01 "Процессы и машины обработки материалов резанием; автоматические линии" / Ф. В. Новиков. – К.: ИСМ, 1984. – 21 с.
78. Новиков Ф. В. Оптимальные решения в металлообработке: монография / Ф. В. Новиков, В. А. Жовтобрюх, Г. В. Новиков. – Д.: ЛИРА, 2017. – 476 с.
79. Новиков Ф. В. Основы повышения качества и производительности механической обработки: монография / Ф. В. Новиков, В. А. Жовтобрюх, Г. В. Новиков. – Д.: ЛИРА, 2017. – 452 с.
80. Новиков Ф. В. Повышение эффективности технологии финишной обработки деталей пар трения поршневых насосов / Ф. В. Новиков, С. М. Яценко // Физические и компьютерные технологии: труды 13-й Междунар. научно-техн. конф., 19–20 апреля 2007, Харьков. – Харьков: ХНПК "ФЭД", 2007. – С. 8–20.
81. Новиков Ф. В. Разработка эффективных технологий механической обработки деталей машин / Ф. В. Новиков, В. А. Жовтобрюх // Автомобильный транспорт: сб. науч. тр. – Харьков: ХНАДУ. – 2011. – Вып. 29. – С. 212–215.
82. Новиков Ф. В. Расчет температуры шлифования с учетом неустановившегося во времени теплового процесса / Ф. В. Новиков, И. А. Рябенков, В. И. Полянский // Известия Юго-Западного государственного университета. Серия: Техника и технологии. – Курск: ЮЗГУ, 2014. – №1. – С. 34–38.
83. Новиков Ф. В. Современные экологически безопасные технологии производства: монография / Ф. В. Новиков, В. А. Жовтобрюх, Г. В. Новиков. – Д.: ЛИРА, 2017. – 372 с.

84. Новиков Ф.В. Теоретическое обоснование условий повышения эффективности высокоскоростной обработки / Ф. В. Новиков, О. С. Кленов // Вісник НТУ "ХПІ". Серія: Технології в машинобудуванні. – Харків: НТУ "ХПІ". – 2014. – № 42 (1085). – С. 106–111.
85. Новиков Ф. В. Физические и кинематические основы высокопроизводительного алмазного шлифования: автореф. дис. ... докт. техн. наук: спец. 05.03.01 "Процессы механической обработки, станки и инструменты" / Ф. В. Новиков. – Одесса: ОГПУ, 1995. – 36 с.
86. Новіков Ф. В. Математична модель визначення шорсткості поверхні при абразивній обробці / Ф. В. Новіков, В. В. Нежебовський, В. Г. Шкурупій // Вісник НТУ "ХПІ". Збірник наукових праць. Серія: Математичне моделювання в техніці та технологіях. – Харків: НТУ "ХПІ". – 2013. – № 5 (979). – С. 199–210.
87. Новіков Ф. В. Основи обробки металевих виробів з оптичними властивостями: монографія / Ф. В. Новіков, В. Г. Шкурупій. – Харків: Вид. ХНЕУ ім. С. Кузнеця, 2015. – 388 с.
88. Новіков Ф. В. Теоретичні основи механічної обробки високоточних деталей: монографія / Ф. В. Новіков, І. О. Рябенков. – Харків: Вид. ХНЕУ, 2013. – 352 с.
89. Новіков Ф. В. Фінішна обробка деталей різанням: монографія / Ф. В. Новіков, І. О. Рябенков. – Харків: ХНЕУ ім. С. Кузнеця, 2016. – 270 с.
90. Новоселов Ю. К. Анализ и моделирование пространственно-временного взаимодействия инструмента и обрабатываемой поверхности при шлифовании с целью повышения эффективности чистовых и отделочных операций: дис. ... докт. техн. наук: спец. 05.03.01 "Процессы механической обработки, автоматические линии" / Ю. К. Новоселов. – Барнаул: БПИ, 1980. – 402 с.
91. Новоселов Ю. К. Динамика формообразования поверхностей при абразивной обработке / Ю. К. Новоселов. – Саратов: Изд-во Саратов. ун-та, 1979. – 232 с.
92. Обработка резанием деталей с покрытиями / С. А. Клименко, В. В. Коломиец, М. Л. Хейфец и др.; под общей редакцией С. А. Клименко. – К.: ИСМ им. В. Н. Бакуля НАН Украины, 2011. – 353 с.
93. Общемашиностроительные нормативы режимов резания и времени для технического нормирования работ на шлифовальных стан-

