

**Министерство образования Украины
ОДЕССКИЙ ГОСУДАРСТВЕННЫЙ ПОЛИТЕХНИЧЕСКИЙ
УНИВЕРСИТЕТ**

***А.В. ЯКИМОВ, Ф.В.НОВИКОВ,
Г.В. НОВИКОВ, А.А. ЯКИМОВ***

**КАЧЕСТВО И ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТЬ
АБРАЗИВНО-АЛМАЗНОЙ ОБРАБОТКИ**

Одесса ОГПУ 1999

УДК 621.923

Качество и производительность абразивно-алмазной обработки:
Учебное пособие /А.В. Якимов, Ф.В. Новиков, Г.В. Новиков, А.А. Якимов/ - Одесса: ОГПУ. 1999. - 212 с.

В учебном пособии даны технологические методы повышения режущей способности кругов и улучшения качества поверхностного слоя. Предложены методы управления процессом шлифования. Установлена взаимосвязь производительности и точности обработки. Изложенный материал даёт исчерпывающую характеристику физических и термодинамических явлений протекающих в зоне контакта круга. Пособие предназначено для студентов, аспирантов и инженеров-механиков.

Ил. 111

Табл. 19

Библиогр. 63

ISBN 5-7763-2402-5

Рецензенты: Ю.Н. Сухоруков, д-р техн. наук, проф.
В.П. Ларшин, д-р техн. наук

Учебное пособие рекомендовано к изданию институтом промышленных технологий, дизайна и менеджмента (ИПТДМ) при ОГПУ.

Введение

Выход на мировой рынок требует создания конкурентноспособной машиностроительной продукции высокого качества с применением новых технологий. Одним из приоритетных направлений Украины в области науки и техники является создание и промышленное освоение синтетических алмазов, используемых в качестве инструментальных материалов для обработки деталей машин и товаров народного потребления. Высокий уровень требований к современным машинам выдвигает на первый план множество проблем, связанных с технологией абразивно-алмазной обработки. В современных реактивных и турбовинтовых авиационных двигателях ряд сложно-фасонных деталей изготавливаются с высокой точностью. Например, зубчатые колеса, работающие с окружными скоростями 80-100 м/с и передающие нагрузки порядка 800-1000 кг/см.

К числу деталей, к которым предъявляются высокие требования по качеству поверхностного слоя можно отнести так же ходовые прецизионные винты шариковых винтовых передач, газотурбинные и компрессорные лопатки из жаропрочных и титановых сплавов, вырубные штампы из высокохромистых сталей, режущий инструмент (резцы, долбяки, фрезы) из быстрорежущих сталей и твердых сплавов.

Устранению шлифовочных дефектов препятствуют неизбежные колебания припуска в связи с погрешностями от предыдущих операций механической обработки, коробления изделий, вызванные многократными высокотемпературными нагревами при химико-термической обработке, колебания шпинделя от дисбаланса шлифовального круга и наличие других факторов, зависящих от природы самого процесса шлифования.

В связи с этим вопросы, связанные с изучением основных закономерностей процесса шлифования, и изыскание новых путей в решении проблемы улучшения качества поверхностного слоя имеют важное научное и практическое значение.

В данной работе предпринята попытка на основе теоретических и экспериментальных исследований нестационарных термодинамических процессов, протекающих в зоне контакта шлифовального круга, разработать принципиально новый метод управления теплонапряженностью процесса и режущей способностью кругов.

Рассмотрена кинетика формирования поверхностного слоя под воздействием силового и теплового факторов.

Определены условия устранения микросколов на обработанной поверхности. Дано теоретическое обоснование условий осуществления электроэрозионной правки алмазных кругов.

Рассмотрены технологические методы повышения режущей способности кругов и улучшения качества поверхностного слоя.

Установлено влияние режимов и условий шлифования на качество поверхностного слоя.

На основе современных представлений о физической природе процесса шлифования рассмотрены основные закономерности термодинамических явлений, протекающих в зоне контакта абразивно-алмазных инструментов. На основе результатов исследований разработаны конкретные практические рекомендации и инженерные решения, позволяющие управлять качеством поверхностного слоя при обеспечении максимальной производительности.

В работе установлена взаимосвязь производительности и точности обработки, установлено влияние износа круга на производительность и точность обработки, проведена оптимизация циклов шлифования, установлено влияние высокочастотных колебаний на производительность шлифования.

На основе применения принципиально новой методологии аналитического расчета оптимальных условий обработки алмазными инструментами установлена взаимосвязь технологических и физических параметров с производительностью шлифования. Теоретические положения, раскрывающие физические явления при алмазной обработке, способствуют развитию у студентов научного мышления, стимулированию их творческой активности и самостоятельной работы над материалом и позволят решать конкретные инженерные задачи, например, рассчитывать оптимальные режимы и осуществлять управление и диагностику процесса.

Основываясь на изложенной информации, студенты при выполнении дипломных и курсовых проектов смогут объяснять сложные физико-химические процессы, протекающие в зоне резания, с принципиально новых позиций.

Учебное пособие предназначено для студентов, аспирантов и инженерно-технических работников, специализирующихся в области технологии машиностроения и теории резания материалов.

Глава I

Повышение эффективности алмазного шлифования

1.1. Формирование поверхностного слоя материала под воздействием теплового фактора

Рассмотрим расчетную схему плоского шлифования (Рис. 1.1), в которой обрабатываемый материал представлен множеством стержней, расположенных по нормали к обрабатываемой поверхности (*позиция 1*). При шлифовании происходит перерезание стержней и нагревание несрезанной их части длиной l_2 .

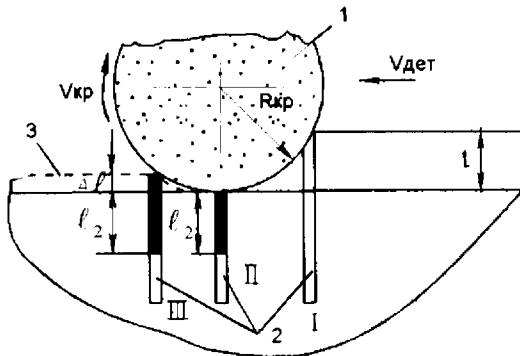


Рис. 1.1. Схема для расчета температуры резания при плоском шлифовании: 1 – круг, 2 – положения элементарного стержня, 3 – обрабатываемая поверхность; Δl – величина теплового расширения.

В момент выхода стержня из зоны контакта с кругом (*позиция 2*) длина нагретой части стержня l_2 и средняя температура $\theta_{ср}$ определяются [1]

$$l_2 = \frac{\lambda}{2 \cdot C \cdot \rho \cdot v_{дет}} \cdot \sqrt{\frac{D_{кр}}{t}} \cdot \left(1 - e^{-\frac{2 \cdot C \cdot \rho \cdot v_{дет} \cdot t}{\lambda} \cdot \sqrt{\frac{t}{D_{кр}}}} \right), \quad (1.1)$$

$$\theta_{ср} = \frac{\sigma}{2 \cdot C \cdot \rho} \cdot \left(1 - e^{-\frac{2 \cdot C \cdot \rho \cdot v_{дет} \cdot t}{\lambda} \cdot \sqrt{\frac{t}{D_{кр}}}} \right), \quad (1.2)$$

где λ – коэффициент теплопроводности, Вт/м·К;
 C – удельная теплоемкость материала, Дж/кг·К;
 ρ – плотность материала, кг/м³;
 $v_{дет}$ – скорость детали, м/с;
 t – глубина шлифования, м;
 $D_{кр}$ – диаметр круга, м;
 σ – условное напряжение резания при шлифовании, Па.

После выхода стержня из зоны контакта с кругом в результате теплового расширения его длина увеличивается на величину Δl (позиция 3)

$$\Delta l = \alpha \cdot \theta_{cp} \cdot l_2 = \frac{\alpha \cdot \lambda \cdot \sigma}{4 \cdot C^2 \cdot \rho^2 \cdot v_{дет}} \cdot \sqrt{\frac{D_{кр}}{t}} \cdot \left(1 - e^{-\frac{2 \cdot C \cdot \rho \cdot v_{дет} \cdot t}{\lambda} \sqrt{\frac{t}{D_{кр}}}} \right)^2, \quad (1.3)$$

где α – коэффициент линейного расширения материала.
 С учетом соотношения

$$Q = S_o \cdot v_{дет} \cdot t,$$

где Q – производительность обработки, м³/с;

S_o – продольная подача, м/с

зависимость (1.3) примет вид

$$\Delta l = \frac{\alpha \cdot \sigma \cdot S_o \cdot \sqrt{t \cdot D_{кр}}}{4 \cdot C^2 \cdot \rho^2 \cdot Q} \cdot \left(1 - e^{-\frac{2 \cdot C \cdot \rho \cdot Q}{\lambda \cdot S_o} \sqrt{\frac{t}{D_{кр}}}} \right)^2. \quad (1.4)$$

Удлинение стержня приведет к возникновению в поверхностном слое обрабатываемого материала (вдоль обработанной поверхности) растягивающих напряжений, вызванных нагреванием. Для уменьшения временных термоупругих напряжений необходимо уменьшить величину деформации Δl .

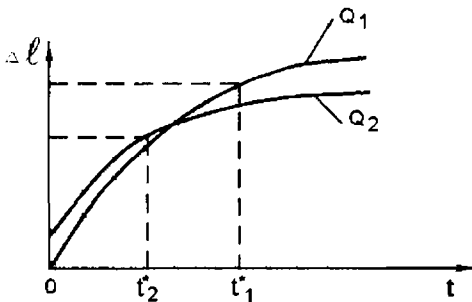


Рис. 1.2. Зависимость параметра Δl от глубины шлифования t ($Q_2 > Q_1$).

Характер изменения величины Δl от глубины шлифования t показан на рис. 1.2. С увеличением глубины резания t до значения t^* , соответствующего переходу от многопроходного к глубинному шлифованию, множитель в скобках зависимости (1.4) стремится к единице. Величина Δl изменяется более интенсивно в диапазоне изменения $t < t^*$. Увеличение производительности обработки Q более интенсивно увеличивает Δl в области малых глубин резания (в диапазоне $t < t^*$) и уменьшает (в диапазоне $t > t^*$).

С увеличением Q глубина резания t^* уменьшается, т.е. переход от многопроходного к глубинному шлифованию происходит при меньших значениях t^* . Следовательно, уменьшить величину Δl при многопроходном $t < t^*$ и глубинном $t > t^*$ шлифовании можно за счет увеличения скорости детали $v_{дет}$. С физической точки зрения уменьшение Δl обусловлено уменьшением глубины прогрева стержня l_2 . При многопроходном шлифовании ($t < t^*$) уменьшение скорости $v_{дет}$ уменьшает время воздействия теплового источника и глубину прогрева.

При глубинном шлифовании ($t > t^*$) величина Δl уменьшается за счет увеличения производительности Q , т.к. в зависимости (1.4) выражение в скобках стремится к единице.

Расчет параметров l_2 , Δl и $\theta_{ср}$ при глубинном шлифовании можно произвести по следующим зависимостям

$$l_2 = \frac{\lambda}{2 \cdot C \cdot \rho \cdot v_{дет}} \cdot \sqrt{\frac{D_{кр}}{t}}, \quad (1.5)$$

$$\Delta l = \frac{\alpha \cdot \sigma \cdot S_0 \cdot \sqrt{t \cdot D_{кр}}}{4 \cdot C^2 \cdot \rho^2 \cdot Q}, \quad (1.6)$$

$$\theta_{ср} = \frac{\sigma}{2 \cdot C \cdot \rho}. \quad (1.7)$$

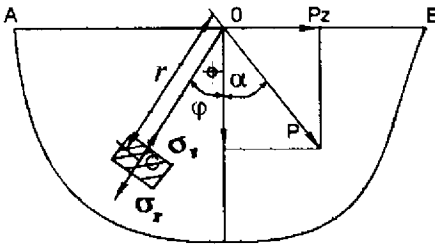
Учитывая, что увеличение скорости детали $v_{дет}$ при глубинном шлифовании ограничено режущими возможностями круга (предельной толщиной среза), существуют ограничения при увеличении Q и уменьшении Δl . В этих условиях важное значение приобретает фактор сниже-

ния условного напряжения резания σ за счет повышения режущей способности и стойкости круга.

Увеличить режущую способность кругов можно за счет применения: крупногабаритных алмазных кругов, более прочных крупнозернистых алмазных зерен, за счет применения кругов с прерывистой рабочей поверхностью, за счет применения эффективных электрофизикохимических методов правки.

1.2. Формирование поверхностного слоя материала под воздействием силового фактора

Рассмотрим напряженно-деформированное состояние поверхностного слоя материала полуплоскости под воздействием сосредоточенной силы P (приложенной под углом α), возникающей в процессе шлифования, рис.1.3.



В работе [5] получена аналитическая зависимость для определения нормальной компоненты напряжения в радиальном направлении σ_r

$$\sigma_r = -\frac{2 \cdot P}{\pi \cdot r} \cdot \cos(\alpha + \varphi), \quad (1.8)$$

Рис. 1.3. Расчетная схема напряженно-деформированного состояния поверхностного слоя материала.

где P – сила, приходящаяся

на единицу ширины шлифования, Н/м;

r – расстояние от точки приложения силы P до рассматриваемой точки C полуплоскости ($r > 0$), м;

φ – угол, отсчитываемый от вертикальной оси.

Анализируя зависимость (1.8), нетрудно видеть, что при $\alpha = 90^\circ$ и

$\varphi = 0$ напряжение

$\sigma_r = 0$, т.е. в левой

части полуплоскости ($\varphi > 0$) возникают

растягивающие напряжения

($\sigma_r > 0$), а в правой

части полуплоскости

($\varphi < 0$) – сжимающие напряже-

ния ($\sigma_r < 0$),

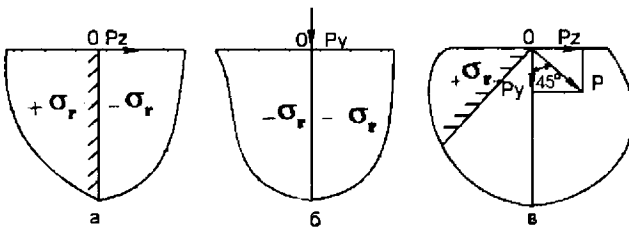


Рис. 1.4. Характер изменения напряжения σ_r в зависимости от направления действия силы.

рис.1.4,а.

При $\alpha = 0$ напряжение σ_r в левой ($\varphi > 0$) и правой ($\varphi < 0$) частях полуплоскости принимает отрицательное значение, т.е. является напряжением сжатия, рис.1.4,б.

Условие $\sigma_r = 0$ выполняется при $\varphi = 45^\circ$. При $\varphi > 45^\circ$ возникают растягивающие напряжения ($\sigma_r > 0$), а при $\varphi < 45^\circ$ – сжимающие ($\sigma_r < 0$) напряжения, рис.1.4,в.

Таким образом показано, что под шлифовальным кругом и впереди зоны резания под действием силы P возникают сжимающие напряжения σ_r , а за зоной резания – растягивающие.

При $\varphi = 90^\circ$ напряжения за зоной резания можно определить из выражения

$$\sigma_r = \frac{2 \cdot P}{\pi \cdot r} \cdot \sin \alpha . \quad (1.9)$$

Для уменьшения σ_r необходимо снижать P и α . Угол α определяется из соотношения

$$\sin \alpha = \frac{P_z}{P} , \quad (1.10)$$

где P_z – тангенциальная составляющая силы резания при шлифовании, Н/м .

$$\text{С учетом известного соотношения } P_z = \sigma \cdot \frac{Q}{v_{кр}} ,$$

где $v_{кр}$ – скорость круга м/с,
напряжение σ_r выразится

$$\sigma_r = \frac{2 \cdot \sigma}{\pi \cdot r} \cdot \frac{Q}{v_{кр}} . \quad (1.11)$$

Как видим, с уменьшением параметров σ и Q и увеличением $v_{кр}$ напряжение σ_r снижается. Следовательно, для обеспечения требуемого качества поверхностного слоя (с минимальной силовой напряженностью) необходимо шлифование осуществлять с минимальной производительностью Q или с минимальным условным напряжением резания σ .

Уменьшение условного напряжения σ достигается повышением режущей способности кругов. Это предопределяет применение прерывистых кругов или эффективных методов правки, обеспечивающих подержание в процессе обработки высокой режущей способности зерен.

При высокопроизводительном глубинном шлифовании основным условием снижения напряжения σ_T и улучшения качества поверхностного слоя шлифуемых деталей является уменьшение σ и увеличение скорости круга $v_{кр}$. Этим, в частности, объясняется тот факт, что в зарубежной научно-технической литературе глубинное шлифование рекомендуется выполнять с большими скоростями круга (до 300 м/с).

1.3. Определение условий устранения микросколов на обработанной поверхности

При шлифовании твердых сплавов, заточке твердосплавных инструментов часто на режущих кромках возникают микросколы.

Для устранения указанных дефектов необходимо изучить механизм формирования напряжений. При прохождении режущего зерна через кромку детали под действием сил P_z и P_y происходит микроскол под углом β_1 к плоскости шлифования на расстоянии a от торцевой поверхности детали (Рис. 1.5, а).

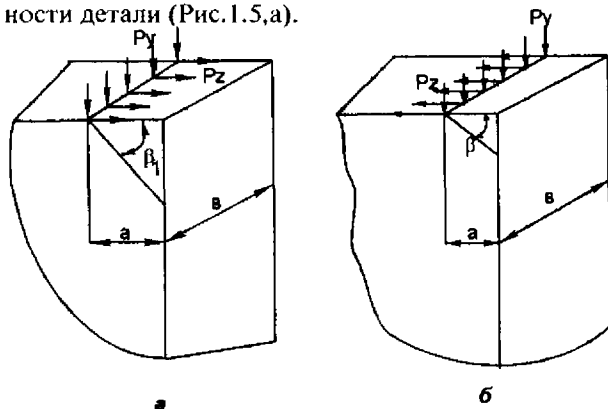


Рис. 1.5. Расчетная схема образования микросколов на обрабатываемой поверхности.

Под параметром b в расчетной схеме следует понимать ширину единичного зерна.

Микроскол возникает при условии достижения в плоскости скола предельных напряжений на сдвиг $\tau_{сдв}$.

Касательное напряжение $\tau_{сдв}$ определяется из выражения

$$\tau_{сдв} = (P_z \cdot \cos \beta_1 + P_y \cdot \sin \beta_1) \cdot \frac{1}{S_1}, \quad (1.12)$$

где $S_1 = \frac{a \cdot b}{\cos \beta_1}$ — площадь скола, м².

С учетом $K_{ш} = P_z/P_y = \tan \psi$ (где ψ — угол резания при шлифовании) зависимость (1.12) примет вид

$$\tau_{сдв} = \frac{P_Y \cdot \cos \beta_1 \cdot \sin(\beta_1 + \psi)}{a \cdot b \cdot \cos \psi} \quad (1.13)$$

С увеличением β_1 множитель $\sin(\beta_1 + \psi)$ возрастает, а множитель $\cos \beta_1$ — уменьшается.

При небольших углах β_1 зависимость $\tau = f(\beta_1)$ имеет экстремум. Производя дифференцирование выражения (1.13) по β_1 и приравнявая производную к нулю, получим

$$\beta_1 = 45^\circ - \frac{\psi}{2} \quad (1.14)$$

Угол β_1 , как видно из выражения (1.14), зависит от угла резания ψ . Чем острее зерно, тем больше угол резания ψ и соответственно меньше угол β_1 .

После подстановки (1.14) в (1.13), принимая $\tau = \tau_{сдв}$ и решая полученное выражение относительно параметра a , получим

$$a = \frac{P_Y \cdot \sin^2 \left(45^\circ + \frac{\psi}{2} \right)}{b \cdot \tau_{сдв} \cdot \cos \psi} \quad (1.15)$$

Величина микроскола a зависит от силы P_Y , приходящейся на единицу ширины среза P_Y/b .

Увеличение прочности обрабатываемого материала $\tau_{сдв}$ уменьшает параметр a .

В момент входа зерна в обрабатываемый материал (Рис.1.5,б) зависимость для определения касательных напряжений τ примет вид

$$\tau = \frac{\cos \beta}{a \cdot b} \cdot (-P_Z \cdot \cos \beta + P_Y \cdot \sin \beta) \quad (1.16)$$

С учетом угла ψ зависимость (1.16) видоизменяется

$$\tau = \frac{P_Y \cdot \cos \beta}{a \cdot b \cdot \cos \psi} \cdot \sin(\beta - \psi) \quad (1.17)$$

Аналогично зависимости (1.12), касательное напряжение τ с увеличением угла β изменяется по экстремальной зависимости.

Приравнивая производную от τ по β нулю, получено выражение экстремального значения угла β

$$\beta = 45^\circ + \frac{\psi}{2}. \quad (1.18)$$

В данном случае с увеличением угла ψ угол скола β возрастает. После подстановки выражения (1.18) в зависимость (1.17) получено выражение для определения величины микроскола a

$$a = \frac{P_y \cdot \sin^2 \left(45^\circ - \frac{\psi}{2} \right)}{b \cdot \cos \psi}. \quad (1.19)$$

Из сопоставления выражений (1.15) и (1.19) видно, что в момент выхода зерна на контакта с обрабатываемым материалом величина микроскола a всегда больше, чем в момент входа. Причем, по мере затупления зерен (с увеличением угла ψ) это расхождение усиливается. При $\psi = 0$ значения микроскола a для рассматриваемых случаев равны. Следовательно, основным условием снижения параметра a является увеличение остроты режущих зерен.

1.4. Теоретическое обоснование условий осуществления электроэрозионной правки алмазных кругов

Эффект алмазно-электроэрозионного шлифования состоит в ударно-термическом разрушении связки и поддержании острого режущего рельефа круга.

При создании напряжения U между двумя контактирующими поверхностями – детали и круга – электрический ток будет протекать преимущественно по срезаемым стружкам, вызывая их нагрев и термическое разрушение металлической связки в момент возникновения электрического разряда в точках контакта связки со стружкой.

Согласно закона Джоуля-Ленца, количество выделенной теплоты равно

$$Q_T = K_1 \cdot U \cdot I \cdot \tau, \quad (1.20)$$

где K_1 – тепловой эквивалент работы;

I – сила тока, А;

U – напряжение, В;

τ – время, с.

Данная теплота нагревает массу стружки m в интервале температур $\theta_2^0 - \theta_1^0$. Принимая $\theta_1^0 = 0$, получим

$$Q\tau = m \cdot c \cdot \theta_2^0, \quad (1.21)$$

где c – удельная теплоемкость материала, Дж/кг·К.

Массу стружки можно выразить $m = \rho \cdot V$,

где V – объем срезаемых стружек за время τ ;

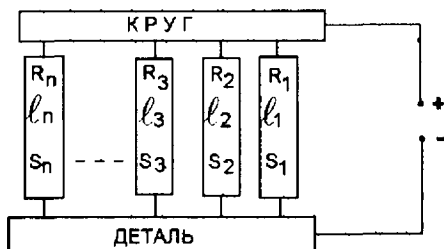
ρ – плотность материала, кг/м³.

Приравнявая выражения (1.20.) и (1.21) с учетом $Q = V/\tau$ (где Q – производительность обработки, м³/с), получена зависимость для определения температуры шлифования θ_2^0

$$\theta_2^0 = \frac{K_1 \cdot I \cdot U}{\rho \cdot c \cdot Q} = \frac{K_1 \cdot N}{\rho \cdot c \cdot Q}, \quad (1.22)$$

где N – мощность электрического тока, Вт.

Из анализа полученного выражения (1.22) следует, что при заданной температуре производительность шлифования возрастает пропорционально мощности электрического тока, подаваемого в зону резания при правке.



Следовательно, чем больше N , тем больше производительность Q , реализуемая при электроэрозионном шлифовании.

Рассмотрим закономерности формирования мощности $N = I \cdot U$. Согласно закону Ома сила тока I равна

Рис. 1.6. Расчетная схема общего сопротивления межэлектродного зазора.

$$I = \frac{U}{R}, \quad (1.23)$$

где R – общее сопротивление межэлектродного зазора, обусловленное сопротивлением контактируемых со связкой отдельных стружек, Ом.

Учитывая параллельное соединение отдельных участков электрической цепи (сопротивления стружек в пределах зоны контакта, рис.1.6) общее сопротивление R определится из зависимости

$$\frac{1}{R} = \frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2} + \frac{1}{R_3} + \dots + \frac{1}{R_n}, \quad (1.24)$$

где R_1, R_2, \dots, R_n – сопротивления контактирующих со связкой стружек, Ом.

Сопротивление стружки R_n равно

$$R_n = \rho_{ом} \cdot \frac{l_n}{S_n}, \quad (1.25)$$

где $\rho_{ом}$ – удельное сопротивление, $\frac{\text{Ом} \cdot \text{мм}^2}{\text{м}}$;

l_n – толщина межэлектродного зазора в месте контакта отдельной стружки со связкой, м;

S_n – площадь поперечного сечения стружки, мм^2 .

В первом приближении примем, что $R_1 = R_2 = \dots = R_n$, соответственно $S_1 = S_2 = \dots = S_n$ и $l_1 = l_2 = \dots = l_n = l$.

С учетом сделанных допущений, после подстановки (1.25) и (1.24) в (1.23), получена зависимость

$$I = \frac{U \cdot S}{\rho_{ом} \cdot l}, \quad (1.26)$$

где $S = n \cdot S_n$ – суммарная площадь поперечного сечения контактирующих со связкой стружек, м^2 .

С учетом известной зависимости $S = Q/v_{кр}$ (где $v_{кр}$ – скорость круга, м/с), зависимость (1.26) примет вид

$$I = \frac{U \cdot S}{\rho_{ом} \cdot l \cdot v_{кр}}. \quad (1.27)$$

Соответственно температура стружек выразится

$$\theta_2^0 = \frac{K_1^2 \cdot U^2}{\rho \cdot c \cdot \rho_{ом} \cdot l \cdot v_{кр}}. \quad (1.28)$$

Температура θ_2^0 тем больше, чем больше напряжение U и меньше толщина зазора l и скорость круга $v_{кр}$.

При заданных значениях U и $v_{кр}$ в зависимости от толщины зазора l возможны три варианта:

1) $l > l_{пр}$, где $l_{пр}$ – предельное значение зазора. В этом случае $\theta_2^0 < \theta_{2, пр}^0$, где $\theta_{2, пр}^0$ – предельное значение температуры стружки, при которой происходит термическое разрушение связки и оплавление стружки. Для реализации данного варианта необходимо увеличить напряжение или уменьшить скорость круга;

2) $l = l_{пр}$, тогда $Q = Q_{пр}$. При этих условиях наблюдается устойчивый процесс электроэрозии, обеспечивающий термическое разрушение связки и сгорание стружек с интенсивностью, достаточной для поддержания режущей способности круга и стабильного протекания процесса съема материала;

3) $l < l_{пр}$ и $Q > Q_{пр}$. При этих условиях будет происходить интенсивное разрушение связки. С течением времени за счет увеличения зазора до $l_{пр}$ наступит стабилизация процесса электроэрозионного шлифования.

Мощность электрического тока N определяется с учетом зависимости (1.27)

$$N = \frac{U^2 \cdot Q}{\rho_{ом} \cdot l \cdot v_{кр}} \quad (1.29)$$

При фиксированных значениях U , Q и $v_{кр}$ мощность зависит от величины зазора l . С уменьшением l мощность N возрастает за счет увеличения силы тока I . Поэтому для реализации данного электрического режима необходимо использовать источники технологического тока повышенной мощности.

Согласно зависимости (1.28), для каждого значения U существует вполне конкретное значение зазора l (при $Q = Q_{пр}$), соответствующее определенной производительности обработки Q . Следовательно, за счет увеличения напряжения U можно увеличить зазор l и соответственно производительность Q . Ограничением роста Q , согласно зависимости (1.29), является мощность источника тока N .

Рассмотрим закономерности электроэрозионного шлифования при $I = \text{Const}$. Тогда зависимость (1.22) с учетом (1.27) примет вид

$$\theta_2^0 = \frac{K \cdot \rho_{ом} \cdot I^2 \cdot l \cdot v_{кр}}{\rho \cdot c \cdot Q} \quad (1.30)$$

Введем обозначение

$$i = \frac{I}{S} = \frac{I}{Q} \cdot v_{кр}, \quad (1.31)$$

где i – плотность тока, создаваемая в поперечном сечении стружки, A/m^2 .

Этот параметр отличается от известного аналогичного параметра, который определяется отношением силы тока I к общей площади контакта круга с деталью.

С учетом (1.31) зависимость (1.30) преобразуется

$$\theta_2^0 = \frac{K_1 \cdot \rho_{ом} \cdot i^2 \cdot l}{\rho \cdot c \cdot v_{кр}}. \quad (1.32)$$

С увеличением i параметр l следует уменьшать. Очевидно, для оптимального зазора l существует оптимальное значение плотности тока i . Определить плотность тока можно экспериментальным путем.

1.5. Экспериментальная проверка теоретических результатов

В работе [3] установлено, что при обычном торцевом шлифовании ($U = 0$) кругом АС4 100/80-МО13-100 твердого сплава ВК6 совместно со сталью 45 производительность обработки с течением времени уменьшается, рис.1.7. При подаче на электроды электрического тока производительность возрастает.

Авторы работы [3] полученную закономерность объяснили наличием процесса электрохимического растворения материала. В действи-

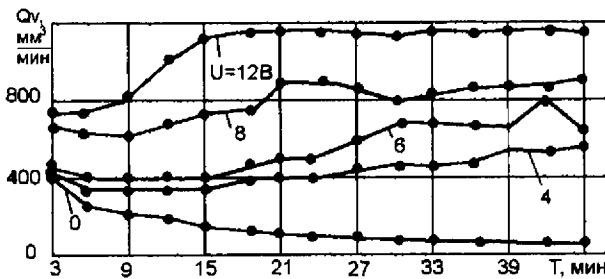


Рис. 1.7. Зависимость производительности обработки твердого сплава совместно со сталью от продолжительности шлифования для различных напряжений U при $F = 2,1 \text{ см}^2$, $v_{кр} = 25 \text{ м/с}$.

тельности, эффект повышения производительности шлифования связан с преобладающим влиянием процесса электроэрозионного разрушения металлической связки и повышенной режущей способностью кругов, что вытекает из расчетной зависимости (1.28).

С увеличением напряжения U при

$\theta_2^0 = \theta_{2\text{пр}}^0 = \text{Const}$ возрастает межэлектродный зазор l и межзеренное пространство круга.

В начальный момент шлифования при $U = 4\text{В}$ и $U = 6\text{В}$ наблюдается некоторое уменьшение производительности за счет более интенсивного затупления круга по сравнению с процессом электроэрозионного разрушения связки. При увеличении напряжения до $U = 12\text{В}$ наблюдается повышение производительности за счет более интенсивного электроэрозионного процесса.

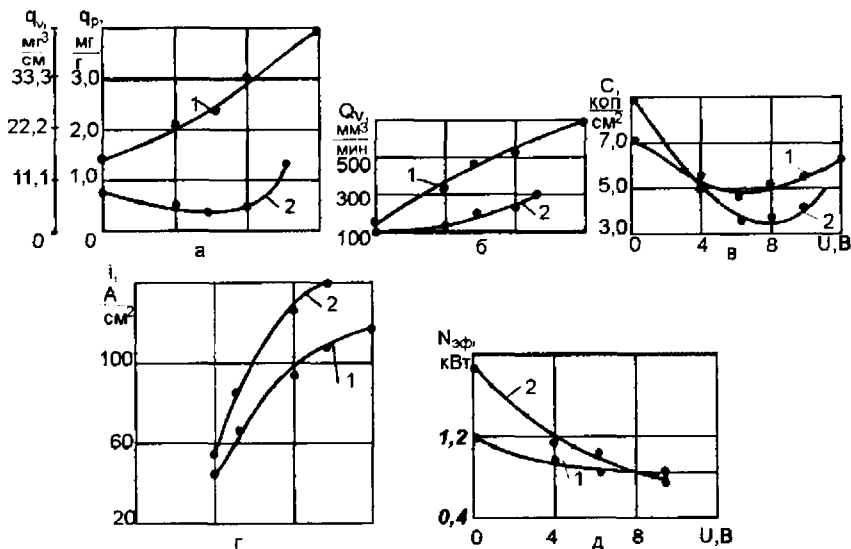


Рис. 1.8. Зависимость удельного расхода алмазов (а), производительности (б), стоимости обработки (в), плотности тока (г) и эффективной мощности (д) от напряжения при обработке сплава ВК8+сталь 45 (при $F = 2,1 \text{ см}^2$, $v_{\text{кр}} = 25 \text{ м/с}$).

На рис.1.8 представлены экспериментальные зависимости различных технологических параметров процесса электрохимического шлифования твердого сплава ВК8 со сталью [3].

Из анализа приведенных данных видно, что наибольший удельный расход алмаза (Рис.1.8,а кривая 1) имеет круг АС4 100/80-100 на связке МО13, а наименьший – АС4 100/80-100 на связке МС2 (Рис.1.8,а кривая 2). Аналогичной закономерности подчиняется зависимость производительности (Рис.1.8,б) и мощности, затрачиваемой на резание (Рис.1.8,д), от напряжения U .

Согласно зависимости (1.28), при $\theta_2^0 = \theta_{2\text{нр}}^0 = \text{Const}$ с увеличением скорости круга величина зазора должна уменьшиться. Исходя из зависимости $S = Q/v_{\text{кр}}$, должна также уменьшиться суммарная площадь среза одновременно работающими зернами S . Следовательно, производительность обработки Q при этом будет зависеть от соотношения параметров l и S .

Экспериментальные данные [3] подтверждают теоретические выводы.

С увеличением скорости круга $v_{\text{кр}}$ производительность незначительно возрастает, а в отдельных случаях незначительно уменьшается.

Незначительное изменение Q мало влияет на изменение интенсивности износа круга.

Расчеты показали, что плотность тока $i = I/S$ в указанном диапазоне скоростей круга изменяется от $i = 10^5$ до 10^6 А/мм².

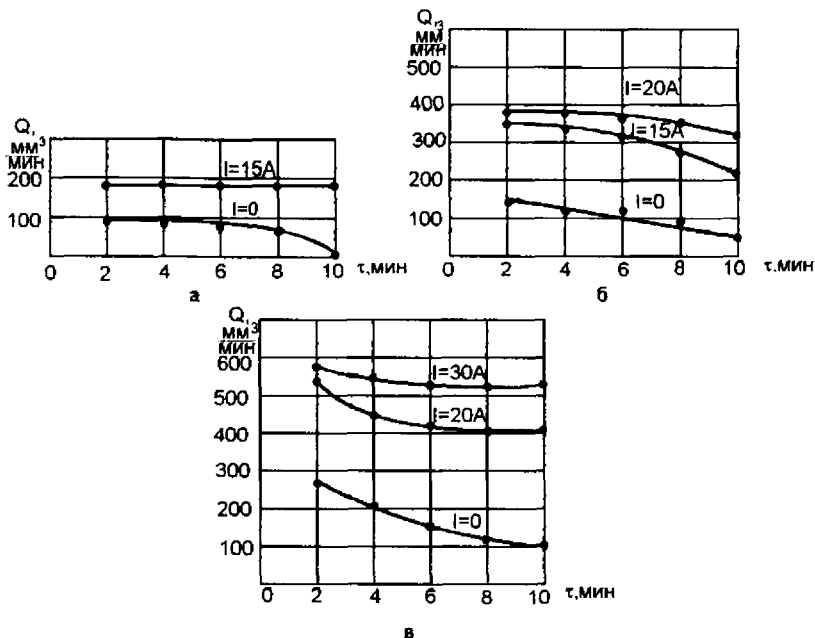


Рис. 1.9. Зависимость производительности обработки от продолжительности шлифования (круг АС6 160/125 М2-01-4, материал ВК15, $v_{\text{кр}} = 23$ м/с, $v_{\text{дет}} = 60$ м/мин, $S_{\text{нр}} = 3$ м/мин):

а) $S_{\text{пл}} = 0,1$ мм/мин; б) $S_{\text{пл}} = 0,2$ мм/мин; в) $S_{\text{пл}} = 0,3$ мм/мин.

Согласно экспериментально приведенным на рис.1.9 [4] данным, плотность тока i для процесса внутреннего алмазного электроэрозионного шлифования твердосплавных деталей изменяется незначительно и составляет: для $S_{\text{пол}} = 0,1$ мм/мин. $I = 15\text{А} - i = 1,1 \cdot 10^5$ А/мм²; для $S_{\text{пол}} = 0,2$ мм/мин, $I = 20\text{А} - i = 10^5$ А/мм²; для $S_{\text{пол}} = 0,3$ мм/мин. $I = 30\text{А} - i = 0,75 \cdot 10^5$ А/мм². С увеличением поперечной подачи $S_{\text{пол}}$ (производительности обработки) плотность тока i незначительно уменьшается.

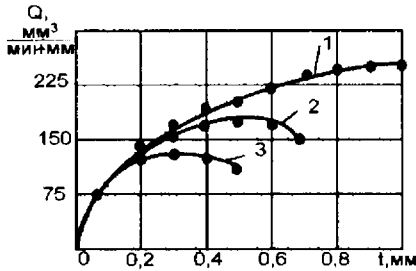


Рис. 1.10. Зависимость производительности обработки Q от глубины шлифования ($\text{круг AC6 250/200 M2-01-4}$, обрабатываемый материал ПГ-10Н-01, $v_{\text{кр}} = 28$ м/с:

1) $I = 75\text{А}$; 2) $I = 48\text{А}$; 3) $I = 34\text{А}$.

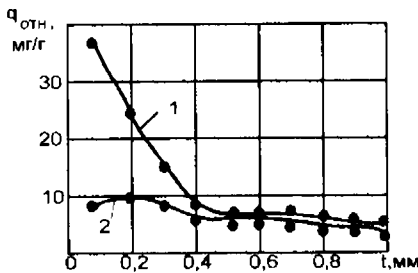


Рис. 1.11. Зависимость относительного расхода алмаза $q_{\text{отн}}$ от глубины шлифования t ($\text{круг AC6 250/200 M2-01-4}$, обрабатываемый материал ПГ-10Н-01, $v_{\text{кр}} = 28$ м/с:

1) $I = 68\text{А}$; 2) $i = 0,6 \cdot 10^5$ А/мм².

ности обработки) плотность тока i незначительно уменьшается.

На рис.1.10 приведены экспериментальные данные, полученные при алмазном электроэрозионном шлифовании высокопрочного покрытия ПГ-10Н-01 (HRC 60). Установлено, что в точках максимальной производительности плотность тока i имеет примерно одинаковую величину. Например, для силы тока $I = 34\text{А} - i = 0,6 \cdot 10^5$ А/мм² (кривая 1), для $I = 48\text{А} - i = 0,6 \cdot 10^5$ А/мм² (кривая 2), для $I = 75\text{А} - i = 0,7 \cdot 10^5$ А/мм² (кривая 3).

Приведенные данные показывают, что существует предельное значение параметра i , при достижении которого, независимо от механических параметров режима шлифования, реализуется максимум производительности обработки. При данной плотности тока устраняется засаливание круга и обеспечивается высокая режущая способность зерен круга.

Влияние глубины шлифования на относительный расход алмаза $q_{\text{отн}}$ при электроэрозионном алмазном шлифовании твердого покрытия ($i = \text{Const}$ и $I = \text{Const}$) показано на рис.1.11.

Установлено, что при малых глубинах шлифования с постоян-

ной силой тока $I = 68 \text{ А}$ за счет интенсивного электроэрозионного воздействия на круг резко возрастает относительный расход алмаза (*кривая 1*).

При шлифовании с постоянной плотностью тока $i \text{ (А/мм}^2\text{)}$ относительный расход алмаза остается неизменным во всем рассматриваемом диапазоне глубин шлифования (*кривая 2*). Приведенные данные показывают, что стабилизировать процесс можно при сохранении постоянной плотности тока ($i = \text{Const}$). Плотность тока при электроэрозионном алмазном шлифовании твердого покрытия ПГ-10Н-01 может быть принята $i = 10^5 \text{ А/мм}^2$.

При заданном значении производительности обработки Q и скорости круга $v_{\text{кр}}$, по зависимости $i = (I/Q) \cdot v_{\text{кр}}$ можно найти силу тока, а по зависимости (1.27) – для заданного значения напряжения U – определить толщину зазора l или, наоборот, для заданного значения зазора l определить напряжение U .

Зная параметры I и U , можно определить мощность силы тока и осуществить выбор источника технологического тока.

1.6. Высокопроизводительное шлифование крупногабаритными алмазными кругами с электроэрозионной правкой

Применение крупногабаритных алмазных кругов на металлической связке (диаметром 500 мм и более) позволяет повысить их режущую способность. Однако крупногабаритные круги при установке их на шпиндель имеют биение 0,6...0,7 мм. Это требует удаления большого объема алмазного слоя. Для этой цели станок для электроэрозионного шлифования необходимо оснастить специальным приспособлением для выведения радиального биения. Основным элементом конструкции является медный катод, перемещающийся по направляющим от ходового винта. В зазор между катодом и режущей поверхностью круга подается технологическая жидкость.

Прямолинейность образующей профиля круга при правке достигается осциллирующим осевым движением катода. В качестве источника импульсного тока рекомендуется использовать генератор типа ШГИ.

Процесс электроэрозионного воздействия на рабочую поверхность круга разделяется на два этапа: черновая правка, при которой удаляется большая часть объема алмазного слоя, и чистовая правка.

При черновой правке плотность тока должна быть максимальной, что достигается одновременным включением всех пяти силовых блоков генератора и снижением частоты и скважности импульсного тока. Рекомендуется использовать частоту импульсов $f = 1 \dots 3 \text{ кГц}$ и скважность $q_n = 1,2 \dots 1,4$, силу тока $I = 80 \text{ А}$.

При чистовой правке необходимо увеличить частоту импульсов $f = 8 \dots 22$ кГц и скважность $q_n = 2,7 \dots 3,0$.