- ках, крупносерийное и массовое производство. – М.: Машгиз, 1959, – 359 с.
94. Окисление титана и его сплавов / А. С. Бай, Д. И. Лайнер, Е. Н. Слесарев и др.; под ред. Д. И. Лайнера. – М. : Металлургия, 1970. – 317 с.
95. Орлов П. Н. Технологическое обеспечение параметров качества деталей при абразивной доводке: дис. ... докт. техн. наук: спец. 05.03.01 " Процессы и машины обработки материалов резанием; автоматические линии" / П. Н. Орлов. – М.; 1981. – 509 с.
96. Панасов П. П. Исследование процесса плоской притирки свободным абразивом: дис. ... канд. техн. наук / П. П. Панасов. – Свердловск, 1957. – С. 132–135.
97. Пермяков А. А. Анализ погрешностей технологических процессов обработки отверстий с перекрещивающимися и пересекающимися осями в корпусных деталях тяжелых токарных станков / А. А. Пермяков, А. А. Ключко, М. И. Гасанов // Обладнання і технології сучасного машинобудування: матеріали Всеукраїнської науково-практ. конф., Україна, м. Тернопіль, 11–12 травня 2017. – Тернопіль: Тернопільський нац. техн. ун-т ім. Івана Пулюя, 2017. – С. 188.
98. Поверхностные свойства твердых тел / под ред. М. Грина. – М.: Мир, 1972. – 239 с.
99. Подзей А. В. Температурное поле в обрабатываемом металле при плоском шлифовании. // А. В. Подзей, Н. Н. Новиков, В. Е. Логинов // Станки и инструмент. – 1957. – № 10. – С. 16–17.
100. Попов С. А. Алмазно-абразивная обработка металлов и твердых сплавов / С. А. Попов, Н. П. Малевский, Л. М. Терещенко. – М.: Машиностроение, 1977. – 263 с.
101. Попов С. А. Геометрия рельефа режущей поверхности абразивных инструментов из синтетических алмазов и кубического нитрида бора / С. А. Попов. – В кн.: Синтетические алмазы в промышленности. – К., 1974. – С. 47–54.
102. Проволоцкий А. Е. Струйно-абразивная обработка деталей машин / А. Е. Проволоцкий. – К.: Техника, 1989. – 277 с.
103. Раушенбах Б. В. Управление ориентацией космических аппаратов / Б. В. Раушенбах, Е. Н. Токарь. – М.: Наука, 1974. – 600 с.
104. Редько С. Г. Процесс теплообразования при шлифовании металлов. – Саратов: Изд-во Саратов. ун-та, 1962. – 231с.

105. Резников А. Н. Теплофизика процессов механической обработки материалов / А. Н. Резников. – М.: Машиностроение, 1981. – 279 с.
106. Рубан В. М. Оптимизация процесса абразивной обработки зеркальных металлических поверхностей / В. М. Рубан, Ю. Ф. Назаров, Г. Б. Лурье // Алмазы и сверхтвердые материалы. – 1981. – Вып. 4. – С. 11–12.
107. Рыжов Э. В. Технологическое обеспечение эксплуатационных свойств деталей машин / Э. В. Рыжов, А. Г. Суслов, В. П. Федоров. – М.: Машиностроение, 1979. – 175 с.
108. Рэлей Д. Теория звука / Д. Рэлей. – М.: ГИТТЛ, 1964. – 128 с.
109. Рябенков И. А. Закономерности снижения силовой и тепловой напряженности прерывистого шлифования / И. А. Рябенков // Перспективні технології та прилади: збірник наукових праць. – Луцьк: Луцький НТУ, 2017. – № 10 (1). – С. 193–198.
110. Рябенков И. А. Закономерности формирования и условия уменьшения шероховатости поверхности при шлифовании деталей гидроаппаратуры / И. А. Рябенков, Ф. В. Новиков, Т. М. Брижан // Захист металургійних машин від поломок: збірник наукових праць. – Маріуполь: ПГТУ, 2014. – Вып. 16. – С. 195–200.
111. Рябенков И. А. Обоснование технологических возможностей уменьшения шероховатости поверхности при обработке свободным и связанным абразивом / И. А. Рябенков // Високі технології в машинобудуванні: збірник наукових праць. – Харків: НТУ "ХПІ", 2016. – Вып. 1(26). – С. 81–90.
112. Рябенков И. А. Определение минимально возможной температуры резания при прерывистом шлифовании / И. А. Рябенков // Физические и компьютерные технологии: Труды 21-й Международной научно-практической конференции, 24–25 декабря 2015, Харьков. – Д.: ЛИРА, 2015. – С. 100–106.
113. Рябенков И. А. Теоретический подход к расчету и анализу температуры резания при прерывистом шлифовании / И. А. Рябенков // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Збірник наукових праць. – Краматорськ, 2015. – Вып. № 37. – С. 64–70.
114. Сагарда А. А. Алмазно-абразивная обработка деталей машин / А. А. Сагарда, И. Х. Чеповецкий, Л. Л. Мишнаевский. – К.: Техніка, 1974. – 179 с.

115. Сизый Ю. А. Динамика и теплофизика шлифования / Ю. А. Сизый, Д. В. Сталинский. – Харьков: ГП УкрНТЦ "Энергосталь", 2016. – 448 с.
116. Силин С. С. Метод подобия при резании материалов / С.С. Силин. – М.: Машиностроение, 1979. – 152 с.
117. Синтетические алмазы в машиностроении / Под ред. В. Н. Бакуля. – К.: Наукова думка, 1976. – 351 с.
118. Сипайлов В. А. Тепловые процессы при шлифовании и управление качеством поверхности / В. А. Сипайлов. – М.: Машиностроение, 1978. – 166 с.
119. Сошников С. А. Модель рабочего рельефа алмазно-абразивного инструмента и качество обработанной поверхности при алмазном высокопроизводительном шлифовании / С. А. Сошников, Ф. В. Новиков // Исследования в области инструментального производства и обработки металлов резанием. – Тула: ТПИ, 1984. – С. 128–135.
120. Старков В. К. Шлифование высокопористыми кругами / В. К. Старков. – М.: Машиностроение, 2007. – 688 с.
121. Сулима А. М. Качество поверхностного слоя и усталостная прочность деталей из жаропрочных и титановых сплавов / А. М. Сулима, М. П. Евстигнеев. – М.: Машиностроение, 1974. – 189 с.
122. Теоретические основы резания и шлифования материалов: учеб. пособие / А. В. Якимов, Ф. В. Новиков, Г. В. Новиков и др. – Одесса: ОГПУ, 1999. – 450 с.
123. Теоретические основы технологии машиностроения: учебник / А. В. Якимов, Ф. В. Новиков, А. А. Якимов и др. – Одесса: ОНПУ, 2002. – 491 с.
124. Тепловые и механические процессы при резании металлов: учеб. пособие / Ф. В. Новиков, А. А. Якимов, Г. В. Новиков и др. – Одесса: ОГПУ, 1997. – 179 с.
125. Теплофізика механічної обробки: підручник / О. В. Якимов, А. В. Усов, П. Т. Слободяник та ін. – Одесса: Астропринт, 2000. – 256 с.
126. Технологические методы повышения износостойкости деталей машин / Э. В. Рыжов. – К.: Наукова думка, 1984. – 272 с.
127. Топорец А. С. Зеркальное отражение от шероховатой поверхности / А. С. Топорец // Оптика и спектроскопия. – 1964. – Т. 11. – С. 26–38.