После правки круги, имеющие радиальное биение в пределах 0,01 мм, устойчиво работают. Например, крупногабаритный алмазный круг *1А1 500×25×6×305 АС6 200/160 М2-01*, имеющий биение после правки 0,01 мм, использован при электроэрозионном глубинном шлифовании фаски клапана, восстановленной высокопрочным покрытием *ПГ-10Н-01*. Цикл врезного глубинного шлифования включает врезание круга на полную глубину резания 0,6 ... 0,8 мм и съем всего припуска за один проход.

Автоматизированный цикл осуществляется на модернизированном круглошлифовальном станке модели *МШ-197В*, обеспечивающим скорость детали $v_{дет} = 0,4 \dots 0,6$ м/мин. Непрерывная электроэрозионная правка круга осуществляется на режиме $f = 3$ кГц, $q_n = 1,1 \dots 1,3$, $I = 60-70$ А. В качестве смазочно-охлаждающей жидкости применялся полторапроцентный водный содовый раствор, обеспечивающий антикоррозионную защиту станка.

Круг диаметром 500 мм позволяет обрабатывать до 75 тысяч клапанов. Производительность составляет 300 мм³/(мин·мм) и выше.

Разработанная технология правки и электроэрозионной обработки обеспечивает возможность изготовления деталей из керамики и ферритов кругом $\varnothing 1000$ мм на станке мод *ЗД756* с вращающимся столом.

Разработанная технология внедрена для обработки природных алмазов в бриллианты, заточке стеклорезов из природных алмазов, обработке изделий из стекла и хрусталя, в камнеобработке, инструментальном производстве и т.д.

Для комплектации гаммы переоборудованных под электроэрозионное алмазное шлифование станков разработаны конструкции малогабаритных генераторов импульсного тока.

Генератор формирует прямоугольные силовые импульсы следующим образом: сетевое напряжение (200 В, 50 Гц) понижается силовым трансформатором до величины 50 В и ниже и выпрямляется с последующим сглаживанием.

Выпрямленное напряжение подается на силовые ячейки. На силовых ячейках происходит прерывание тока. В результате формируется импульсное напряжение заданной частоты.

Основные технические характеристики малогабаритного генератора импульсного тока приведены в табл. 1.1.

Таблица 1.1

№ п/п	Наименование показателей	Величина
1.	Напряжение питающей сети, В	$220 \pm 10\%$
2.	Частота питающей сети, Гц	$50 \pm 10\%$
3.	Номинальный средний ток, А	40 ± 5
4.	Фиксированные частоты, кГц	1; 3; 5
5.	Допустимые отклонения частот, %	$\pm 10\%$
6.	Скважность импульсов	1,2; 2,0
7.	Режим работы	длительный
8.	Охлаждение	воздушно-принудительное
9.	Потребляемая мощность, кВт	1,5
10.	Масса, кг	30

1.7. Совершенствование технологии изготовления бриллиантов из природных алмазов

При создании абразивно-алмазного инструмента необходимо обеспечить удержание алмазного зерна в связке с силой, равной прочности его на раздавливание. Суммарная сила резания

$F_1 = \sqrt{F_{z1}^2 + F_{r1}^2} = F_{r1} \sqrt{K_{ш}^2 + 1}$ при $K_{ш} < 0,5$ мало отличается от нормальной составляющей силы резания F_{r1} . Следовательно, зерно в связке должно удерживаться таким образом, чтобы исключить его утопание под действием силы F_{r1} , равной прочности зерна на раздавливание.

Для этого твердость связки, например, по Виккерсу, должна удовлетворять условию

$$HV_{св} = \frac{F_{r1}}{\pi \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot h^2}, \quad (1.33)$$

где h – глубина заделки зерна в связке, м;

2γ – условный угол при вершине зерна.

Очевидно, чем больше твердость связки $HV_{св}$, тем меньше глубина h .

Рассмотрим случай практической реализации данного условия применительно к обработке материалов высокой твердости.

Длительное время процесс огранки бриллиантов из природных алмазов осуществляется с использованием ограночного чугунного диска, шаржированного микропорошком из синтетических алмазов АСН или АСМ зернистостью 7 ... 20 мкм и поверхностной концентрацией алмаз-

ных зерен – 0,0032 кар/см² [25]. Ограночный диск имеет зону шлифования и полирования. Шлифование выполняется с удельным давлением $P_{уд} = 0,25 \dots 0,65$ кгс/мм², а полирование с $P_{уд} = 0,1 \dots 0,25$ кгс/мм².

Недостатком такого инструмента является малое количество зерен, участвующих в резании – 15 ... 20%. Остальные 80 ... 85% зерен в силу слабого удержания их рабочей поверхностью преждевременно выкрашиваются. Это предопределяет низкую стойкость инструмента.

Для повышения прочности удержания зерен, т.е. увеличения глубины h по зависимости (1.33), применяют различные способы "укатки" зерен, однако решить проблему повышения стойкости инструмента таким образом не удается.

Ограночный диск с гальваническим закреплением мелкодисперсных алмазных порошков [21] имеет более высокую прочность удержания зерен. Концентрация алмазного порошка достигает 75% от рабочей площади диска. По сравнению с чугунными дисками ограночный диск с гальваническим покрытием никель-железо обеспечивает повышение стойкости в 4,5 раза, повышение производительности в 1,7 раза.

Дальнейшим этапом совершенствования инструментов для огранки алмазов стало создание специальных алмазных кругов на металлических связках (МН1, МО22) методом порошковой металлургии, детонационного и плазменного напыления [22].

На Полтавском алмазном заводе по данной технологии изготовлены алмазные круги на металлической связке МЗ-04 с характеристиками 6А2 300×60×5×50 АС6 10/7 100%. Для повышения эффективности обработки в состав СОТС вводят алмазный порошок той же зернистости с концентрацией до 35% [22]. Для оценки эффективности технологии шлифования алмазов рассмотрим зависимость (1.33). Силу $F_{г1}$, равную прочности зерна на раздавливание, представим в виде [24]:

$$F_{г1} = \alpha \cdot \bar{X}, \quad (1.34)$$

где α – размерный коэффициент, характеризующий марку алмаза (его прочность);

\bar{X} – зернистость круга, м.

Тогда безразмерный коэффициент $\varepsilon = h/\bar{X}$, определяющий степень заделки зерна в связке, выразится

$$\varepsilon = \sqrt{\frac{\alpha}{\pi \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot HV_{св} \cdot \bar{X}}}. \quad (1.35)$$

С уменьшением зернистости \bar{X} коэффициент ϵ возрастает, т.е. доля выступающей над уровнем связки части зерна уменьшается. Этим объясняется низкая работоспособность мелкозернистых алмазных кругов.

Увеличение твердости связки $HV_{св}$ уменьшает коэффициент ϵ . Однако с применением высокопрочных металлических связок нарушается режим самозатачивания круга.

Следовательно, наиболее эффективным способом обработки бриллиантов является применение мелкозернистых кругов на металлической связке с наличием электроэрозионной правки. Разработанная технология электроэрозионной правки показала высокую эффективность обработки. Обеспечивается точность рабочей поверхности круга в пределах 0,01 мм, устраняется его биение, поддерживается высокая режущая способность круга.

Глава 2

Технологические методы повышения режущей способности кругов и улучшение качества поверхностного слоя

2.1. Влияние строения шлифовальных кругов на их режущую способность

Зависимость интенсивности шлифования от содержания зерна в связке сплошных и прерывистых кругов приведена на рис.2.1.

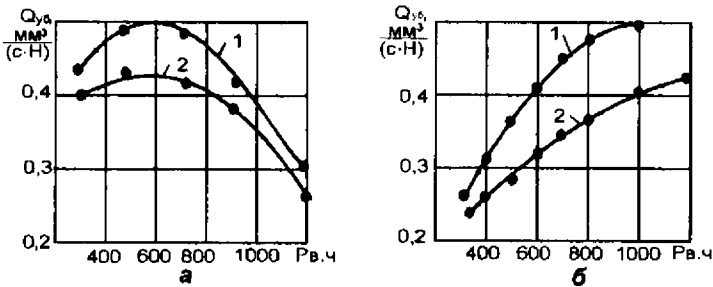


Рис. 2.1. Зависимость интенсивности шлифования от содержания зерна в связке сплошных (а) и прерывистых (б) кругов. $v_{шр} = 23$ м/с, $v_а = 0,1$ м/с, $P_s = 55$ вес.ч., $F_{\gamma} = 7 \cdot 10^{-3}$ Н/м. 1 и 2 зернистости 10 и 12 соответственно.

Сплошные вулканитовые круги 10 и 12 зернистостей (Рис.2.1,а) обеспечивают требуемую шероховатость беговых дорожек подшипников $Ra = 0,8 \dots 1,2$ мкм, имеют максимальную режущую способность при содержании зерна в связке, равном 500 и 650 весовых частей соответственно.

Режущая способность кругов с прерывистой поверхностью с увеличением зерна в связке, наоборот, не уменьшается, а возрастает, достигая максимального значения при 1200 весовых частей.

Глубина внедрения режущих зерен в металл зависит от расстояний между зернами на рабочей поверхности круга.

Максимальные значения глубин ограничиваются прочностью самих зерен, прочностью их удержания в связке и высотой выступа над уровнем связки.

Увеличение глубины внедрения зерен a_z больше предельно допустимой величины приводит к контакту связки с обрабатываемой поверхностью и ухудшению условий размещения стружки. С некоторым допу-

щением можно считать, что при различных глубинах внедрения зерен a_z , радиусах их округления ρ , но при одинаковом отношении этих величин, будут наблюдаться условия подобия микрорезания.

Уменьшение удельной интенсивности шлифования при увеличении зерна в связке от 500 до 1200 весовых частей на 100 весовых частей каучука при обычном шлифовании связано с уменьшением отношения a_z/ρ .

Аналогичные данные были получены при шлифовании твердого сплава T15K6 алмазными кругами АСР 125/100 на связке М5, которые имели различную концентрацию алмазов.

Увеличение концентрации алмазов от 50 до 200% увеличивает удельную работу шлифования на 25-30% (табл. 2.1) [9].

Таблица 2.1.
Зависимость удельной работы шлифования (Дж/мм³)
при $t = 0,06$ мм

Концентрация алмазов, %	Скорость круга, м/с	
	15,7	35
50	71	150
100	100	160
200	105	210

Увеличение скорости круга от 15,7 до 35 м/с при прочих равных условиях шлифования уменьшает в 2,2 раза толщину снимаемого слоя a_z и соответственно отношение a_z/ρ . Удельная работа шлифования возрастает от 1,6 до 2,1 раза.

Экспериментальные данные о влиянии продолжительности обработки на удельную работу шлифования приведены в табл. 2.2.

Таблица 2.2.
Зависимость удельной работы шлифования (Дж/мм³)
от зернистости круга [9].

Зернистость	Число рабочих ходов после правки	
	50	2500
125/100	140	340
100/80	110	320
80/63	120	340

С увеличением продолжительности шлифования рельеф режущей поверхности сглаживается и начинают преобладать процессы трения. За период 2500 двойных ходов стола удельная работа шлифования увеличилась почти в 3 раза.

По мере изменения глубина шлифования оптимальное число зерен в связке, при котором шлифовальный круг обеспечивает наибольшую режущую способность, изменяться в широких пределах. Для вулканитовых кругов существует предельно допустимый диапазон зерна в связке от 400 до 1200 весовых частей на 100 весовых частей каучука. При содержании зерна более чем 1200 весовых частей снижается прочность кругов на разрыв, а при содержании зерна меньше 400 весовых частей на 100 весовых частей каучука круги не сохраняют стабильную форму и размеры при вулканизации.

Оптимальное количество зерна в связке (в весовых частях) при различных глубинах и продольных подачах при шлифовании колец шарикоподшипников из стали ШХ15 представлено в табл. 2.3.

Таблица 2.3.

Оптимальное количество зерен в связке вулканитового круга зернистостью 12 весовых частей на 100 весовых частей каучука.

Прерывистый круг				Сплошной круг			
t, мм	Продольная подача, м/с			t, мм	Продольная подача, м/с		
	0,1	0,15	0,2		0,2	0,25	0,3
0,02	520	650	1050	0,02	320	430	700
0,03	840	850	1180	0,03	500	590	700
0,04	900	1050	1150	0,04	600	700	750
0,06	450	700	750	0,06	220	450	550

С увеличением продольной подачи возрастает величина отношения az/p и соответственно возрастает требуемое число зерен, которое обеспечивает высокую режущую способность.

В рассматриваемом диапазоне изменения глубины шлифования от 20 до 60 мкм оптимальное число зерен сначала возрастает до максимального значения, а затем начинает монотонно убывать.

Приведенные данные в табл. 2.3 показывают целесообразность уменьшения зерна в связке для обычных кругов до 450 ÷ 650 весовых частей на 100 весовых частей каучука, а для кругов с прерывистой рабочей поверхностью – сохранять 1100 ÷ 1200 весовых частей на 100 весовых частей каучука.

Таким образом, для каждого режима шлифования существует конкретная оптимальная рецептура круга. Например, для тонких и более грубых режимов шлифования предпочтительнее применять круги с меньшим содержанием, а для средних режимов ($t = 0,03 \div 0,04$ мм) с большим содержанием зерна в связке.

Шлифовальные круги зернистостью 16 и 25 имеют достаточно большие технологические возможности, но применять их целесообразно только при скоростях круга 60 м/с и выше.

При скоростях круга 60–70 м/с оптимальное количество зерна в связке для обычных кругов зернистостей 16 ÷ 25 равно 400 ÷ 450 весовых частей, а для прерывистых – 600 ÷ 650 весовых частей на 100 весовых частей каучука.

В зависимости от строения керамические шлифовальные круги разделяются на высокопористые, высокоструктурные и крупнопористые. Причем, крупнопористый круг может быть высокоструктурным и высокопористым. Главным признаком высокоструктурного круга является объемное содержание зерна, высокопористого – объемное содержание пор. Главным признаком крупнопористого круга является размер пор по отношению к размеру зерен. Шлифовальные круги, в которых размеры пор в 2 раза больше размера основной фракции зерна, принято считать крупнопористыми.

Высокоструктурные круги по производительности существенно уступают кругам с более плотной упаковкой зерен (кругам низкой структуры).

С увеличением номера структуры керамических кругов уменьшается число режущих зерен и соответственно производительность, но с увеличением расстояния между зёрнами возрастает глубина их внедрения и отношение az/ρ . При этих условиях шлифования происходит своевременное обновление режущего контура круга за счет скалывания режущих зерен и выкрашивания их из связки. Увеличивается продолжительность работы между правками, уменьшается вспомогательное время на правку круга, процесс протекает с меньшей теплонапряженностью. Высокоструктурные круги рекомендуется применять для шлифования деталей из сложнолегированных сталей, предрасположенных к шлифовочным прижогам и трещинам.

Крупнопористые круги имеют более плотную упаковку зерен на рабочих участках круга. Наличие на рабочей поверхности крупных пор создает прерывистость процесса и способствует лучшему размещению стружки. Процесс шлифования протекает с меньшей тепловой напряженностью.

Для создания в структуре круга крупных пор в его рецептуру вводят нефтекокс, например, размером 800–1000 мкм, который является паробразующим элементом. Для упрочнения структуры в рецептуру круга вводится мелкая абразивная фракция.

Например, можно рекомендовать для промышленности крупнопористые круги 24А 25/6М36К5 с размером пор, соизмеримыми с размерами основной фракции зерен (630 ÷ 400 мкм), имеющими в своем составе 96% весовых частей основной фракции зерен 24А25 и 4% мелкой фракции 24А6 и на 11% меньшее количество в весовых частях связки. Введение в рецептуру круга мелкой фракции зерен увеличивает в 4 раза число дополнительных контактов зерен основной фракции.

Такие круги по сравнению с исходными 24A25M36K5 имеют на 20% большую прочность и более высокую производительность.

2.2. Влияние импрегнирования и термообработки на режущую способность кругов

Кривые изменения интенсивности съема металла при шлифовании импрегнированными абразивными кругами 24A25CM2K6 показаны на рис.2.2. В первоначальный момент работы не пропитанного круга после правки (кривая 1) удельный съем металла $Q = 25 \text{ мм}^3/\text{с}$. По мере работы круга интенсивность съема уменьшается до нуля. В этот момент времени мощность затрачивается только на преодоление сил внешнего трения между кругом и обрабатываемым материалом.

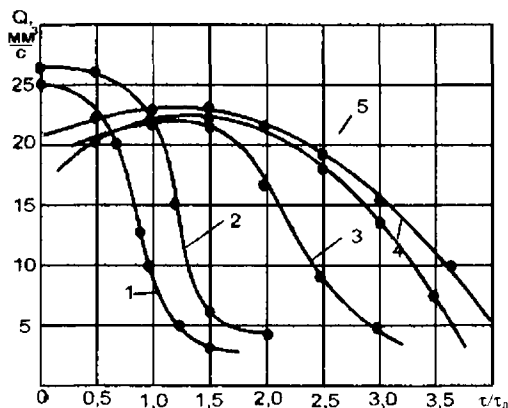


Рис. 2.2. Изменение интенсивности съема материала от времени шлифования абразивным кругом 24A25CM2K6 при:

$F_{\text{Y}} = 30 \text{ Н}$, $v_{\text{кр}} = 25 \text{ м/с}$, τ – время работы до затупления не пропитанного круга.

растанию, а затем стабилизируется. Время работы круга до его затупления возрастает почти в 2 раза (кривая 3).

Введение в состав серосодержащей пропитки – 30% стеарина и 10% стеарата алюминия – приводит к уменьшению периода приработки и увеличению стойкости пропитанного круга на 40-45% по сравнению с кругом, пропитанным только серой (кривая 4). Объясняется это тем, что молекулы высших жирных кислот и их солей являются более подвижны-

Её величина составляет примерно 70 ÷ 75% от суммарной мощности шлифования острым кругом.

Опыты показали, что снижение режущих свойств кругов связано с затуплением абразивных зерен вследствие налипания на них металла.

Обработка кругов в среде жидкого азота (кривая 2) повышает их стойкость на 30-35%.

Введение в поры круга химически активных веществ – серы – изменяет характер его работы. В начальный период работы интенсивность съема материала имеет тенденцию к некоторому воз-

ми по сравнению с молекулами серы и быстрее адсорбируются на контактных поверхностях круга и металла, эффективно воздействуя на процесс трения.

При высоких температурах физическая адсорбция сопровождается химическим воздействием между адсорбированными молекулами жирных кислот и одним из элементов трущейся пары, например, с обрабатываемым металлом с образованием металлических мыл. Последние имеют хорошие антифрикционные свойства и предохраняют абразивные зерна от износа.

Дополнительное введение в состав пропитки, содержащей 50% серы, 30% стеарина и 10 ÷ 15% кислородосодержащего вещества $KMnO_4$ (кривая 5) приводит к еще большему времени приработки пропитанного круга и увеличению его стойкости.

Под действием высоких температур $KMnO_4$ разлагается с выделением атомарного кислорода. Последний, реагируя с сульфидами железа, способствует интенсивному образованию сульфата железа, обладающего хорошими антифрикционными свойствами. Наличие атомарного кислорода приводит к более интенсивному окислению железа. Это в свою очередь, ускоряет процесс образования металлических мыл при взаимодействии стеарина и стеарата алюминия с железом и повышает стойкость шлифовального круга.

Известен так же способ повышения режущей способности абразивных кругов за счет импрегнирования и термообработки. Сущность способа заключается в том, что после импрегнирования круга в водном растворе химических элементов гексаметилентетрамина, борной кислоты и бихромата калия в соотношении 3:1:1 производят термическую обработку при температуре 160 ÷ 180°C в течение 6-8 часов.

Для сравнительной оценки режущей способности обычных и предрывистых кругов шлифовались образцы из стали ШХ15. Результаты исследования представлены в табл. 2.4.

Таблица 2.4.

Режущая способность кругов 24A25CM16K5, мм³/с.

Характеристика круга	Продолжительность шлифования, мин.		
	1	8	16
Обычный, неимпрегнированный круг	6-9	3-4	2-5
Импрегнированный круг	11-13	10-11	9-10

Режущая способность импрегнированных кругов возросла по сравнению с обычными кругами в 2-3 раза.

Лабораторные исследования показали, что режущая способность абразивного круга возрастает, если его подвергнуть сначала импрегни-

рованию составом, состоящим из 10%-ного водного раствора бихромата калия и 5%-ного водного раствора буры с последующим высокотемпературным нагревом до 850-900°C в течение 6 часов.

Режущая способность кругов оценивалась по количеству проходов до появления прижогов при шлифовании стали ШХ15 на режиме $v_{кр} = 35$ м/с, $v_{дет} = 35$ м/с.

В табл. 2.5 представлены результаты испытаний режущей способности обычного и импрегнированного кругов 24A25CM16K5.

Таблица 2.5.

Режущая способность и стойкость кругов.

Характеристика круга	Стойкость до появления прижогов. Количество двойных ходов	Съем металла, мм ³ /с, за 1 проход после шлифования		
		4 мин	8 мин	16 мин
Неимпрегнированный круг	30 -40	15- 20	6-8	4-7
Импрегнированный круг	120-130	25-30	22-26	20-26

Стойкость импрегнированного круга возрастает в 3-4 раза, а режущая способность в 1,5 - 2 раза.

Термодинамические явления в зоне резания, например, в присутствии серосодержащих компонентов импрегнатора, вызывают появление легкоподвижных атомов серы, способных диффундировать в глубинные слои обрабатываемого металла по границам зерен, где наблюдается наибольшая концентрация дефектов решетки. Диффузия атомов серы на границах зерен приводит к разупрочнению поверхности обрабатываемого металла, что облегчает процесс резания металла абразивными зёрнами. При наличии высоких градиентов температур при шлифовании и высоком давлении увеличивается скорость диффузии.

Установлено, что в зависимости от состава смазки содержание серы в поверхностном слое изменяется от 2 до 4% на поверхности и от 0,1 до 1,0% на глубине 10 мкм. Следовательно, серосодержащие импрегнаторы не только осуществляют смазку, но и разупрочняют границы зерен металла. Образование на поверхности детали разупрочненного слоя порядка 5-7 мкм создает благоприятные условия для приработки трущихся деталей в процессе эксплуатации.

Глава 3

Влияние режимов и условий шлифования на качество поверхностного слоя деталей

3.1. Влияние импрегнирования кругов на качество поверхностного слоя деталей

В качестве импрегнаторов применяют графит, дисульфид молибдена, стеарин, парафин, формальдегидные смолы, теллур, криолит, спермацет, ланолин, воск, серу и др. Пропитка абразивных кругов осуществляется путем свободного капиллярного заполнения пор жидкими импрегнирующими составами.

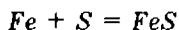
В процессе шлифования в зоне контакта круга с деталью происходит физико-химическое взаимодействие между химически активным веществом и металлом.

Компоненты, входящие в импрегнирующие составы создают на режущих зернах пассивирующие пленки, снижают поверхностную энергию ювенильных поверхностей, уменьшают трение в зоне контакта круга с изделием.

При этих условиях шлифования уменьшаются адгезионные явления, снижается работа диспергирования, уменьшаются силы резания и температура в зоне контакта, улучшается качество поверхностного слоя. Эффективность действия смазочных пленок зависит от прочности их сцепления с поверхностью зерен. Например, серосодержащие смазки с абразивными зёрнами имеют адгезионную связь, так как химическое взаимодействие исключено.

Сульфиды железа имеют в определенных направлениях кристаллической решетки высокую прочность и твердость. Под действием высоких контактных нагрузок они внедряются в поверхность кругов, образуя с ней прочную связь.

Твердые смазочные пленки состоят из химических соединений окиси железа Fe_2O_3 , сульфида железа FeS и сульфата железа $FeSO_4$. Присутствие на поверхности импрегнированного круга $FeSO_4$ объясняется реакцией, протекающей в определенных условиях в зоне шлифования,



Сульфат железа имеет более высокие антифрикционные свойства по сравнению с сульфидом железа [27]. Влияние различных сред на коэффициент трения (при скорости скольжения 1 м/с и давлении 1,2 МПа) показано в табл. 3.1.

Таблица 3.1.

Влияние различных сред на коэффициент трения [27].

Рабочая среда	Коэффициент трения
Паста, содержащая FeS	0,1- 0,6
Паста, содержащая $FeSO_4$	0,05-0,06

Известны и другие импрегнирующие составы, например, на основе дисульфида молибдена MoS_2 и дисульфида вольфрама, которые имеют коэффициент трения меньше, чем сульфид железа.

Поэтому при шлифовании сталей, имеющих в своем составе молибден и вольфрам, эффективность кругов, пропитанных серой, будет повышаться. И наоборот, в сплавах, которые имеют малое количество железа, например, сплав ЮНДК 35 Т5, эффективность серосодержащих импрегнаторов снижается.

В процессе шлифования импрегнированными кругами происходит расслоение, разрушение и восстановление твердых смазочных пленок. Причем, восстановление разрушенных пленок, несмотря на быстротекущие процессы, опережает скорость их разрушения, так как процессы поверхностной миграции молекул при повышенных температурах чрезмерно велики.

Эффективность применения серосодержащих пропиток повышается с формированием твердых смазочных пленок из сульфата железа $FeSO_4$. Поэтому для более интенсивного окисления сульфидов железа FeS необходимо вводить в состав импрегнаторов кислородосодержащие вещества, например, $KMnO_4$, MnO_2 , PbO и др., разлагающиеся при высоких температурах с выделением атомарного кислорода.

Эффективность действия импрегнирующих составов на процесс шлифования в значительной мере зависит от интенсивности химического взаимодействия металла с элементами, входящими в состав импрегнатора.

В связи с тем, что интенсивность химического взаимодействия определяется подвижностью атомов серы, хлора и фосфора, необходимо в импрегнирующие составы помимо химически активных веществ вводить поверхностноактивные вещества, которые имеют значительно большую подвижность молекул. К их числу можно отнести стеариновую и олеиновую кислоты, стеараты металлов и др.

При шлифовании сталей на основе железа рекомендуется применять импрегнирующий состав, содержащий в весовых единицах стеарат алюминия $5 \div 6\%$, перманганат калия $5 \div 10\%$, серу $60 \div 65\%$ и остальное – стеариновую кислоту.

Процесс шлифования кругами, пропитанными этим составом, протекает при значительно меньших энергозатратах, уменьшается темпера-

тура в зоне контакта, уменьшается вероятность появления трещин и шлифовочных прижогов, увеличивается съем металла.

Импрегнирующий состав данной рецептуры для операций шлифования без охлаждения, например, при шлифовании зубчатых колес на станках 5851, 5853, МААГ не рекомендуется, так как процесс обработки сопровождается выделением токсичного газа (SO_2).

Для данных операций рекомендуется применять импрегнаторы составов, содержащих в весовых единицах стеарат алюминия $25 \div 30\%$, перманганат калия $5 \div 6\%$, серу $25 \div 30\%$, хлорид калия $15 \div 20\%$ и остальное – стеариновую кислоту.

Импрегнатор указанного состава изготавливают в виде цилиндрических брикетов. В расплав стеариновой кислоты и стеарата алюминия засыпают мелкодисперсный порошок серы, перманганата калия и хлорида калия. Полученную смесь выливают в специальную форму, где она застывает.

Нанесение импрегнатора на круг осуществляется контактным методом. Под воздействием высоких температур и давлений в зоне контакта круга с заготовкой разлагается хлорид калия. Свободные атомы хлора вступают во взаимодействие со стружкой и с поверхностью обрабатываемого материала, а атомы калия взаимодействуют со стеариновой кислотой.

Продуктами этих взаимодействий являются хлориды железа и калиевое мыло стеариновой кислоты.

Пленка хлорида железа, образующаяся на абразивных зернах, обладает хорошими антифрикционными свойствами и препятствует налипанию металла на зерно, увеличивая тем самым работоспособность круга. Калиевое мыло, обладающее хорошими смазывающими свойствами, уменьшает трение, снижая температуру в зоне контакта.

3.2. Влияние режимов и условий шлифования зубчатых колес на качество поверхностного слоя зубьев

3.2.1. Качество поверхности при шлифовании зубчатых колес конусным кругом

На зубошлифовальных станках, работающих конусным кругом, скорость перемещения теплового источника (круга вдоль зуба) изменяется по синусоидальному закону. На середине зуба скорость максимальна, а в конце хода равна нулю.

Обратно пропорционально скорости перемещения теплового источника изменяется время воздействия тепла на поверхность детали.

Температура поверхности и распределение температуры по глубине существенно зависят от скорости продольного перемещения штосселя зубошлифовального станка 5831, НАИЛС. При постоянной плотности

теплового потока с увеличением скорости происходит уменьшение максимальной температуры. В этом случае зависимостью температуры от скорости определяется функцией вида $\theta = C \cdot v^{-1/2}$. Следует учесть, что с изменением скорости изменяется мощность, затрачиваемая на резание $N = C_1 \cdot v^{1/2}$. В заключении можно утверждать, что если плотность теплового потока пропорциональна скорости в степени α_1 , $q = C \cdot v^{\alpha_1}$, то возможны три различных случая:

1. Если $\alpha_1 > 1/2$, температура поверхности с увеличением скорости будет возрастать.
2. Если $\alpha_1 < 1/2$, температура поверхности с увеличением скорости будет убывать.
3. Если $\alpha_1 = 1/2$, температура поверхности не зависит от скорости.

Сочетание возвратно-поступательного движения конусного шлифовального круга вдоль зуба с обкаточным движением колеса вызывает появление на боковых поверхностях зубьев огранки. Ширина огранки увеличивается от ножки к головке зуба. С ростом ширины огранки и площади контакта уменьшается интенсивность теплового потока.

Неравномерная теплонапряженность процесса шлифования по длине зуба колеса вызывает различные структурные изменения. На боковых поверхностях зубьев выявлены полосчатые прижоги.

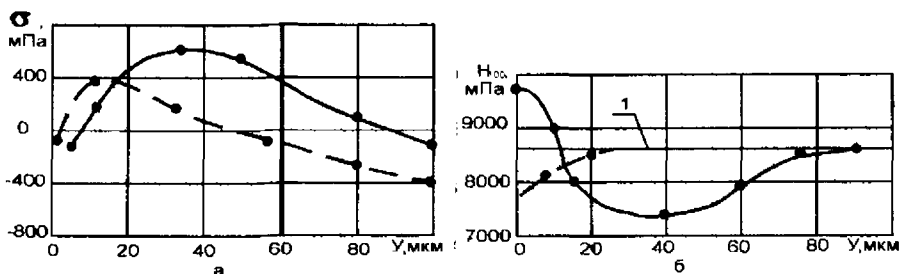


Рис. 3.1. Эпюры распределения остаточных напряжений по глубине и кривые изменения микротвёрдости после шлифования зубьев шестерен (контурные линии – шлифование сплошным кругом, пунктирные – прерывистым). Кривая 1 – исходная твердость шлифования.

Для изучения технологических возможностей процесса прерывистого шлифования шлифовались зубчатые колеса: $m = 5,0$ мм, $z = 38$, $B = 80$ мм из стали 20ХН3А обычным и прерывистым ($l = 85$ мм, $b = 13$ мм) кругами 24А25СМГК5. На рис.3.1 представлены эпюры-распределения напряжений и кривые изменения микротвердости по глубине поверхностного слоя. После шлифования зубчатого венца сплошным кругом с кру-

говой подачей 8,7 мм/с, $t = 0,15$ мм, $n = 50$ ход/мин в тонком поверхностном слое возникают вторично-закаленные структуры с твердостью $H_{100} = 9600-9700$ МПа. На глубине 40 мкм микротвердость снижается до $H_{100} = 7660$ МПа. Отпущенная зона распространяется до глубины 60-80 мкм. Максимальные растягивающие напряжения порядка $\sigma = 500-600$ МПа залегают на глубине 30-40 мкм.

После шлифования прерывистым кругом (пунктирные кривые) на поверхности выявлено незначительное снижение микротвердости по отношению к исходной до шлифования.

На боковых поверхностях зубьев после шлифования на различных режимах холодным травлением в 10%-ном растворе азотной кислоты в этиловом спирте выявлялись шлифовочные прижоги. Результаты травления представлены в табл. 3.2.

Таблица 3.2.

№ п/п	Режимы шлифования			Наличие прижога	
	S , мм/с	n , ход/мин	t , мм	обычный круг	прерывистый круг
1	2	3	5	6	7
1	8,75	140	0,15	есть	нет
2	8,75	50	0,15	есть	есть
3	3,53	50	0,15	есть	нет
4	3,53	50	0,05	есть	нет
5	3,53	140	0,05	нет	нет
6	8,75	140	0,05	нет	нет
7	3,53	140	0,015	есть	нет
8	8,75	50	0,05	есть	нет
9	6,10	100	0,10	нет	нет

Из приведенных в таблице экспериментальных данных видна четкая закономерная связь режимов шлифования с качеством поверхностного слоя. После шлифования зубьев колес кругом с прерывистой рабочей поверхностью прижоги были обнаружены только на зубьях, шлифованных на режиме: $S = 8,75$ мм/с, $n = 50$ ход/мин, $t = 0,15$ мм.

Просматривается влияние скорости перемещения теплового источника и интенсивности теплового потока на появление прижогов. Из сопоставления 4-го и 5-го режимов шлифования видно, что при шлифовании зубьев с глубиной резания $t = 0,05$ мм, но с различной скоростью перемещения теплового источника изменяется состояние качества поверхностного слоя.

Например, после шлифования зубчатого колеса с числом двойных ходов штосселя $n = 50$ ход/мм холодным травлением в 10%-ном растворе

азотной кислоты в этиловом спирте на боковых поверхностях зубьев выявлены прижоги.

После шлифования зубьев с числом двойных ходов штосселя $n = 140$ – прижоги не обнаружены.

Из анализа экспериментальных данных видна четкая закономерная связь режимов шлифования с качеством поверхностного слоя. После шлифования зубьев кругами с прерывистой рабочей ($l_1 = 85$ мм, $l_2 = 13$ мм) прижоги были обнаружены на зубьях, шлифованных только на одном режиме: $S = 8,75$ мм/с, $n = 50$ ход/мин, $t = 0,15$ мм.

3.2.2. Качество поверхности при шлифовании спирально-конических зубчатых колес

Спирально-конические зубчатые колеса силовых и кинематических передач шлифуют на станках 5872, 5A872 чашечным кругом. После шлифования на боковых поверхностях зубьев часто возникают прижоги и трещины. Применение кругов с прерывистой рабочей поверхностью (сегментных головок) расширяет технологические возможности процесса.

Прерывистое шлифование позволяет производить обработку спирально-конических зубчатых колес с глубинами резания в 2–2,5 раза большими по сравнению со шлифованием обычными чашечными кругами.

Кроме того, сегменты можно изготавливать с высоким содержанием основной фракции зерен, без примесей и загрязнений и производить подбор комплекта сегментов одинаковой твердости и плотности. При этом расход абразивного материала сокращается до 30%.

Представляется возможным в сегментной головке устанавливать сегменты разных зернистостей. Крупнозернистые сегменты увеличивают съем материала, а мелкозернистые – уменьшают высоту шероховатостей.

Для сравнительной оценки эффективности применения сегментных головок производилась специальная серия опытов. Зубчатые колеса с круговым зубом ($m = 6$ мм, $z = 28$) шлифовались на станке 5A872 сплошным чашечным кругом 24A25M3Б и сегментной головкой на режимах: $v_{кр} = 18$ м/с, круговая подача $S_{кр} = 7,5$ с/зуб, глубина резания $t_1 = 0,015$ мм, $t_2 = 0,03$ мм, $t_3 = 0,05$ мм.

Установлено, что после шлифования спирально-конической шестерни чашечным кругом в интервале изменения глубин шлифования от $t = 0,015$ мм до $t = 0,05$ мм степень отпуска слоев металла, залегающих на глубине 0,05 мм от поверхности, возрастает от 12 до 32%. После шлифования сегментной головкой в аналогичных условиях степень отпуска изменяется от 5 до 14%. Исследование и заводской опыт показывают,

что сегментные головки работают в режиме самозатачивания, улучшают условия подачи смазочно-охлаждающей жидкости в зону резания.

3.3. Влияние режимов и условий шлифования штампов на качество поверхностного слоя

Вырубные штампы изготавливаются из высокохромистых сталей X12M, X12Ф, обладающих высокой износостойкостью.

Однако наряду с достоинствами высокохромистые стали имеют низкую ударную вязкость и плохую обрабатываемость шлифованием. После шлифования часто на рабочих поверхностях возникает сетка шлифовочных трещин.

На режущих кромках твердость снижается на 5-7 единиц шкалы HRC по отношению к исходной до шлифования HRC 60-62.

Прерывистое шлифование уменьшает вероятность появления шлифовочных дефектов.

Для подтверждения проводились сравнительные исследования. На станке 3Г71 шлифовались плоские образцы из стали X12M обычным и прерывистым ($l_1 = 40$ мм, $l_2 = 15$ мм) кругами 24A25CM2K5.

После шлифования сплошным кругом с глубиной резания $t = 0,02$ мм на кромке при выходе шлифовального круга, которая является адиабатической стенкой, преграждающей свободному распространению тепла в направлении вектора скорости движения детали, твердость снижается на 1000-1500 МПа шкалы H_{100} по отношению к исходной до шлифования $H_{100} = 7700-8000$ МПа.

С увеличением глубины шлифования до 0,04-0,05 мм на поверхности появляется вторично-закаленный слой с твердостью $H_{100} = 8100$ МПа и повышенным до 38-40% содержанием аустенита. В слоях, залегающих на глубине 30-50 мкм, микротвердость снижается до $H_{100} = 5800-8000$ МПа при исходной микротвердости $H_{100} = 8000$ МПа.

На образцах, шлифованных прерывистым кругом на режиме: $v_{кр} = 30$ м/с, $v_{дет} = 0,17$ м/с, $t = 0,02$ мм, в поверхностном слое структурных изменений не обнаружено. С увеличением глубины шлифования до $t = 0,06$ мм в тонком поверхностном слое появляются отпущенные тростито-сорбитные структуры. Их твердость снижается по отношению к исходной на 500-700 МПа.

Глубина залегания отпущенных структур в 2-3 раза меньше по сравнению со сплошным шлифованием.

3.4. Влияние режимов и условий заточки фасонных фрез на качество поверхности

Оценка эффективности применения прерывистых кругов при заточке фасонных фрез производилась экспериментально.

Фасонные фрезы из стали *P9K10* затачивались обычным *24A25M3K6* и прерывистым ($l_1 = 45$ мм, $l_2 = 10$ мм) кругами *24A25CM2K6 2T175×20×32* на режиме: $n_{шп} = 1600$ об/мин, продольная подача 0,2 м/с, поперечная подача 0,01-0,015 мм/дв.ход с последующим выхаживанием без охлаждения.

Стойкостные испытания фрез, заточенных обычным и прерывистым кругами, проводились в производственных условиях при фрезеровании замка турбинных лопаток. Стойкость фрез оценивалась по величине износа задней поверхности зубьев, а так же по количеству обработанных деталей.

Таблица 3.3.

Результаты стойкостных испытаний фрез.

Способ заточки	Количество обработанных деталей	Износ по задней поверхности, мм	Шероховатость, мкм
Сплошной круг <i>24A25M3K6</i>	18	0,3	2,0 - 2,5
Прерывистый круг <i>24A25CM2K6</i>	22	0,3	2,0 - 2,5

Стойкость фрез, заточенных прерывистым кругом, на 18-20% выше стойкости фрез, заточенных сплошным кругом. Геометрическая точность и шероховатость поверхностей, обработанных фрезами, заточенными прерывистыми кругами, отвечает требованиям чертежа и технологии. Повышение стойкости фрез объясняется улучшением физико-механических свойств поверхностного слоя материала зубьев фрезы.

Глава 4

Шлифование резьбы метчиков кругами из кубонита

Кубический нитрид бора по своим физико-механическим свойствам превосходит абразивные материалы (электрокорунд и карбид кремния). Он отличается высокой твердостью, теплостойкостью, химической инертностью и другими положительными свойствами. В отличие от алмаза, состоящего из одного элемента (углерода), кубический нитрид бора (*КНБ*) представляет собой соединения двух химических элементов — бора *B* (43,6% по весу) и азота *N* (56,4% по весу). Кубический нитрид бора *BN* имеет кристаллическую решетку почти с таким же строением и параметрами как алмаз, с той лишь разницей, что минимальное расстояние решетки *КНБ* несколько больше, чем алмаза, а именно:

3,615 Å (вместо 3,567 Å). Зерна кубического нитрида бора разнообразны по форме, размерам и окраске. Они имеют искаженную изометрическую форму или в виде двойниковых срастаний. *КНБ* является вторым по твердости материалом (92500 МПа) после алмаза (100000 МПа). Благодаря высокой твердости, *КНБ* обладает уникальными абразивными свойствами и значительно превосходит по износостойкости абразивные материалы: электрокорунд (Al_2O_3) и карбид кремния (SiC), которые имеют твердость 23100 МПа и 31000 МПа соответственно.

Плотность *КНБ*, равная 3,44–3,49 г/см³, близка к плотности алмаза — 3,43–3,59 г/см³. Весьма важным достоинством *КНБ* является высокая его теплостойкость. Он не теряет своих режущих свойств при температуре 1200°C, в то время как алмаз при температуре 800°C сгорает. Из-за инертности *КНБ* к железу при шлифовании кубонитовыми кругами уменьшается диффузионный и адгезионный износ зерен, исключается схватывание, уменьшаются силы и температура резания, предотвращается засаливание круга. Зерна *КНБ* выгодно отличаются от обычных абразивных материалов по своей геометрической форме. По сравнению с зернами из электрокорунда они имеют меньшие радиусы округления ρ и углы заострения режущих кромок. Агрегатное строение зерен увеличивает число режущих кромок и способствует по мере их износа постоянному обновлению. Зерна *КНБ* обладают малой анизотропией механических свойств.

Металлизация зерен предохраняет их от раскалывания и выкрашивания и обеспечивает лучшее удержание их связкой.