128. Узунян М. Д. Алмазно-искровое шлифование твердых сплавов / М. Д. Узунян. – Харків: НТУ "ХПІ", 2003. – 359 с.
129. Усов А. В. Управление технологическими процессами по критериям качества рабочих поверхностей / А. В. Усов, Э. Донеv // Високі технології в машинобудуванні: збірник наукових праць НТУ "ХПІ". – Харків: НТУ "ХПІ", 2002. – Вип. 1(5). – С. 259–276.
130. Федосеев О. Б. Шлифование синтетическими сверхтвердыми материалами / О. Б. Федосеев // Изв-я высш. учебн. заведений / Машиностроение. – 1977. – № 5. – С. 104–106.
131. Филимонов Л. Н. Высокоскоростное шлифование / Л. Н. Филимонов. – Л.: Машиностроение, 1979. – 245 с.
132. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общ. ред. Ф. В. Новикова и А. В. Якимова. В десяти томах. – Одесса: ОНПУ, 2002. – Т. 1. "Механика резания материалов". – 580 с.
133. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общ. ред. Ф. В. Новикова и А. В. Якимова. В десяти томах. – Одесса: ОНПУ, 2003. – Т. 2. "Теплофизика резания материалов". – 625 с.
134. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общ. ред. Ф. В. Новикова и А. В. Якимова. В десяти томах. – Одесса: ОНПУ, 2002. – Т. 4. "Теория абразивной и алмазно-абразивной обработки материалов". – 802 с.
135. Хусу А. П. Шероховатость поверхностей (теоретико-вероятностный подход) / А. П. Хусу, Ю. Р. Витенберг, В. А. Пальмов. – М.: Изд-во "Наука", 1975. – 343 с.
136. Цеснек Л. С. Металлические зеркала / Л. С. Цеснек, О. В. Сорокин, А. А. Золотухин. – М.: Машиностроение, 1983. – 353 с.
137. Черепин В. Т. Методы и приборы для анализа поверхности материалов / В. Т. Черепин, И. А. Васильцев. – К.: Наукова думка, 1982. – 399 с.
138. Чупров И. Ф. Уравнения математической физики с приложениями к задачам нефтедобычи и трубопроводного транспорта газа: учебное пособие / И. Ф. Чупров, Е. А. Канева, А. А. Мордвинов. – Ухта: УГТУ, 2004. – 128 с.

139. Швец В. В. Некоторые вопросы теории технологии машиностроения / В. В. Швец. – М.: Машиностроение, 1967. – 63 с.
140. Шелковой А. Н. Общие принципы моделирования оптимального управления параметрами точности, качества и производительности зубообработки закаленных крупномодульных зубчатых колес / А. Н. Шелковой, Е. В. Мироненко, А. А. Клочко // Вісник СевНТУ: збірник наукових праць. Серія: "Машиноприладобудування та транспорт". – Севастополь, 2013. – Вип. 140. – С. 203–210.
141. Шкурупий В. Г. Влияние состава абразивной среды на процесс формирования полированной поверхности / В. Г. Шкурупий // Вісник Харківського національного технічного університету сільського господарства ім. Петра Василенка. – "Технічний сервіс АПК, техніка та технології у сільськогосподарському машинобудуванні". – 2010. – Вип. 106. – С. 149–153.
142. Шкурупий В. Г. Выбор абразивной технологической среды для сглаживания поверхностного слоя при обработке / В. Г. Шкурупий // Вісник Харківського національного технічного університету сільського господарства ім. Петра Василенка. – "Технічний сервіс АПК, техніка та технології у сільськогосподарському машинобудуванні". – 2010. – Вип. 101. – С. 155–159.
143. Шкурупий В. Г. Исследование влияния условий абразивного полирования на изменение высотных параметров шероховатости поверхности / В. Г. Шкурупий. – Наукові праці Донецького національного технічного університету. Серія: Машинобудування і машинознавство. – Вип. 5 (139). – Донецьк: ДонНТУ, 2008. – С. 134–139.
144. Шкурупий В. Г. Перспективы развития абразивной обработки поверхностей деталей в нанотехнологии / В. Г. Шкурупий // Високі технології в машинобудуванні: Збірник наукових праць НТУ "ХПІ". – Харків: НТУ "ХПІ", 2008. – Вип. 2 (17). – С. 469–474.
145. Шкурупий В. Г. Светопоглощательная способность поверхностей после полирования алмазно-абразивными пастами / В. Г. Шкурупий // Алмазы и сверхтвердые материалы: Сб. – М.: НИИМАШ, 1978. – С. 11–12.
146. Шкурупий В. Г. Сглаживание поверхностного слоя деталей из меди и алюминия при их абразивном полировании / В. Г. Шкурупий, Ю. Ф. Назаров // Захист металургійних машин від поломок: Збірник наукових праць. – Маріуполь: ПГТУ, 2010. – Вип. 12. – С. 281–285.

147. Шкурупий В. Г. Технологическая среда абразивной обработки сверхгладких поверхностей деталей / В. Г. Шкурупий // Резание и инструмент в технологических системах: Междунар. науч.-техн. сб. – Харьков: НТУ "ХПИ", 2009. – Вып. 76. – С. 218–224.
148. Шкурупий В. Г. Эффективность применения финишных методов обработки материалов / В. Г. Шкурупий, П. Д. Дудко, Ю. Ф. Назаров. – К.: ДНТП, 1979. – 24 с.
149. Шкурупий В. Г. Вибір зернистості абразиву для зменшення шорсткості оброблених поверхонь / В. Г. Шкурупий // Вісник НТУ "ХПИ". Збірник наукових праць. Тематичний випуск: Технології в машинобудуванні. – Харків: НТУ "ХПИ", 2008. – № 23. – С. 27–31.
150. Шкурупий В. Г. Вплив зернистості абразива на інтенсивність сгладжування поверхонь / В. Г. Шкурупий // Вісник Харківського національного технічного університету сільського господарства ім. Петра Василенка. – Харків: ХНТУСГ, 2009. – Вип. 81. – С. 146–150.
151. Шкурупий В. Г. Вплив методу обробки на формування шорсткості поверхонь / В. Г. Шкурупий // Вісник Харківського національного технічного університету сільського господарства ім. Петра Василенка. – "Технічний сервіс АПК, техніка та технології у сільськогосподарському машинобудуванні". – Харків: ХНТУСГ, 2007. – Вип. 61. – С. 172–175.
152. Шкурупий В. Г. Підвищення ефективності технології фінішної обробки світловідбиваючих поверхонь деталей із тонкого листа і стрічок: автореф. дис. ... канд. техн. наук: спец. 05.02.08 "Технологія машинобудування" / В. Г. Шкурупий. – Одеса: ОНПУ, 2006. – 21 с.
153. Якимов А. В. Абразивно-алмазная обработка фасонных поверхностей / А. В. Якимов. – М.: Машиностроение, 1984. – 212 с.
154. Якимов А. В. Высокопроизводительная обработка абразивно-алмазными инструментами / А. В. Якимов, Ф. В. Новиков, А. А. Якимов. – К.: Техніка, 1993. – 152 с.
155. Якимов А. В. Оптимизация процесса шлифования / А. В. Якимов. – М.: Машиностроение, 1975. – 175 с.
156. Якимов А. В. Прерывистое шлифование / А. В. Якимов. – Киев–Одесса: Изд. объедин. "Вища школа", 1986. – 175 с.
157. Якимов А. В. Физическая сущность и технологические возможности прерывистого шлифования / А. В. Якимов, Ф. В. Новиков,