В зависимости от исходного материала, параметров синтеза, состава растворителя и различных добавок физико-механические и эксплуата-

тационные свойства КНБ изменяются. Синтезируемый различными фирмами КНБ выпускается на рынок под различными торговыми марками, например, фирмой "Дженерал Электрик" – борозон, заводом Института Сверхтвердых Материалов Национальной Академии Наук Украины – кубонит марок КО и КР. Ленинградским абразивным заводом "Ильич" – эльбор.

Боле прочный кубический нитрид бора марки КР предназначается для изготовления кругов на металлических и керамических связках, менее прочный – КО – для кругов на органических связках.

4.1. Влияние износа вершины круга на точность резьбы метчиков

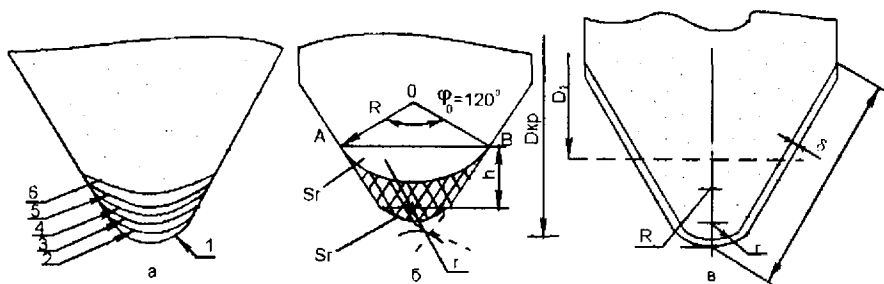


Рис. 4.1. Профиль впадины резьбы метчиков после правки круга (кривая 1) и после шлифования 100, 300, 600, 1000, 1500 метчиков (кривые 2, 3, 4, 5, 6) соответственно (а).

Площадь изношенной части круга у вершины (б).

Схема удаления слоев при правке круга (в).

При шлифовании резьбы метчиков прямолинейные участки профиля круга почти не изменяются, но вместе с тем отчетливо наблюдается увеличение радиуса закругления вершины круга. На рис.4.1,а представлены профили впадин резьбы метчиков М8 и радиуса r вершин кубонитового круга после: правки круга (профиль 1) и после шлифования 100, 300, 600, 1000 и 1500 метчиков (кривые 2, 3, 4, 5, 6) соответственно кругом 2П350×60°-ЗР 100/80-М1-150 на режиме $v_{кр} = 36,8$ м/с, $v_{двт} = 0,6$ м/мин, $t = 0,1$ мм, СОЖ – сульфофрезол.

Радиус вершины круга r увеличивается от 0,045 до 0,055 мм после шлифования 100 метчиков и до 0,1 мм после шлифования 1500 метчиков.

Объем изношенной части вершины шлифовального круга определяется исходя из следующей расчетной схемы, рис.4.1,б. Площадь изношенной части круга у вершины равна алгебраической сумме площадей трапеции ABCD и сегментов, образованных радиусами r и R

$$S_{\text{изн}} = S_{\text{март ABCD}} + S_r - S_R, \quad (4.1)$$

$$S_{\text{март ABCD}} = \frac{2 \cdot R \cdot \cos \frac{\varphi}{2} + 2 \cdot r \cdot \cos \frac{\varphi}{2}}{2} \cdot \frac{(R - r) \cdot \cos^2 \frac{\varphi}{2}}{\sin \frac{\varphi}{2}} =$$

$$= \frac{(R^2 - r^2) \cdot \cos^3 \frac{\varphi}{2}}{\sin \frac{\varphi}{2}}. \quad (4.2)$$

Площади сегментов

$$S_r = \frac{r^2}{2} \cdot \left(\frac{\pi}{180} \cdot \varphi^\circ - \sin \varphi \right),$$

$$S_R = \frac{R^2}{2} \cdot \left(\frac{\pi}{180} \cdot \varphi^\circ - \sin \varphi \right). \quad (4.3)$$

Суммарная площадь износа после подстановки (4.2) и (4.3) в уравнение (4.1) и некоторых преобразований, будет иметь вид

$$S_{\text{изн}} = (R^2 - r^2) \cdot \left(\operatorname{ctg} \frac{\varphi}{2} - \frac{1}{2} \cdot \frac{\pi \cdot \varphi^\circ}{180^\circ} \right). \quad (4.4)$$

Объем изношенной части круга:

$$V = \pi \cdot D_{\text{кр}} \cdot S_{\text{изн}} = \pi \cdot D_{\text{кр}} \cdot (R^2 - r^2) \cdot \left(\operatorname{ctg} \frac{\varphi}{2} - \frac{1}{2} \cdot \frac{\pi \cdot \varphi^\circ}{180^\circ} \right), \quad (4.5)$$

где $D_{\text{кр}}$ — диаметр шлифовального круга.

Весовой расход кубонита изношенной части круга определяется

$$G = \pi \cdot D_{\text{кр}} \cdot \gamma \cdot K \cdot (R^2 - r^2) \cdot \left(\operatorname{ctg} \frac{\varphi}{2} - \frac{1}{2} \cdot \frac{\pi \cdot \varphi^\circ}{180^\circ} \right), \quad (4.6)$$

где γ — удельный вес кубонита, $\gamma = 3,45 \text{ г/см}^3$,

K — коэффициент объемного содержания кубонита в круге.

Например, для круга 150% концентрации $K = 37,5\%$.

Для резбошлифовального кубонитового круга с углом $\varphi = 60^\circ$ ве-
совой расход определяется из выражения

$$G = 995 \cdot (R^2 - r^2), \text{ мг.} \quad (4.7)$$

Проведенные расчеты весового расхода кубонита показали, что величина расхода кубонита при шлифовании не превышает 0,1 мг/г. Основной расход кубонита относится на правку круга по боковым поверхностям до образования начального радиуса при вершине. При этом расход кубонита в десятки раз превышает его величину при шлифовании.

Правка круга осуществляется по боковым его поверхностям (Рис.4.1.в). Срезается слой кубонита на длине l , глубиной δ .

Глубина слоя, снимаемая при правке, определяется из выражения

$$S = \frac{R - r}{2}, \text{ мм.} \quad (4.8)$$

Площадь кубонита, срезаемого с боковой поверхности круга, определяется из выражения

$$S_1 = \frac{l + \left(l - 2 \cdot \delta \cdot \text{ctg} \frac{\varphi}{2} \right)}{2}. \quad (4.9)$$

Объем срезаемого слоя с боковых поверхностей равен

$$V = \pi \cdot D_1 \cdot 2 \cdot S_1 = \pi \cdot D_1 \cdot \left(l - \frac{R - r}{2} \cdot \text{ctg} \frac{\varphi}{2} \right) \cdot (R - r). \quad (4.10)$$

Весовой расход кубонита при правке

$$G = \pi \cdot D_1 \cdot \left(l - \frac{R - r}{2} \cdot \text{ctg} \frac{\varphi}{2} \right) \cdot (R - r) \cdot 0,375 \cdot 3,45. \quad (4.11)$$

При диаметре круга $D_{KP} = 350$ мм, высоте кубонитового слоя 10 мм, угле профиля $\varphi = 60^\circ$, $D_1 = 340$ мм, $l = 6$ мм весовой расход кубонита при правке будет равен

$$G = 8400 \cdot (R - r), \text{ мг.}$$

4.2. Силы резания при шлифовании резьбы кубонитовым кругом

Силы резания F_z и F_y определялись с помощью динамометра, представляющего собой тензометрический задний центр с проволочными датчиками сопротивления.

Исследование проводилось при чистовом резьбошлифовании метчиков М16. Припуск по среднему диаметру составил 0,18 мм. Предварительная обработка метчиков производилась многониточным электрокорундовым кругом ПП400×20×203 24А4-6С1К за один проход на станке фирмы "Линдер" при скорости круга $v_{кр} = 31$ м/с и скорости детали $v_{дет} = 1,0$ м/мин.

Окончательная обработка производилась кубонитовым кругом повышенной прочности КР 63/50М1-150⁰ на станке "Эксцелло" при различных режимах:

1. $v_{дет} = 1,04$ м/мин, $t = 0,1$ мм, $v_{кр} = 29,2; 36,8; 43,9; 48,7$ м/с.
2. $v_{кр} = 43,9$ м/с, $t = 0,1$ мм, $v_{дет} = 0,47; 0,85; 1,04; 1,26; 1,5$ м/мин.
3. $v_{кр} = 43,9$ м/с, $v_{дет} = 1,04$ м/мин, $t = 0,05; 0,1; 0,15; 0,2$ и $0,25$ мм.

В качестве охлаждающей жидкости применяется сульфозфрезол с расходом 5-6 л/мин.

Величины составляющих силы резания F_Y и F_Z при резьбошлифовании метчиков М16 кругом КР 63/50 МТ-150⁰ приведены в таблице 4.1 ($v_{кр} = 43,9$ м/с, $v_{дет} = 1,04$ м/мин)

Таблица 4.1.

Составляющие силы резания, Н	Глубина шлифования, мм				
	0,05	0,1	0,15	0,2	0,25
F_Z	6,0	8,0	10,0	11,0	14,0
F_Y	22	34	40,0	47,0	53,0

4.3 Температурное поле при шлифовании резьбы метчиков

При шлифовании резьбы метчиков тепловой источник перемещается по клиновидной детали с углом раствора 60° (Рис.4.2). Температурное поле в клине в области близкой к ребру существенно отличается от температурного поля массивной детали.

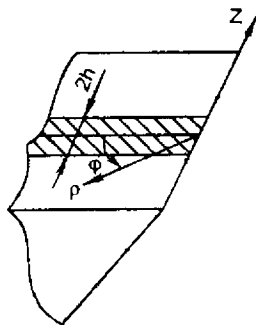


Рис. 4.2. Тепловая расчетная схема.

Учитывая, что нагрев при шлифовании существенно влияет на стойкость инструмента, исследование закономерностей распространения тепла в клине, особенно в области близкой к ребру, является важной задачей.

При исследовании температурного поля примем следующую тепловую схему. По одной из граней бесконечно длинного клина в положительном направлении оси z с постоянной скоростью v движет-

ся полосовой источник шириной $2 \cdot h$. Интенсивность теплового потока постоянна по всей поверхности источника и равна q . Будем считать, что угол раствора клина равен $\alpha = \pi/m$, где m – целое число, а грани клина – не пропускают тепло.

В цилиндрической системе координат температурное поле описывается дифференциальным уравнением

$$\frac{\partial \theta}{\partial \tau} = a \cdot \left(\frac{\partial^2 \theta}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \cdot \frac{\partial \theta}{\partial r} + \frac{1}{r^2} \cdot \frac{\partial^2 \theta}{\partial \varphi^2} + \frac{\partial^2 \theta}{\partial z^2} \right) + v \cdot \frac{\partial \theta}{\partial z}. \quad (4.12)$$

Краевые условия:

$$\left. \begin{aligned} \theta \Big|_{r=0} = 0; \quad \lambda \cdot \frac{\partial \theta}{\partial r} \Big|_{|z|=h}^{\varphi=0} = q = const, \\ \frac{\partial \theta}{\partial \varphi} \Big|_{|z|=h}^{\varphi=0} = \frac{\partial \theta}{\partial \varphi} \Big|_{\varphi=\alpha} = 0. \end{aligned} \right\}. \quad (4.13)$$

Дифференциальное уравнение решается методом источников в совокупности с методом изображений. Метод источников основывается на следующем положении.

Температурное поле, возникающее в теплопроводном теле под действием источника тепла любой формы (движущегося или стационарного, действующего временно или непрерывно), можно получить как результат той или иной комбинации температурных полей, возникающих под действием системы точечных мгновенных источников. Метод изображений состоит в том, что процесс распространения тепла от рассматриваемого источника в ограниченном теле представляется как часть процесса в неограниченном теплопроводящем теле. При этом вводятся (по законам геометрической симметрии) дополнительные (фиктивные) источники, оказывающие на весь процесс распространения тепла такое же действие, как и теплообмен на поверхностях, ограничивающих тело. Возникающие при этом тепловые поля находятся по правилу наложения, т.е. суммированием полей, вызванных действием реальных и отраженных источников.

Правила наложения полей действующих и отраженных источников сохраняются для тел любой формы, граничные поверхности которых так или иначе обмениваются теплотой с окружающей средой.

Например, рассмотрим процесс распределения тепла в клине с углом раствора $\alpha=60^\circ$ (Рис.4.3), ограниченном не теплопроводящими плоскостями от действия точечного источника интенсивностью q_0 . Источник находится внутри клина в точке P_0 с координатами r и φ . Чтобы

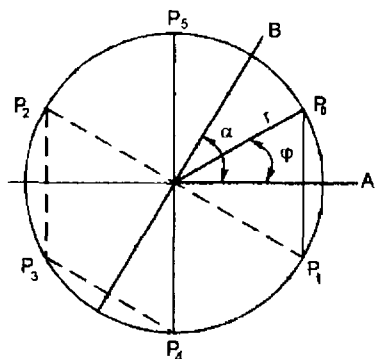


Рис. 4.3. Схема расположения тепловых источников.

Точка P_5 совпадает с изображением точки P_0 относительно плоскости OB . Следовательно, все фиктивные источники вместе с источником q_0 дадут нулевой тепловой поток через плоскости OA и OB , расположенные под углом $\alpha = 60^\circ$.

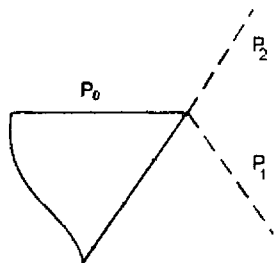


Рис. 4.4. Расчетная схема температурного поля в клине с углом раствора 60° .

Если на одной из граней клина в точке P_0 с координатами r, z' (Рис.4.4) поместить тепловой источник, то распределение температуры в теплопроводящем теле в подвижной системе координат будет описываться функцией источника (функцией Грина)

$$\theta = \frac{Q}{c \cdot \gamma \cdot (4 \cdot \pi \cdot a \cdot \tau)^{3/2}} \times \exp \left[- \frac{r^2 - r'^2 - 2 \cdot r \cdot r' \cdot \cos \varphi + (z + z' + v \cdot \tau)^2}{4 \cdot a \cdot \tau} \right], \quad (4.15)$$

тепловой поток от источника не прошел через поверхность OA , поместим фиктивный источник такой же мощности в точку P_1 , которая является изображением точки P_0 относительно плоскости OA . Чтобы учесть влияние границы $\pi/3$ на тепловой поток, созданный источником, помещенным в точку P_1 , необходимо поместить источник единичной мощности в точку P_2 , являющийся изображением P_1 в плоскости $\pi/3$. Аналогично рассуждая, найдем

для сохранения условий адиабатичности положение остальных фиктивных источников.

Для клина действующий и отраженный источники будут располагаться на цилиндре радиуса r с осью, находящейся на ребре клина, рис.4.4.

Количество отраженных источников можно рассчитывать по формуле

$$m = \frac{360}{\alpha} - 1. \quad (4.14)$$

Эта формула является общей для разных случаев.

Если на одной из граней клина в точке P_0 с координатами r, z' (Рис.4.4) поместить тепловой источник, то распределение температуры в теплопроводящем теле в подвижной системе координат будет описываться функцией источника (функцией Грина)

где r' – полярная координата элементарного источника:

r, φ – полярные координаты точек температурного поля.

Методом изображений найдем такое расположение источников, которое обеспечило бы нулевой поток через грани клина и постоянный тепловой поток в области источника, т.е. которое удовлетворяло бы краевым условиям (4.13). Для учета влияния границы $\varphi = 0$, не пропускающей тепло, необходимо удвоить мощность источника и сделать ее равной $2 \cdot Q$. Чтобы учесть влияние не пропускающей тепла границы $\varphi = \pi/3$, необходимо поместить источник интенсивности $2 \cdot Q$ в точку P_1

с координатами $r', z', \frac{2\pi}{3}$. Эта точка является зеркальным изображением точки P_0 в плоскости $\varphi = \pi/3$. Чтобы учесть влияние границы $\varphi = 0$ на тепловой поток, созданный источником мощностью $2 \cdot Q$, помещенным в точку P_1 , необходимо поместить источник, равный мощности $2 \cdot Q$, в точку P_2 , который является изображением источника P_1 в плоскости $\varphi = 0$.

На этом цикл изображений завершится (Рис.4.4) и температурное поле в клине с углом раствора 60° , созданное мгновенным источником, будет описываться выражением

$$\theta = \sum_{n=0}^2 \frac{2 \cdot Q}{c \cdot \gamma \cdot (4 \cdot \pi \cdot a \cdot \tau)^{3/2}} \times \exp \left[- \frac{r^2 - r'^2 - 2 \cdot r \cdot r' \cdot \cos \left(\varphi - \frac{2\pi}{3} \cdot n \right) + (z - z' + v \cdot \tau)^2}{4 \cdot a \cdot \tau} \right] \quad (4.16)$$

Введём в рассмотрение плотность теплового потока q , т.е. величину, численно равную количеству тепла, вводимого в изделие в единицу времени через единицу площади. Тогда $Q = q \cdot dr' \cdot dz' \cdot d\tau'$, а выражение (4.16) будет представлено в виде:

$$d\theta = \sum_{n=0}^2 \frac{2 \cdot q \cdot dz' \cdot dr' \cdot d\tau'}{c \cdot \gamma \cdot (4 \cdot \pi \cdot a \cdot \tau)^{3/2}} \times \exp \left[- \frac{r^2 - r'^2 - 2 \cdot r \cdot r' \cdot \cos \left(\varphi - \frac{2\pi}{3} \cdot n \right) + (z - z' + v \cdot \tau)^2}{4 \cdot a \cdot \tau} \right] \quad (4.17)$$

При $(\tau \rightarrow \infty)$ решение (4.17) можно получить путем интегрирования (4.17) по времени от 0 до ∞ , по z' от $-h$ до $+h$, по r от 0 до ∞ .

Таким образом, решение задачи сводится к интегрированию следующего выражения:

$$\theta = \sum_{n=0}^2 \int_0^{\infty} dr' \cdot \int_{-h}^h dz' \cdot \int_0^{\infty} \frac{2q \cdot \alpha \cdot dt'}{c \cdot \gamma [4 \cdot a \cdot \pi \cdot (\tau - \tau')]^{\frac{3}{2}}} \times$$

$$\times \exp \left\{ - \frac{r^2 + r'^2 - 2 \cdot r \cdot r' \cdot \cos \left(\varphi - \frac{2\pi}{3} \cdot n \right) + [z - z' + v \cdot (\tau - \tau')]^2}{4 \cdot a \cdot (\tau - \tau')} \right\} \quad (4.18)$$

Рассмотрим внутренний интеграл

$$\int_0^{\infty} \frac{2q \cdot \alpha \cdot dt'}{c \cdot \gamma [4 \cdot a \cdot \pi \cdot (\tau - \tau')]^{\frac{3}{2}}} \times$$

$$\times \exp \left\{ - \frac{r^2 + r'^2 - 2 \cdot r \cdot r' \cdot \cos \left(\varphi - \frac{2\pi}{3} \cdot n \right) + [z - z' + v \cdot (\tau - \tau')]^2}{4 \cdot a \cdot (\tau - \tau')} \right\} \quad (4.19)$$

Введем новую переменную

$$\xi = \frac{R}{2 \cdot \sqrt{a \cdot (\tau - \tau')}}.$$

Здесь $R = \sqrt{r^2 + r'^2 - 2r \cdot r' \cdot \cos \left(\varphi - \frac{2\pi}{3} \cdot n \right) + (z - z')^2},$

$$d\xi = \frac{R}{4 \cdot \sqrt{a \cdot (\tau - \tau')^{\frac{3}{2}}} \cdot dt'.$$

После подстановки внутренний интеграл (4.19) примет вид

$$\frac{q}{\lambda \pi^{\frac{3}{2}} \cdot R} \cdot \exp \left[- \frac{v \cdot (z - z')}{2 \cdot a} \right] \cdot \int_0^{\infty} \exp \left[- \xi^2 - \frac{v^2 \cdot R^2}{16 \cdot a^2 \cdot \xi^2} \right] d\xi =$$

$$= \frac{q}{4 \cdot \pi \cdot \lambda \cdot R} \cdot \exp \left\{ - \frac{v \cdot [R + (z - z')]}{2 \cdot a} \right\}.$$

Рассмотрим далее

$$\begin{aligned}
 & \int_0^z \frac{q \cdot dr'}{4 \cdot \pi \cdot \lambda \cdot R} \exp \left\{ -\frac{v \cdot [R + (z - z')]}{2 \cdot a} \right\} = \\
 & = \frac{q}{4 \cdot \pi \cdot \lambda} \cdot \exp \left[-\frac{v(z - z')}{2a} \right] \times \\
 & v \cdot \left\{ r^2 - r^2 \cdot \cos \left(\varphi - \frac{2\pi n}{3} \right) + \left[r' - r \cdot \cos \left(\varphi - \frac{2\pi n}{3} \right) \right]^2 + (z - z')^2 \right\}^{1/2} \\
 & \times \int_0^z \frac{\exp -}{2a} \frac{\left\{ r^2 - r \cdot \cos^2 \left(\varphi - \frac{2 \cdot \pi \cdot n}{3} \right) + (z - z')^2 + \left[r' - r \cdot \cos \left(\varphi - \frac{2\pi n}{3} \right) \right]^2 \right\}^{1/2}}{2a} \cdot dr'.
 \end{aligned} \tag{4.20}$$

Введем обозначение

$$r' - r \cdot \cos \left(\varphi - \frac{2 \cdot \pi \cdot n}{3} \right) = \eta, \quad dr' = d\eta.$$

После замены интеграл (4.20) преобразуется к виду

$$\begin{aligned}
 & \frac{q}{4 \cdot \pi \cdot \lambda} \times \\
 & \times \exp \left\{ -\frac{v(z - z')}{2a} \int_{r \cos \left(\varphi - \frac{2\pi n}{3} \right)}^z \frac{\exp -}{2a} \frac{v \left[r^2 \sin^2 \left(\varphi - \frac{2\pi n}{3} \right) + (z - z')^2 + \eta^2 \right]^{1/2}}{\left[r^2 \cdot \sin^2 \left(\varphi - \frac{2\pi n}{3} \right) + (z - z')^2 + \xi^2 \right]^{1/2}} \cdot d\eta \right\} = \\
 & = \frac{q}{4\pi\lambda} \cdot \exp - \frac{v \cdot (z - z')}{2 \cdot a} \cdot \left(K_0 \cdot \frac{v \cdot \left[v^2 \cdot \sin^2 \left(\varphi - \frac{2 \cdot \pi \cdot n}{3} \right) + (z - z')^2 \right]^{1/2}}{2 \cdot a} \right) +
 \end{aligned}$$

$$+ \int_0^{\tau \cos \left(\varphi - \frac{2\pi n}{3} \right)} \frac{\exp \left\{ - \frac{v \cdot \left[r^2 \cdot \sin^2 \left(\varphi - \frac{2 \cdot \pi \cdot n}{3} \right) + (z - z')^2 + \eta^2 \right]^{1/2}}{2 \cdot a} \right\}}{\left[r^2 \cdot \sin^2 \left(\varphi - \frac{2 \cdot \pi \cdot n}{3} \right) + (z - z')^2 + \eta^2 \right]} \cdot d\eta \cdot dz' \quad (4.21)$$

где $K_0(U)$ – модифицированная функция Бесселя второго рода нулевого порядка.

Подставляя полученный результат в выражение (4.18) и производя некоторые преобразования, получим

$$\begin{aligned} & \int_{-h}^h \frac{q}{4\pi\lambda} \cdot \exp - \frac{v(z-z')^2}{2a} \sum_{n=0}^2 K_0 \left\{ \frac{v \left[r^2 \cdot \sin^2 \left(\varphi - \frac{2\pi n}{3} \right) + (z-z')^2 \right]^{1/2}}{2a} \right\} + \\ & + \int_0^{\tau \cos \left(\varphi - \frac{2\pi n}{3} \right)} \frac{\exp - \frac{v \left[r^2 \cdot \sin^2 \left(\varphi - \frac{2\pi n}{3} \right) + (z-z')^2 + \eta^2 \right]^{1/2}}{2a}}{\left[r^2 \cdot \sin^2 \left(\varphi - \frac{2\pi n}{3} \right) + (z-z')^2 + \eta^2 \right]^{1/2}} \cdot d\eta \cdot dz' = \\ & = \int_{-h}^h \frac{q}{4\pi\lambda} \cdot \exp - \frac{v(z-z')}{2a} \left\{ K_0 \left(\frac{v \left[r^2 \cdot \sin^2 \varphi + (z-z')^2 \right]^{1/2}}{2a} \right) + \right. \quad (4.22) \\ & + \int_0^{\tau \cos \varphi} \frac{\exp - \frac{v}{2a} \left[r^2 \cdot \sin^2 \varphi + (z-z')^2 + \eta^2 \right]^{1/2}}{\left[r^2 \cdot \sin^2 \varphi + (z-z')^2 + \eta^2 \right]^{1/2}} \cdot d\eta + \\ & \left. + 2K_0 \cdot \left(\frac{v}{2a} \cdot \left[r^2 \sin^2 \left(\varphi - \frac{2\pi}{3} \right) + (z-z')^2 \right]^{1/2} \right) \right\} + \end{aligned}$$

$$+ 2 \int_0^{\gamma \cos\left(\varphi - \frac{2\pi}{3}\right)} \frac{\exp - \frac{v}{2a} \left[r^2 \sin^2 \left(\varphi - \frac{2\pi}{3} \right) + (z - z')^2 + \eta^2 \right]^{1/2}}{\left[r^2 \sin^2 \left(\varphi - \frac{2\pi}{3} \right) + (z - z')^2 + \eta^2 \right]^{1/2}} dz'.$$

Вынося за фигурные скобки первый член суммы, выражение (4.22) можно записать в виде:

$$\begin{aligned} & \int_{-h}^h \frac{q}{4\pi\lambda} \cdot \exp - \frac{v(z-z')}{2a} K_0 \cdot \left(\frac{v}{2a} \cdot \left[r^2 \cdot \sin^2 \varphi + (z-z')^2 \right]^{1/2} \right) \cdot \left\{ 1 + \right. \\ & \left. \int_0^{\gamma \cos \varphi} \frac{\exp - \frac{v}{2a} \left[r^2 \sin^2 \varphi + (z-z')^2 + \eta^2 \right]^{1/2}}{\left[r^2 \sin^2 \varphi + (z-z')^2 + \eta^2 \right]^{1/2}} \cdot d\eta \right. \\ & \left. + \frac{K_0 \left(\frac{v}{2a} \cdot \left[r^2 \sin^2 \varphi + (z-z')^2 \right]^{1/2} \right)}{K_0 \left(\frac{v}{2a} \cdot \left[r^2 \sin^2 \varphi + (z-z')^2 \right]^{1/2} \right)} + \right. \\ & \left. + 2 \frac{K_0 \left(\frac{v}{2a} \cdot \left[r^2 \sin^2 \left(\varphi - \frac{2\pi}{3} \right) + (z-z')^2 \right]^{1/2} \right)}{K_0 \left(\frac{v}{2a} \cdot \left[r^2 \sin^2 \varphi + (z-z')^2 \right]^{1/2} \right)} + \right. \\ & \left. + 2 \frac{\int_0^{\gamma \cos\left(\varphi - \frac{2\pi}{3}\right)} \frac{\exp - \frac{v}{2a} \left[r^2 \sin^2 \left(\varphi - \frac{2\pi}{3} \right) + (z-z')^2 + \eta^2 \right]^{1/2}}{\left[r^2 \sin^2 \left(\varphi - \frac{2\pi}{3} \right) + (z-z')^2 + \eta^2 \right]^{1/2}} \cdot d\eta}{K_0 \left(\frac{v}{2a} \cdot \left[r^2 \sin^2 \varphi + (z-z')^2 \right]^{1/2} \right)} \right\} \cdot dz'. \end{aligned} \quad (4.23)$$

Подынтегральная функция выражения (4.23) определяет температурное поле линейного источника, движущегося по поверхности клина.

Выражение перед фигурной скобкой этой функции описывает температурное поле, создаваемое линейным источником, движущимся по поверхности полубесконечного тела. Выражение в фигурной скобке, состоящее из 4 членов, характеризует влияние ограниченности тела на

температурное поле линейного источника. Введем безразмерные комплексы

$$\rho = \frac{v \cdot r}{2a}; \quad \eta = \frac{v \cdot \eta}{2a}; \quad z = \frac{v \cdot z}{2a}; \quad H = \frac{v \cdot h}{2a}.$$

В этом случае выражение (4.23) примет вид

$$\int_{z, H}^{\rho, \eta} M(\rho, \varphi, z) \cdot \frac{q}{2\pi\lambda} \cdot \exp(-\xi) \cdot K_0(\rho^2 \sin^2 \varphi + \xi^2)^{1/2} d\xi. \quad (4.24)$$

Выражение (4.24) описывает температурное поле полосового источника, движущегося по поверхности полубесконечного тела [28], [29], умноженное на коэффициент $M(\rho, \varphi, z)$, зависящий от трех безразмерных критериев. Этот коэффициент характеризует влияние ограниченности изделия.

Коэффициент $M(\rho, \varphi, z)$ для поверхности клина можно представить в виде

$$M(\rho, z, 0) = \frac{1}{2} \left\{ 1 + \frac{\int_0^{\rho} \frac{\exp\left(-\left(z^2 + \eta^2\right)^{1/2}\right)}{\left(z^2 + \eta^2\right)^{1/2}} \cdot d\eta}{K_0(z)} + \right. \\ \left. + 2 \cdot \frac{K_0\left(\frac{1}{2} \cdot \rho^2 + z^2\right)^{1/2}}{K_0(z)} + 2 \cdot \frac{\int_0^{\frac{1}{2} \cdot \rho} \frac{\exp\left(-\left(\frac{1}{2} \cdot \rho^2 + z^2 + \eta^2\right)^{1/2}\right)}{\left(\frac{1}{2} \cdot \rho + z^2 + \eta^2\right)^{1/2}} \cdot d\eta}{K_0(z)} \right\}. \quad (4.25)$$

Выражение (4.24) в окончательном виде запишется так:

$$\theta = \frac{2qa}{\pi\lambda v} \int_{z, H}^{\rho, \eta} M(\rho, \varphi, z) \cdot \exp(-\xi) \cdot K_0(\rho^2 \sin^2 \varphi + \xi^2)^{1/2} \cdot d\xi. \quad (4.26)$$

Анализ решения

Из решения (4.26) следует, что распределение температуры в клине является функцией пространственных координат и времени. Эта функция зависит от теплофизических и геометрических параметров клина, а так же граничных условий.

Анализ выражений (4.25) и (4.26) показывает, что при $\rho = 0$ (на ребре клина с углом 60°) множитель M при всех значениях координат z принимает значение 1,5 и в этом случае выражение (4.26) можно представить в виде:

$$\theta = \frac{2qa}{\pi\lambda v} \cdot 1,5 \int_{z-H}^{z+H} \exp(-\xi) \cdot K_0(\xi) \cdot d\xi. \quad (4.27)$$

Таким образом влияние ограниченности распространения тепла плоскостями $\varphi = 0$ и $\varphi = \pi/3$ проявляется в повышении температуры точек ребра в 1,5 раза в сравнении с температурой точек полубесконечного тела.

В области достаточно удаленной от ребра клина, множитель $M \rightarrow 1$, а выражение (4.26) обращается в известное уравнение, описывающее температурное поле в полубесконечном теле [28], [29].

Интеграл (4.27) находится численным методом. Значение интеграла для различных значений безразмерных координат x и z представлено на рис.4.5.

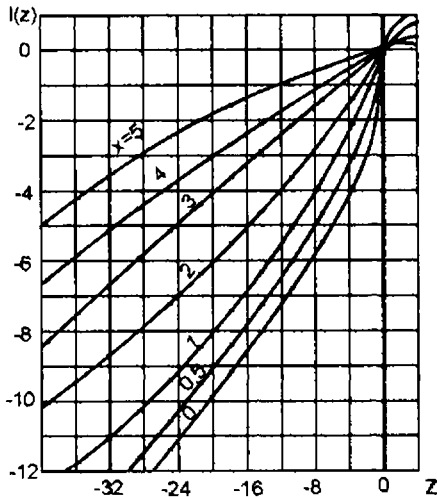


Рис. 4.5. Значение интеграла $I(z)$ для разных значений z и x .

При отыскании температуры в различных точках клина необходимо, согласно выражению (4.26), значение подинтегральной функции умножить на соответствующее значение множителя $M(\rho, \varphi, z)$ для углов, равных $\varphi = 0; \frac{\pi}{6}; \frac{\pi}{3}$.

На рис.4.6 представлены кривые изменения множителя M от безразмерных координат ρ, z для $\varphi = 0$, т.е. для поверхности клина. При всех значениях z и $\rho = 0$ (на ребре клина) множитель M принимает значение, равное 1,5. Это значит, что температура на ребре клина в 1,5 раза выше, чем на поверхности полубесконечного тела при тех же условиях. При удалении

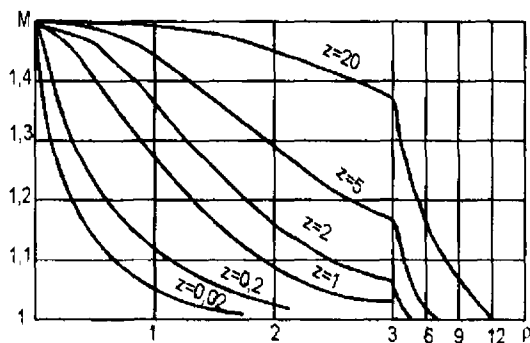


Рис. 4.6. Кривые изменения множителя M от безразмерных координат z и ρ в пластине $\varphi = 0$.

от ребра клина (при увеличении ρ) происходит постепенное уменьшение множителя M до единицы, что физически означает уменьшение влияния ограниченности изделия на температуру.

Множитель M стремится к единице тем быстрее, чем меньше значения координаты z .

При $z = 0$ (в центре теплового источника) изменение множителя M от 1,5 до 1,0 протекает наиболее резко. Резкое изменение множителя M в точках, прилегающих непосредственно к линейному источнику, свидетельствует о слабом влиянии ограниченности тела на температуру. При увеличении координаты z ход кривых, характеризующих зависимость множителя M от безразмерного радиуса ρ , становится более плавным. Это говорит о том, что при удалении от теплового источника ограниченность изделия проявляется наиболее сильно.

В точках, расположенных под углом $\varphi = \frac{\pi}{6}$, зависимость множителя M от безразмерных координат ρ и z принимает вид:

$$M\left(\rho, z, \frac{\pi}{6}\right) = \frac{1}{2} \left\{ 2 + \frac{K_0(\rho^2 + z^2)^{\frac{1}{2}}}{K_0\left(\frac{1}{4}\rho^2 + z^2\right)^{\frac{1}{2}}} \right\}.$$

В точках, расположенных на некоторой глубине от поверхности, абсолютная температура уменьшается, но влияние ограниченности тела возрастает.

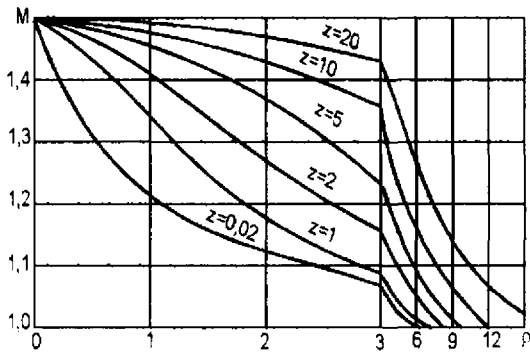


Рис. 4.7. Кривые изменения множителя M от безразмерных координат ρ и z в точке, расположенной под углом $\varphi=\pi/3$.

углом $\varphi=\pi/3$, на расстоянии от ребра клина $\rho=0,5$ множитель $M(\rho, z)=1,6$.

Например, в точке на поверхности $\varphi=0$, расположенной на расстоянии от ребра клина $\rho=0,5$, множитель $M(\rho, z) = 1,1$ (Рис.4.6). В точке, расположенной под углом $\varphi=\pi/6$, на расстоянии от ребра клина $\rho=0,5$ множитель $M(\rho, z) = 1,28$ (Рис.4.7), а в точке, расположенной под

Управление тепловыми и механическими процессами при алмазно-абразивной обработке

5.1. Управление тепловыми деформациями отрезных шлифовальных кругов

Нагрев отрезного шлифовального круга вызывает появление в нем напряжений и его деформацию.

Деформация круга увеличивает силы резания и вызывает заклинивания и разрушения круга.

Для управления процессом обработки важно знать количественный уровень возникающих тепловых напряжений и технические возможности их уменьшения.

Исходя из работы [5], радиальные σ_r и тангенциальные σ_ϕ напряжения удовлетворяют уровню равновесия

$$\frac{d\sigma_r}{dr} + \frac{\sigma_r - \sigma_\phi}{r} = 0. \quad (5.1)$$

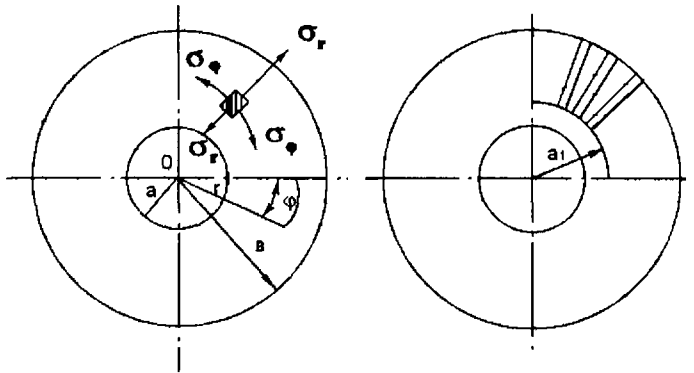


Рис. 5.1. Расчетная схема напряжений в диске круга.

Касательные напряжения τ_r, ϕ равны нулю ввиду симметрии поля деформаций, рис.5.1.

Для решения уравнения (5.1) примем соотношения между деформациями и напряжениями в виде

$$\varepsilon_r - \alpha \cdot \theta = \frac{1}{E} \cdot (\sigma_r - \nu \cdot \sigma_\phi), \quad (5.2)$$

$$\varepsilon_{\varphi} - \alpha \cdot \theta = \frac{1}{E} \cdot (\sigma_{\varphi} - \nu \cdot \sigma_r), \quad (5.3)$$

где ε_r , ε_{φ} – соответственно радиальная и тангенциальная деформации;

E – модуль упругости;

ν – коэффициент Пуассона;

α – коэффициент теплового расширения материала.

Определив из зависимости (5.2) и (5.3) напряжения σ_r и σ_{φ} , после подстановки их в уравнение (5.1), получим

$$r \cdot \frac{d}{dr} (\varepsilon_r + \nu \cdot \varepsilon_{\varphi}) + (1 - \nu) \cdot (\varepsilon_r - \varepsilon_{\varphi}) = (1 - \nu) \cdot \alpha \cdot r \cdot \frac{d\theta}{dr}. \quad (5.4)$$

Если через U обозначить радиальное перемещение, то величины деформаций будут иметь вид

$$\varepsilon_r = \frac{dU}{dr}; \quad \varepsilon_{\varphi} = \frac{U}{r}. \quad (5.5)$$

После подстановки (5.5) в (5.4), получим

$$\frac{d^2U}{dr^2} + \frac{1}{r} \cdot \frac{dU}{dr} - \frac{U}{r^2} = (1 + \nu) \cdot \alpha \cdot \frac{d\theta}{dr}. \quad (5.6)$$

После упрощения

$$\frac{d}{dr} \left[\frac{1}{r} \cdot \frac{d(r \cdot U)}{dr} \right] = (1 + \nu) \cdot \alpha \cdot \frac{d\theta}{dr}. \quad (5.7)$$

После интегрирования уравнения (5.7), имеем

$$U = (1 + \nu) \cdot \alpha \cdot \frac{1}{r} \cdot \int_0^r \theta \cdot r \cdot dr + C_1 \cdot r + \frac{C_2}{r}, \quad (5.8)$$

где C_1 и C_2 – постоянные, определяются из граничных условий.

Подставляя (5.8) в зависимость (5.5), а затем в выражения (5.2) и (5.3), получим

$$\begin{aligned} \sigma_{\varphi} = & \alpha \cdot E \cdot \frac{1}{r^2} \int_0^r \theta \cdot r \cdot dr - \alpha \cdot E \cdot \theta + \frac{E}{(1 - \nu^2)} \times \\ & \times \left[C_1 \cdot (1 + \nu) + C_2 \cdot (1 - \nu) \cdot \frac{1}{r^2} \right], \end{aligned} \quad (5.9)$$

$$\sigma_r = -\alpha \cdot E \cdot \frac{1}{r^2} \cdot \int_a^r \theta \cdot r \cdot dr + \frac{E}{(1-\nu^2)} \times$$

$$\times \left[C_1 \cdot (1+\nu) - C_2 \cdot (1-\nu) \cdot \frac{1}{r^2} \right]. \quad (5.10)$$

После интегрирования зависимость (5.8) примет вид

$$U = (1+\nu) \cdot \frac{\alpha \cdot \theta}{2r} \cdot (r^2 - a^2) + C_1 \cdot r + \frac{C_2}{r}. \quad (5.11)$$

Предположим, что перемещение U на внутреннем и наружном контурах диска, т.е. при $r = a$ и $r = b$, равны нулю (Рис.5.1).

Это обусловлено тем, что перемещение U внутреннего контура отрезного круга ограничивает посадочный диаметр вала, а перемещение U на внешнем контуре силы резания, которые сжимают круг.

Таким образом граничные условия имеют вид

$$U \Big|_{r=a} = U \Big|_{r=b} = 0. \quad (5.12)$$

Подчиняя зависимость (5.11) граничным условиям (5.12), определяются постоянные C_1 и C_2 . На основании полученных решений в табл. 5.1 приведены расчетные значения параметров U , σ_r , σ_ϕ в зависимости от текущего значения r для исходных данных: $a = 12$ мм, $b = 120$ мм, $\nu = 0,3$ (для стали), $E = 2,1 \cdot 10^4$ кГ/мм², $\alpha = 0,12 \cdot 10^4$ 1/град, $\theta = 1000^\circ\text{C}$.

Таблица 5.1

Расчетные значения U , σ_r , σ_ϕ .

r , мм	12	50	100	120
U , мм	0	0	0	0
σ_r , кГ/мм ²	-360	-360	-360	-360
σ_ϕ , кГ/мм ²	-360	-360	-360	-360

Как видно, перемещение U во всех точках отрезного круга равно нулю, т.к. контуры круга жестко защемлены. Напряжения σ_r и σ_ϕ – сжимающие, равны между собой во всех точках диска (отрезного круга) и принимают значения, превышающие предельно допустимые напряжения. Высокий уровень напряжений указывает на то, что диск будет деформироваться в поперечном направлении, принимая самые разнообразные формы. На практике, как правило, наблюдается деформирование диска круга в форме волны вдоль его рабочей поверхности. Как

отмечалось выше, это приводит к отрицательным последствиям в плане снижения качества обработки и работоспособности круга.

Отрезные круги с прерывистой рабочей поверхностью, с радиальными пазами, работают более стабильно со значительно меньшими деформациями в поперечном направлении. Для оценки степени уменьшения напряжения в диске за счет наличия радиальных пазов уравнение (5.1) решим для условия, когда σ_φ не зависит от угла φ в диске (Рис.5.1). Решая уравнение (5.1) аналогично предыдущему случаю, получим зависимость для определения перемещения U и напряжения σ_r

$$U = \int_0^r \alpha \cdot \theta \cdot dr + C_3 \cdot \ln r + C_4, \quad (5.13)$$

$$\sigma_r = E \cdot C_3 / r. \quad (5.14)$$

Данное решение справедливо при $a_1 < r < b$. При $b < r < a_1$ справедливы предыдущие решения (5.8), (5.9), (5.10).

Для определения постоянных коэффициентов C_1, C_2, C_3, C_4 воспользуемся двумя граничными условиями

$$U_I \Big|_{r=a} = 0, \quad U_{II} \Big|_{r=b} = 0, \quad (5.15)$$

(где U_I и U_{II} – соответственно значения параметра U сплошного и прерывистого отрезного круга) и двумя условиями совместности при $r = a_1$

$$U_I \Big|_{r=a_1} = U_{II} \Big|_{r=a_1}, \quad (5.16)$$

$$\sigma_{r_I} \Big|_{r=a_1} = \sigma_{r_{II}} \Big|_{r=a_1}.$$

Подчиняя соответствующие зависимости для определения U и σ_r граничным условиям (5.15) и условиям совместности (5.16), определены параметры C_1, C_2, C_3, C_4 и напряжения σ_r, σ_φ для случая $r = a_1 = 20$ мм.

Таблица 5.2.

Расчетные значения σ_r, σ_φ

r , мм	12	20	120
σ_r , кг/мм ²	- 725	- 640	- 107
σ_φ , кг/мм ²	- 470	0	0

В табл. 5.2 приведены значения напряжений σ_r , σ_ϕ в отрезном круге с параметрами $a = 12$ мм, $a_1 = 20$ мм, $b = 120$ мм.

Напряжение σ_r увеличивается по мере уменьшения радиуса. На внешнем контуре прерывистого отрезного круга напряжение $\sigma_r = -107$ кг/мм², а в диске без продольных пазов $\sigma_r = -360$ кг/мм².

Таким образом, наличие пазов позволяет уменьшить напряжения в отрезном круге в области его рабочей зоны. Это уменьшает поперечные деформации круга, исключая заклинивание его в процессе работы круга.

Однако следует заметить, что наличие радиальных пазов не устраняет напряжения, а перераспределяет их в пределах контура круга.

Увеличение напряжений σ_r и σ_ϕ до $(-725$ кг/мм²) и $(-470$ кг/мм²) соответственно так же не желательно, так как это может вызвать в процессе работы разрыв круга.

В табл. 5.3 приведены значения напряжений σ_r и σ_ϕ в отрезном круге с параметрами $a = 12$ мм, $a_1 = 40$ мм, $b = 120$ мм.

Таблица 5.3

Расчетные значения σ_r , σ_ϕ

r , мм	12	40	120
σ_r , кг/мм ²	-460	-425	-142
σ_ϕ , кг/мм ²	-393	0	0

С уменьшением длины радиальных пазов на прерывистом круге напряжение σ_r на внешнем контуре возрастает, а на внутреннем уменьшается.

Уменьшается также значение σ_ϕ .

В табл. 5.4 приведены значения напряжений в прерывистом круге с параметрами $a = 12$ мм, $a_1 = 100$ мм, $b = 120$ мм.

Таблица 5.4

Расчетные значения σ_r

r , мм	12	100	120
σ_r , кг/мм ²	-188	-247	-206

С уменьшением длины радиальных пазов напряжение σ_r на внешнем контуре круга возрастает, а на внутреннем уменьшается.

Следовательно, оптимизация конструкции прерывистых отрезных кругов создает условия для рационального использования отрезных кругов.

Уменьшение температуры в зоне резания круга способствует снижению общего уровня напряжений σ_r и σ_ϕ .

Приведенные решения имеют важное значение для совершенствования технологий изготовления алмазных отрезных кругов. При спека-

нии алмазоносного слоя при условии высоких температур и давлений возникает коробление круга, которое, как правило, не исправляется при правке. Наличие продольных пазов на круге улучшает условия эксплуатации и позволяет управлять короблением в процессе термообработки алмазоносного слоя на стадии изготовления круга.

5.2. Расчет конструктивных параметров алмазно-абразивного инструмента для обработки внутренних резьбовых поверхностей

Для повышения качества изготовления резьбовых плашек и других деталей с внутренними резьбами применяется специальный резьбовой алмазно-абразивный инструмент на металлической основе [6].

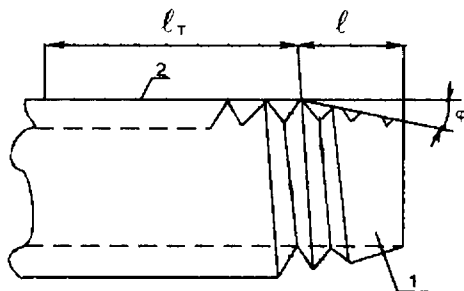


Рис. 5.2. Внешний вид инструмента: 1 – заборная часть; 2 – калибрующая часть инструмента.

Конструкция инструмента состоит из заборной и калибрующей частей (Рис. 5.2). Заборная часть предназначена для съема основной части припуска, а калибрующая – для обеспечения точности и шероховатости резьбы. Заборная часть инструмента выполнена в виде конуса с резьбовой поверхностью, на которую гальваническим путем нанесено алмазно-никелевое покрытие. Наличие конуса обеспечивает равномерное врезание инструмента в обрабатываемый материал и его съем до уровня, соответствующего диаметру калибрующей части инструмента. Процесс съема материала происходит по схеме врезного шлифования. Следует заметить, что если высота выступающих зерен мелкодисперсного алмазного порошка над уровнем связки не достаточна для полного съема подводимого в зону резания материала, то будет заклинивание инструмента. Для устранения данного явления следует правильно подойти к определению геометрических параметров заборной части инструмента, включая ее длину, угол заборного конуса и характеристику рабочей поверхности.

Расчет указанных параметров можно произвести с использованием методики расчета максимальной толщины среза H_{max} при шлифовании [7].

Условия съема материала в данном процессе сводится к расчетной схеме (Рис.5.3), в которой роль вращательного движения шлифовального круга выполняет вращательное движение инструмента $v_{инстр.}$, а роль поступательного – перемещения условной плоскости со скоростью $v_{пл}$ –

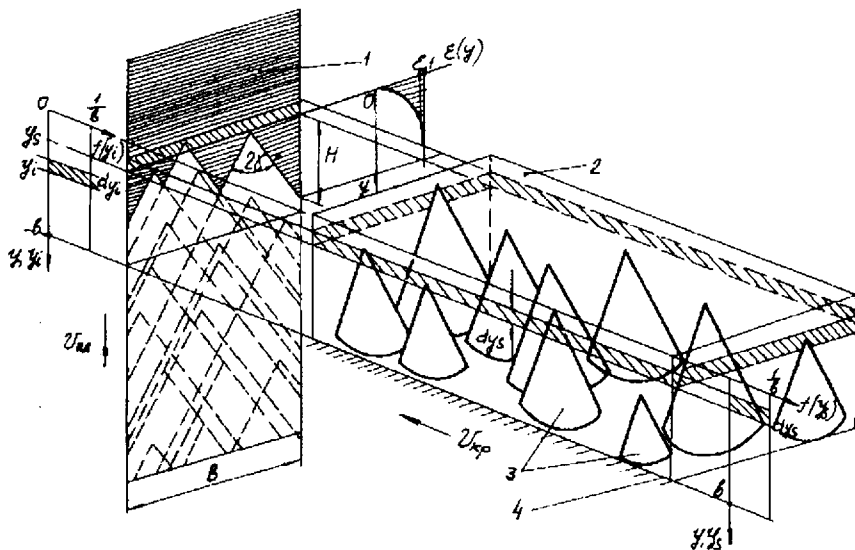


Рис. 5.3. Расчетная схема относительной полноты профиля круга: 1 - движущаяся плоскость; 2 - элементарный объем круга; 3 - зерна; 4- уровень связки круга.

врезание заборной части инструмента в материал со скоростью $S_{\text{пон}}$. В этом случае общее количество зерен, перерезающих условную плоскость за время, равное врезанию инструмента в материал b , определится

$$n = K \cdot B \cdot v_{\text{инстр}} \cdot \frac{b}{S_{\text{пон}}}, \quad (5.17)$$

где K - поверхностная концентрация зерен на рабочей поверхности инструмента, шт/м²;

B - ширина обрабатываемой поверхности, м;

b - максимальная высота выступания зерен над уровнем связки, м.

В соответствии с методикой расчета вероятностной функции $\varepsilon(y)$ приведенной в работе [7], определена максимальная толщина среза

$$H_{\text{max}} = \sqrt[3]{\frac{6,75 \cdot b \cdot S_{\text{пон}}}{\text{tg} \gamma \cdot K \cdot v_{\text{инстр}}}}, \quad (5.18)$$

где 2γ - угол при вершине зерна.

Выразим $S_{\text{поп}}$ через конструктивные параметры заборной части инструмента. Пусть за один оборот инструмента произошло срезание материала в нормальной плоскости к нитке резьбы на величину t .

Тогда величина поперечной подачи $S_{\text{поп}} = t/\tau$, где τ – время одного оборота инструмента.

В свою очередь $\tau = \frac{\pi D_{\text{инстр}}}{v_{\text{инстр}}}$, где $D_{\text{инстр}}$ – диаметр инструмента.

Тогда $S_{\text{поп}}$ определяется

$$S_{\text{поп}} = \frac{t}{\pi \cdot D_{\text{инстр}}} \cdot v_{\text{инстр}} \quad (5.19)$$

Выразим t через угол заборного конуса φ и шаг резьбы P :

$$\text{tg}\varphi = \frac{t}{P} \quad (5.20)$$

С учетом зависимостей (5.19) и (5.20) максимальная толщина среза H_{max} определится

$$H_{\text{max}} = \sqrt[3]{\frac{6,75 \cdot b \cdot \text{tg}\varphi \cdot P}{\pi \cdot \text{tg}\gamma \cdot K \cdot D_{\text{инстр}}}} \quad (5.21)$$

Как видим, параметр H_{max} не зависит от скорости вращения инструмента, а определяется его конструктивными параметрами. Увеличение угла φ , шага резьбы P , параметра b и уменьшение диаметра инструмента $D_{\text{инстр}}$ и концентрации алмазов K вызывает увеличение H_{max} . При $H_{\text{max}} \rightarrow b$ возможно заклинивание инструмента, так как подводимый в зону резания материал не будет полностью срезаться зернами. Следовательно, при проектировании режущего инструмента необходимо регламентировать условие $H_{\text{max}} < b$. Выполнение данного условия достигается за счет выбора угла заборного конуса φ

$$\text{tg}\varphi = \frac{\pi \cdot \text{tg}\gamma \cdot K \cdot D_{\text{инстр}} \cdot H_{\text{max}}^3}{6,75 \cdot b \cdot P} \quad (5.22)$$

Из выражения (5.22) видно, что наибольшее влияние на угол φ оказывает параметр H_{max} . Его незначительное изменение ведет к существенному изменению угла φ .

В табл. 5.5. приведена зависимость угла φ от параметра H_{max} при исходных данных: $\text{tg}\gamma = 1$, $K = 10^2$ шт/м², $D_{\text{инстр}} = 15 \cdot 10^{-3}$ м, $b = 20 \cdot 10^{-6}$ м, $P = 10^{-3}$ м.

Таблица 5.5

$H_{max} = 10^{-6}$, м	1,0	5,0	10,0	15	20,0
φ°	0,001	0,12	1,0	2,5	8,1

Полученные расчетные данные хорошо согласуются с практическими данными Харьковского инструментального завода. Для обработки режущих плашек применяется инструмент с углом заборного конуса $\varphi = 3...7^\circ$.

Для расчета длины заборной части инструмента l воспользуемся зависимостью

$$l = \frac{\Delta D_{инстр}}{2 \cdot \operatorname{tg} \varphi}, \quad (5.23)$$

где $\Delta D_{инстр}$ – разность между диаметром калибрующей и заборной части инструмента.

Стойкость и производительность инструмента пропорционально возрастает с увеличением параметров H_{max} и K . Однако увеличение концентрации алмазов K ослабляет прочность удержания зерен в связке. Поэтому рекомендуется применять двухслойные алмазно-никелевые покрытия с различной зернистостью зерен. При нанесении двухслойного алмазно-никелевого покрытия необходимо по зависимости (5.21) определить H_{max} и подобрать такую зернистость, чтобы выполнялось условие:

$$b - H_{max} \leq \bar{b}, \quad (5.24)$$

где \bar{b} – высота выступания зерен мелкой фракции над уровнем связки, м.

Обычно над уровнем связки высота выступания зерен приблизительно равна 0,3 размера зерна. В связи с этим зернистость мелкой фракции \bar{X}_m следует выбирать из условия

$$\bar{X}_m = \bar{X}_k - H_{max}, \quad (5.25)$$

где \bar{X}_m , \bar{X}_k – зернистость мелкой и крупной фракций зерен.

Для расчета параметров калибрующей части инструмента, обеспечивающей требуемую шероховатость обработанной поверхности, рассмотрим расчетную схему (Рис.5.4).

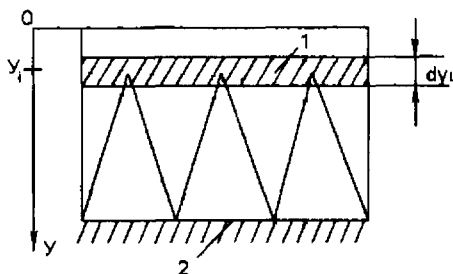


Рис. 5.4. Расчетная схема для определения относительной полноты профиля круга:

1 — уровень вершин зерен; 2 — уровень связки круга

тарную относительную полноту профиля можно выразить:

$$d\varepsilon_i(y) = \frac{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot (y - y_i) \cdot dn_i}{B}, \quad (5.26)$$

где $dn_i = n \cdot f(y_i) \cdot dy_i$ — число вершин проекций зерен, расположенных в dy_i — том элементарном слое;

$n = K \cdot B \cdot l_T$ — число зерен, расположенных на рабочей поверхности инструмента площадью $B \cdot l_T$, м²;

l_T — текущая длина резьбы калибрующей части инструмента, м;

$f(y_i) = \frac{1}{b}$ — плотность распределения вершин зерен.

С учетом преобразований, зависимость (5.26) примет вид

$$d\varepsilon_i(y) = 2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot K \cdot \frac{l_T}{b} \cdot (y - y_i) dy_i. \quad (5.27)$$

Аналогичным образом определяются величины $d\varepsilon_j(y)$ для любого j -го элементарного слоя, где $j = 1, 2, 3 \dots i \dots \infty$.

Учитывая независимый характер наложения элементарных профилей, описываемых функциями $d\varepsilon_i(y)$, $d\varepsilon_j(y)$ и т.д., суммарную относительную полноту профиля $d\varepsilon(y)$ получим, используя теорему умножения вероятностей независимых случайных величин. Для этого выполним

переход от вероятности события $d\varepsilon(y)$ к противоположному событию $d\phi(y) = 1 - d\varepsilon(y)$.

Тогда

$$\phi(y) = \prod_i [1 - d\varepsilon_i(y)]. \quad (5.28)$$

После умножения и приведения подобных слагаемых, получим

$$\begin{aligned} \phi(y) = 1 - \sum_{i=1}^{\infty} d\varepsilon_i(y) + \sum_{j=1}^{\infty} \sum_{i=1}^j d\varepsilon_i(y) \cdot d\varepsilon_i(y) - \\ - \sum_{j=1}^{\infty} \sum_{i=1}^j \sum_{r=1}^i d\varepsilon_i(y) \cdot d\varepsilon_i(y) \cdot d\varepsilon_r(y) + \dots \end{aligned}$$

Перейдем от суммирования бесконечно малых величин к интегрированию

$$\begin{aligned} \phi(y) = 1 - \int_0^y 2tg\gamma \cdot K \cdot \frac{l'_T}{b} \cdot (y - y_i) \cdot dy_i + \\ + \int_0^y 2tg\gamma \cdot K \cdot \frac{l'_T}{b} (y - y_i) dy_i \cdot \int_{y_i}^y 2tg\gamma \cdot K \cdot \frac{l'_T}{b} \cdot (y - y_i) \cdot dy_i \dots \end{aligned}$$

После интегрирования и несложных преобразований, имеем

$$\begin{aligned} \phi(y) = 1 - tg\gamma \cdot K \cdot \frac{l'_T}{b} \cdot \frac{y^2}{1!} + \left(tg\gamma \cdot K \cdot \frac{l'_T}{b} \right)^2 \cdot \frac{y^4}{2!} - \\ - \left(tg\gamma \cdot K \cdot \frac{l'_T}{b} \right)^3 \frac{y^6}{3!} + \dots = \exp\left(- tg\gamma \cdot K \cdot \frac{l'_T}{b} \cdot y^2 \right). \end{aligned}$$

Функция $\varepsilon(y)$ выразится

$$\varepsilon(y) = 1 - \exp\left(- tg\gamma \cdot K \cdot \frac{l'_T}{b} \cdot y^2 \right). \quad (5.29)$$

Для определения максимальной высоты микронеровностей R_{max} примем величину $\varepsilon(y) = 0,9$ и прологарифмируем зависимость (5.29).

После несложных преобразований, принимая $y = R_{max}$, имеем

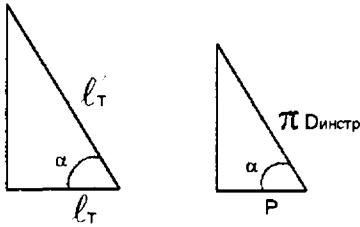
$$R_{max} = \sqrt{\frac{2,3 \cdot b}{\operatorname{tg} \gamma \cdot K \cdot l_T'}} \quad (5.30)$$

Как видно, параметр шероховатости не зависит от режима обработки, а определяется параметрами калибрующей части инструмента.

Для расчета длины калибрующей части инструмента разрешим (5.30) относительно l_T' с учетом $R_{max} \approx 4Ra$.

$$l_T' = \frac{0,15 \cdot b}{\operatorname{tg} \gamma \cdot K \cdot Ra^2} \quad (5.31)$$

Выразим l_T' через длину калибрующей части l_T с учетом рис.5.5.



$$\frac{l_T}{l_T'} = \cos \alpha = \frac{P}{\pi \cdot D_{инстр}}$$

После несложных преобразований, имеем

Рис. 5.5. Расчетная схема.

$$l_T = \frac{0,15 \cdot b \cdot P}{\pi \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot K \cdot D_{инстр} \cdot Ra^2} \quad (5.32)$$

Основное влияние на длину калибрующей части инструмента оказывает шероховатость резьбовой поверхности Ra .

В табл. 5.6 приведены расчетные значения длины l_T в зависимости от шероховатости резьбовой поверхности детали.

Исходные данные для расчета длины l_T ($b = 20 \cdot 10^{-6}$ м, $P = 10^{-3}$ м, $\operatorname{tg} \gamma = 1$, $K = 10^8$ шт/м², $D_{инстр} = 15 \cdot 10^{-3}$ м).

Таблица 5.6

$Ra \cdot 10^{-6}$, м	0,1	0,2	0,5	1,0
l_T , м	0,664	0,166	0,0256	0,0064

Расчетные данные согласуются с данными, реализуемыми на практике.

5.3. Повышение эффективности шлифования криволинейных поверхностей на станках с ЧПУ

При контурном шлифовании на станках с ЧПУ сложных криволинейных поверхностей (Рис.5.6) из-за неравномерности снимаемого припуска

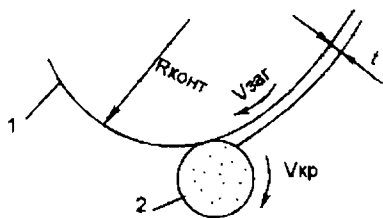


Рис. 5.6. Схема удаления припуска с контура детали: 1 – контур детали; 2 – шлифовальный круг

пуска не обеспечивается требуемая точность обработки деталей. Изменение глубин шлифования изменяет силу резания. Пропорционально силам резания изменяется величина деформации упругой системы станка.

Чтобы стабилизировать податливость упругой системы станка необходимо стабилизировать за счет изменяющихся режимов силу резания.

Зависимость силы резания F_z , отнесенная к единице длины контакта

круга, от глубины t и скорости $v_{дет}$ можно считать линейной

$$F_z = C \cdot v_{дет} \cdot t \cdot B, \quad (5.33)$$

где B – ширина зоны обработки.

Коэффициент C имеет вполне определенный физический смысл

$$C = \frac{F_z}{v_{дет} \cdot t \cdot B}. \quad (5.34)$$

Он является объективной характеристикой сопротивляемости материала резанию при данных условиях шлифования. Этот коэффициент зависит от свойств обрабатываемого материала, а также от режущей способности круга.

При шлифовании сталей кругом 24А25СМ26К5 в диапазоне режимов $t = 0,01 - 0,06$ мм, $v_{дет} = 3 - 6$ м/мин, коэффициент C имеет следующие значения (табл. 5.7)

Таблица 5.7

Марка материала	Параметр C	
	сплошной круг	прерывистый круг
12Х2Н4А	1,3	0,91
12Х2Н4ВФА	1,3	0,91
ХВГ	1,1	0,83
Р18Ф2	1,65	1,3
Р9К10	1,7	1,4

При контурном глубинном шлифовании на станках с ЧПУ для обеспечения точности обработки необходимо стабилизировать параметр S .

При изменяющейся глубине шлифования контура криволинейной поверхности стабилизировать параметр S можно за счет изменения скорости $v_{дет}$ перемещения инструмента по контуру. Для управления скоростью $v_{дет}$ необходимо использовать расчетную зависимость [7]

$$v_{дет} = \frac{t_{gr} \cdot K \cdot v_{кр} \cdot H^3 \max}{9,45 \cdot b \cdot \sqrt{t_T \cdot \left(\frac{1}{R_{кр}} + \frac{1}{R_{конт}} \right)}}, \quad (5.35)$$

где t_T – текущее значение глубины шлифования, м;

$R_{кр}$ – радиус круга, м;

$R_{конт}$ – текущее значение кривизны контура, м;

$H_{max} = Const$.

В данном случае t_T величина переменная и определяется расчетным путем по разности координат контура заготовки и контура детали. Для различных участков контура величина $R_{конт}$ так же переменная. Параметры t_T и $R_{конт}$ определяются с помощью системы подготовки управляющих программ (САП УП), обеспечивающей кодирование контуров детали и заготовки.

В институте СПКТИ АС, г. Харьков, разработана САП УП на базе АРМ ТП "Искра - 226".

Система построена по модульному принципу.

Модуль "Окно" предназначен для указания границ области чертежа, которые непосредственно изображаются на экране.

Модуль "Геометрия" предназначен для определения геометрических элементов (точек, прямых, окружностей), которые являются основой для формирования более сложных конструкций.

Модуль "Технология" позволяет сформировать и отредактировать технологические указания.

Модуль "Запись" позволяет сохранить на магнитном диске содержимое оперативной памяти ЭВМ.

Модуль "Графопостроитель" позволяет получить графический документ – копию изображения на экране вычерчивания результирующей траектории режущего инструмента. Система выдает готовую управляющую программу в кодах станка с ЧПУ.

С участием авторов работы система внедрена более чем на 20 предприятиях.

На станках с ЧПУ глубинное шлифование можно выполнять с переменной скоростью детали. Это позволяет реализовать высокопроиз-

водительный цикл врезного круглого наружного глубинного шлифования за два оборота детали.

Первый оборот осуществляется с переменной скоростью детали с глубинами шлифования, изменяющимися от нуля до $t_T = t_{max}$.

На втором проходе скорость радиальной подачи равна нулю, а глубины шлифования изменяются от $t_T = t_{max}$ до нуля.

С учетом зависимости (5.35), принимая радиус $R_{конт} = R_{дет}$, получим выражение для определения средней скорости детали

$$v_{д.ср.} = \frac{1}{t} \int_0^t v_{дет} \cdot dt = \frac{2 \cdot \text{tg} \gamma \cdot K \cdot v_{кр} \cdot H^3 \max}{9,45 \cdot b \cdot \sqrt{t \cdot \left(\frac{1}{R_{кр}} + \frac{1}{R_{дет}} \right)}}, \quad (5.36)$$

Из сопоставления выражений (5.35) и (5.36) видно, что если глубинное шлифование осуществлять со скоростью $v_{д.ср.}$, то производительность обработки возрастет в два раза.

Глава 6 Механика процесса шлифования по жесткой схеме

6.1. Физическая сущность процесса

На машиностроительных заводах процесс шлифования деталей осуществляется по упругой и жесткой схемам. В первом случае (упругая схема шлифования) обработка производится с постоянной радиальной или тангенциальной силой резания. При этих условиях шлифования обеспечивается требуемая точность и качество поверхностного слоя независимо от износа зерен шлифовального круга и изменения его режущей способности.

Данная схема получила широкое применение на операциях доводки, заточки режущих инструментов и других схемах шлифования, при которых с помощью адаптивных систем управления обеспечивается автоматическое поддержание силы резания на постоянном уровне.

Во втором случае обработка производится с фиксированным режимом шлифования.

При данной схеме обработки по мере износа круга и потере режущей способности зерен возрастают силы резания и температура, уменьшается производительность.

В этих условиях управлять процессом обработки чрезвычайно сложно.

Для управления процессом шлифования деталей по жесткой схеме необходимо раскрыть механизм и физическую сущность явлений, снижающих производительность обработки при фиксированном режиме резания.

Для анализа процесса шлифования рассмотрим зависимость радиальной нагрузки, действующей на зерно, при резании F_{y_i} [7]

$$F_{y_i} = 0,5 \cdot \pi \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot HV \left(\frac{S}{\operatorname{tg} \gamma} + x^2 \right), \quad (6.1)$$

где 2γ – угол при вершине конусообразного зерна;

HV – твердость обрабатываемого материала, Па;

S – площадь поперечного сечения среза, м^2 ;

x – величина линейного износа зерна, м.

При фиксированном значении S , что соответствует постоянству производительности обработки, с увеличением износа зерна x сила F_{y_i} возрастает.

Однако реализовать на практике такую закономерность не возможно, т.к. увеличение силы $F_{\text{н}}$ вызывает упругие перемещения технологической системы и уменьшение площади S и соответственно производительности обработки.

Уменьшение площади S в свою очередь приводит к некоторому снижению нагрузки $F_{\text{н}}$ по зависимости (6.1). Вторая часть выражения (6.1) формирует упругие перемещения из условия равенства нагрузки $F_{\text{н}}$ и упруго-восстанавливающей силы $F = C \cdot y$, где C – жесткость технологической системы, Н/м, y – радиальное перемещение, м.

Следует заметить, что с увеличением величины линейного износа зерна x возрастает нагрузка $F_{\text{н}}$.

Для достижения такой же по величине силы $F = C \cdot y$, т.е. для выполнения условия равновесия в технологической системе $F_{\text{н}} = F$, должно произойти уменьшение площади S и соответственно производительности обработки. Следовательно, по мере износа круга и потери его режущей способности производительность будет непрерывно уменьшаться. Очевидно, чем меньше жесткость технологической системы C , тем интенсивнее протекает процесс снижения интенсивности обработки. При существенном увеличении жесткости C и уменьшении y условие $F_{\text{н}} = F$ будет выполняться практически без уменьшения S и производительности обработки, независимо от износа круга.

Таким образом показано, что снижение производительности обработки в связи с износом зерен круга с физической точки зрения обусловлено выполнением равновесия в технологической системе.

Из общего баланса работы, затрачиваемой на шлифование, определенная часть энергии затрачивается на формирование упругого перемещения y (т.е. создания натяга в системе) и силы F , равной нагрузке $F_{\text{н}}$.

С увеличением твердости обрабатываемого материала HV , согласно зависимости (6.1), нагрузка $F_{\text{н}}$ возрастает. Следовательно, для создания такой же по величине силы F площадь поперечного сечения среза S должна уменьшиться, что приведет к уменьшению производительности.

Для высокопроизводительной обработки материалов высокой твердости, согласно зависимости (6.1), необходимо уменьшать величину износа зерен x и нагрузку $F_{\text{н}}$. При этих условиях будет достигаться увеличение S и производительности обработки.

Уменьшение величины износа x обеспечивает поддержание на рабочей поверхности круга "острого" режущего рельефа, что достигается применением эффективных методов правки круга. При шлифовании материалов высокой твердости целесообразно использовать прерывистые алмазные круги на прочных металлических связках.

Увеличение предельной нагрузки $F_{\text{в}}$ достигается применением крупнозернистых алмазных кругов, так как с увеличением зернистости прочность зерен возрастает.

При шлифовании по упругой схеме механизм формирования площади поперечного сечения среза S и производительности иной.

При заданном значении нагрузки $F_{\text{в}}$, что соответствует постоянству радиальной силы резания $F_{\text{у}}$, с увеличением износа зерен x площадь S и производительность уменьшаются.

Основным условием поддержания S на достаточно высоком уровне является уменьшение x за счет поддержания высокой режущей способности круга.

6.2. Расчет параметров процессов микрорезания отдельным зерном и шлифования по жесткой схеме

Представим радиальную нагрузку, действующую на отдельное зерно при резании, в виде [7]

$$F_{\text{в1}} = 0,5 \cdot \text{tg}\gamma \cdot HV \cdot H^2, \quad (6.2)$$

где H – глубина внедрения зерна в обрабатываемый материал, м;
а упруго-восстанавливающую силу $F = C \cdot y$ – в виде

$$F = C(H_0 - H), \quad (6.3)$$

где H_0 – заданная глубина внедрения зерна в материал, м.

Из условия равновесия технологической системы $F_{\text{в1}} = F$ получено квадратное уравнение относительно неизвестной переменной H

$$H^2 + \frac{C}{0,5 \cdot \text{tg}\gamma \cdot \pi \cdot HV} \cdot H - \frac{C \cdot H_0}{0,5 \cdot \text{tg}\gamma \cdot \pi \cdot HV} = 0. \quad (6.4)$$

В результате решения уравнения (6.4) и некоторых преобразований получено

$$H = \frac{2H_0}{\sqrt{1 + \frac{2 \cdot H_0 \cdot \text{tg}\gamma \cdot \pi \cdot HV}{C}} + 1}. \quad (6.5)$$

Знаменатель зависимости (6.5) больше двух. Следовательно, выполняется условие $H < H_0$. За счет упругих отжатий фактическая глубина внедрения зерен H всегда будет меньше заданной глубины H_0 .

Параметр H будет тем больше, чем больше жесткость системы C и меньше твердость обрабатываемого материала HV .

Для анализа производительности обработки параметры H и H_0 выразим через износ зерен x

$$H = \sqrt{\frac{S^2}{\operatorname{tg}\gamma} + x^2},$$

$$H_0 = \sqrt{\frac{S_0^2}{\operatorname{tg}\gamma} + x^2}, \quad (6.6)$$

где S_0 – заданная площадь поперечного сечения среза, м^2 ;

S – текущая площадь поперечного сечения среза, м^2 .

Параметры S_0 и S соответствуют номинальной производительности Q_0 и текущей $Q_{\text{ТЕК}}$.

Подставляя приведенные выражения (6.6) в зависимость (6.5) и разрешая ее относительно S , получим

$$S = \frac{4 \cdot (S_0 + x^2 \cdot \operatorname{tg}\gamma)}{\left[\sqrt{1 + \frac{2 \cdot (S_0 + x^2 \cdot \operatorname{tg}\gamma) \cdot \pi \cdot HV}{C} + 1} \right]^2 - x^2 \cdot \operatorname{tg}\gamma}, \quad (6.7)$$

С увеличением величины линейного износа зерна x при $S_0 = \text{Const}$ параметр S уменьшается, поскольку интенсивность роста первого слагаемого ниже интенсивности роста второго слагаемого.

С увеличением S_0 параметр S возрастает, так как интенсивность роста числителя выше интенсивности роста знаменателя.

С увеличением жесткости C и уменьшением твердости HV параметр S возрастает.

Используя зависимость для определения параметра H при шлифовании [7]

$$H = \bar{x} \cdot \sqrt[3]{\frac{630 \cdot \pi \cdot v_{\text{ДЕТ}} \cdot \sqrt{\left(\frac{1}{R_{\text{КР}}} + \frac{1}{R_{\text{ДЕТ}}}\right) \cdot t}}{\operatorname{tg}\gamma \cdot m_2 \cdot v_{\text{КР}} \cdot \left[1 - \left(\frac{x}{H_0}\right)^2\right]}}, \quad (6.8)$$

где \bar{x} – зернистость круга, м;
 m_2 – объемная концентрация зерен круга;
 $v_{ДЕТ}$, $v_{КР}$ – соответственно скорости детали и круга, м/с;
 $R_{ДЕТ}$, $R_{КР}$ – соответственно радиусы детали и круга, м;
 t – фактическая глубина шлифования, м,
 можно установить фактическую производительность обработки

$$Q_{\phi} = l_{ДЕТ} \cdot t \cdot v_{ДЕТ},$$

где $l_{ДЕТ}$ – ширина шлифования, м.

$$Q_{\phi} = \frac{l_{ДЕТ}}{v_{ДЕТ}} \left(\frac{tgy \cdot m_2 \cdot v_{КР}}{630 \cdot \pi \cdot \bar{x}^3 \sqrt{t \cdot \left(\frac{1}{R_{КР}} + \frac{1}{R_{ДЕТ}} \right)}} \right)^2 \cdot H^2 (H^2 - x^2). \quad (6.9)$$

В данной зависимости параметр H определяется из зависимости (6.5). В зависимость (6.5) входит параметр H_0 , который находится численным методом из уравнения

$$H_0 \cdot (H_0^2 - x^2) = \frac{630 \cdot \pi \cdot \bar{x}^3 \cdot v_{ДЕТ} \cdot \sqrt{t_0 \cdot \left(\frac{1}{R_{КР}} + \frac{1}{R_{ДЕТ}} \right)}}{tgy \cdot m_2 \cdot v_{КР}}, \quad (6.10)$$

где t_0 – номинальная глубина шлифования (устанавливается по лимбу станка), м.

С увеличением величины x параметр H_0 увеличивается, а производительность Q_{ϕ} уменьшается.

С увеличением глубины шлифования t_0 при $x = Const$ параметры H , H_0 и Q_{ϕ} возрастают.

С увеличением жесткости и уменьшением твердости обрабатываемого материала производительность обработки возрастает.

6.3. Расчет производительности шлифования по жесткой схеме с учетом износа круга и упругих перемещений в технологической системе

В работах [7,8] приведены теоретические расчеты производительности шлифования без учета износа круга.

Получено дифференциальное уравнение, описывающее съём материала при круглом наружном шлифовании по жесткой схеме

$$\frac{dV}{d\tau} + M \cdot V = N \cdot \tau, \quad (6.11)$$

где V – объем снятого материала, м³;
 τ – продолжительность шлифования,

$$M = \frac{v_{кр} \cdot C \cdot K_{ш}}{\pi \cdot D_{дет} \cdot l_{дет} \cdot \sigma}; \quad N = \frac{v_{дет} \cdot t \cdot v_{кр} \cdot C \cdot K_{ш}}{\pi \cdot D_{дет} \cdot \sigma}, \quad (6.12)$$

где $D_{дет}$ – диаметр детали, м;

$K_{ш} = P_z/P_r$; P_z, P_r – соответственно тангенциальная и радиальная составляющие силы резания, Н;

σ – условное напряжение резания, Па.

На основании решения (6.11) получена зависимость для определения текущей производительности обработки $Q_{тек}$

$$Q_{тек} = \frac{dv}{d\tau} = v_{дет} \cdot t \cdot l_{дет} \cdot \left(1 - e^{-\frac{v_{дет} \cdot C \cdot K_{ш} \cdot t}{\pi \cdot D_{дет} \cdot l_{дет} \cdot \sigma}} \right). \quad (6.13)$$

С увеличением времени τ производительность $Q_{тек}$ возрастает до значения $v_{дет} \cdot t \cdot l_{дет} = Q_0$ и стабилизируется на постоянном уровне, рис. 6.1.

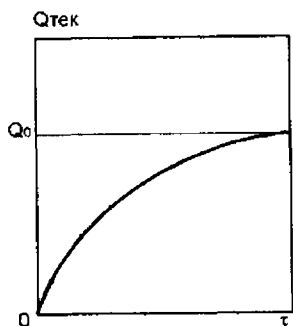


Рис. 6.1. Зависимость производительности обработки от продолжительности шлифования без учета износа круга.

С учетом изменения во времени параметров $K_{ш} = P_z/P_r$ и $\sigma = \frac{P_z \cdot v_{кр}}{Q_{тек}}$

получим:

$$\frac{K_{ш}}{\sigma} = \frac{Q_{тек}}{P_r \cdot v_{кр}} = \frac{\lambda}{v_{кр}},$$

где λ – удельная интенсивность съема материала, м³/(с·Н).

С учетом данного соотношения постоянные параметры M и N , опреде-

ляемые зависимостями (6.12), примут вид

$$M = \frac{C \cdot \lambda}{\pi \cdot D_{ДЕТ} \cdot l_{ДЕТ}}; \quad N = \frac{v_{ДЕТ} \cdot t \cdot C \cdot \lambda}{\pi \cdot D_{ДЕТ}}. \quad (6.14)$$

Известно, что с уменьшением режущей способности круга параметр λ уменьшается. Следовательно, его можно представить в виде

$$\lambda = \lambda_0 \cdot \left(\frac{\tau_0}{\tau} \right)^n, \quad (6.15)$$

где λ_0 – удельная интенсивность съема материала для "острого" круга (вначале обработки);

τ_0 – начальное значение времени шлифования ($\tau_0 > 0$, так как при $\tau = 0$ параметр $\lambda \rightarrow \infty$, что не соответствует действительности);

n – показатель степени $0 < n < 1$, при $n = 0$ выполняется условие $\lambda = \lambda_0$ (без учета износа зерен круга).

С учетом зависимости (6.15) параметры M и N являются функциями от времени τ , а общее решение уравнения (6.11) выражается зависимостью

$$v(\tau) = \left[\int d\tau \cdot N(\tau) \cdot \tau \cdot e^{\int M(\tau) d\tau} + C_1 \right] \cdot e^{\int M(\tau) d\tau}, \quad (6.16)$$

где C_1 – постоянная, определяется из начального условия.

В случае $n = 1$ зависимость (6.16) примет вид

$$v(\tau) = \frac{N_0}{(1 + M_0)} \cdot \tau - C_1 \cdot \tau^{-M_0}, \quad (6.17)$$

где

$$N_0 = \frac{\tau_0 \cdot C \cdot \lambda_0}{\pi \cdot D_{ДЕТ} \cdot l_{ДЕТ}}; \quad M_0 = \frac{v_{ДЕТ} \cdot t \cdot C \cdot \lambda_0 \cdot \tau_0}{\pi \cdot D_{ДЕТ}}.$$

Постоянная C_1 определяется из начального условия $v(\tau = \tau_0)$.

Откуда

$$C_1 = - \frac{N_0}{(1 + M_0)} \cdot \tau_0^{(1 + M_0)}. \quad (6.18)$$

С учетом (6.18) зависимость (6.17) будет иметь вид

$$v(\tau) = \frac{N_o}{(1 + M_o)} \cdot \tau \cdot \left[1 - \left(\frac{\tau_o}{\tau} \right)^{(1+M_o)} \right]. \quad (6.19)$$

Соответственно производительность обработки $Q_{\text{ТЕК}}$ определится

$$Q_{\text{ТЕК}} = \frac{dv(\tau)}{d\tau} = \frac{N_o}{(1 + M_o)} \cdot \left[1 + M_o \cdot \left(\frac{\tau_o}{\tau} \right)^{(1+M_o)} \right]. \quad (6.20)$$

Характер изменения $Q_{\text{ТЕК}}$ от τ показан на рис. 6.2.

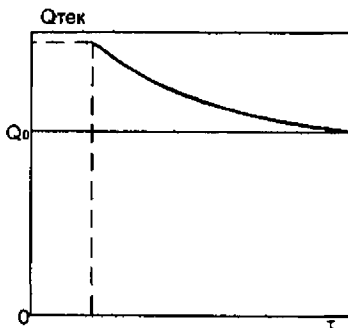


Рис. 6.2. Зависимость производительности обработки от продолжительности шлифования с учетом износа круга.

При $\tau > \tau_o$ производительность $Q_{\text{ТЕК}}$ с течением времени шлифования τ уменьшается.

Полученное решение (6.20) принципиально отличается от решения (6.13).