- Г. В. Новиков // Сучасні системи технологій у машинобудуванні: Збірник наукових праць, присвячений 90-річчю з дня народження професора Одеського національного політехнічного університету (ОНПУ) Якимова О. В. – Д.: ЛІРА, 2015. – С. 38–43.
158. Яценко С. М. Повышение эффективности технологии финишной обработки деталей пар трения поршневых насосов: автореф. дис. ... канд. техн. наук: спец. 05.02.08 "Технология машиностроения" / С. М. Яценко. – Одесса: ОНПУ, 2006. – 21 с.
159. Ящерицын П. И. Тепловые явления при шлифовании и свойства обработанных поверхностей / П. И. Ящерицын, А. К. Цокур, М. Л. Еременко. – Минск: Наука и техника, 1973. – 184 с.
160. Ящерицын П. И. Технологическая наследственность в машиностроении / П. И. Ящерицын, Э. В. Рыжов, В. И. Аверченков. – Минск: Наука и техника, 1977. – 306 с.
161. Ящерицын П. И. Тонкие доводочные процессы обработки деталей машин и приборов / П. И. Ящерицын, А. Г. Зайцев. – Минск: Наука и техника, 1976. – 326 с.
162. Ящерицын П. И. Финишная обработка деталей уплотненным потоком свободного абразива / П. И. Ящерицын, А. Н. Мартынов, А. Д. Гридин. – Минск: Наука и техника, 1978. – 224 с.
163. Ящерицын П. И. Шлифование металлов / П. И. Ящерицын, Е. А. Жалнерович. – Минск: Беларусь, 1970. – 464 с.
164. Werner G. Technologische und Konstruktive Voraussetzungen für das Tiefschleifen / Werner G. – "Werkstattstechnik", 1979. – Nr. 10. – S. 613–620.

# Содержание

Введение .....	3
Раздел 1. Определение условий уменьшения температуры резания и повышения качества обработки .....	5
1.1. Численный метод расчета параметров теплового процесса при шлифовании .....	5
1.2. Расчет максимального времени нагрева адиабатического стержня при его перерезании шлифовальным кругом .....	22
1.3. Аналитический метод расчета параметров теплового процесса при шлифовании .....	25
1.4. Аналитическое определение температуры шлифования..	32
1.5. Закономерности формирования параметров теплового процесса при шлифовании .....	41
1.6. Сравнение параметров теплового процесса при шлифовании и лезвийной обработке .....	47
1.7. Упрощенные подходы к аналитическому определению температуры резания при механической обработке ...	53
1.8. Закономерности изменения температуры резания при обычном и прерывистом шлифовании .....	59
1.9. Повышение эффективности операций зубошлифования зубчатых колес .....	67
Выводы .....	76
Раздел 2. Современные технологии высокоскоростной механической обработки .....	79
2.1. Разработка эффективных технологий механической обработки деталей гидравлических систем .....	79
2.2. Повышение эффективности высокоскоростного фрезерования чугунов .....	95
2.3. Новые конструкции фрез и режущих пластин с износостойкими покрытиями и опыт их практического использования на предприятиях Украины .....	99
2.4. Инструменты серии RhinoRush сокращают затраты машиностроительных предприятий .....	103
Выводы .....	109