Характер изменения $Q_{\text{ТЕК}}$ определяет параметр M_o . С увеличением M_o производительность $Q_{\text{ТЕК}}$ возрастает. Начальное значение $Q_{\text{ТЕК}}$ зависит от параметров M_o и N_o , которые, как видно из выражения

(6.14), зависят от параметра λ . Аналогичным образом можно получить решения для промежуточных значений n в диапазоне $0 < n < 1$.

В зависимости от n характер изменения $Q_{\text{ТЕК}}$ может быть самым разнообразным: возрастающим, убывающим, независимым (постоянным).

Например, при $n = 0,5$ зависимость Q от τ сначала будет возрастающей, а затем стабилизируется. Причём, $Q_{\text{ТЕК}}$ будет меньше номинальной производительности $Q_o = l_{\text{ДЕТ}} \cdot v_{\text{ДЕТ}} \cdot t$, так как часть энергии будет затрачиваться на создание натяга в технологической системе, который необходим для выполнения условия, при котором радиальная составляющая сила резания будет равна упруговосстанавливающей силе, обусловленной упругими перемещениями в системе.

Проведенный анализ позволяет обосновать пути повышения производительности при шлифовании по жесткой схеме с учетом износа круга.

Для повышения производительности необходимо уменьшать силу P_y и увеличивать жесткость упругой системы. При выполнении этих условий повышается так же точность обработки и улучшается качество поверхностного слоя.

6.4. Экспериментальная проверка результатов теоретических исследований

Характер изменения сил при обычном и электрохимическом шлифовании твердого сплава представлен на рис.6.3 [9]. С увеличением времени обычного шлифования составляющие усилия резания P_z и P_y возрастают, а удельная интенсивность съема материала уменьшается (Рис.6.4).

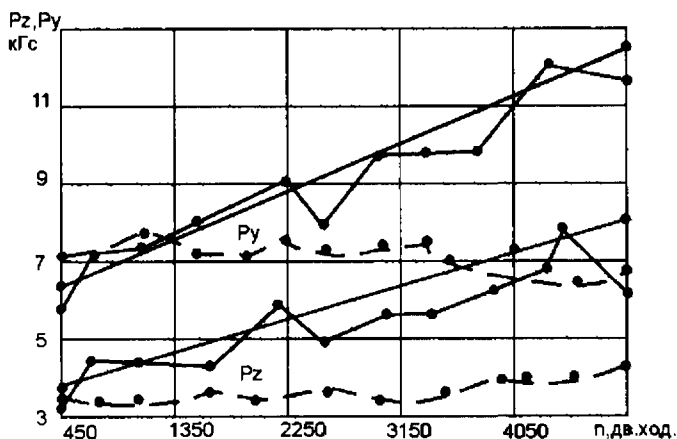


Рис. 6.3. Изменения составляющих силы резания с подводом тока (штриховые линии) и без подвода тока (контурные линии). Режимы шлифования $v_{кр} = 17,6$ м/с, $S = 2$ м/мин, $U = 6$ В, $I = 30$ А.

Увеличение сил резания связано с затуплением шлифовального круга. При электрохимическом шлифовании силы резания P_z и P_y с течением времени практически не изменяются. Экспериментальные данные хорошо согласуются с теоретическими. Например, согласно зависимости (6.1) с увеличением износа зерен x нагрузка на зерно F_{v1} , а следовательно, и сила резания P_y возрастают, а площадь единичного среза S и производительность уменьшаются. Данная закономерность справедлива для обычного алмазного шлифования. При электрохимическом шлифо-

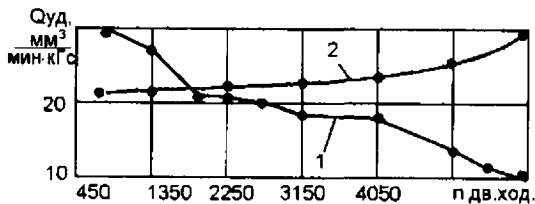


Рис. 6.4. Изменение удельной интенсивности съема материала от числа двойных ходов при обычном (кривая 1) и электрохимическом (кривая 2) шлифовании. Круг АС6 100/80 М5-5 4, режим $v_{кр} = 17,6$ м/с, $S = 2$ м/мин, $U = 6В$, $I = 30А$, $t = 0,03$ мм/дв.ход.

ется. Это связано с уменьшением величины износа зерен x и увеличением площади единичного среза S . При определенных значениях силы тока производительность обработки стабилизируется во времени, что связано с поддержанием в процессе шлифования за счет электроэрозионной правки оптимальной величины износа x .

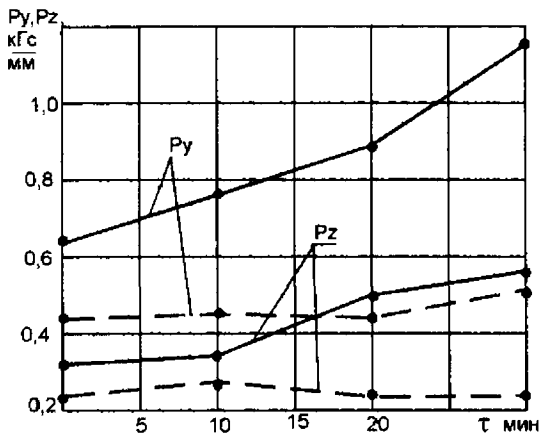


Рис. 6.5. Зависимость удельных составляющих силы резания P_y и P_z от времени шлифования стали 12Х2Н4А, контурные линии — сплошной круг, штриховые — прерывистый. Режимы $v_{кр} = 34$ м/с, $v_{дет} = 0,1$ м/с, $S_{пол} = 0$, $F_y = 1,2$ Н/мм. Круги 24А25СМ16К5 ($l_1 = 36$ мм, $l_2 = 24$ мм).

Применение кругов с прерывистой рабочей поверхностью позволяет уменьшить силы резания (Рис.6.5) и увеличить удельную интенсивность съема материала (Рис.6.6), а также стабилизировать технологиче-

вании увеличение производительности, согласно зависимости (6.1), связано с уменьшением износа зерен x и с увеличением площади единичного среза S .

При электроэрозионном алмазном шлифовании твердого сплава с увеличением силы тока производительность обработки возрастает, а интенсивность её снижения во времени уменьша-

ские параметры процесса шлифования во времени. Это связано с повышением режущей способности прерывистого круга и с уменьшением величины линейного износа зерен x .

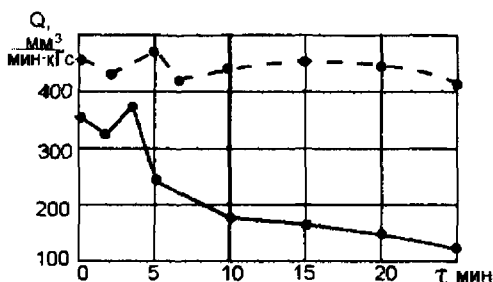


Рис. 6.6. Зависимость удельной интенсивности съема материала от времени шлифования стали X12M.

Круг 24A25СМ26К5, $v_{кр} = 25$ м/с, $v_{дет} = 10$ м/мин, контурная линия — сплошной круг, штриховая — прерывистый ($l_1 = 36$ мм, $l_2 = 24$ мм).

6.5. Исследование производительности и точности обработки при глубинном шлифовании

При однопроходном глубинном шлифовании по жесткой схеме фактическая глубина шлифования t_ϕ с учетом жесткости упругой системы C равна

$$t_\phi = t - P_Y / C. \quad (6.21)$$

С учетом

$$P_Y = P_Z / K_{ш} = \frac{\sigma \cdot Q_\phi}{K_{ш} \cdot v_{кр}} = \frac{\sigma \cdot l_{дет} \cdot v_{дет} \cdot t_\phi}{K_{ш} \cdot v_{кр}} = \frac{l_{дет} \cdot v_{дет} \cdot t_\phi}{\lambda},$$

зависимость (6.21), разрешенная относительно t_ϕ , примет вид

$$t_\phi = \frac{t}{\left(1 + \frac{l_{дет} \cdot v_{дет}}{C \cdot \lambda}\right)}. \quad (6.22)$$

Подставляя в зависимость (6.22) фактическую $Q_\phi = l_{дет} \cdot v_{дет} \cdot t_\phi$ и номинальную $Q_0 = l_{дет} \cdot v_{дет} \cdot t$ производительности, получим

$$Q_{\Phi} = \frac{Q_0}{\left(1 + \frac{l_{\text{дет}} \cdot v_{\text{дет}}}{C \cdot \lambda}\right)}. \quad (6.23)$$

Фактическая производительность всегда меньше номинальной. Основное влияние на Q_{Φ} оказывают параметры C и λ . С повышением жесткости системы и режущей способности круга Q_{Φ} возрастает.

Параметры $l_{\text{дет}}$ и $v_{\text{дет}}$ в зависимости (6.23) входят в числитель $Q_0 = l_{\text{дет}} \cdot v_{\text{дет}} \cdot t$ и знаменатель. С увеличением этих параметров фактическая производительность будет возрастать, но не по линейному закону.

Исходя из зависимости (6.22), увеличение глубины шлифования пропорционально увеличивает фактический съем t_{Φ} и соответственно фактическую производительность Q_{Φ} .

Опыты показали, что такая закономерность справедлива лишь в определенном диапазоне изменения t . С увеличением глубины шлифования t увеличивается износ круга и уменьшается параметр λ . Изменение режущей способности круга λ и износа x уменьшает интенсивность возрастания фактической производительности.

Следовательно, глубинное шлифование следует производить на станках повышенной жесткости, оснащенных эффективными способами правки круга.

Упругие перемещения в технологической системе, определяющие точность обработки с учетом зависимостей (6.21) и (6.22), равны

$$y = \frac{P_y}{C} = \frac{Q_0}{\left(C \cdot \lambda + l_{\text{дет}} \cdot v_{\text{дет}}\right)}. \quad (6.24)$$

С увеличением Q_0 и уменьшением параметров C и λ величина перемещения y возрастает.

Очевидно, с позиции обеспечения точности обработки конкурировать глубинному шлифованию с многопроходным сложно.

Основной причиной низкой точности при глубинном шлифовании, как следует из (6.24), является уменьшение $v_{\text{дет}}$ и значительный разброс припусков на обрабатываемой партии деталей, что выражается в колебании глубин шлифования и в соответствии с зависимостью (6.24), значений y .

Зависимость (6.23) может быть использована для расчета и анализа производительности многопроходного шлифования. С уменьшением параметра λ в связи с потерей режущей способности кругов во времени, фактическая производительность уменьшается. Чем "острее" круг, тем выше производительность.

Произведение $l_{дет} \cdot v_{дет}$ можно представить в виде $\pi \cdot D_{дет} \cdot S_{пр}$,
 где $S_{пр}$ – продольная подача м/с.

С учетом $l_{дет} = \pi \cdot D_{дет} \cdot S_{пр} / v_{дет}$ зависимость (6.23) может быть преобразована к виду

$$Q_{\phi} = \frac{Q_0}{\left(1 + \frac{\pi \cdot D_{дет} \cdot S_{пр}}{C \cdot \lambda}\right)}, \quad (6.25)$$

где $Q_0 = \pi \cdot D_{дет} \cdot S_{пр} \cdot t$

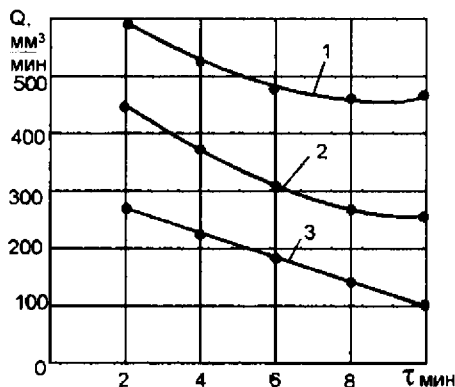


Рис. 6.7. Зависимость производительности обработки от времени шлифования сплава BK15.

Режимы: $v_{кр} = 23$ м/с, $v_{дет} = 60$ м/мин, $S_{пр} = 3$ м/мин, $S_{поп} = 0.3$ мм/мин.

1 – круг AC6 160/125 K14; 2 – круг AC6 160/125 B14; 3 – круг AC6 160/125 M2-01.

При обычном шлифовании алмазными кругами на керамической K1, органической B1 и металлической M2-01 связках производительность обработки с течением времени уменьшается (Рис.6.7) [10]. Уменьшение Q связано с уменьшением параметра λ (6.25), характеризующего режущую способность круга. Керамическая связка (Рис.6.7 кривая 1) обеспечивает наибольшую производительность, а металлическая связка (Рис.6.7 кривая 3) – наименьшую.

Скорость круга в явном виде не проявляет себя в зависимости (6.25), однако она существенно влияет на Q_{ϕ} . С увеличением скорости круга уменьшается толщина единичного среза. При этом уменьшается износ зерен и круг будет работать более острыми режущими зернами. Возрастает параметр λ . Согласно зависимости (6.25) с увеличением па-

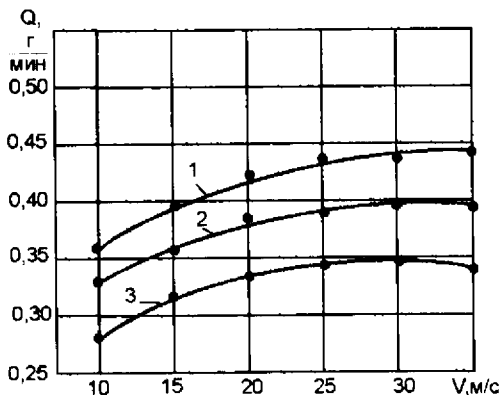


Рис. 6.8. Зависимость производительности обработки от скорости круга: $v_{дет} = 30$ м/мин, $S_{поп} = 0.004$ мм/ход.

1 - связка круга Б1; 2 - связка КБ; 3 - связка Б156.

раметра λ будет возрастать Q_0 . Экспериментальные зависимости $Q = f(v_{кр})$ [11], представленные на рис.6.8, согласуются с теоретическими данными.

С увеличением поперечной подачи (глубины шлифования) возрастают толщины единичных срезов и действующие на зерна силы. Увеличивается износ зерен, параметр λ и фактическая производительность.

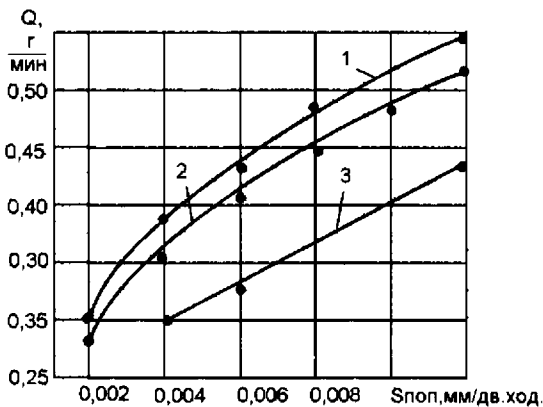


Рис. 6.9. Зависимость производительности обработки от поперечной подачи: $v_{кр} = 30$ м/с, $v_{дет} = 30$ м/мин, $S_{пр} = 0.5$ м/мин.

1 - связка круга Б1; 2 - связка КБ; 3 - связка Б156.

Экспериментальные данные Серова Б.С. [11,12], рис.6.9, подтверждают теоретические положения.

Скорость детали, согласно зависимости (6.25), непосредственного влияния на производительность Q_{ϕ} не оказывает. Она оказывает влияние на производительность через параметр λ , который входит в формулу (6.25).

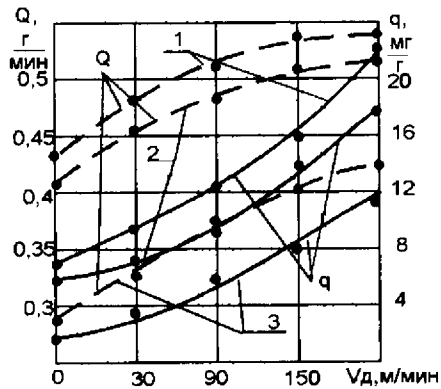


Рис. 6.10. Зависимость производительности обработки и удельного расхода эльбора от скорости детали: $v_{кр} = 30$ м/с, $S_{поп} = 0,004$ мм/дв.ход, $S_{пр} = 0,5$ м/мин.

1 -- связка круга Б1; 2 -- связка КБ; 3 -- связка Б156.

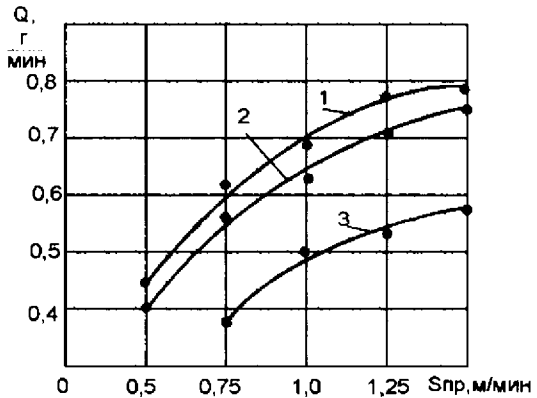


Рис. 6.11. Зависимость производительности обработки от продольной подачи: $v_{кр} = 30$ м/с, $v_{дет} = 30$ м/мин, $S_{поп} = 0,004$ мм/дв.ход.

1 -- связка круга Б1; 2 -- связка КБ; 3 -- связка Б156

На рис.6.10 показаны кривые, характеризующие степень влияния скорости детали на производительность обработки и удельный расход эльбора [11].

Продольная подача в зависимости (6.25) входит в числитель и знаменатель. Поэтому данный параметр не может оказывать существенного влияния на производительность обработки. Однако числитель оказывает здесь более интенсивное влияние на Q_{ϕ} , поэтому можно ожидать с ростом продольной подачи увеличение производительности обработки. На рис.6.11 представлена зависимость производительности от продольной подачи [11].

Зернистость и концентрация алмазов круга влияют на производительность посредством изменения параметра λ . С увеличением концентрации и зернистости алмазного круга уменьшается износ зерен и возрастает параметр λ .

Согласно зависимости (6.25), с увеличением λ возрастает производительность Q_{ϕ} .

6.6. Исследование производительности при многопроходном шлифовании

При многопроходном шлифовании производительность определяется по формуле

$$Q_{\phi} = \frac{Q_0}{\left(1 + \frac{\pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot S_{\text{пр}}}{C \cdot \lambda}\right)},$$

где параметр λ выражается [7]

$$\lambda = \frac{Q}{F_v} = \frac{2 \cdot v_{\text{кр}}}{\pi \cdot \text{tg} \gamma \cdot HV} \cdot (1 - \eta). \quad (6.26)$$

Определяющее влияние на параметр λ оказывает параметр η . Чем меньше η , тем больше λ . Параметр η можно также определить из выражения [59]

$$\frac{\eta^3}{\sqrt{1 - \eta}} = \frac{\Pi}{Q \cdot q}, \quad (6.27)$$

где

$$\Pi = \frac{P_a \cdot \alpha \cdot v_{\text{кр}} \cdot B}{\rho_m \cdot C} \sqrt{\frac{4\sigma_{\text{сж}} \cdot HV}{\pi \cdot \text{tg} \gamma}}.$$

Параметр η можно определить из экспериментальных данных произведения $Q \cdot q$. Для определения произведения $Q \cdot q$ воспользуемся результатами комплексных исследований [11]. С увеличением скорости круга $v_{кр}$ производительность возрастает, а удельный расход эльбора уменьшается. Произведение $Q \cdot q$ уменьшается, а параметр Π – возрастает. В результате параметр η в соответствии с зависимостью (6.27) увеличивается.

С увеличением скорости круга параметр $(1-\eta)$ уменьшается менее интенсивно, поэтому параметр λ и производительность Q_{ϕ} возрастают.

С увеличением скорости вращения детали $v_{дет}$ производительность и удельный расход эльбора возрастают. Согласно зависимости (6.26), с увеличением произведения $Q \cdot q$ уменьшается параметр η и в соответствии с зависимостью (6.26) возрастает λ .

Экспериментальные данные согласуются с теорией.

С увеличением продольной подачи $S_{пр}$ производительность Q , удельный расход эльбора и их произведение $Q \cdot q$ увеличиваются.

Соответственно уменьшается η и возрастает параметр λ .

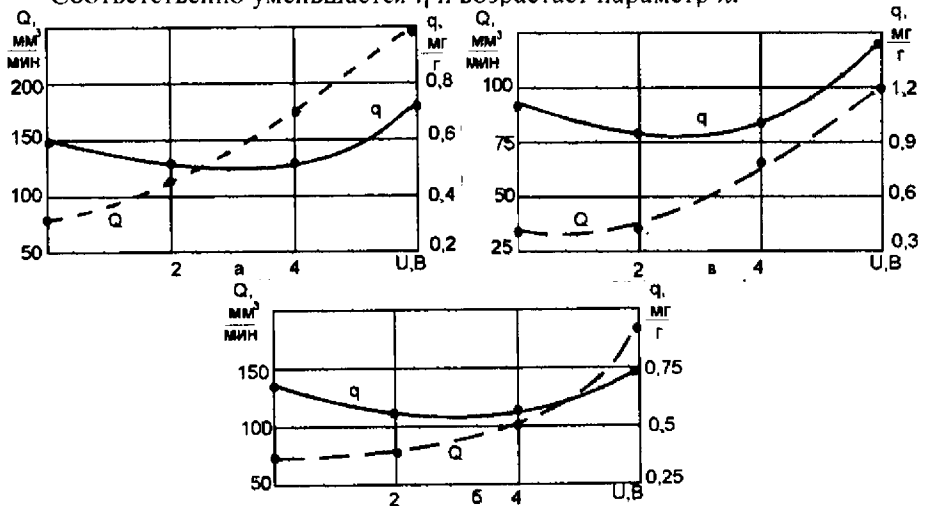


Рис. 6.12. Влияние напряжения на производительность и удельный расход алмаза: а - Т15К6; б - ВК8; в - Р18. Круг 12А2-45° 150×10×3×32 АС6 100/80 М1-01-4, $P_n = 6 \text{ кгс/см}^2$, $S_{пр} = 1 \text{ м/мин}$, $v_{кр} = 25 \text{ м/с}$, $F_{пл} = 60 \text{ мм}^2$.

При алмазном электрохимическом шлифовании с увеличением напряжения произведение $Q \cdot q$ возрастает для всех рассматриваемых обрабатываемых материалов, рис.6.12 [61]. С увеличением плотности тока

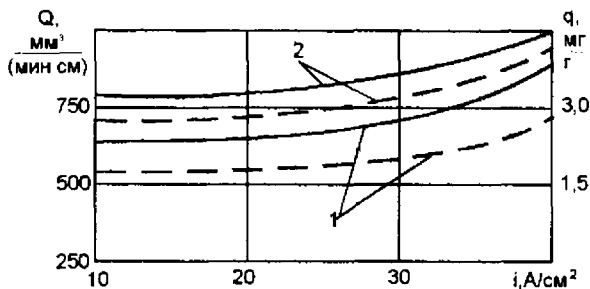


Рис. 6.13. Зависимость производительности обработки (сплошные линии) и удельного расхода алмаза (пунктирные линии) от плотности тока: 1 - $P_n = 12 \text{ кг/см}^2$; 2 - $P_n = 20 \text{ кг/см}^2$.

Круг 12A2-45° АСБ 250/200 М1-01П, $v_{кр} = 25 \text{ м/с}$, $S_{пр} = 1 \text{ м/мин}$.

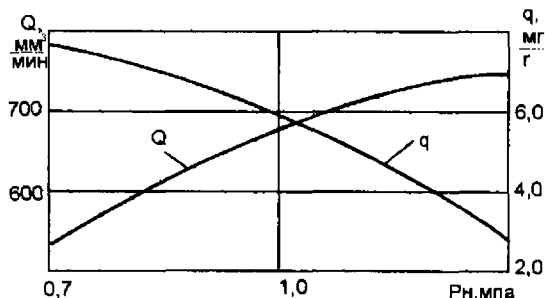


Рис. 6.14. Зависимость производительности и удельного расхода алмаза от нормального давления.

Круг 12A2-45° АС6 100/80 М1-01 4, $v_{кр} = 30 \text{ м/с}$.

производительность Q и удельный расход q при шлифовании твердого сплава также возрастают, рис.6.13 [62].

При алмазном электроэрозионном шлифовании твердого сплава ТН-20 совместно со сталью 45 по упругой схеме [60] с увеличением нормального давления P_n (Рис.6.14) произведение параметров $Q \cdot q$ уменьшается. Это связано с ростом параметра η и уменьшением разности $(1-\eta)$ в зависимости [7]

$$Q = \frac{2 \cdot F_v \cdot v_{кр}}{\pi \cdot \text{tg} \gamma \cdot HV} \cdot (1 - \eta).$$

Однако, с увеличением давления P_n интенсивность снижения $(1-\eta)$ меньше, чем рост силы F_V . Этим объясняется увеличение производительности $Q = f(P_n)$, рис.6.14.

С увеличением поперечной подачи возрастает производительность Q , удельный расход алмазов q и произведения $Q \cdot q$.

6.7. Исследование сил резания при шлифовании

Зависимость (6.24) позволяет определить силы резания P_z и P_V при врезном шлифовании

$$P_V = \frac{Q_o}{\left(\lambda + \frac{l_{ДЕТ} \cdot V_{ДЕТ}}{C} \right)},$$

$$P_z = \frac{K_{Ш} \cdot Q_o}{\left(\lambda + \frac{l_{ДЕТ} \cdot V_{ДЕТ}}{C} \right)}.$$

Применительно к продольному шлифованию зависимости P_z и P_V видоизменяются

$$P_V = \frac{Q_o}{\left(\lambda + \frac{\pi \cdot D_{ДЕТ} \cdot S_{ПР}}{C} \right)}, \quad (6.28)$$

$$P_z = \frac{K_{Ш} \cdot Q_o}{\left(\lambda + \frac{\pi \cdot D_{ДЕТ} \cdot S_{ПР}}{C} \right)}. \quad (6.29)$$

По мере износа шлифовального круга и уменьшения параметра λ силы резания P_V и P_z возрастают. За счет уменьшения коэффициента шлифования $K_{Ш}$ сила резания P_z возрастает менее интенсивно.

С увеличением глубины шлифования ($Q_o = \pi \cdot D_{ДЕТ} \cdot t$) составляющие силы резания P_V и P_z имеют тенденцию роста по прямолинейному закону. Однако, с увеличением глубины шлифования изменяются параметры λ и $K_{Ш}$, которые уменьшают тенденцию возрастания сил резания.

Продольная подача оказывает сложное влияние на характер изменения сил резания. С увеличением продольной подачи уменьшается λ и

возрастает $K_{ш}$. Изменение указанных параметров увеличивают составляющие усилия резания. С другой стороны, продольная подача входит в знаменатель выражений (6.28), (6.29).

При этих условиях интенсивность возрастания сил P_V и P_Z будет ниже по сравнению с ростом глубины шлифования.

Влияние скорости детали и характеристик шлифовального круга на силы P_V и P_Z проявляется посредством изменения параметров λ и $K_{ш}$.

Сила резания P_V зависит в большей степени от параметра λ , чем сила P_Z . Поэтому для управления процессом шлифования наиболее рационально применение схемы $P_V = \text{Const}$, которая обеспечивает постоянство силовой напряженности независимо от характера изменения λ . С уменьшением λ производительность Q_o за счет уменьшения глубины шлифования будет снижаться.

При обеспечении $\lambda = \text{Const}$, в условиях непрерывного обновления режущего контура (непрерывной правки) производительность Q_o будет оставаться постоянной.

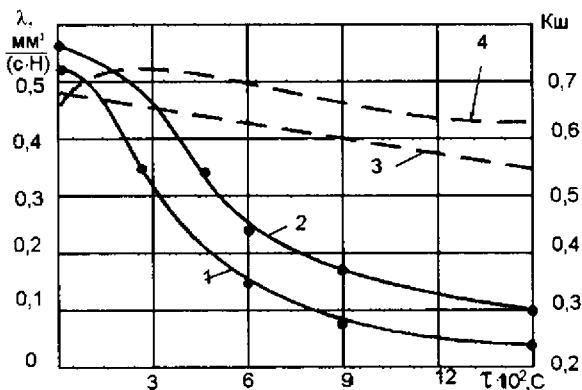


Рис. 6.15. Зависимость параметра λ (кривые 2, 4) и $K_{ш}$ (кривые 1, 3) от времени работы круга (пунктирные линии — прерывистый круг; $l_1 = 50$ мм, $l_2 = 25$ мм, контурные линии — сплошной круг).

На рис.6.15. представлены зависимости λ (кривые 1, 3) и $K_{ш}$ (кривые 4, 2) от времени работы шлифовального круга 24A25CM26K5.

Контурные линии — сплошной круг, пунктирные линии — прерывистый.

Из анализа представленных данных видно, что по мере засаливания круга наблюдается резкое снижение режущей его способности λ и уменьшение коэффициента $K_{ш}$.

Круги с прерывистой рабочей поверхностью, работая в режиме непрерывной правки, сохраняют длительное время высокую режущую способность.

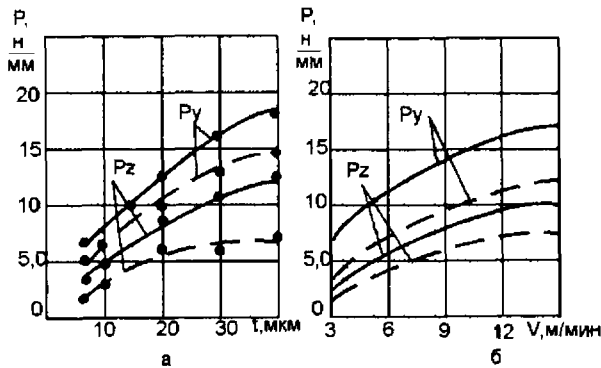


Рис. 6.16. Зависимость составляющих силы резания от глубины (а) и скорости детали (б) при сплошном (контурные линии) и прерывистом: $l_1 = 50$ мм, $l_2 = 25$ мм (пунктирные линии) шлифования.

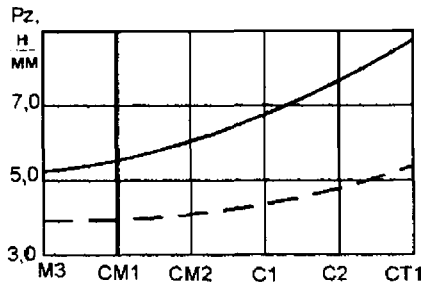


Рис. 6.17. Зависимость составляющей силы резания P_z от твердости кругов при сплошном и прерывистом шлифования.

На рис.6.16 представлены зависимости составляющих усилия P_y и P_z от глубины шлифования и скорости продольного перемещения стола станка при сплошном (контурные линии) и прерывистом (пунктирные линии) шлифования. Экспериментальные данные подтверждают теоретические выводы. На рис.6.17. представлена зависимость составляющей усилия резания P_z от твердости круга. С увеличением твердости от M3 до CT1 составляющая усилия резания P_z возрастает от 5 Н/мм до 9 Н/мм при шлифовании 12Х2Н4А сплошными кругами и от 3,6 Н/мм до 5 Н/мм при шлифовании прерывистым кругом.

6.8. Условия повышения производительности обработки

Из зависимости (6.25) следует возможность повышения производительности Q_0 за счет увеличения параметров C и λ . Увеличение λ связано с повышением режущей способности круга за счет применения эффективных способов правки.

Увеличение жесткости C реализуется за счет периодичности контакта круга с обрабатываемым материалом.

Под действием периодически возникающей силы P_0 , действие которой сохраняется некоторое время τ_0 постоянной, а затем мгновенно исчезает, величину перемещения системы Y можно записать в виде

$$Y = \frac{2 \cdot P_0}{C} \cdot \sin \frac{p \cdot \tau_0}{2} \sin p \cdot \left(\tau - \frac{\tau_0}{2} \right), \quad (6.30)$$

где p – собственная частота колебаний, 1/с.

Максимальное перемещение Y_{max} равно

$$Y_{max} = 2Y_{ст} \left| \sin \left(\frac{p \cdot T_0}{2} \right) \right|, \quad (6.31)$$

где $Y_{ст} = \frac{P_0}{C}$ – перемещение, обусловленное статическим приложением силы P_0 .

Следовательно, коэффициент динамичности μ

$$\mu = \frac{Y_{max}}{Y_{ст}} = 2 \cdot \left| \sin \left(\frac{p \cdot \tau_0}{2} \right) \right|, \quad (6.32)$$

примет следующие значения, табл. 6.1

Таблица 6.1

		Значения μ								
τ_0/T		0	0,01	0,02	0,03	0,05	0,1	0,15	0,25	0,5
μ		0	0,062	0,126	0,188	0,313	0,618	0,908	1,413	2,0

Если время действия силы будет меньше периода собственных колебаний системы T , то перемещение Y_{max} будет значительно меньше статического перемещения системы $Y_{ст}$. Система в этом случае будет слабо реагировать на действие импульса силы.

С физической точки зрения это явление означает, что уменьшение коэффициента динамичности μ и величины максимального перемещения

системы Y_{max} эквивалентно увеличению динамической жесткости системы S .

Следовательно, периодический характер контакта круга с обрабатываемой деталью позволяет существенно увеличить динамическую жесткость системы и как следствие – производительность (см. 6.25) и точность обработки (см. 6.24).

Периодический контакт круга с изделием, сопровождающийся ударом, увеличивает интенсивность износа круга и уменьшает параметр λ .

Согласно зависимости (6.25), с уменьшением λ производительность обработки Q_ϕ должна уменьшаться.

Экспериментальные исследования показывают обратную картину. С увеличением частоты воздействия динамических ударов на режущие зерна производительность не уменьшается, а наоборот, за счет увеличения динамической жесткости S возрастает.

Таким образом ударно-циклический характер контакта круга с деталью при шлифовании, например, прерывистой поверхности с одной стороны увеличивает износ круг и уменьшает параметр λ , а с другой стороны – увеличивает динамическую жесткость S и производительность Q_ϕ . Для объяснения физической сущности полученных закономерностей представим технологическую систему в виде одномассовой динамической модели, на которую действует единичный импульс силы $P(\tau)$ (Рис.6.18,а), возникающий в момент обработки вращающейся пластины (Рис.6.18,б)[12].

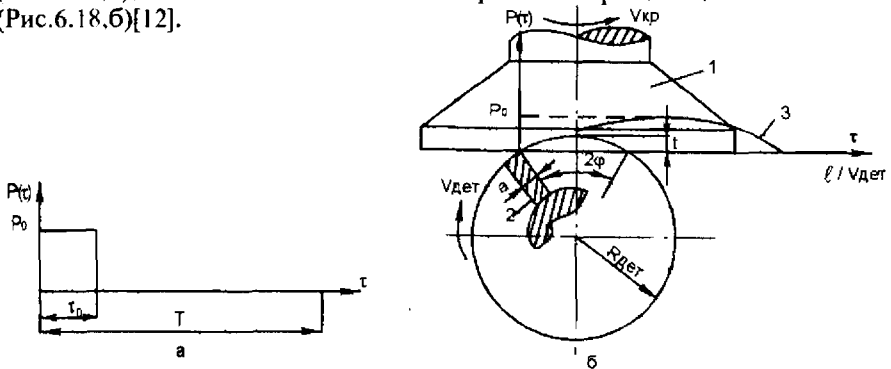


Рис. 6.18. Изменение силы P во времени (а) и расчетная схема шлифования вращающейся пластины: 1 - круг; 2 - пластина; 3- траектория движения торца пластины.

Траекторию движения пластины в рабочей зоне круга можно описать $t \cdot \sin(\omega \cdot \tau)$. В связи с тем, что собственная частота системы "Пластина" или "Инструмент" значительно ниже собственной частоты системы "Шлифовальный круг", в расчетах будет рассмотрена только система "Пластина".

Под действием импульса силы $P(\tau)$ система "Пластина" будет совершать колебания

$$P(\tau) = C_1(t \cdot \sin \omega \tau - x),$$

где t – глубина шлифования, м;

C_1 – контактная жесткость рабочей поверхности круга, Н/м.

Колебания системы описываются дифференциальным уравнением

$$m_0 \ddot{x} + Cx = P(\tau), \quad (6.33)$$

где m_0, C – приведенные масса и жесткость системы "Пластина".

Решая уравнение (6.33) с учетом нулевых начальных условий, получим

$$x = \frac{t}{\left(1 + \frac{C}{C_1}\right) \cdot \left(1 - \frac{\omega^2}{K_1^2}\right)} \cdot \left(\sin \omega t - \frac{\omega}{K_1} \cdot \sin K_1 t\right), \quad (6.34)$$

где $K_1 = \sqrt{\frac{C + C_1}{m_0}}$ – собственная частота колебаний, 1/с;

$\omega = \pi \cdot v_{дет} / l$ – частота нагружения системы, 1/с;

l – длина пути контакта круга с пластиной, м;

$v_{дет}$ – скорость вращения пластины, м/с;

$$l = R_{дет} \cdot 2\varphi + a; \quad \varphi = \sqrt{\frac{2t}{R_{дет}}}.$$

Из анализа зависимости (6.34) видно, что система "Пластина" в момент контакта совершает гармонические колебания относительно положения статического равновесия в рабочей поверхности круга. Амплитуда и форма колебаний определяется отношением частот ω и K_1 . Из выражения (6.34) видно, что независимо от сочетания частот в первоначальный момент контакта имеет место запаздывание перемещения системы от действия импульса силы. Следует заметить, что чем выше частота ω , тем значительнее проявляется запаздывание и обработка "Пластин" практически происходит без упругих перемещений. При этих условиях увеличивается фактическая глубина внедрения зерен в обрабатываемый материал. Однако отсутствие перемещений в момент контакта с "Пластиной" вызывает повышенный износ круга осо-

бенно в условиях, когда траектория движения пластины пересекает уровень связки круга. В этом случае "Пластина" будет срезать верхний слой связки круга по траектории своего движения, осуществляя правку круга. Такая закономерность будет прослеживаться при относительно "жестких" режимах шлифования, например, когда глубина шлифования будет превышать высоту выступания зерен над уровнем связки. Поэтому динамическое явление запаздывания перемещений системы от действия импульса силы следует рассматривать как положительный фактор при шлифовании с глубинами резания, превышающими высоту выступания зерен над уровнем связки.

В противном случае процесс шлифования будет сопровождаться большим износом круга. Время запаздывания перемещения системы "Пластина" должно быть соизмеримо с временем перемещения кромки пластины на величину, равную высоте выступания зерен над связкой. Это достигается, согласно зависимости (6.34), уменьшением второго

слагаемого $\frac{\omega}{K_1} \cdot \sin K_1 \cdot t$ путем повышения K_1 или уменьшением ω . Для

выполнения второго (не менее важного) условия полного съема материала на заданном уровне рельефа круга, параметры режима шлифования должны находиться в строгом соответствии. Один из них, например, скорость детали может быть выражена через остальные параметры, включая характеристику круга и обрабатываемый материал и другие. С увеличением глубины шлифования скорость детали должна уменьшаться, а с увеличением параметра H_{max} возрастать, причем весьма интенсивно.

В наибольшей степени эффект динамичности реализуется при шлифовании прерывистыми кругами, за счет создания высокочастотных импульсов. В этом случае, исходя из табл. 6.1, коэффициент динамичности уменьшается, а режущая способность λ и жесткость увеличиваются.

Динамичность процесса играет исключительно важную роль на финишных операциях. Например, высокая эффективность достигается при обработке радиально-колеблющимися брусками с использованием инструментальной головки с гидравлическим вибратором и стабилизатором зазора [15,16].

Этот способ обеспечивает более глубокое внедрение зерен в обрабатываемый материал в связи с уменьшением упругих перемещений в технологической системе.

В результате действия кратковременных импульсов силы повышается динамическая жесткость системы и увеличивается производительность обработки. Съем металла производится с наиболее выступающих участков, что способствует исправлению формы профиля детали. За

счет самозатачивания брусков поддерживается более высокая режущая способность инструментов.

6.9. Роль динамического фактора при микрорезании

Для оценки динамического фактора рассмотрим следующую математическую модель. Пусть зерно с приведенной массой m_o движется со скоростью v_o . Момент времени $\tau_o = 0$ соответствует началу контактирования зерна с обрабатываемым материалом. На зерно будет действовать сила резания P_o и сила инерции $m_o \ddot{x}$, где \ddot{x} – ускорение движения зерна. Условие равновесия примет вид:

$$m_o \ddot{x} = -P_o. \quad (6.36)$$

Решая дифференциальное уравнение (6.36), получим перемещение зерна x во времени

$$x = -\frac{P_o}{m_o} \cdot \tau^2 + C_1 \cdot \tau + C_2, \quad (6.37)$$

где C_1, C_2 – постоянные, определяются из начальных условий

$$x(0)=0, \quad \dot{x}(0)=v_o. \quad (6.38)$$

Подчиняя зависимость (6.37) начальным условиям, получим

$$x = -\frac{P_o}{m_o} \cdot \tau^2 + v_o \cdot \tau. \quad (6.39)$$

Соответственно скорость движения зерна \dot{x} определится

$$\dot{x} = -\frac{2P_o \cdot \tau}{m_o} + v_o. \quad (6.40)$$

Исходя из зависимости (6.40), скорость движения зерна во времени будет уменьшаться. При $\tau = \frac{m_o \cdot v_o}{2P_o}$ скорость \dot{x} равна нулю, т.е. зерно остановится. Чтобы этого не произошло, т.е. чтобы зерно непрерывно двигалось с постоянной скоростью, равной $\dot{x} = v_o$, ему в процессе резания необходимо сообщить ускорение, равное $a = -\ddot{x}$, и таким образом обеспечить выполнение условия

$$a + \ddot{x} = 0. \quad (6.41)$$

С учетом уравнения (6.36) ускорение будет равно

$$a = \frac{P_0}{m_0}. \quad (6.42)$$

Следовательно, для того чтобы зерно двигалось с постоянной скоростью $\dot{x} = v_0$ к нему, начиная с момента времени $\tau = 0$, необходимо приложить силу P_0 . Если к зерну в начальный момент времени $\tau = 0$ не прикладывать силу P_0 , то за время $\tau = \frac{m_0 \cdot v_0}{2P_0}$ оно переместится на величину x и остановится.

Величина x равна

$$x = \frac{m_0 \cdot v_0^2}{4P_0}. \quad (6.43)$$

Следовательно, если длина обработки меньше x , то резание осуществляется без сообщения ему дополнительной силы P_0 , т.е. зерно отделяет стружку за счет сил инерции.

В зависимости (6.40) разность $(\dot{x} - v_0)$ является величиной положительной

$$(\dot{x} - v_0) = -\frac{2P_0 \cdot \tau}{m_0}. \quad (6.44)$$

Для выполнения этого условия необходимо к зерну со стороны станка приложить силу F , превышающую силу резания P_0

$$m_0 \ddot{x} = -P_0 + F. \quad (6.45)$$

С учетом (6.45) уравнение (6.44) может быть представлено в виде

$$(\dot{x} - v_0) = \frac{2 \cdot (F - P_0) \cdot \tau}{m_0}. \quad (6.46)$$

Из выражения (6.46) следует, что в случае уменьшения скорости движения зерна v_0 оно будет испытывать динамические нагрузки, значительно превышающие статическую силу резания. Следовательно, в

условиях периодического резания силовая напряженность связана с динамическим фактором, вызывающим повышенный износ и разрушение зерен.

Оценим динамические нагрузки, действующие на инструмент, при лезвийной обработке.

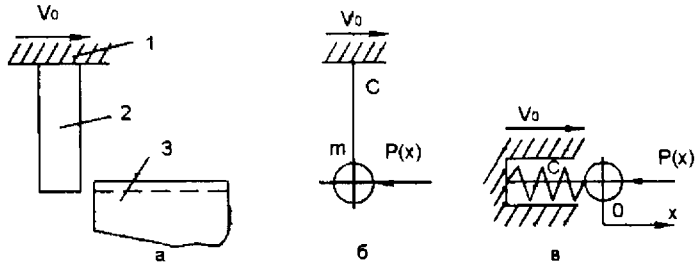


Рис. 6.19. Расчётные схемы взаимодействия инструмента с изделием: 1 - привод; 2 - режущий инструмент; 3 - изделие.

Исходя из расчетной схемы (Рис.6.19), в неподвижной системе координат движение массы m (инструмента) под действием силы резания $P(x) = P_0$ описывается дифференциальным уравнением

$$c \cdot (v_0 \cdot \tau - x) - P_0 = m \cdot \ddot{x}, \quad (6.47)$$

где c – приведенная жесткость системы инструмента по оси OX .
После преобразований

$$m \cdot \ddot{x} + c \cdot x = c \cdot v_0 \tau - P_0. \quad (6.48)$$

Частное решение уравнения

$$x = A \cdot \tau + B, \quad (6.49)$$

где $A = v_0$, $B = -\frac{P_0}{c} = -x_{cr}$.

Общее решение уравнения

$$x = B_1 \cdot \sin kt + B_2 \cdot \cos kt + v_0 \cdot \tau - x_{cr}, \quad (6.50)$$

где $k = \sqrt{\frac{c}{m}}$ – собственная частота системы.

Постоянные B_1 и B_2 определяются из начальных условий:

$$x(0) = 0; \quad \dot{x}(0) = v_1. \quad (6.51)$$

Подчиняя (6.50) начальным условиям, имеем

$$x = \sqrt{\frac{(v_1 - v_0)^2}{k^2} + x_{CT}^2} \cdot \sin(k\tau - \varphi) + v_0 \cdot \tau - x_{CT}, \quad (6.52)$$

где φ – сдвиг по фазе.

Перейдем к подвижной системе координат, введем новую переменную $x' = v_0 \cdot \tau - x$

$$x' = x_{CT} - \sqrt{\frac{(v_1 - v_0)^2}{k^2} + x_{CT}^2} \cdot \sin(k\tau - \varphi). \quad (6.53)$$

Максимальное значение x' достигается при $\sin(k\tau - \varphi) = -1$:

$$x'_{max} = x_{CT} + \sqrt{\frac{(v_1 - v_0)^2}{k^2} + x_{CT}^2}. \quad (6.54)$$

Параметр x'_{max} превышает x_{CT} более чем в два раза. При $v_1 = v_0$ выполняется условие $x'_{max} = 2 \cdot x_{CT}$. Характер изменения скорости $\dot{x}(\tau)$ и силы $F_d = c \cdot x'$ во времени показан на рис. 6.20.



Рис. 6.20. Изменение скорости движения инструмента $\dot{x}(\tau)$ и динамической силы F_d от времени τ при $v_1 = v_0$ (а, б) и $v_1 < v_0$ (в).

Случай $v_1 < v_0$ имеет место при нежестком креплении инструмента, когда в результате выборки люфтов в стыках в момент врезания происходит падение скорости движения инструмента от v_0 до v_1 . После чего скорость должна восстановиться до исходного значения v_0 в результате движения с ускорением. Это приводит к динамическим перегрузкам

инструмента. Наибольшее значение x'_{max} достигается при $v_1 = 0$, т.е. при полной остановке инструмента в момент врезания. Уменьшить x'_{max} можно за счет выполнения условия $v_1 = v_0$.

Рассмотрим решение (6.50) при начальных условиях

$$x(0) = x_1, \quad \dot{x}(0) = v_1. \quad (6.55)$$

Тогда

$$x = \sqrt{\frac{(v_1 - v_0)^2}{k^2} + (x_{ст} - x_1)^2} \cdot \sin(k\tau - \varphi) + v_0 \cdot \tau - x_{ст}$$

или

$$x' = x_{ст} - \sqrt{\frac{(v_1 - v_0)^2}{k^2} + (x_{ст} - x_1)^2} \cdot \sin(k\tau - \varphi). \quad (6.56)$$

Максимальное значение x'_{max}

$$x'_{max} = x_{ст} + \sqrt{\frac{(v_1 - v_0)^2}{k^2} + (x_{ст} - x_1)^2}. \quad (6.57)$$

При $v_1 = v_0$ и $x_1 = x_{ст}$ параметр $x'_{max} = x_{ст}$, т.е. исключаются динамические перегрузки, действующие на инструмент.

Уменьшить x'_{max} можно также путем кратковременного приложения силы P_0 , в результате чего входящий в (6.56) множитель $-\sin(kT - \varphi) < 1$ — уменьшается, где T — время действия на инструмент силы P_0 . Тогда $x'_{max} < x_{ст}$.

Рассмотрим динамику инструмента при формах импульсов силы, характерных для встречного и попутного фрезерования, рис.6.21.

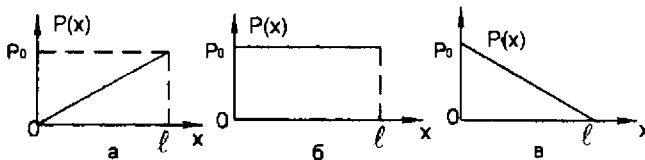


Рис. 6.21. Изменение силы $P(x)$ от перемещения инструмента x .

Представим $P_0 = c_0 \cdot x$, где $c_0 = \frac{P_{0max}}{l}$, l — длина обработки.

Решение уравнения (6.47)

$$x = \frac{1}{k_1} \cdot (1 - \alpha) \cdot v_0 \cdot \sin k_1 \tau + \alpha \cdot v_0 \cdot \tau, \quad (6.58)$$

где $k_1^2 = \frac{c + c_0}{m}$, $\alpha = \frac{k^2}{k_1^2} = \frac{c}{c + c_0} < 1$.

Скорость движения инструмента

$$\dot{x} = (1 - \alpha) \cdot v_0 \cdot \cos k_1 \tau + \alpha \cdot v_0. \quad (6.59)$$

Зависимость (6.59) с учетом действия в системе диссипативных сил графически показана на рис.6.22.

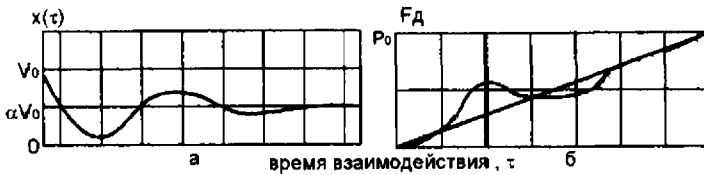


Рис. 6.22. Изменение скорости $\dot{x}(\tau)$ и силы F_d при встречном фрезеровании.

В момент врезания наблюдается падение скорости, затем она восстанавливается до значения $\alpha \cdot v_0 < v_0$, т.е. масса m_0 движется со скоростью, меньше исходной. Это обусловлено характером изменения динамической силы F_d , действующей на массу

$$F_d = c \cdot (1 - \alpha) \cdot v_0 \cdot \left(\tau - \frac{1}{k_1} \cdot \sin k_1 \tau \right). \quad (6.60)$$

После затухания колебаний, $\sin k_1 \tau = 0$ и сила F_d пропорциональна сечению среза, рис.6.22.

При попутном фрезеровании $P_0 = P_{0\max} - c_0 \cdot x$, с учетом начальных условий

$$x(0)=0; \dot{x}(0) = v_0, \quad (6.61)$$

решение уравнения (6.47) принимает вид

$$x = \sqrt{\frac{v_0^2}{k_2^2} \cdot (1 - \rho)^2 + \frac{P_{0\max}^2}{(c - c_0)^2}} \cdot \sin(k_2 \tau - \psi) + \beta \cdot v_0 \cdot \tau - \frac{P_{0\max}}{(c - c_0)}, \quad (6.62)$$

где $k_2^2 = \frac{c - c_0}{m_0}$, $\beta = \frac{k_2}{k_2^2}$;

$$\psi = \operatorname{arctg} \left[\frac{P_{0 \max} \cdot k_2}{(c - c_0) \cdot v_0 \cdot (1 - \beta)} \right].$$

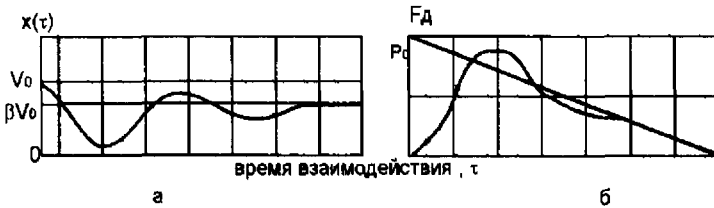


Рис. 6.23. Изменение скорости $\dot{x}(\tau)$ и силы F_d при попутном фрезеровании.

С учетом затухания в системе изменение скорости \dot{x} показано на рис.6.23. В начальный момент скорость движения инструмента падает, затем восстанавливается до значения $\beta \cdot v_0 < v_0$.

Из рис.6.23 следует, что динамическая сила F_d может быть меньше статической $P_{0 \max}$. Рассмотрим форму импульса силы, характерную для микрорезания зерном при шлифовании, рис.6.24,а. На участке I параметры x и \dot{x} описываются зависимостями (6.58) и (6.59).

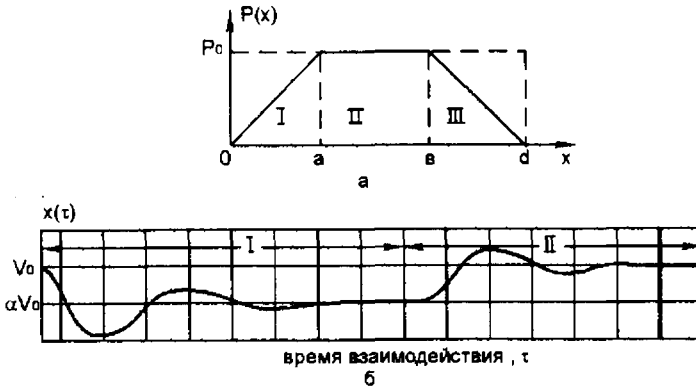


Рис. 6.24. Изменение силы $P(x)$ от перемещения x (а) и скорости $\dot{x}(\tau)$ от времени взаимодействия τ (б).

Начальные условия для участка II:

$$x(0) = -x_{ст}, \quad \dot{x}(0) = \alpha \cdot v_0. \quad (6.63)$$

Решая уравнение (6.47) с учетом (6.63), имеем

$$x = -\frac{1}{k} \cdot v_o \cdot (1 - \alpha) \cdot \sin kt + v_o \cdot \tau - x_{ст}, \quad (6.64)$$

$$\dot{x} = -v_o \cdot (1 - \alpha) \cdot \cos kt + v_o. \quad (6.65)$$

Графически изменение \dot{x} показано на рис.6.24,б. Динамическая сила F_d , действующая на зерно, на *участке II* выражается

$$F_d = P_o + \frac{v_o}{k} \cdot \frac{1}{\left(\frac{1}{c} + \frac{1}{c_o}\right)} \cdot \sin kt. \quad (6.66)$$

Второе слагаемое в (6.66) обусловлено восстановлением скорости движения зерна в момент перехода с *участка I* на *участок II*. С увеличением параметра c_o сила F_d растет и при $c_o \rightarrow \infty$

$$F_{d \max} = P_o + \frac{v_o}{k} \cdot c. \quad (6.67)$$

Таким образом, показана определяющая роль падения скорости движения инструмента в формировании динамических нагрузок.

Глава 7

Напряжения при резании материалов и условия стружкообразования

7.1. Напряжения, возникающие от действия сосредоточенной силы на границе полуплоскости

Согласно теории упругости [5], плоское напряженное состояние описывается следующими уравнениями в полярных координатах

$$\frac{\partial \sigma_r}{\partial r} + \frac{1}{r} \cdot \frac{\partial \tau_{r\theta}}{\partial \theta} + \frac{\sigma_r - \sigma_\theta}{r} = 0, \quad (7.1)$$

$$\frac{1}{r} \cdot \frac{\partial \sigma_\theta}{\partial \theta} + \frac{\partial \tau_{r\theta}}{\partial r} + \frac{2 \cdot \tau_{r\theta}}{r} = 0, \quad (7.2)$$

где σ_r и σ_θ – соответственно нормальные компоненты напряжений в радиальном и окружном направлениях;

$\tau_{r\theta}$ – касательная компонента напряжений;

r – радиус;

θ – угол.

Для определения компонент напряжений вводится функция напряжения φ , удовлетворяющая уравнениям (7.1) и (7.2)

$$\sigma_r = \frac{1}{r} \cdot \frac{\partial \varphi}{\partial r} + \frac{1}{r^2} \cdot \frac{\partial^2 \varphi}{\partial \theta^2}, \quad (7.3)$$

$$\sigma_\theta = \frac{\partial^2 \varphi}{\partial r^2}, \quad (7.4)$$

$$\tau_{r\theta} = -\frac{\partial}{\partial r} \left(\frac{1}{r} \cdot \frac{\partial \varphi}{\partial \theta} \right), \quad (7.5)$$

Функция напряжений φ определяется из уравнения совместности

$$\left(\frac{\partial^2}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \cdot \frac{\partial}{\partial r} + \frac{1}{r^2} \cdot \frac{\partial^2}{\partial \theta^2} \right) \left(\frac{\partial^2 \varphi}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \cdot \frac{\partial \varphi}{\partial r} + \frac{1}{r^2} \cdot \frac{\partial^2 \varphi}{\partial \theta^2} \right) = 0. \quad (7.6)$$

Для расчета напряжений в точке C от действия силы P (Рис.7.1) существует фундаментальное решение [5]

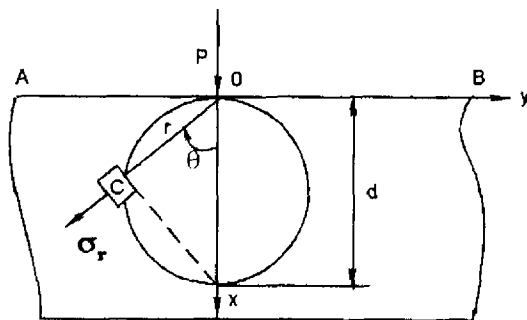


Рис. 7.1. Расчетная схема напряжений в полуплоскости.

$$\varphi = -\frac{P}{\pi} \cdot r \cdot \theta \cdot \sin \theta. \quad (7.7)$$

С учетом зависимостей (7.3), (7.4), и (7.5) компоненты напряжений определяются

$$\sigma_r = -\frac{2 \cdot P}{\pi} \cdot \frac{\cos \theta}{r}, \quad (7.8)$$

$$\sigma_\theta = 0, \quad (7.9)$$

$$\tau_{r\theta} = 0. \quad (7.10)$$

Полученные зависимости (7.8), (7.9) и (7.10) удовлетворяют уравнениям (7.1), (7.2) и (7.6) и граничным условиям на границе AB ($\sigma_\theta = \tau_{r\theta} = 0$). При $\theta = 0$ и $r = 0$ напряжение $\sigma_r \rightarrow \infty$, т.е. из решения необходимо исключить точку приложения силы P. Из решения вытекает, что любой элемент C, расположенный на расстоянии r от точки приложения силы P, подвергается простому сжатию в радиальном направлении. С увеличением θ и r напряжение σ_r уменьшается.

Принимая $r = d \cdot \cos \theta$ (где d – диаметр окружности с центром на оси OX и касательной к оси OY в точке O, рис.7.1), напряжение σ_r описывается

$$\sigma_r = -\frac{2 \cdot P}{\pi \cdot d}. \quad (7.11)$$

Следовательно, напряжение σ_r во всех точках окружности одинаково за исключением точки O, где $\sigma_r \rightarrow \infty$. Чем больше диаметр окружности d, тем меньше σ_r . Внутри окружности напряжение больше, чем снаружи.

При действии силы P в горизонтальном направлении решение остается прежним, однако угол θ необходимо отсчитывать от направления действия силы. При действии силы P под углом α напряжение σ_r определяется путем суперпозиции, раскладывая силу P на две составляющие $P \cdot \cos \alpha$ и $P \cdot \sin \alpha$ (в направлении осей OX и OY)

$$\sigma_r = -\frac{2}{\pi r} \left[P \cdot \cos \alpha \cdot \cos \theta + P \cdot \sin \alpha \cdot \cos \left(\frac{\pi}{2} + \theta \right) \right] = -\frac{2P}{\pi r} \cdot \cos(\alpha + \theta) \quad (7.12)$$

Наибольшее напряжение σ_r достигается при $\cos(\alpha + \theta) = 1$, т.е. при $\theta = -\alpha$. Следовательно, центр окружности одинаковых напряжений σ_r (диаметром d) расположен на линии действия силы P . Данное решение идентично (1.8), рассматривая вместо угла ϕ угол θ .

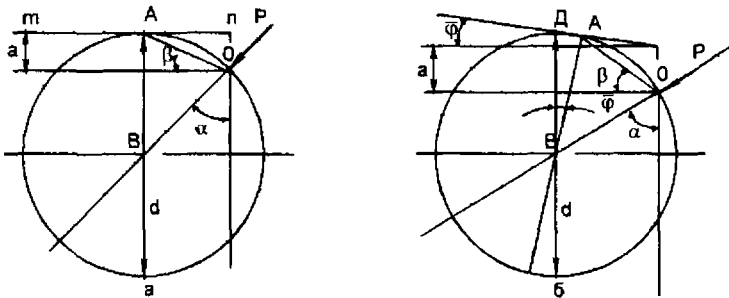


Рис. 7.2. Расчетная схема напряжений при резании материалов с постоянной (а) и переменной (б) толщиной среза.

Применительно к процессу резания рассмотрим вертикальную полуплоскость (Рис.7.2,а), на границе которой в точке O под углом α действует сила P , равная силе резания. Слой толщиной a в процессе резания удаляется.

Проведем через точку O семейство окружностей с центрами на линии действия силы P . Одна из окружностей в точке A будет касаться границы полуплоскости. Следовательно, в этой точке на границе mn напряжение σ_r будет наибольшим. Линия OA определяет положение опасного сечения, в котором может произойти разрушение материала. Положение OA определяется углом β . Диаметр окружности d определяется из соотношения

$$\frac{d/2 - a}{d/2} = \sin(90 - \alpha).$$

откуда

$$d = \frac{2a}{(1 - \cos \alpha)}. \quad (7.13)$$

Угол β определяется из системы уравнений

$$\begin{cases} l^2 - a^2 = \left(\frac{d}{2}\right)^2 - \left(\frac{d}{2} - a\right)^2, \\ \frac{a}{l} = \sin \beta, \end{cases} \quad (7.14)$$

где l – длина отрезка OA .

Решая систему (7.14) с учетом (7.13), имеем

$$\cos 2\beta = \cos \alpha \text{ или } \beta = \frac{\alpha}{2}. \quad (7.15)$$

При $\alpha = 90^\circ$ угол $\beta = 45^\circ$, что соответствует условию разрушения материала при одноосном растяжении (сжатии). При $\alpha < 90^\circ$ угол $\beta < 45^\circ$, при $\alpha > 90^\circ$ угол $\beta > 45^\circ$. При $\alpha \rightarrow 0$ угол $\beta \rightarrow 0$ и разрушения материала не будет.

Диаметр окружности d , согласно (7.13), с увеличением угла α уменьшается и при $\alpha = 90^\circ$ принимает наименьшее значение $d = 2 \cdot a$, что соответствует наименьшей силе P , определяемой (7.11) с учетом (7.13)

$$P = -\frac{\pi \cdot a \cdot \sigma_{сж}}{(1 - \cos \alpha)}, \quad (7.16)$$

где $\sigma_{сж}$ – предел прочности материала на сжатие.

Составляющие силы резания P_z , P_y и условное напряжение резания

$\sigma = \frac{P_z}{a}$ определяются

$$P_z = -\frac{\pi \cdot a \cdot \sigma_{сж}}{(1 - \cos \alpha)} \cdot \sin \alpha = -\frac{\pi \cdot a \cdot \sigma_{сж}}{\operatorname{tg} \frac{\alpha}{2}}, \quad (7.17)$$

$$P_y = -\frac{\pi \cdot a \cdot \sigma_{сж}}{(1 - \cos \alpha)} \cdot \cos \alpha = -\frac{\pi \cdot a \cdot \sigma_{сж}}{(1/\cos \alpha - 1)}, \quad (7.18)$$

$$\sigma = -\frac{\pi \cdot \sigma_{сж}}{(1 - \cos \alpha)} \cdot \sin \alpha = -\frac{\pi \cdot \sigma_{сж}}{\operatorname{tg} \frac{\alpha}{2}}. \quad (7.19)$$

Сила P_z направлена вдоль оси OX , а сила P_y вдоль оси OY . Параметры P_z и P_y определены для единичной ширины резания.

При заданных значениях a и $\sigma_{сж}$, с увеличением угла α от 0 до 180° значения параметров P_z и σ уменьшаются от ∞ до 0 . При увеличении α от 0 до 90° сила P_y уменьшается от ∞ до 0 , а затем при увеличении α от 90° до 180° – ограниченно возрастает. При $\alpha < 60^\circ$ зависимости (7.17), (7.18) и (7.19) с учетом $P_z/P_y = K_{рез}$ (где $K_{рез}$ – коэффициент резания) упрощаются

$$P_z = -\frac{2 \cdot \pi \cdot a \cdot \sigma_{сж}}{K_{рез}}, \quad (7.20)$$

$$P_y = -\frac{2 \cdot \pi \cdot a \cdot \sigma_{сж}}{K_{рез}^2}, \quad (7.21)$$

$$\sigma = -\frac{2 \cdot \pi \cdot \sigma_{сж}}{K_{рез}}. \quad (7.22)$$

Из (7.22) вытекает, что произведение параметров σ и $K_{рез}$ – постоянно.

При резании с переменной толщиной среза положение окружности предельных напряжений $\sigma_r = \sigma_{сж}$ показано на рис.7.2.б. Разрушение материала произойдет по линии OA .

Из равнобедренного треугольника OAB определяется угол β

$$\beta = \frac{\bar{\varphi} + \alpha}{2}, \quad (7.23)$$

где $\bar{\varphi}$ – угол среза (может быть положительным и отрицательным в зависимости от кинематической схемы резания).

Диаметр окружности d определяется из прямоугольного треугольника ABD

$$\frac{d}{2 \cos \varphi} = a_1 + \frac{d}{2} \cdot \cos \alpha + \frac{d}{2} \operatorname{tg} \bar{\varphi} \cdot \sin \alpha,$$

откуда
$$d = \frac{2 \cdot a_1 \cdot \cos \bar{\varphi}}{[1 - \cos(\alpha + \bar{\varphi})]}, \quad (7.24)$$

где a_1 – текущее значение толщины среза в точке А.

Сила P , исходя из зависимости (7.11), с учетом тригонометрических преобразований

$$1 - \cos(\alpha - \bar{\varphi}) = 2 \cdot \sin^2\left(\frac{\alpha - \bar{\varphi}}{2}\right) \approx \frac{1}{2}(\alpha - \bar{\varphi})^2,$$

принимает вид

$$P = - \frac{2 \cdot \pi \cdot a_1 \cdot \sigma_{сж} \cdot \cos \bar{\varphi}}{(\alpha - \bar{\varphi})^2}. \quad (7.25)$$

Параметры P_z и σ определяются

$$P_z = - \frac{2 \cdot \pi \cdot a_1 \cdot \sigma_{сж} \cdot \sin \alpha \cdot \cos \bar{\varphi}}{(\alpha - \bar{\varphi})^2}, \quad (7.26)$$

$$\sigma = - \frac{2 \cdot \pi \cdot \sigma_{сж} \cdot \sin \alpha \cdot \cos \bar{\varphi}}{(\alpha - \bar{\varphi})^2}. \quad (7.27)$$

При $\bar{\varphi} = 0$ зависимости (7.26) и (7.27) идентичны зависимостям (7.17) и (7.19) с учетом $\operatorname{tg} \frac{\alpha}{2} \approx \frac{\alpha}{2}$.

При $\bar{\varphi} > 0$ угол β больше, чем при $\bar{\varphi} = 0$.

Основное влияние на силу резания оказывает угол α . Поэтому для снижения силовой напряженности процесса угол α необходимо уменьшать, управляя геометрией инструмента, режимами резания, условиями трения на передней и задней поверхностях инструмента.

7.2. Напряжения, возникающие от действия распределенной нагрузки на границе полуплоскости

Пусть на прямолинейную границу действует равномерно распределенная нормальная нагрузка интенсивностью $q = P/l$, рис.7.3,а. Напряжение $d\sigma_r$ от элементарной силы $dP = q \cdot dy$ в точке С равно

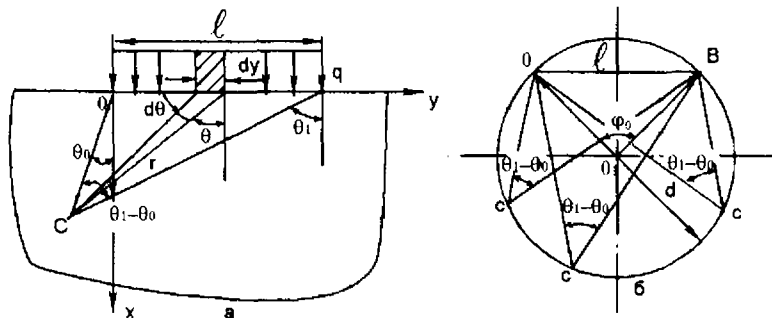


Рис. 7.3. Расчетные схемы напряжений в полуплоскости при действии нормальной распределенной нагрузки q .

$$d\sigma_r = -\frac{2 \cdot q \cdot dy \cdot \cos \theta}{\pi \cdot r}, \quad (7.28)$$

где $dy = \frac{r \cdot d\theta}{\cos \theta}$ — элементарная площадка;

$d\theta$ — элементарный угол.

Тогда
$$d\sigma_r = -\frac{2 \cdot q}{\pi} \cdot d\theta. \quad (7.29)$$

Составляющая напряжения $d\sigma_r$ в направлении линии OC , расположенной под углом θ_0 к оси OX , равна

$$d\bar{\sigma}_r = d\sigma_r \cdot \cos(\theta - \theta_0) = -\frac{2q}{\pi} \cos(\theta - \theta_0) \cdot d\theta.$$

Интегрируя $d\bar{\sigma}_r$ в пределах $\theta = \theta_0 \dots \theta_1$, имеем

$$\sigma_r = -\frac{2q}{\pi} \sin(\theta_1 - \theta_0). \quad (7.30)$$

С увеличением угла θ_1 от 0 до 90° напряжение σ_r возрастает от 0 до конечного значения $-\frac{2q}{\pi}$.

При $\theta_1 = -\theta_0$ (т.е. при $y = l/2$) напряжение σ_r , определяемое (7.30), равно

$$\sigma_r = -\frac{2 \cdot q}{\pi} \cdot \sin 2\theta_1. \quad (7.31)$$

При изменении θ_1 от 0 до 45° напряжение σ_r возрастает, а при изменении от 45° до 90° — уменьшается до нуля.

Исходя из (7.30), условие $\sigma_r = \text{Const}$ выполняется при $\theta_1 - \theta_0 = \text{Const}$. Это соответствует постоянству угла $\angle C = \theta_1 - \theta_0$ треугольника OCB с неизвестным основанием $OB = l$.

Из планиметрии известно, что вписанный угол составляет половину центрального ϕ_0 , опирающегося на ту же дугу окружности. Поэтому все углы, опирающиеся на данную дугу, равны между собой, рис.7.3,б. Из этого вытекает, что для окружности диаметром d , проведенной через точки O и B , угол $\angle C = \theta_1 - \theta_0 = \text{Const}$ и соответственно $\sigma_r = \text{Const}$. Чем

меньше угол $\theta_1 - \theta_0$, тем больше диаметр окружности, рис.7.4.

Следовательно, меньшим значениям $\theta_1 - \theta_0$ и σ_r соответствует больший диаметр. При $\theta_1 - \theta_0 \rightarrow 0$ ($\sigma_r \rightarrow 0$) диаметр $d \rightarrow \infty$. Наибольшие напряжения соответствуют точкам окружности диаметром $d = l$. Внутри этой окружности образуются меньшие напряжения. Следовательно, разрушение материала будет происходить по окружности диаметром $d = l$ с выходом на свободную поверхность в точках O и B .

Рассмотрим данное решение применительно к процессу резания, рис.7.5. Проведем через точки O и B , касательной к обрабатываемой поверхности mn окружность, соответствующую предельным напряжениям σ_r . Внутри этой окружности, за исключением полуокружно-

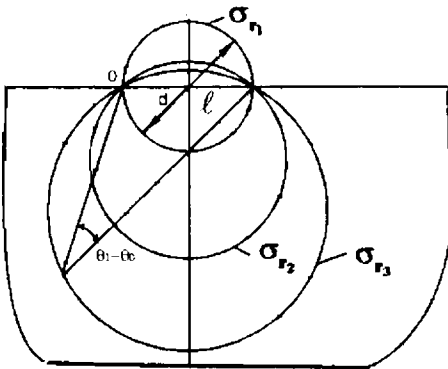


Рис. 7.4. Окружности равных напряжений ($\sigma_{r1} > \sigma_{r2} > \sigma_{r3}$).

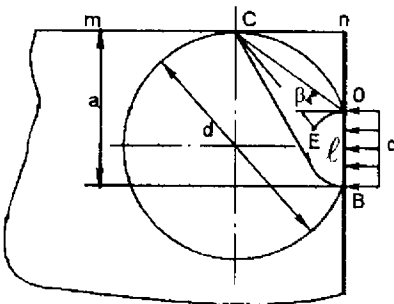


Рис. 7.5. Расчетная схема напряжений при резании при действии распределенной нагрузки q .

сти диаметром $d = l$ (проходящей через точки O и B), напряжения будут больше предельных. Поэтому разрушение материала произойдет по одной из линий, соединяющих точку C и точку E , расположенную на дуге полуокружности диаметром $d = l$.

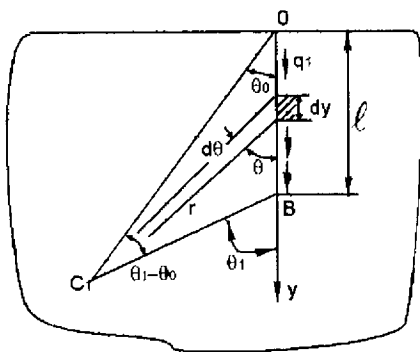
Угол $\beta \approx 45^\circ$. Наличие данной полуокружности предопределяет образование застойной зоны, что может быть одной из причин образования нароста на передней поверхности инструмента. Очевидно, уменьшить размеры застойной зоны можно уменьшением длины l (уменьшением силы $P = q \cdot l$, необходимой для разрушения материала). Поэтому, чем меньше толщина среза a и больше передний угол инструмента γ , тем меньше сила P и длина l .

При прерывистом резании в момент врезания инструмента в материал длина l больше, чем при установившемся резании. Возможно разрушение материала вдоль дуги полуокружности $d = l$. Длина дуги (разрушения) равна $\frac{\pi \cdot d}{2} \approx \frac{\pi \cdot a}{2}$. В предыдущем случае, при $\beta \approx 45^\circ$,

длина отрезка OC равна $\sqrt{2} \cdot a$. Очевидно, $\frac{\pi \cdot a}{2} > \sqrt{2} \cdot a$. Поэтому сила

P , возникающая в момент врезания инструмента в обрабатываемый материал больше, чем при установившемся резании, что может быть одной из причин повышенного износа инструмента.

Кроме нормальной распределенной нагрузки в зоне резания действует тангенциально распределенная нагрузка интенсивностью q_1 , обусловленная трением обрабатываемого и инструментального материалов. Исходя из расчетной схемы (Рис.7.6), напряжение $d\sigma_r$, возникающее от действия элементарной силы $dP_1 = q_1 \cdot dy$ в точке C_1 , равно



$$d\sigma_r = - \frac{2 \cdot q_1 \cdot dy}{\pi \cdot r} \cdot \cos \theta, \quad (7.32)$$

Рис. 7.6. Расчетная схема напряжений в полуплоскости при действии тангенциальной распределенной нагрузки q_1 .

$$\text{где } dy = \frac{r \cdot d\theta}{\sin \theta}.$$

Составляющая напряжения $d\sigma_r$ в направлении линии OC_1 , расположенной под углом θ_0 к оси OY , определится

$$d\bar{\sigma}_r = d\sigma_r \cdot \cos(\theta - \theta_0) = -\frac{2 \cdot q_1 \cdot \cos \theta}{\pi \cdot \sin \theta} \cdot \cos(\theta - \theta_0) \cdot d\theta. \quad (7.33)$$

После тригонометрических преобразований зависимость (7.33) выразится

$$d\bar{\sigma}_r = -\frac{2 \cdot q_1}{\pi} \cdot \left[\frac{\cos \theta_0}{\sin \theta} + \sin(\theta - \theta_0) \right] \cdot d\theta. \quad (7.34)$$

Интегрируя $d\sigma_r$ в пределах $\theta = \theta_0 \dots \theta_1$, имеем

$$\sigma_r = -\frac{2 \cdot q_1}{\pi} \cdot \left\{ \cos \theta_0 \cdot \ln \left| \frac{\operatorname{tg} \frac{\theta_1}{2}}{\operatorname{tg} \frac{\theta_0}{2}} \right| + [1 - \cos(\theta_1 - \theta_0)] \right\}. \quad (7.35)$$

С увеличением угла θ_1 напряжение σ_r возрастает. При $\theta_1 \rightarrow \theta_0$ напряжение $\sigma_r \rightarrow 0$.

При $\theta_0 = 0$ и $\theta = 0$ ($\theta = 180^\circ$) возникают неопределенности вида $\ln \frac{0}{0}$ и $\ln \frac{\infty}{0}$.

В отличие от решения (7.30), в решении (7.35) отсутствует однозначная связь между σ_r и $(\theta_1 - \theta_0)$. Напряжение σ_r зависит отдельно от θ_1 и θ_0 . Однако при $\theta_1 < 90^\circ$ (за пределами зоны действия нагрузки q_1) с определенными допущениями можно принять

$$\left| \frac{\operatorname{tg} \frac{\theta_1}{2}}{\operatorname{tg} \frac{\theta_0}{2}} \right| \rightarrow 1 \text{ и } \ln \left| \frac{\operatorname{tg} \frac{\theta_1}{2}}{\operatorname{tg} \frac{\theta_0}{2}} \right| \rightarrow 0.$$

Тогда зависимость (7.35) примет вид

$$\sigma_r = -\frac{2 \cdot q_1}{\pi} \cdot [1 - \cos(\theta_1 - \theta_0)]. \quad (7.36)$$

При $\theta_1 - \theta_0 = \text{Const}$ напряжение $\sigma_r = \text{Const}$, т.е. приходим к решению, аналогичному (7.30).

Представляя $q = q_0 \cdot \cos \alpha$ и $q_t = q_0 \cdot \sin \alpha$, путем суперпозиции определим суммарное напряжение (в зависимости (7.35) вместо углов θ_1 и θ_0 примем $\theta_1 + 90^\circ$ и $\theta_0 + 90^\circ$)

$$\sigma_r = -\frac{4 \cdot q_0}{\pi} \cdot \cos\left(\frac{\theta_1 - \theta_0}{2}\right) \cdot \sin\left(\frac{\theta_1 - \theta_0}{2} - \alpha\right) - \frac{2 \cdot q_0}{\pi} \cdot \sin \alpha \cdot \sin \theta_0 \cdot \ln \left| \frac{\operatorname{tg}\left(\frac{\theta_1}{2} + 45^\circ\right)}{\operatorname{tg}\left(\frac{\theta_0}{2} + 45^\circ\right)} \right|. \quad (7.37)$$

Допуская, что на некотором удалении от точек действия нагрузки второе слагаемое небольшое и им можно пренебречь, имеем

$$\sigma_r = -\frac{4 \cdot q_0}{\pi} \cdot \cos\left(\frac{\theta_1 - \theta_0}{2}\right) \cdot \sin\left(\frac{\theta_1 - \theta_0}{2} - \alpha\right). \quad (7.38)$$

Поворачивая ось OX (Рис. 7.3,а) на угол α , зависимость (7.38) примет вид

$$\sigma_r = -\frac{2 \cdot q_0}{\pi} \cdot \sin(\theta_1 - \theta_0). \quad (7.39)$$

Направление действия нагрузки q_0 совпадает с осью OX . Зависимость (7.39) отличается от (7.30) лишь параметром q_0 .

Рассмотрим данное решение применительно к процессу резания, рис. 7.7. Проведем через точки O и B ($OB = l$) окружность, касательную к границе обрабатываемой поверхности mn в точке C . При достижении в точках окружности предельного напряжения произойдет разрушение материала по линии, соединяющей точку C с точкой, расположенной на дуге полуокружности

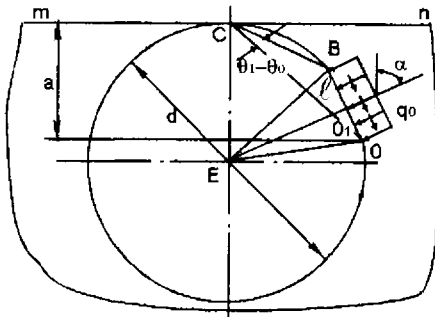


Рис. 7.7. Расчетная схема напряжений при резании при действии суммарной нагрузки q_0 .

диаметром $d = l$.

Интенсивность нагрузки q_0 в зависимости (7.39) в первом приближении можно принять равной твердости обрабатываемого материала HV . Тогда при $\sigma_r = \sigma_{сж}$ можно из зависимости определить разность углов $(\theta_1 - \theta_0)$, которая равна углу $\angle BCO$ (Рис.7.7), т.е.

$$\sin(\theta_1 - \theta_0) = -\frac{\pi \cdot \sigma_{сж}}{2 \cdot HV}. \quad (7.40)$$

Угол $\angle BEO = 2 \cdot (\theta_1 - \theta_0)$, как центральный угол, опирающийся на хорду l . Из прямоугольного треугольника BEO' следует соотношение

$$\frac{l}{d} = \sin(\theta_1 - \theta_0). \quad (7.41)$$

Пользуясь теоремой синусов, из косоугольного треугольника BCO следует

$$\frac{l}{\sin(\theta_1 - \theta_0)} = \frac{OC}{\sin \angle CBO}, \quad (7.42)$$

где $OC = \sqrt{a^2 + \left(\frac{d}{2}\right)^2 \cdot \sin^2[\alpha + (\theta_1 - \theta_0)]}$;

$$\sin \angle CBO = \sin \frac{[\alpha + (\theta_1 - \theta_0)]}{2};$$

a – толщина среза.

После преобразований, разрешая систему уравнений (7.41) и (7.42), имеем

$$d = \frac{2 \cdot a}{\{1 - \cos[\alpha + (\theta_1 - \theta_0)]\}}, \quad (7.43)$$

$$l = \frac{a \cdot \sin(\theta_1 - \theta_0)}{\sin^2 \frac{[\alpha + (\theta_1 - \theta_0)]}{2}}. \quad (7.44)$$

Условие $l = 0$ выполняется при $\sin(\theta_1 - \theta_0) = 0$ или $\theta_1 = \theta_0$, что соответствует случаю действия сосредоточенной силы. При $\theta_1 = \theta_0$ зависимость (7.43) принимает вид зависимости (7.13), полученной при действии сосредоточенной силы. Следовательно, данное решение является общим.

В случае действия распределенной нагрузки диаметр окружности d меньше, чем в случае действия сосредоточенной силы. Это вытекает из зависимости (7.43). Следовательно, увеличение l и соответственно $\theta_1 = \theta_0$ ведет к росту d . Сила резания $P_0 = q_0 \cdot l = HV \cdot l$ с учетом (7.40) равна

$$P_0 = - \frac{\pi \cdot a \cdot \sigma_{сж}}{\{1 - \cos[\alpha + (\theta_1 - \theta_0)]\}} \quad (7.45)$$

При $\theta_1 = \theta_0$ зависимость (7.45) идентична зависимости (7.16).

Механические характеристики обрабатываемого материала $\sigma_{сж}$ и HV влияют на P_0 посредством изменения входящих в (7.45) параметров $(\theta_1 - \theta_0)$ и $\sigma_{сж}$. Учитывая то, что угол $(\theta_1 - \theta_0)$ мало изменяется с изменением соотношения $\sigma_{сж}/HV$, входящего в (7.40), сила резания P_0 с увеличением $\sigma_{сж}$ будет возрастать. Основное влияние на P_0 оказывает угол α . С его увеличением сила P_0 увеличивается.