Раздел 3. Определение оптимальных параметров механической обработки по критериям производительности и качества...	111
3.1. Определение параметров силовой напряженности механической обработки .....	111
3.2. Определение параметров силовой напряженности процессов механической обработки деталей из цветных металлов .....	117
3.3. Условия снижения силовой напряженности механической обработки .....	125
3.4. Условия уменьшения энергоемкости и повышения производительности механической обработки .....	133
3.5. Определение составляющих сил резания, действующих на передней и задней поверхностях резца ...	145
3.6. Оценка энергии трения в общем энергетическом балансе механической обработки резанием .....	154
3.7. Определение условий повышения точности механической обработки деталей машин .....	161
3.8. Определение максимально возможной производительности механической обработки с учетом ограничения по точности обработки .....	167
3.9. Технологические условия повышения точности механической обработки отверстий .....	170
3.10. Технологическое обеспечение точности и шероховатости поверхности при обработке отверстия ...	180
3.11. Условия уменьшения шероховатости поверхности при абразивной обработке отверстий .....	188
3.12. Теоретическое обоснование условий повышения эффективности высокоскоростной обработки .....	197
Выводы .....	204
Раздел 4. Определение оптимальных параметров процесса шлифования по критериям производительности и качества обработки .....	208
4.1. Относительная полнота профиля рабочей поверхности круга из СТМ .....	208
4.2. Кинематические соотношения параметров процесса шлифования изделий с прерывистыми поверхностями.	215

4.3. Предельная кинематическая производительность процесса шлифования .....	222
4.4. Оптимизация процесса круглого продольного шлифования по предельной кинематической производительности .....	230
4.5. Закономерности формообразования поверхности детали при круглом продольном шлифовании .....	235
4.6. Оптимизация алмазного круглого шлифования твердо- сплавных многолезвийных инструментов на основе приведенной толщины среза .....	243
4.7. Кинетика образования режущего рельефа алмазного круга в процессе шлифования .....	253
4.8. Условия уменьшения энергоемкости обработки и шероховатости поверхности при шлифовании .....	260
Выводы .....	268
Раздел 5. Проблемы технологического обеспечения деталей машин и аппаратов заданными геометрическими и физико-химическими свойствами .....	270
5.1. Взаимосвязь геометрических и физико-химических параметров поверхностей металлоизделий с их эксплуатационными характеристиками .....	270
5.2. Требования, предъявляемые к поверхностным слоям прецизионных деталей и методам их обработки .....	276
5.3. Проблемы финишной обработки поверхностей прецизионных деталей .....	308
Выводы .....	311
Раздел 6. Технологическое обеспечение изготовления оптических металлоизделий механической обработкой .....	312
6.1. Методики проведения экспериментальных исследований параметров качества поверхностей оптических металлоизделий .....	312
6.2. Выбор методов обработки деталей .....	328
6.3. Теоретическое определение условий уменьшения шероховатости поверхности при обработке свободными абразивами .....	345
6.4. Технологическое обеспечение малой поглощательной способности поверхностных слоев деталей .....	358

6.5. Совершенствование рабочих абразивных сред и полировальников .....	380
6.6. Технология изготовления деталей с большой поглощательной способностью .....	388
6.7. Технологические решения по повышению светоотражательной способности поверхностных слоев деталей .....	393
Выводы .....	398
Общие выводы .....	400
Список использованных источников .....	404

НАУКОВЕ ВИДАННЯ

**Новіков Федір Васильович  
Жовтобрюх Валерій Олексійович  
Шкурупій Валентин Григорович**

# **ОПТИМАЛЬНІ РІШЕННЯ В ТЕХНОЛОГІЇ МАШИНОБУДУВАННЯ**

**Монографія**

*(Російською мовою)*

Відповідальний за випуск  
**Новіков Ф. В.**

В авторській редакції

Підп. до друку 29.01.2018 р.  
Формат 60x84/16. Друк офсетний. Ум.-друк. арк. 26,43.  
Наклад 300 пр. Заказ № 34.

Видавництво і друкарня "Ліра"  
49107, м. Дніпро, вул. Наукова, 5  
Свідоцтво про внесення до Держреєстру  
ДК №188 від 19.09.2000.