7.3. Приближенный расчет напряжений в зоне резания

Пусть на обрабатываемый материал со стороны движущегося инструмента действует система двух сил P_z и P_y , рис.7.8,а. Под действием этих сил материал деформируется. В нем возникают напряжения сдвига

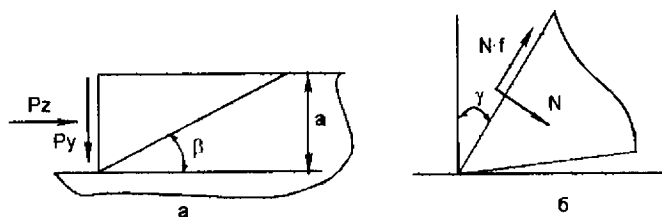


Рис. 7.8. Расчетная схема параметров стружкообразования (а) и схема сил, действующих на передней поверхности инструмента (б).

в плоскостях, расположенных под углом β к направлению движения инструмента. Определим плоскости, в которой напряжение сдвига τ максимально и в которой произойдет сдвиг материала. Спроектируем силы P_z и P_y на плоскость, расположенную под углом β и определим τ

$$\tau = \frac{\sin \beta}{a \cdot b} (P_z \cdot \cos \beta - P_y \cdot \sin \beta), \quad (7.46)$$

где a, b – толщина и ширина среза.

После преобразований

$$\tau = \frac{P_{\gamma}}{a \cdot b} \cdot (K_{PEZ} \cdot 0,5 \cdot \sin 2\beta - \sin^2 \beta). \quad (7.47)$$

Нетрудно видеть, что τ имеет максимум от β . Приравнявая производную τ от β к нулю, определим экстремальное значение угла β

$$\operatorname{tg} 2\beta = K_{PEZ}. \quad (7.48)$$

С учетом допущения $\operatorname{tg} 2\beta \approx 2\beta$, имеем $\beta = \frac{\alpha}{2}$, что идентично зависимости (7.15). С учетом тригонометрических соотношений $\operatorname{tg} 2\beta = \frac{\sin 2\beta}{\sqrt{1 - \sin^2 2\beta}}$ и $\operatorname{tg} 2\beta = \frac{2\operatorname{tg}\beta}{1 - \operatorname{tg}^2\beta}$ и условия $\tau = \tau_{СДВ}$ (где $\tau_{СДВ}$ – предел прочности материала на сдвиг) из зависимости (7.47) определяется условное напряжение резания σ

$$\sigma = \frac{\tau_{СДВ}}{K_{PEZ} \left[\frac{1}{2 \cdot \sqrt{1 + K_{PEZ}^2}} - \frac{1}{4 + K_{PEZ}^2} \right]}, \quad (7.49)$$

для $K_{PEZ} < 1$

$$\sigma = \frac{4 \cdot \tau_{СДВ}}{K_{PEZ}}. \quad (7.50)$$

Уменьшить σ можно увеличением коэффициента резания K_{PEZ} .

Выразим K_{PEZ} через силы N и $N \cdot f$, возникающие на передней поверхности инструмента, где f – коэффициент трения, рис.7.8,б

$$\begin{cases} P_z = N \cdot \cos \gamma + N \cdot f \cdot \sin \gamma \\ P_{\gamma} = N \cdot \sin \gamma + N \cdot f \cdot \cos \gamma \end{cases}, \quad (7.51)$$

где γ – передний угол инструмента.

Откуда

$$K_{PEZ} = \frac{1 + f \cdot \operatorname{tg} \gamma}{f - \operatorname{tg} \gamma}. \quad (7.52)$$

С учетом $\operatorname{tg}\alpha = f$ имеем

$$K_{\text{рез}} = \operatorname{ctg}(\alpha - \gamma). \quad (7.53)$$

Сравнивая (7.48) и (7.53), получим

$$\beta = 45^\circ + \frac{\gamma}{2} - \frac{\alpha}{2}, \quad (7.54)$$

где α – угол трения.

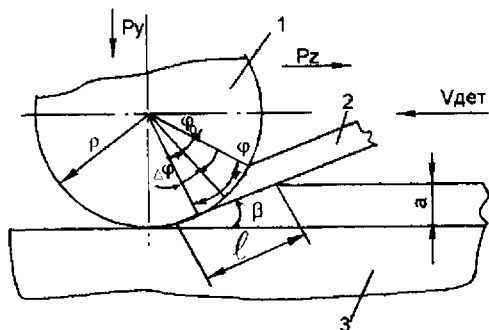


Рис. 7.9. Схема стружкообразования при резании инструментом с радиусной частью при вершине:

1 – радиусная часть инструмента; 2 – образующая часть стружки; 3 – обрабатываемый материал.

действующую в плоскости сдвига путем суммирования элементарных сил, возникающих на элементарных площадках контакта радиусной части инструмента

$$F = \int_{\varphi_0}^{90^\circ} HV \cdot \rho \cdot B \cdot [\cos(\varphi + \beta) - f \cdot \sin(\varphi + \beta)] \cdot d\varphi, \quad (7.55)$$

где HV – твердость обрабатываемого материала;

φ – текущее значение угла контакта;

ρ – радиус вершины реза;

B – ширина резания.

После преобразований с учетом $f = \operatorname{tg}\alpha$ и $l = \frac{a}{\sin\beta}$ (где l – длина плоскости сдвига; a – толщина среза), имеем

Данная зависимость совпадает с известной зависимостью для расчета угла сдвига, полученной проф. Зворыкинским К.А.

Исходя из (7.53), добиться выполнения условия $K_{\text{рез}} \rightarrow \infty$ и, следовательно, наименьшего значения $\sigma \rightarrow 2 \cdot \tau_{\text{сдв}}$ можно при $\alpha \rightarrow \gamma$.

Определим положение плоскости сдвига при резании инструментом с радиусной частью при вершине, рис.7.9. Для этого установим силу F ,

$$\tau = \frac{2 \cdot HV \cdot \rho}{a \cdot \cos \alpha} \cdot \sin \beta \cdot \cos \left(45^\circ + \frac{\varphi_0}{2} + \alpha + \beta \right) \cdot \sin \left(45^\circ - \frac{\varphi_0}{2} \right). \quad (7.56)$$

Напряжение τ от угла β изменяется по экстремальной зависимости, проходя точку максимума. Экстремальное значение β находим из условия экстремума функции τ

$$\beta = 22,5^\circ - \frac{\varphi_0}{4} - \frac{\alpha}{2}. \quad (7.57)$$

Подставляя (7.57) в (7.56) при $\tau = \tau_{сдв}$, имеем

$$\sin^2 \beta \cdot \sin(\alpha + 2\beta) = \frac{a \cdot \tau_{сдв} \cdot \cos \alpha}{2 \cdot HV \cdot \rho}. \quad (7.58)$$

Чем больше соотношения α/ρ и $\tau_{сдв}/HV$, тем больше угол сдвига β .

При $\alpha=0$ с учетом $\sin \beta \approx \beta$ и $\sin 2\beta \approx 2\beta$, получим

$$\beta = \sqrt[3]{\frac{a \cdot \tau_{сдв}}{4 \cdot HV \cdot \rho}}. \quad (7.59)$$

Составляющие силы резания P_z , P_y , условное напряжение резания σ и коэффициент резания $K_{рез}$ определяются

$$P_z = 3 \cdot B \cdot \sqrt[3]{HV \cdot \rho \cdot (a \cdot \tau_{сдв})^2}, \quad (7.60)$$

$$P_y = 3 \cdot B \cdot \sqrt[3]{(HV \cdot \rho)^2 \cdot a \cdot \tau_{сдв}}, \quad (7.61)$$

$$\sigma = 3 \cdot \sqrt[3]{\frac{HV \cdot \rho}{a} \cdot \tau_{сдв}^2}, \quad (7.62)$$

$$K_{рез} = 2 \cdot \beta = \sqrt[3]{\frac{2 \cdot a \cdot \tau_{сдв}}{HV \cdot \rho}}. \quad (7.63)$$

Анализируя зависимости (7.62) и (7.63), нетрудно видеть, что произведение параметров σ и $K_{рез}$ постоянно и равно $4 \cdot \tau_{сдв}$. Это согласуется с (7.50).

7.4. Теоретический анализ параметров силовой напряженности процесса резания

При шлифовании толщина среза отдельным зерном $a = a_z$ описывается зависимостью [20]

$$a_z = \frac{315 \cdot \pi \cdot \bar{x}^{-3} \cdot v_{ДЕТ} \cdot \sqrt{t \cdot \left(\frac{2}{D_{КР}} + \frac{2}{D_{ДЕТ}} \right)}}{m \cdot v_{КР} \cdot \rho^2}, \quad (7.64)$$

где m, \bar{x} – соответственно концентрация и зернистость круга;

$v_{ДЕТ}, v_{КР}$ – скорости детали и круга;

$D_{ДЕТ}, D_{КР}$ – диаметры детали и круга;

t – глубина шлифования.

Подставляя (7.64) в (7.63) и (7.62), получим

$$K_{РЕЗ} = \frac{\bar{x}}{\rho} \cdot \sqrt[3]{\frac{80 \cdot \pi \cdot v_{ДЕТ} \cdot \sqrt{t \cdot \left(\frac{2}{D_{КР}} + \frac{2}{D_{ДЕТ}} \right)} \cdot \tau_{СДВ}}{m \cdot v_{КР} \cdot HV}} \quad (7.65)$$

$$\sigma = \frac{\rho}{x} \cdot \sqrt[3]{\frac{m \cdot v_{КР} \cdot \tau_{СДВ} \cdot HV}{10\pi \cdot v_{ДЕТ} \cdot \sqrt{t \cdot \left(\frac{2}{D_{КР}} + \frac{2}{D_{ДЕТ}} \right)}}}. \quad (7.66)$$

Удельная производительность шлифования $Q_{уд}$, описываемая в [1] зависимостью

$$Q_{уд} = \frac{v_{КР}}{2} \cdot \sqrt[3]{\left(\frac{a_z}{4 \cdot HV \cdot \rho} \right)^2 \cdot \frac{1}{\tau_{СДВ}}},$$

с учетом (7.64) примет вид

$$Q_{уд} = \frac{v_{КР}}{2} \cdot \left(\frac{\bar{x}}{\rho} \right)^2 \cdot \sqrt[3]{\frac{\left(80\pi \cdot v_{ДЕТ} \cdot \sqrt{t \cdot \left(\frac{2}{D_{КР}} + \frac{2}{D_{ДЕТ}} \right)} \right)^2}{m \cdot v_{КР} \cdot HV \cdot \sqrt{\tau_{СДВ}}}}. \quad (7.67)$$

Составляющие силы резания P_z и P_y :

$$P_z = \frac{B \cdot \rho}{x} \cdot \left(\frac{v_{ДЕТ}}{v_{КР}} \right)^{2/3} \cdot t^{5/6} \cdot \left[\frac{m \cdot HV \cdot \tau_{СДВ}}{10 \cdot \pi \cdot \sqrt{\frac{2}{D_{КР}} + \frac{2}{D_{ДЕТ}}}} \right]^{2/3}, \quad (7.68)$$

$$P_y = B \cdot \left(\frac{\rho}{x} \right)^2 \cdot t^{2/3} \left(\frac{v_{ДЕТ}}{v_{КР}} \right)^{1/3} \cdot t^{5/6} \cdot \left[\frac{m \cdot HV}{800 \cdot \pi \cdot \sqrt{\frac{2}{D_{КР}} + \frac{2}{D_{ДЕТ}}}} \right]^{2/3}. \quad (7.69)$$

Из анализа приведенных зависимостей следует, что наибольшее влияние на силовые параметры процесса шлифования оказывают: радиус закругления вершин режущих зерен ρ и зернистость круга \bar{x} .

Чем меньше ρ и больше \bar{x} , тем меньше силовая напряженность процесса и больше удельная производительность $Q_{уд}$.

По мере затупления режущих зерен круга увеличивается ρ , возрастает сила P_y и уменьшается $Q_{уд} = \frac{Q}{P_y}$. Уменьшение концентрации алмазов m снижает силовую напряженность. С физической точки зрения это связано с увеличением толщины среза a_z и улучшением условий стружкообразования.

При точении с малыми толщинами срезов a_z коэффициент резания $K_{рез}$, условное напряжение резания σ и составляющие силы резания P_z и P_y определяются зависимостями (7.60), (7.61), (7.62) и (7.63).

При точении с большими толщинами срезов ($\beta > 22,5^\circ$) роль радиусного участка передней поверхности резца снижается. Сила резания P_y определяется зависимостью

$$P_y = \frac{\sigma \cdot S_{ср}}{K_{рез}},$$

где $S_{ср}$ – площадь среза.

С учетом (7.52)

$$P_y = 4 \cdot \tau_{СДВ} \cdot \left(\frac{f - tgy}{1 + f \cdot tgy} \right) \cdot B \cdot a. \quad (7.70)$$

Составляющая $P_z = K_{рез} \cdot P_V$ равна

$$P_z = 4 \cdot \tau_{сдв} \cdot \left(\frac{f - tg\gamma}{1 + f \cdot tg\gamma} \right) \cdot B \cdot a. \quad (7.71)$$

Из приведенных зависимостей следует, что при $f \rightarrow tg\gamma$ силы P_V и P_z будут стремиться к нулю. Это чрезвычайно важная физическая закономерность резания. Однако на практике её реализовать сложно, поскольку условный коэффициент трения f (определяющий непосредственно угол сдвига β) существенно отличается от традиционно устанавливаемого экспериментально через отношение сил P_V/P_z .

По данным нашей работы [1], условный коэффициент трения f может быть значительно больше единицы. Однако реализовать выполненные условия $tg\gamma \geq 1$ ($\gamma = 45^\circ$) в конструкциях реза невозможно. В связи с этим величина $(f - tg\gamma)$ будет всегда отличаться от нуля. Уменьшить коэффициент трения f , как показано в работе [1], можно прежде всего уменьшением радиальной составляющей силы трения сходящей стружки с передней поверхности реза. Следует заметить, что реализация условия $(f - tg\gamma) \rightarrow 0$ в соответствии с зависимостями (7.70) и (7.71) является потенциальным резервом дальнейшего совершенствования процессов резания.

Уменьшение $(f - tg\gamma)$ способствует уменьшению износа реза и повышению качества, точности и производительности обработки.

Зависимости (7.70) и (7.71) с определенным приближением можно распространить на процесс шлифования с отрицательным передним углом γ :

$$P_V = 4 \cdot \tau_{сдв} \cdot \left(\frac{f + tg\gamma}{1 - f \cdot tg\gamma} \right) \cdot \frac{Q}{v_{кр}}, \quad (7.72)$$

$$P_z = 4 \cdot \tau_{сдв} \cdot \left(\frac{f + tg\gamma}{1 - f \cdot tg\gamma} \right) \cdot \frac{Q}{v_{кр}}, \quad (7.73)$$

где Q – производительность обработки;

f – коэффициент трения зерна с металлом.

При переднем угле $\gamma > -45^\circ$ величина $(1 - f \cdot tg\gamma)$, стоящая в знаменателе, стремится к нулю и составляющие силы резания P_V и P_z неограниченно возрастают. Величина внедрения зерен в металл уменьшается до нуля, процесс микрорезания прекращается.

Коэффициент трения f изменяется незначительно и на величину $(1 - f \cdot tg\gamma)$ существенного влияния не оказывает.

7.5. Экспериментальная проверка теоретических положений

На рис.7.10 представлена зависимость составляющих усилия резания P_x , P_y и P_z от скорости резания при точении титанового сплава ВТ-1

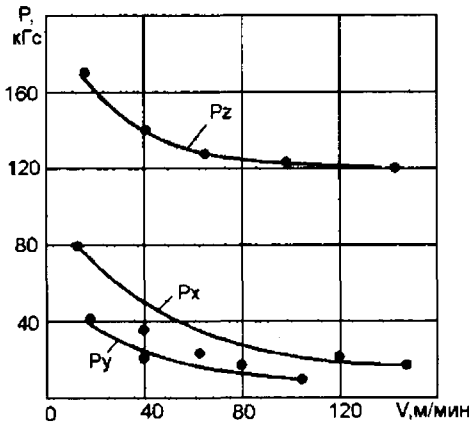


Рис. 7.10. Влияние скорости резания на составляющие силы резания при точении титанового сплава ВТ1.

$\phi = 70^\circ$, $t = 2,5$ мм, $S = 0,47$ мм/об.

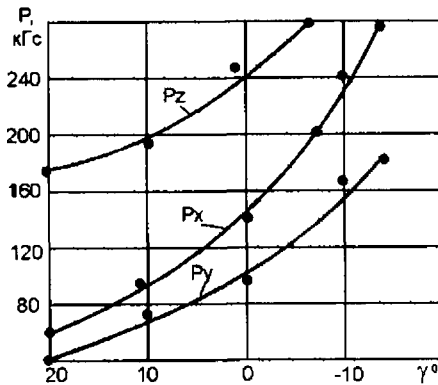


Рис. 7.11. Влияние переднего угла на составляющие силы резания при точении стали 40.

$\phi = 60^\circ$, $t = 4$ мм, $S = 0,285$ мм/об, $v = 40$ м/мин.

[42]. Уменьшение составляющих силы резания связано с уменьшением коэффициента трения. В зависимостях (7.70) и (7.71) числитель подвержен более существенным изменениям, чем знаменатель.

Величина

$$\frac{1}{K_{\text{РЕЗ}}} = \frac{f - \text{tg}\gamma}{1 + f \cdot \text{tg}\gamma}$$

входящая в зависимости (7.70), (7.71), меньше единицы. Следовательно,

$$\frac{1}{K_{\text{РЕЗ}}} > \frac{1}{K_{\text{РЕЗ}}^2}$$

С увеличением переднего угла реза γ составляющие силы резания непрерывно уменьшаются (7.70), (7.71).

Подтверждением этому на рис.7.11 приведены экспериментальные данные, показывающие изменения составляющих сил резания от переднего угла γ .

С повышением механических свойств обрабатываемого материала сила P_z возрастает (7.71).

В табл. 7.1 представлены экспериментальные данные, показывающие влияние марки материала на составляющую силу резания P_z [43]

Таблица 7.1.

Обрабатываемый материал	$\tau_{сдв}$, кгс/мм ²	P_z , кгс
Медь	32	500
Сталь 10	49	570
Сталь 1Х19Н9Т	103	740

Увеличение прочности связки алмазного круга способствует увеличению степени затупления зерен. Увеличиваются радиусы закругления режущих зерен и, как следствие, возрастают составляющие силы резания.

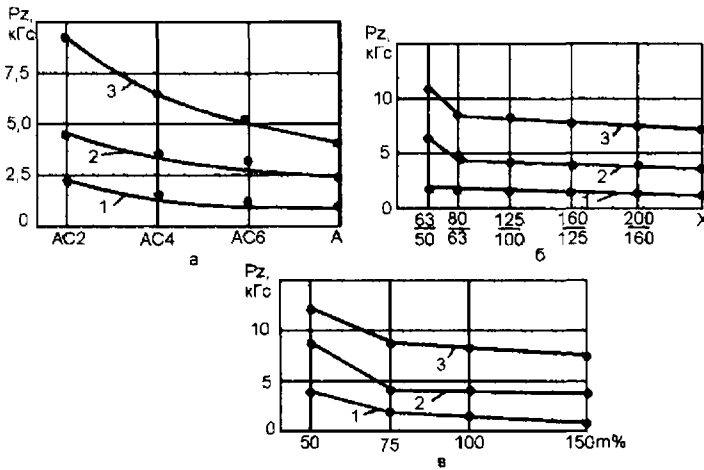


Рис. 7.12. Влияние марки алмазов (а), зернистости алмазов (б) и концентрации алмазов (в) на составляющие силы резания P_z при шлифовании стали 45.

$v_{кр} = 40$ м/мин, 1–3 – поперечные подачи соответственно равны 0,01; 0,03; 0,06 мм/дв.ход.

С увеличением прочности алмазных зерен сила P_z уменьшается. Уменьшение силы связано с уменьшением радиуса закругления зерен ρ . На рис.7.12,а представлена зависимость силы резания P_z при торцевом шлифовании стали 45 алмазными кругами, имеющими различную прочность алмазных зерен [44].

С ростом зернистости круга \bar{x} сила резания P_z пропорционально уменьшается (7.68). Однако реализовать на практике такую зависимость сложно, так как одновременно с увеличением \bar{x} возрастает радиус закругления вершин зерен ρ и эффект снижения силы P_z нивелируется. Об

этом свидетельствуют экспериментальные данные (Рис.7.13,б), где с увеличением зернистости сила резания P_z остается неизменной. Аналогичным образом влияет концентрация алмазов m на силу резания P_z . С ростом m , согласно зависимости (7.68), сила P_z должна увеличиваться. Однако одновременно с увеличением m уменьшается толщина среза, снижается нагрузка на зерно и уменьшается его износ (радиус ρ). Сила резания P_z с изменением объемной концентрации алмазов практически остается неизменной, рис.7.12. [44].

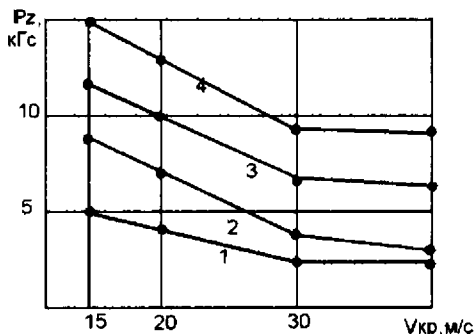


Рис. 7.13. Влияние скорости круга на силу P_z при заточке твердого сплава ВК6 совместно со сталью 45.

Продольная подача 1 м/мин. 1-4 – поперечная подача соответственно 0,01; 0,02; 0,04; 0,06 мм/об.ход.

ξ – коэффициент усадки стружки;

γ – передний угол резца.

Тогда уравнения для составляющих силы резания P_z и P_y с учетом $P_z = K_{PEZ} \cdot P_y$ будут иметь вид

$$P_y = 4 \cdot \tau_{сдв} \cdot \left(\frac{1 - \operatorname{tg}^2 \beta}{2 \cdot \operatorname{tg} \beta} \right) \cdot B \cdot a, \quad (7.75)$$

$$P_z = 4 \cdot \tau_{сдв} \cdot \left(\frac{1 - \operatorname{tg} \beta}{2 \cdot \operatorname{tg} \beta} \right) \cdot B \cdot a. \quad (7.76)$$

Из анализа формул видно, что чем больше угол сдвига β , тем меньше сила резания. Угол сдвига β определяется коэффициентом усадки стружки ξ и передним углом резца γ . При постоянном значении угла γ

Скорость круга $v_{кр}$ вполне однозначно влияет на силу P_z . Экспериментальные данные (Рис.7.13.) [44] подтверждают теоретическую зависимость (7.68). Коэффициент резания K_{PEZ} можно представить в виде

$$K_{PEZ} = \frac{2 \cdot \operatorname{tg} \beta}{1 - \operatorname{tg}^2 \beta}, \quad (7.74)$$

где $\operatorname{tg} \beta$ – определяется из формулы проф. Тиме;

$$\operatorname{tg} \beta = \frac{\cos \gamma}{\xi - \sin \gamma},$$

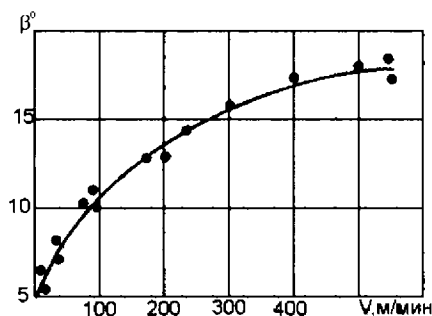


Рис. 7.14. Влияние скорости резания на угол сдвига β (свободное резание меди).

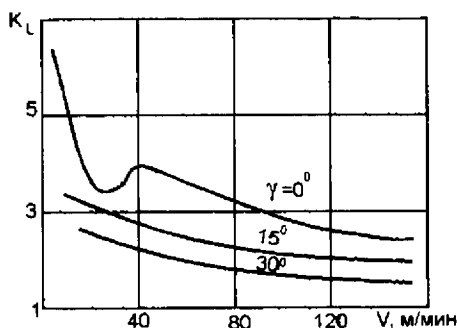


Рис. 7.15. Влияние скорости резания на коэффициент усадки стружки K_L при различных скоростях резания стали 20X:
 $\varphi = 45^\circ$, $a = 0,31$ мм, $b = 1,45$ мм.

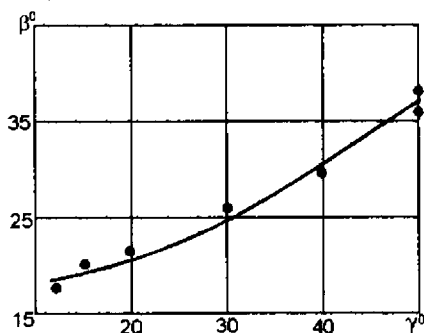


Рис. 7.16. Влияние переднего угла γ на угол сдвига β (свободное резание стали 20X).

с увеличением угла β уменьшается коэффициент усадки стружки ξ . В свою очередь коэффициент усадки стружки связан с коэффициентом трения f зависимостью

$$\frac{1 - f \cdot \operatorname{tg} \gamma}{f - \operatorname{tg} \gamma} = \frac{2 \cdot \operatorname{tg} \beta}{1 - \operatorname{tg}^2 \beta} \quad (7.77)$$

Из зависимости (7.77) следует, что чем больше угол сдвига β , тем меньше коэффициент трения f . Теоретические зависимости подтверждаются экспериментальными данными. С увеличением скорости резания угол сдвига β возрастает (Рис.7.14), а коэффициент усадки стружки уменьшается, рис.7.15. [40]. Это связано с уменьшением коэффициента трения f в соответствии с зависимостью (7.77). С увеличением угла γ угол сдвига возрастает, рис. 7.16[45].

7.6. Условия наростообразования при резании

Согласно расчетной схеме стружкообразования (Рис.7.17), движение элементарного объема материала $abcd$ по условной плоскости сдвига предполагает его одновременное движение по передней поверхности инструмента.

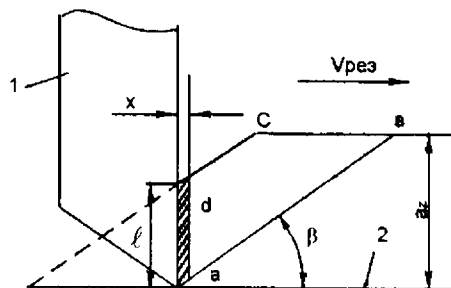


Рис. 7.17. Схема стружкообразования при резании.

1 — резец; 2 — обрабатываемая поверхность.

имеет место местное смятие материала.

При большом значении P_V течения металла по передней поверхности резца не будет. Произойдет сдвиг (разрушение) металла параллельно передней поверхности на некотором удалении x (Рис.7.18) под действием касательных напряжений.

Возникающая сила P_V равна

$$P_V = \tau_{сдв} \cdot S_1 \quad (7.80)$$

Возникающие при этом силы резания равны

$$P_z = \sigma \cdot S_1 \quad (7.78)$$

$$P_V = P_z \cdot f = \sigma \cdot S_1 \cdot f \quad (7.79)$$

где S_1 — площадь контакта элементарного объема металла с резцом.

Условное напряжение резания σ в первом приближении примем равным твердости обрабатываемого материала по Виккерсу $\sigma = HV$, так как

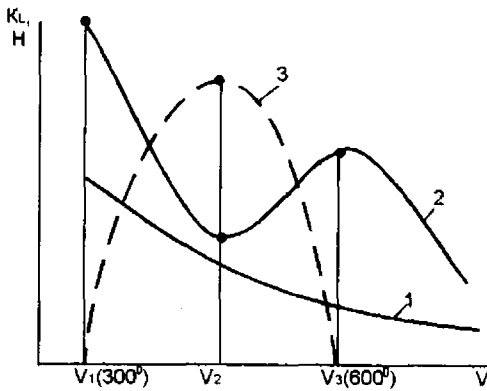


Рис. 7.18. Влияние скорости резания на высоту нароста H (кривая 3) и коэффициент усадки стружки при резании материалов не склонных к наростообразованию (кривая 1) и материалов, склонных к наростообразованию (кривая 2).

ния нароста. Следовательно, при низких скоростях резания и соответственно низких температурах резания, когда коэффициент трения относительно большой ($f > 1/6$), возможно образование нароста. По мере



Рис. 7.19. Границы зон наростообразования: 1 для стали 45, 2 для стали OX12HD.

С учетом известного соотношения [39]

$$\tau_{сдв} = \frac{1}{6} \cdot HV, \quad (7.81)$$

значения силы P_v , определяемые зависимостями (7.78), (7.79), равны при $f = 1/6$.

При $f > 1/6$ сила P_v , определяемая зависимостью (7.79), будет всегда больше силы P_v , определяемой зависимостью (7.80). В результате разрушения материала, его оставшаяся часть прислаивается к передней поверхности реза, что создает основу образова-

ния нароста. Следовательно, при низких скоростях резания и соответственно низких температурах резания, когда коэффициент трения относительно большой ($f > 1/6$), возможно образование нароста. По мере увеличения скорости резания и температуры резания, коэффициент трения f уменьшается и при $f = 1/6$ нарост исчезает. В работе [40] показано, что нарост появляется при температуре 300°C и исчезает при 600°C при точении стали 40, рис.7.18.

В работе [41] показано, что нарост вырождается приблизительно при одной производительности обработки, определяемой произведением ско-

рости резания v и подачи S , рис.7.19. В нашей работе [1] установлено, что одному значению производительности обработки $Q_{уд}$, независимо от соотношения параметров v и S , соответствует вполне конкретное значение температуры резания θ° согласно зависимости

$$Q_{уд} = \frac{\lambda}{2 \cdot C \cdot \rho \cdot \operatorname{tg} \beta} \cdot \ln \left(\frac{1}{1 - \frac{2 \cdot \theta^\circ \cdot C \cdot \rho \cdot \sin \beta}{\sigma_{сж}}} \right) \quad (7.82)$$

Следовательно, устранение нароста (Рис.7.19) происходит при конкретной температуре резания независимо от соотношения скорости резания и подачи. Это подтверждается теоретическими и экспериментальными данными. Сила резания P_V при условии наростообразования, определяемая (7.80), при $f = \frac{1}{6}$ уменьшается по сравнению с условиями резания без нароста. Это ведет к увеличению угла сдвига по зависимости (7.75) и коэффициента резания $K_{рез}$ по зависимости (7.74) за счет уменьшения знаменателя, уменьшения коэффициента усадки стружки (по формуле проф. Тиме). Уменьшению указанных параметров способствует также увеличение фактического переднего угла резца γ вследствие образования нароста. Указанные изменения параметров происходят в результате уменьшения среднего коэффициента трения и увеличения фактического переднего угла резца. Высоту нароста H с точки зрения его прочности определяет параметр l или длина контакта резца с материалом (Рис.7.17). Чем больше l , тем больше высота нароста и наоборот. Очевидно с увеличением переднего угла резца улучшаются условия стружкообразования, увеличивается угол сдвига, уменьшается длина l и, как следствие, уменьшается высота нароста. Указанные зако-

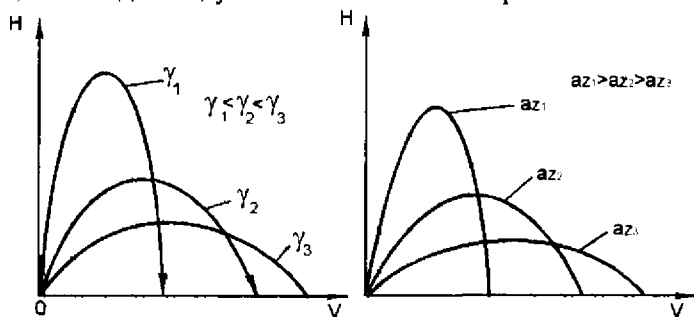


Рис. 7.20. Влияние скорости резания на высоту нароста H для различных значений γ и az .

номерности подтверждены экспериментально [40], рис.7.20. С увеличением переднего угла резца температура резания уменьшается. Следовательно, исчезновение нароста произойдет при большей скорости резания.

7.7. Износ и стойкость инструмента

При действии высоких температур и нагрузок происходит износ инструмента по задней и передней поверхностям, округление его вершины. Радиус округления вершины $r = R$ с течением времени возрастает. Это приводит к увеличению составляющих силы резания P_z и P_y , определяемых зависимостями (7.60) и (7.60), в особенности P_y . В свою очередь, рост P_z и P_y интенсифицирует увеличение радиуса округления вершины инструмента R . При достижении определенного значения R происходит катастрофический износ инструмента (Рис.7.21) или разру-

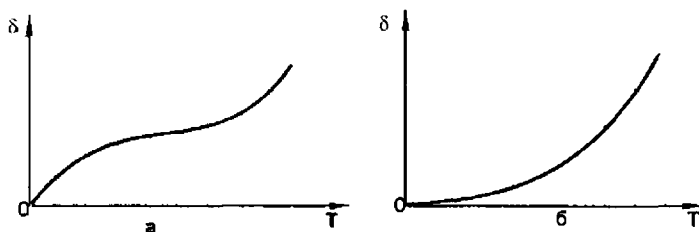


Рис. 7.21. Кривые износа инструмента по передней и задней поверхностям [40].

шение его рабочей части, разрушение зерен круга при шлифовании.

Уменьшить интенсивность износа можно снижением силы резания, исходя из (7.60) и (7.61), за счет уменьшения толщины среза a . Чем больше твердость и прочность обрабатываемого материала, тем меньше должна быть толщина среза.

Температура резания при точении, исходя из (7.82), с учетом (7.59) определяется

$$\theta^{\circ} = \frac{1}{c \cdot \rho} \cdot \sqrt[3]{\frac{4 \cdot R}{a} \cdot HV \cdot \tau_{сдв}^2} \cdot \left[1 - \exp \left(- \frac{2 \cdot c \cdot \rho \cdot v \cdot a}{\lambda} \cdot \sqrt[3]{\frac{a \cdot \tau_{сдв}}{4 \cdot R \cdot HV}} \right) \right], \quad (7.83)$$

где c , ρ , λ – соответственно теплоемкость, плотность и коэффициент теплопроводности материала.

С увеличением толщины среза a температура возрастает за счет роста множителя, заключенного в квадратные скобки. При определен-

ных условиях этот множитель остается почти неизменным, близким к единице и температура равна

$$\theta = \frac{1}{c \cdot \rho} \cdot \sqrt[3]{\frac{4 \cdot R}{a} \cdot HV \cdot \tau_{сдв}^2} \quad (7.84)$$

С увеличением a температура резания уменьшается. Реализация данного условия – важный резерв повышения эффективности резания.

В общем случае при $Q_{уд} = v \cdot a = \text{Const}$, согласно (7.83), температура уменьшается с ростом a , т.е. эффективно уменьшать v и увеличивать a . С увеличением радиуса округления вершины инструмента температура возрастает, что интенсифицирует его износ и снижает стойкость. Под периодом стойкости инструмента будем понимать время, за которое

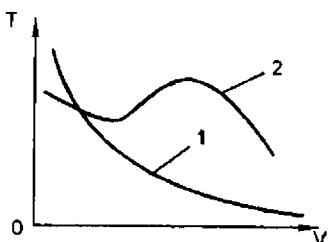


Рис. 7.22. Связь между скоростью резания v и периодом стойкости инструмента T в зависимости от рода обрабатываемого и инструментального материалов [40].

радиус R достигает определенного значения R_1 . При $R_1 = \text{Const}$ с увеличением параметров v и a температура θ возрастает. Следовательно, уменьшается период стойкости инструмента T . Скорость резания v в большей степени влияет на изменение периода стойкости. Экспериментально установленные графики $T-v$ показаны на рис.7.22. Для одних обрабатываемых материалов зависимость носит монотонно убывающий характер (кривая 1), для других – немонотонный (кривая 2).

В общем, наблюдается тенденция снижения T с увеличением скорости резания, что подтверждает теоретические результаты.

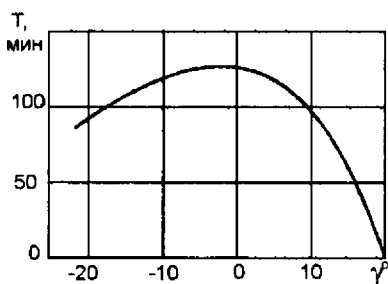


Рис. 7.23. Влияние переднего угла γ на период стойкости реза из керамики ЦМ-332 при точении чугуна ($t = 1$ мм; $S = 0,3$ мм/об; $v = 300$ м/мин)[63].

Исходя из зависимости (7.82), при $Q_{уд} = \text{Const}$ с увеличением угла сдвига β температура резания уменьшается, соответственно период стойкости возрастает. Следовательно, с увеличением переднего угла инструмента γ и уменьшением угла трения α (коэффициента трения f), согласно зависимо-

сти (7.54), период стойкости инструмента увеличивается. Однако увеличение γ ведет к ослаблению прочности режущего клина инструмента и повышению его износа. Поэтому с ростом угла γ до определенного значения период стойкости T возрастает, после чего уменьшается, рис.7.23.

С увеличением заднего угла инструмента снижается интенсивность трения задней поверхности с материалом, в результате температура резания уменьшается. Однако при этом снижается прочность режущего клина инструмента, что в целом ведет к уменьшению периода стойкости.

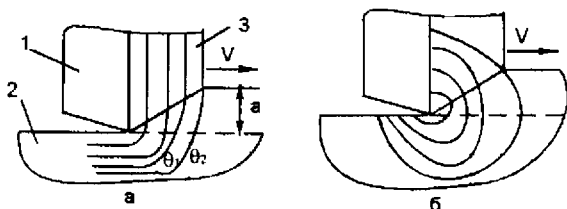


Рис. 7.24. Температурное поле зоны резания ($\theta_1 > \theta_2$).

1 – резец, 2 – деталь, 3 – стружка.

Аналогичным образом можно проследить влияние других факторов на период стойкости инструмента.

На рис.7.24,а показано температурное поле (в изотермах) зоны резания, полученное на основе зависимости (7.83) без учета теплообмена с внешней средой, а на рис.7.24,б – с учетом теплообмена. Согласно приведенным данным, наибольшая температура достигается у вершины резца. В действительности, за счет интенсивного пластического деформирования материала в так называемой зоне вторичной деформации (прилегающей к передней поверхности инструмента у его вершины), наибольшая температура будет достигаться на передней поверхности инструмента на некотором удалении от его вершины.

7.8. Распределение температуры в режущем клине инструмента

Рассмотрим случай резания с преобладающим теплообразованием

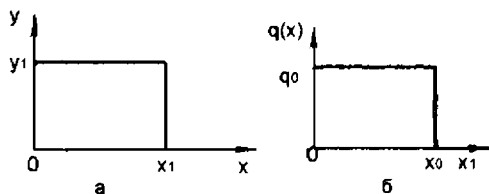


Рис. 7.25. Положение прямоугольной пластины в осях координат (а) и вид функции $q(x)$ (б).

на задней поверхности инструмента с углом заострения 90° . Ограничимся рассмотрением плоской задачи с граничными условиями (Рис.7.25,а) применительно к резцу, оснащеному твердосплавной пластинкой:

$$\begin{cases} \theta(x=0, y) = 0, \\ \theta(x=x_1, y) = 0, \\ \theta(x, y=0) = \theta, \\ q(x, y=y_1) = q(x), \end{cases} \quad (7.85)$$

где $q(x)$ – заданная функция плотности теплового потока. Получим решение уравнения Лапласа

$$\frac{\partial^2 \theta}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \theta}{\partial y^2} = 0. \quad (7.86)$$

Решение будем искать методом Фурье разделения переменных. Суть метода состоит в том, что искомое решение представляется в виде произведения двух функций X и Y , где X – зависит только от координаты x , а Y – от координаты y .

Подставляя функцию $\theta(x, y) = X \cdot Y$ в (7.86), получим

$$\frac{1}{X} \cdot \frac{\partial^2 X}{\partial x^2} = -\frac{1}{Y} \cdot \frac{\partial^2 Y}{\partial y^2} = -\eta^2, \quad (7.87)$$

где η – некоторая постоянная.

В тождестве (7.87) левая часть не зависит от Y , а правая – от X .

Из (7.87) следуют два обыкновенные линейные дифференциальные уравнения

$$\begin{cases} \frac{d^2 X}{dx^2} + \eta^2 \cdot X = 0, \\ \frac{d^2 Y}{dy^2} - \eta^2 \cdot Y = 0, \end{cases} \quad (7.88)$$

решения которых общеизвестны.

$$X = c_1 \cdot \cos \eta x + c_2 \cdot \sin \eta x, \quad (7.89)$$

$$Y = c_3 \cdot \exp(\eta \cdot y) + c_4 \cdot \exp(-\eta \cdot y). \quad (7.90)$$

Неизвестные постоянные c_1, c_2, c_3, c_4 определяются из граничных условий.

С учетом (7.89) и (7.90) искомое решение $\theta(x, y)$ принимает вид

$$\theta(x, y) = (c_1 \cdot \cos \eta x + c_2 \cdot \sin \eta x) \cdot [c_3 \cdot \exp(\eta y) + c_4 \cdot \exp(-\eta y)]. \quad (7.91)$$

Постоянные c_1 и c_2 определим, используя первое и второе граничные условия (7.85). Откуда $c_1 = 0$; $c_2 \cdot \sin \eta x_1 = 0$. При $c_2 = 0$ функция $\theta(x, y)$ тождественно равна нулю. Следовательно, должно выполняться условие $\sin \eta x_1 = 0$ или

$$\eta = \frac{k \cdot \pi}{x_1},$$

где $k = 1; 2; 3, \dots$ – целые числа.

Подчиняя $\theta(x, y)$ третьему граничному условию, имеем $c_3 = -c_4$.

Подставляя c_1, c_2, c_3 в (7.91), получим

$$\theta(x, y) = c \cdot \left[\exp\left(\frac{k \cdot \pi}{x_1} \cdot y\right) - \exp\left(-\frac{k \cdot \pi}{x_1} \cdot y\right) \right] \cdot \sin \frac{k\pi x}{x_1}, \quad (7.92)$$

где $c = c_2 \cdot c_4$.

Сумма функций $\theta(x, y)$ по параметру k также будет решением уравнения (7.86)

$$\theta(x, y) = \sum_{k=1}^{\infty} c_k \cdot \left[\exp\left(\frac{k\pi}{x_1} \cdot y\right) - \exp\left(-\frac{k\pi}{x_1} \cdot y\right) \right] \cdot \sin \frac{k\pi x}{x_1}. \quad (7.93)$$

Плотность теплового потока

$$q(x, y) = -\lambda \cdot \frac{d\theta}{dy} = -\lambda \cdot \sum_{k=1}^{\infty} c_k \cdot \frac{k\pi}{x_1} \cdot \left[\exp\left(\frac{k\pi}{x_1} \cdot y\right) + \exp\left(-\frac{k\pi}{x_1} \cdot y\right) \right] \cdot \sin \frac{k\pi x}{x_1}. \quad (7.94)$$

Подчиним (7.94) четвертому граничному условию (7.85)

$$-q(x) = \lambda \cdot \sum_{k=1}^{\infty} c_k \cdot \frac{k\pi}{x_1} \cdot \left[\exp\left(\frac{k\pi}{x_1} \cdot y_1\right) + \exp\left(-\frac{k\pi}{x_1} \cdot y_1\right) \right] \cdot \sin \frac{k\pi x}{x_1}$$

Полученное равенство является разложением функции $q(x)$ в ряд Фурье по синусам.

Коэффициент ряда Фурье выразится

$$\lambda \cdot c_k \cdot \frac{k\pi}{x_1} \cdot \left[\exp\left(\frac{k\pi}{x_1} \cdot y_1\right) + \exp\left(-\frac{k\pi}{x_1} \cdot y_1\right) \right] = \frac{2}{x_1} \cdot \int_0^{x_1} q(x) \cdot \sin \frac{k\pi x}{x_1} \cdot dx. \quad (7.95)$$

С учетом функции $q(x)$, рис.7.25,б, коэффициент c_k определится

$$c_k = \frac{2 \cdot q_0 \cdot x_1}{k^2 \cdot \pi^2 \cdot \lambda} \cdot \frac{\left(1 - \cos \frac{k\pi \cdot x_0}{x_1}\right)}{\left[\exp\left(\frac{k\pi}{x_1} \cdot y_1\right) + \exp\left(-\frac{k\pi}{x_1} \cdot y_1\right) \right]}. \quad (7.96)$$

Подставляя (7.96) в (7.13), получим

$$\theta(x, y) = \frac{2 \cdot q_0 \cdot x_1}{\pi^2 \cdot \lambda} \times \sum_{k=1}^{\infty} \left\{ \frac{\left(1 - \cos \frac{k \cdot \pi \cdot x_0}{x_1}\right) \cdot \left[\exp\left(\frac{k\pi y}{x_1}\right) - \exp\left(-\frac{k\pi y}{x_1}\right) \right]}{k^2 \cdot \left[\exp\left(\frac{k\pi y_1}{x_1}\right) + \exp\left(-\frac{k\pi y_1}{x_1}\right) \right]} \cdot \sin \frac{k\pi x}{x_1} \right\}. \quad (7.97)$$

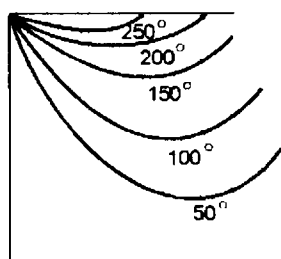


Рис. 7.26. Температурное поле в изотермах.

Выполненные расчеты показали, что ряд (7.97) медленно сходящийся и достаточное число членов ряда составляет $k = 200$.

Для исходных данных ($\lambda = 54,36$ Вт/(м·К); $x_0 = 10^{-4}$ м; $x_1 = 1,2 \cdot 10^{-2}$ м; $y_1 = 4 \cdot 10^{-3}$ м) на рис.7.26 приведено температурное поле в изотермах.

По мере удаления от зоны действия теплового источника наблюдается уменьшение тем-

пературы. Максимальная температура равна 266°C. Экспериментально установленная максимальная температура при резании (для заданных условий) равна 270°C.

Следовательно, имеет место высокая степень сходимости расчетных и экспериментальных данных.

При $y = y_1$ зависимость (7.97) принимает вид

$$\theta(x, y_1) = \frac{2 \cdot q_0 \cdot x_1}{\pi^2 \cdot \lambda} \cdot \sum_{k=0}^{\infty} \left(1 - \cos \frac{k \cdot \pi \cdot x_0}{x_1} \right) \cdot \sin \frac{k\pi x}{x_1} \cdot \frac{1}{k^2}. \quad (7.98)$$

Зная значение плотности теплового потока q_0 , можно определить максимальную температуру, не прибегая к экспериментальным данным.

При резании материалов $q_0 = \frac{P_z \cdot v}{F}$, где F – площадь контакта инструмента с обрабатываемым материалом.

Исходя из (7.98), уменьшить температуру можно уменьшением плотности теплового потока q_0 и увеличением коэффициента теплопроводности инструментального материала λ . Уменьшение q_0 предполагает снижение параметров P_z, v и увеличение F . Уменьшить тангенциальную составляющую силы резания P_z , исходя из зависимости (7.60), можно уменьшением толщины и ширины среза, радиуса округления вершины инструмента, а исходя из (7.71), дополнительно увеличением переднего угла инструмента γ и уменьшением коэффициента трения на передней поверхности f .

7.9. Разрушения материалов высокой твердости при шлифовании

Теоретическое решение (7.30) позволяет объяснить механизм разрушения поверхностных слоев природных алмазов и синтетических сверхтвердых материалов в процессе шлифования. В силу чрезвычайно высокой твердости указанных материалов и отсутствия заглубления в них режущих зерен круга, процесс резания практически неосуществим. Разрушение обрабатываемого материала возможно в виде местного выкрашивания под действием нормальной распределенной нагрузки q , рис.7.3, рис.7.4. Максимальное напряжение σ_r достигается в точках полукруглости диаметром l . В точках O и B напряжение σ_r равно

$$\sigma_r = - \frac{2 \cdot q}{\pi}. \quad (7.99)$$

Напряжение σ_r тем больше, чем больше q .

Максимальное напряжение σ_r в обрабатываемом материале в 1,56 раз меньше напряжения (равного q) в режущем зерне. Это предопределяет более высокую интенсивность разрушения режущих зерен, что подтверждается экспериментальными данными Грабченко А.И.

Увеличить $q = \frac{P}{l}$ можно увеличением силы P и уменьшением длины площадки l , на которой действует эта сила. Уменьшить l можно поддержанием в процессе шлифования высокой остроты режущих зерен, а увеличить P – применением высокопрочных алмазных зерен и металлических связок в шлифовальном круге.

Одновременно обеспечить выполнение двух условий затруднено, т.к. алмазные круги на металлических связках быстро теряют режущую способность вследствие потери остроты режущих зерен. Эффективно применение непрерывной электроэрозионной или электрохимической правки алмазного круга.

Высокую остроту режущих зерен и высокие значения q можно обеспечить при шлифовании алмазными кругами на относительно малопрочных органических и керамических связках. Однако это достигается за счет чрезвычайно высокого износа круга, что не всегда экономически эффективно.

Образование площадок износа на зернах ведет к увеличению l и снижению q . Для достижения требуемого значения q необходимо существенное увеличение P , что не всегда выполнимо.

Данный вид разрушения характерен для хрупких материалов, практически не имеющих запаса пластичности. Для разрушения пластичных материалов необходимо исчерпать значительный запас пластичности, что для данной схемы деформирования затруднено.

Гораздо проще разрушить поверхностный слой пластичного материала, если приложить нагрузку q на некотором удалении a от границы полуплоскости под определенным углом, как показано на рис.7.5. Одна из окружностей одинаковых напряжений будет касательна к границе полуплоскости. При условии достижения в точках этой окружности предельного напряжения появляется возможность относительно свободного пластического течения материала вдоль линии, соединяющей точку C с точкой E , расположенной на полуокружности OB диаметром l . В результате материал исчерпает запас пластичности и разрушится. Данная схема деформирования материала составляет физическую основу процесса резания.

Степень деформирования материала (степень исчерпания запаса пластичности) будет зависеть от направления действия нагрузки q . Уменьшить запас пластичности материала и таким образом повысить эффективность процесса резания можно обработкой в "холоде", предва-

рительным пластическим деформированием материала накатным роликом, резанием с вибрациями, дроблением стружки и т.д.

Разрушение материала в виде местного выкрашивания типично для контактируемых поверхностей деталей машин, например шестерень. В результате пластических деформаций и наклепа от циклических нагрузок поверхностный слой становится более хрупким и его разрушение происходит при небольших деформациях в точках полуокружности OB диаметром l , рис.7.4.

Глава 8
Напряжения в режущем клине инструмента

8.1. Напряжения, возникающие от действия сосредоточенной силы

Фундаментальное решение плоского напряженного состояния тела, описываемое зависимостями (7.7), (7.8), (7.9) и (7.10), можно распространить для формы клина (Рис.8.1,а), представляя компоненты напряжений

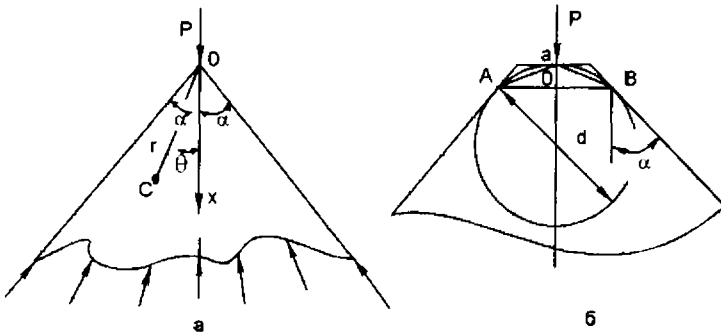


Рис. 8.1. Расчетные схемы напряжений в клине при действии радиальной силы.

$$\sigma_r = - \frac{k \cdot P \cdot \cos \theta}{r}, \quad (8.1)$$

$$\sigma_\theta = 0, \quad (8.2)$$

$$\tau_{r\theta} = 0, \quad (8.3)$$

где постоянная k выбирается из условия равновесия в точке O , т.е.

$$- 2 \cdot \int_0^\alpha \sigma_r \cdot r \cdot \cos \theta \cdot d\theta = -P, \quad (8.4)$$

откуда

$$k = \frac{1}{\left(\alpha + \frac{1}{2} \cdot \sin 2\alpha \right)}, \quad (8.5)$$

$$\sigma_r = - \frac{P \cdot \cos \theta}{r \cdot \left(\alpha + \frac{1}{2} \cdot \sin 2\alpha \right)}, \quad (8.6)$$

где 2α – угол раствора клина.

При $\alpha = \pi/2$ значение $\sin 2\alpha = 0$ и зависимость (8.6) принимает вид (7.8). С уменьшением угла α напряжение σ_r возрастает. Наибольшее значение σ_r достигается при $\theta = 0$.

При действии силы перпендикулярно оси клина, аналогичным образом определяется σ_r .

$$\sigma_r = - \frac{P \cdot \cos \theta}{r \cdot \left(\alpha - \frac{1}{2} \cdot \sin 2\alpha \right)}. \quad (8.7)$$

Наибольшее значение σ_r достигается при $\theta = \pi/2$, т.е. в направлении оси симметрии клина. При $\theta < \pi/2$ в клине возникают сжимающие напряжения, а при $\theta > \pi/2$ – растягивающие. При $r \rightarrow 0$ напряжение $\sigma_r \rightarrow \infty$. Следовательно, разрушению или пластическому деформированию в первую очередь будет подвергаться материал в вершине клина, принимая форму, показанную на рис.8.1,б.

Через точку O проведем окружность равных (предельных) напряжений σ_r , касающуюся граней клина. Наиболее вероятными направлениями разрушения клина следует рассматривать линии AO и OB , а также AB . Диаметр окружности d определим из условия

$$\frac{d/2}{\left(\frac{d}{2} + \frac{a}{2} \cdot \operatorname{tg} \alpha \right)} = \sin \alpha, \quad (8.8)$$

откуда
$$d = \frac{a \cdot \cos \alpha}{(1 - \sin \alpha)}, \quad (8.9)$$

где a – длина верхнего основания клина.

Положение линий AO и OB определяется углом β

$$\beta = 45^\circ - \frac{\alpha}{2}. \quad (8.10)$$

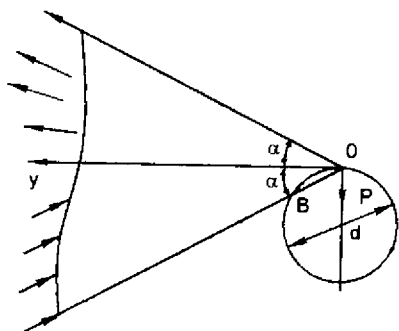


Рис. 8.2. Окружность равных напряжений в клине при действии тангенциальной силы.

будет пересекать лишь нижнюю грань клина. Следовательно, разрушение клина произойдет по линии OB .

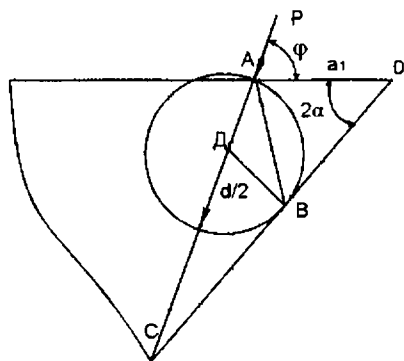


Рис. 8.3. Расчетная схема напряжений в клине при действии силы P .

Чем больше a , тем больше диаметр окружности d и, в соответствии с зависимостью (7.11), сила P при заданном (предельном) значении σ . Угол β зависит лишь от угла α . Большому значению α соответствует меньшее значение β . При $\alpha \rightarrow \pi/2$ угол $\beta \rightarrow 0$, т.е. максимальное напряжение σ достигается в направлении действия силы P .

При действии тангенциальной силы P (Рис.8.2) окружность равных напряжений

Применительно к процессу резания рассмотрим случай, когда сила P приложена на некотором удалении a' от вершины клина под углом φ , рис.8.3. Проведем окружность равных напряжений через точку A , касательную к нижней грани клина. Разрушение клина произойдет по линии AB . Из косого треугольника AOC определим диаметр окружности d , пользуясь теоремой синусов

$$\frac{AO}{\sin \angle C} = \frac{AC}{\sin \angle O},$$

откуда
$$AC = AO \cdot \frac{\sin \angle O}{\sin \angle C} = a' \cdot \frac{\sin 2\alpha}{\sin(\varphi - 2\alpha)}. \quad (8.11)$$

Из прямоугольного треугольника BCD получим соотношение

$$\sin \angle C = \frac{BD}{CD} = \frac{BD}{AC - AD}. \quad (8.12)$$

С учетом (8.11) и $AD = BD = d/2$, имеем

$$d = \frac{2 \cdot a' \cdot \sin 2\alpha}{[1 + \sin(\varphi - 2\alpha)]}. \quad (8.13)$$

Угол φ может изменяться в пределах $0 \dots 90^\circ$. С уменьшением φ от 90° до 0 диаметр d увеличивается. Наименьшее значение d равно при $\varphi = 90^\circ$, т.е.

$$d = 2 \cdot a' \cdot \operatorname{tg} \alpha. \quad (8.14)$$

Наибольшее значение d равно при $\varphi = 0$

$$d = \frac{2 \cdot a'}{\left(\frac{1}{\sin 2\alpha} - 1 \right)}. \quad (8.15)$$

При $2\alpha \rightarrow 90^\circ$ диаметр $d \rightarrow \infty$, т.е. окружность не сопрягается с нижней гранью клина. В случае $\varphi = 2\alpha$, исходя из (8.14), диаметр $d = a' \cdot \sin 2\alpha$ (при $2\alpha = 90^\circ$ диаметр $d = a'$). Предельная сила P зависит от d . Поэтому с уменьшением угла φ от 90° до 0 она будет возрастать, т.е. чем меньше φ , тем большую силу P необходимо приложить для разрушения клина. Поэтому при резании необходимо добиваться снижения угла φ , уменьшая P_z и увеличивая P_v . Зависимость (7.11) с учетом (8.13) выразится

$$P = \frac{\pi \cdot a' \cdot \sin 2\alpha \cdot \sigma_r}{[1 + \sin(\varphi - 2\alpha)]}. \quad (8.16)$$

Увеличить P для заданных значений a' и σ_r можно также увеличением угла 2α . Применительно к режущему инструменту эффективно использовать $2\alpha > 90^\circ$ (резание инструментом с отрицательным передним углом). Это реализуется в основном при абразивной обработке.

Силу P выразим через составляющие N и F , рис. 7.8,б.

$$P = \sqrt{N^2 + F^2} = N \cdot \sqrt{1 + \frac{1}{\operatorname{tg}^2 \varphi}}, \quad (8.17)$$

где $N = a' \cdot HV_{OBR}$; HV_{OBR} – твердость по Виккерсу обрабатываемого материала.

С учетом соотношения для металлических материалов $\sigma_c \approx \tau_{сдв} \approx \frac{1}{6} HV_{инстр}$ (где $HV_{инстр}$ – твердость инструментального материала) и зависимостей (8.16) и (8.17), получим

$$\frac{HV_{OBR}}{HV_{инстр}} = \frac{\pi \cdot \sin 2\alpha}{6 \cdot [1 + \sin(\varphi - 2\alpha)] \cdot \sqrt{1 + \frac{1}{\operatorname{tg}^2 \alpha}}} \quad (8.18)$$

или при $2\alpha > \varphi$

$$\frac{HV_{инстр}}{HV_{OBR}} = \frac{6 \cdot [1 - \sin(\varphi - 2\alpha)] \cdot \sqrt{1 + \frac{1}{\operatorname{tg}^2 \alpha}}}{\pi \cdot \sin 2\alpha} \quad (8.19)$$

Для уменьшения соотношения $HV_{инстр}/HV_{OBR}$ необходимо увеличить $\sin(2\alpha - \varphi)$, что достигается увеличением угла 2α и уменьшением угла φ . Однако уменьшение φ ведет к росту подкоренного выражения. Поэтому, основной путь снижения данного соотношения – увеличение угла $2\alpha > 90^\circ$. В условиях абразивной обработки (за счет увеличения угла 2α) соотношение $HV_{инстр}/HV_{OBR}$ может быть равно или меньше единицы. Это позволяет, например, алмазным кругом обрабатывать сверхтвердые материалы. При $2\alpha = 90^\circ$ зависимость (8.19) выражается

$$\frac{HV_{инстр}}{HV_{OBR}} = \frac{6}{\pi} \cdot \operatorname{tg} \frac{\varphi}{2} \quad (8.20)$$

При $\varphi < 60^\circ$

$$\frac{HV_{инстр}}{HV_{OBR}} = \frac{3}{\pi} \cdot \varphi \quad (8.21)$$

Угол φ связан с коэффициентом трения f на передней поверхности инструмента зависимостью $\varphi = 1/f$, тогда

$$\frac{HV_{инстр}}{HV_{OBR}} = \frac{3}{\pi \cdot f} \quad (8.22)$$

При $f < 1$ соотношение $HV_{инстр}/HV_{обр}$ больше единицы. Поэтому уменьшить данное соотношение до значения, близкого к единице, можно применением инструмента с $2\alpha > 90^\circ$. Традиционные лезвийные инструменты изготавливаются с углом $2\alpha < 90^\circ$. Тогда при $f = 0,2 \dots 0,5$ соотношении $HV_{инстр}/HV_{обр}$ равно $2 \dots 5$. По практическим рекомендациям это соотношение равно $3 \dots 4$, что приблизительно соответствует теоретически установленным данным.

8.2. Напряжения, возникающие от действия распределенной нагрузки

Согласно приведенного решения, в точке приложения силы P напряжение $\sigma_r \rightarrow \infty$. При действии равномерно распределенной нормальной нагрузки интенсивностью q , исходя из зависимости (7.30), напряжение σ_r принимает во всех точках конечные значения. Наибольшее напряжение σ_r , равное $-\frac{2 \cdot q}{\pi}$, достигается в точках полуокружности диаметром $d = l$, рис.8.4. Следовательно, в этих точках наиболее вероятно разрушение инструмента путем местного выкрашивания материала.

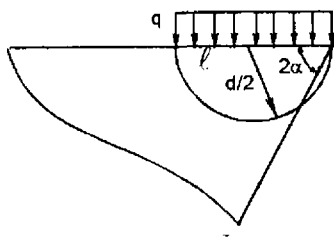


Рис. 8.4. Расположение окружности максимальных напряжений в клине при действии распределенной нагрузки.

диаметром $d = l$ будет пересекать его нижнюю грань, рис.8.4. Принимая $q \approx HV_{обр}$, условие разрушение клина опишется: $HV_{обр} \approx 1,5 \cdot \sigma_{сж}$ или с учетом соотношения $\sigma_{сж инстр} = n \cdot HV_{инстр}$

$$\frac{HV_{инстр}}{HV_{обр}} = \frac{1}{1,5 \cdot n} \quad (8.23)$$

Значение $n < 1$ и равно: для алмаза ($\sigma_{сж} = 200 \text{ кгс/мм}^2$, $HV = 10000 \text{ кгс/мм}^2$) – 0,02; для твердого сплава *T15K6* – 0,135; для минералокерамики (*ЦМ-332*) – 0,06; для быстрорежущей стали *P18* – 0,28. Соотношение $HV_{инстр}/HV_{обр}$ равно: для алмаза – 33; для *T15K6* – 4,9; для минералокерамики (*ЦМ-332*) – 11,1; для *P18* – 2,4. Как видим, в зависимости от инструментального материала существует значительный разброс значений $HV_{инстр}/HV_{обр}$. Для твердосплавных и быстрорежущих инструментов он изменяется в пределах 2...5, что соответствует практическим данным. Для алмазных инструментов он значительно больше.

8.3. Приближенный расчет напряжений в режущем клине инструмента

В работе [59] приведена зависимость для определения угла скола β_1 режущей части инструмента от сил P_z и P_y

$$\operatorname{tg} \beta_1 = \frac{(1 + K_{рез} \cdot \operatorname{tg} \alpha_1)}{(\operatorname{tg} \alpha_1 - K_{рез})} \pm \sqrt{\frac{(1 + K_{рез} \cdot \operatorname{tg} \alpha_1)^2}{(\operatorname{tg} \alpha_1 - K_{рез})^2}}, \quad (8.24)$$

где $K_{рез} = P_z/P_y$;

$\alpha_1 = \alpha + \gamma$, α и γ – передний и задний углы инструмента соответственно.

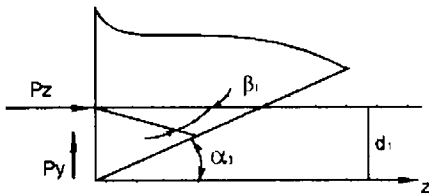


Рис. 8.5. Расчетная схема.

На рис.8.5 представлена расчетная схема положения плоскости скола инструмента.

Для $\alpha = \gamma = 0$ зависимость (8.24) упрощается и после преобразований примет вид

$$\operatorname{tg} \beta_1 = \frac{K_{рез}}{(1 + \sqrt{1 + K_{рез}^2})}. \quad (8.25)$$

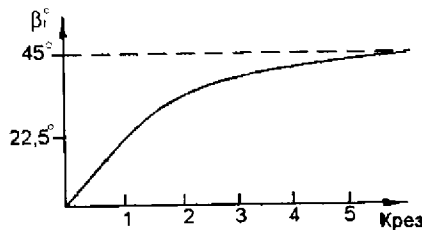


Рис. 8.6. Зависимость угла β_1 от $K_{рез}$.

Для $tg\beta_1 > 0$ в зависимости (8.24) следует принимать знак плюс. С увеличением $K_{рез}$ угол β_1 асимптотически приближается к значению 45° (Рис.8.6).

При больших значениях $K_{рез}$ сила резания P_z превышает силу P_y .

В работе [59] приведена зависимость для расчета касательных напряжений τ в плоскости скола инструмента

$$\tau = \frac{P_y \cdot \sin 2\beta_1}{2B \cdot d_1} \cdot (K_{рез} - tg\beta_1), \quad (8.26)$$

где B – ширина резания;

d_1 – расстояние от вершины резца до точки приложения сил P_z и P_y .

После подстановки в выражение (8.26) $\sin 2\beta_1 = \frac{K_{рез}}{\sqrt{1 + K_{рез}^2}}$ и некоторых тригонометрических преобразований получена зависимость

$$\tau = \frac{P_z}{2 \cdot B \cdot d_1} \cdot \frac{K_{рез}}{(1 + \sqrt{1 + K_{рез}^2})}. \quad (8.27)$$

С увеличением $K_{рез}$ касательное напряжение τ возрастает, а запас прочности инструмента снижается.

Сила резания P_z определяется из выражения

$$P_z = HV \cdot B \cdot d_1, \quad (8.28)$$

где HV – твердость обрабатываемого материала;

$B \cdot d_1$ – площадь пластического контакта передней поверхности инструмента с материалом.

Если приложить сосредоточенные силы P_z и P_y по середине площади пластического контакта, тогда выражение для τ будет иметь вид

$$\tau = HV \cdot \frac{K_{рез}}{(1 + \sqrt{1 + K_{рез}^2})}. \quad (8.29)$$

Чем больше твердость обрабатываемого материала HV и коэффициент $K_{рез}$, тем больше напряжение τ в инструменте. С учетом известного соотношения $HV = 6 \cdot \tau_{сдв мат}$ и $\tau = \tau_{сдв INSTR}$ ($\tau_{сдв мат}$ и $\tau_{сдв INSTR}$ – соответственно прочность на сдвиг обрабатываемого материала и инструментального материалов), зависимость (8.29) примет вид

$$\frac{\tau_{\text{сдв. INSTR}}}{\tau_{\text{сдв. МАТ}}} = \frac{HV_{\text{INSTR}}}{HV_{\text{МАТ}}} = \frac{6 \cdot K_{\text{РЕЗ}}}{(1 + \sqrt{1 + K_{\text{РЕЗ}}^2})}. \quad (8.30)$$

При изменении коэффициента $K_{\text{РЕЗ}}$ при лезвийной обработке от 1 до 5 соотношение $\frac{\tau_{\text{сдв. INSTR}}}{\tau_{\text{сдв. МАТ}}}$ изменяется от 3 до 6.

При абразивной обработке с изменением коэффициента $K_{\text{РЕЗ}}$ от 0,1 до 0,5 соотношение $\frac{\tau_{\text{сдв. INSTR}}}{\tau_{\text{сдв. МАТ}}}$ изменяется от 0,3 до 2.

Следовательно, при лезвийной обработке прочность (твердость) инструментального материала должна в несколько раз превышать прочность (твердость) обрабатываемого материала.

При абразивной обработке (при определенных условиях, например, $K_{\text{РЕЗ}} = 0,3$) прочность (твердость) инструментального и обрабатываемого материалов могут быть равны. Возникают противоречивые требования: для уменьшения температуры резания, повышения качества и стойкости инструмента рекомендуется увеличивать коэффициент $K_{\text{РЕЗ}}$, а с позиции прочности инструмента, наоборот, надо уменьшать коэффициент $K_{\text{РЕЗ}}$. Следовательно, существует оптимальное значение коэффициента $K_{\text{РЕЗ}}$, при котором достигается требуемое качество и сохраняется достаточно высокая прочность инструмента.

Глава 9
Динамика процессов резания материалов

9.1. Вынужденные колебания при резании материалов

9.1.1. Динамика ударного взаимодействия инструмента с обрабатываемым материалом

При прерывистом резании в момент врезания инструмента в обрабатываемый материал (в результате соударения двух тел) возникают сложные динамические процессы, которые приводят к колебаниям элементов технологической системы, ухудшению точности обработки и снижению стойкости инструмента.

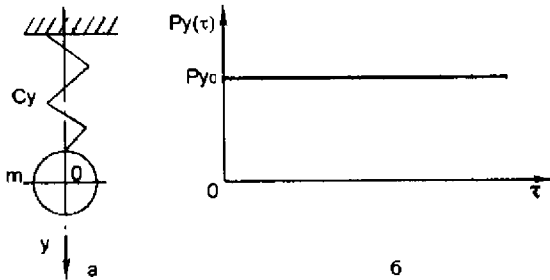


Рис. 9.1. Расчетная схема (а) и график зависимости $P_Y(\tau)$ от τ – (б).

Рассмотрим колебания инструмента, представленного в виде одно-массовой системы (Рис.9.1,а), в направлении оси OY под действием внешней силы $P_Y(\tau)$ и возникающей силы упругости $C_Y \cdot y$. Уравнение движения массы m описывается

$$-C_Y \cdot y + P_Y(\tau) = m \cdot \ddot{y}, \quad (9.1)$$

где m , C_Y – соответственно приведенные масса и жесткость системы инструмента.

Примем $P_Y(\tau) = P_{Y0}$, рис.9.1,б.

Тогда (9.1) опишется

$$m \cdot \ddot{y} + C_Y \cdot y = P_{Y0}. \quad (9.2)$$

Частное решение уравнения

$$y = A, \quad (9.3)$$

где $A = \frac{P_{y0}}{c_y} = y_{ст}$ – статическое перемещение массы m от действия силы P_{y0} .

Общее решение уравнения (9.2)

$$y = B_1 \cdot \sin kt + B_2 \cdot \cos kt + y_{ст}, \quad (9.4)$$

где $k = \sqrt{\frac{c_y}{m}}$ – собственная частота системы.

Постоянная B_1 и B_2 определяются из начальных условий

$$\begin{cases} y(0) = 0, \\ \dot{y}(0) = 0. \end{cases} \quad (9.5)$$

Тогда $B_1 = 0$, $B_2 = -y_{ст}$ и

$$y = y_{ст} \cdot (1 - \cos kt). \quad (9.6)$$

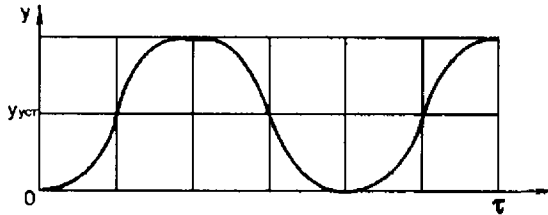


Рис. 9.2. Изменение перемещения y от времени τ .

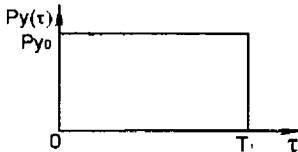


Рис. 9.3. Изменение силы $P_y(\tau)$ от времени τ .

Характер изменения y во времени показан на рис.9.2. Максимальное значение y_{max} равно $y_{max} = 2 \cdot y_{ст}$ при $k \cdot \tau = \pi$, т.е. динамическое перемещение в два раза превышает статическое.

При действии кратковременного импульса силы P_{y0} (Рис.9.3), когда $k \cdot T < \pi$, перемещение y , исходя из (9.6), равно

$$y = 2 \cdot y_{ст} \cdot \sin^2 \frac{kT_1}{2} \approx y_{ст} \cdot \frac{k^2 \cdot T_1^2}{2}. \quad (9.7)$$

При $T_1 \rightarrow 0$ значение $y \rightarrow 0$, т.е. можно добиться значительного уменьшения амплитуды колебаний.

Колебание массы m по закону (9.6) в связи с изменением толщины среза приведет к изменению во времени силы $P_Y(\tau)$, которая примет вид $P_Y(\tau) = P_{Y0} - \bar{P}_Y$, где

$$P_{Y0} = \frac{P_{z0}}{k_{PE3}} = \frac{\sigma \cdot b \cdot a}{k_{PE3}}; \quad \bar{P}_Y = \frac{\sigma \cdot B \cdot y}{k_{PE3}},$$

где a, b – толщина и ширина среза;

σ – условное напряжение резания.

Уравнение (9.2.) видоизменяется

$$m \cdot \ddot{y} + \bar{c}_Y \cdot \dot{y} = P_{Y0}, \quad (9.8)$$

где $\bar{c}_Y = c_Y + \frac{\sigma \cdot b}{k_{PE3}}$.

Решение уравнения (9.8) имеет вид, аналогичный (9.6)

$$y = \bar{y}_{ст} \cdot (1 - \cos \bar{k}\tau), \quad (9.9)$$

где $\bar{y}_{ст} = \frac{P_{Y0}}{c_Y}$; $\bar{k} = \sqrt{\frac{c_Y + \frac{\sigma \cdot b}{k_{PE3}}}{m}}$ – собственная частота системы.

Увеличение жесткости системы c_Y на величину $\frac{\sigma \cdot b}{k_{PE3}}$ ведет к увеличению собственной частоты системы \bar{k} . Следовательно, в процессе резания жесткость \bar{c}_Y и частота \bar{k} зависят от условий обработки.

Например, по мере затупления инструмента, т.е. увеличения $\frac{\sigma}{k_{PE3}}$, жесткость \bar{c}_Y и частота \bar{k} растут.

Величина $\bar{y}_{ст}$ выражается

$$\bar{y}_{CT} = \frac{a}{\left(1 + \frac{c_Y \cdot K_{PE3}}{\sigma \cdot b}\right)}. \quad (9.10)$$

Чем меньше a , $\frac{\sigma}{K_{PE3}}$, b и больше c_Y , тем меньше \bar{y}_{CT} . При заданных значениях a , b , c_Y уменьшить \bar{y}_{CT} а следовательно и y , можно уменьшением соотношения $\frac{\sigma}{K_{PE3}}$ (повышением режущей способности инструмента).

При определенных условиях возможно $y > a$, т.е. инструмент будет выходить из контакта с материалом.

9.1.2. Динамика периодического резания

При резании многолезвийными инструментами (прерывистыми кругами), а также при обработке прерывистых поверхностей сила $P_V(\tau)$

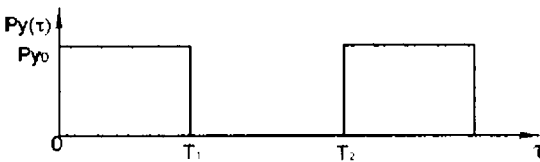


Рис. 9.4. Изменение силы $P_V(\tau)$ от времени τ .

периодически изменяется, рис.9.4. В период времени $0 \dots T_1$ колебания массы m описываются дифференциальным уравнением

$$m \cdot \ddot{y}_1 + c_Y \cdot \dot{y}_1 = P_{V0}, \quad (9.11)$$

а в период времени $T_1 \dots T_2$ — дифференциальным уравнением

$$m \cdot \ddot{y}_2 + c_Y \cdot \dot{y}_2 = 0. \quad (9.12)$$

Общие решения уравнений

$$y_1 = A \cdot \sin kt + B \cdot \cos kt + y_{CT}, \quad (9.13)$$

$$y_2 = C \cdot \sin kt + D \cdot \cos kt. \quad (9.14)$$

Постоянные A и B определяются из начальных условий

$$\begin{cases} y_1(0) = 0, \\ \dot{y}_1(0) = 0, \end{cases} \quad (9.15)$$

а постоянные C и D – из условий совместности

$$\begin{cases} y_1(T_1) = y_2(T_1), \\ \dot{y}_1(T_1) = \dot{y}_2(T_1). \end{cases} \quad (9.16)$$

После преобразований получено

$$y_1 = y_{ст}(1 - \cos k\tau), \quad (9.17)$$

$$y_2 = y_{ст}[\sin kT_1 \cdot \sin k\tau + (\cos kT_1 - 1) \cdot \cos k\tau]. \quad (9.18)$$

При $\tau = T_2$ перемещение y_2 равно

$$y_2 = 2 \cdot y_{ст} \cdot \sin \frac{kT_1}{2} \cdot \sin k\left(T_2 - \frac{T_1}{2}\right). \quad (9.19)$$

В зависимости от T_1 и T_2 величина y_2 может изменяться в пределах от $-2y_{ст}$... $2y_{ст}$. При $|y_2| > 0$ начальные условия для второго импульса силы $P_{\gamma 0}$ не будут нулевыми. Следовательно, амплитуда колебаний с каждым последующим импульсом будет возрастать, приводя систему в резонансное состояние. Исключить рост амплитуды колебаний во времени, исходя из (9.19), можно выполнением условия $y_2(\tau = T_2) = 0$, т.е.

$$\begin{cases} \sin \frac{kT_1}{2} = 0, \\ \sin k\left(T_2 - \frac{T_1}{2}\right) = 0, \end{cases} \quad (9.20)$$

откуда

$$\begin{cases} T_1 = \frac{2 \cdot n \cdot \pi}{k}, \\ T_2 - \frac{T_1}{2} = \frac{2 \cdot n \cdot \pi}{k}, \end{cases} \quad (9.21)$$

где n – целое число.

В этом случае масса m будет совершать периодические установившиеся во времени колебания. Следовательно, уйти от резонанса можно

путем регулирования параметрами T_1 и T_2 , изменяя конструктивные параметры инструментов и режимы резания.

Данное решение получено для нулевых начальных условий. В общем случае установившиеся периодические колебания массы m описываются зависимостями (9.13) и (9.14) с учетом 4-х условий совместности

$$\begin{cases} y_1(0) = y_2(T_2), \\ \dot{y}_1(0) = \dot{y}_2(T_2), \\ y_1(T_1) = y_2(T_1), \\ \dot{y}_1(T_1) = \dot{y}_2(T_1). \end{cases} \quad (9.22)$$

Определяя постоянные A, B, C, D , с учетом (9.22), получено

$$y_1 = y_{ст} \cdot \left[1 + \frac{\sin \frac{k(T_2 - T_1)}{2}}{\sin \frac{kT_2}{2}} \cdot \sin(k\tau + \varphi) \right]. \quad (9.23)$$

Максимальное значение y_1 равно при $\sin(k\tau + \varphi) = 1$

$$y_{1 \max} = y_{ст} \cdot \left[1 + \frac{\sin \frac{k(T_2 - T_1)}{2}}{\sin \frac{kT_2}{2}} \right]. \quad (9.24)$$

При $\sin \frac{kT_2}{2} = 0$ амплитуда колебаний y_{\max} принимает бесконечно большое значение, т.е. в системе наступает резонанс. Условие резонанса (с учетом $T_2 = \frac{2\pi}{\omega}$, где ω – частота следования импульсов)

$$k/\omega = n, \quad (9.25)$$

где $n = 1; 2; 3; \dots$ – целое число.

Имеет место бесконечное множество резонансов: при значениях ω , кратных собственной частоте системы k . Очевидно, при $\omega < k$ резонансные состояния системы не опасны в силу рассеивания энергии диссипа-

тивными силами, которые в данном решении не учитывались. Резонансы будут в максимальной степени проявляться при $\omega \rightarrow k$, т.е. при $n \rightarrow 1$.

Исключить резонансы можно регулированием соотношений периодов времени T_1 и T_2 . При их кратности, т.е. при $T_1 = n \cdot T_2$, где n – целое число ($n > 1$), будет выполняться условие

$$\left| \sin \frac{k(T_2 - T_1)}{2} \right| = \left| \sin \frac{kT_2}{2} \right|, \quad (9.26)$$

которое исключает из знаменателя множитель $\sin \frac{kT_2}{2}$ и тем самым ограничивает величину y_{max} .

Известно аналогичное теоретическое решение [13] без учета колебаний массы m в момент действия кратковременного импульса силы

$$y = \frac{S}{2 \cdot m \cdot k \cdot \sin \left(\frac{\pi \cdot k}{\omega} \right)}, \quad (9.27)$$

где $S = \int_0^{\tau} P(\tau) \cdot d\tau$ – импульс силы.

Отношение $S/(m \cdot k)$ определяет максимальное отклонение массы m , вызванное однократным импульсом. При совпадении частот k и ω или их кратности в системе наступает резонанс. Исключить его можно лишь регулированием отношения частот k/ω . Приведенное выше решение (8.24) показывает, что исключить резонанс можно также за счет регулирования параметром T_1 . Это указывает на необходимость анализа резонансных состояний с учетом колебаний массы m в момент действия импульса силы.

В теории колебаний периодическую силу представляют разложением в тригонометрический ряд Фурье. Функция $P_Y(\tau)$, показанная на рис. 9.4, опишется

$$P_Y(\tau) = a_0 + \sum_{i=1}^n (a_n \cdot \sin n\omega\tau + b_n \cdot \cos n\omega\tau), \quad (9.28)$$

где $a_0 = \frac{1}{T_2} \cdot \int_0^{\tau} P_{Y0} \cdot d\tau = \frac{T_1}{T_2} \cdot P_{Y0}$;

$$a_n = \frac{2}{T_2} \cdot \int_0^{T_1} P_{Y0} \cdot \sin n\omega\tau \cdot d\tau = \frac{2 \cdot P_{Y0}}{n \cdot \omega \cdot T_2} \cdot (1 - \cos n\omega T_1);$$

$$b_n = \frac{2}{T_2} \cdot \int_0^{T_2} P_{Y0} \cdot \cos n\omega\tau \cdot d\tau = \frac{2 \cdot P_{Y0}}{n \cdot \omega \cdot T_2} \cdot \sin n\omega T_1;$$

$\omega = \frac{2\pi}{T_2}$ — частота возмущающей силы.

С учетом (9.2) дифференциальное уравнение колебаний массы m примет вид

$$m \cdot \ddot{y} + c_y \cdot y = a_0 + \sum_{i=1}^n (a_n \cdot \sin n\omega\tau + b_n \cdot \cos n\omega\tau). \quad (9.29)$$

Пренебрегая начальными условиями, определим амплитуду установившихся вынужденных колебаний. Решение будем искать в виде

$$y = y_0 + \sum_{i=1}^n (y_{1n} \cdot \sin n\omega\tau + y_{2n} \cdot \cos n\omega\tau). \quad (9.30)$$

Подставляя (9.30) в (9.29), получим

$$\begin{cases} y_0 = \frac{a_0}{c_y}, \\ y_{1n} = \frac{a_n}{m \cdot (k^2 - n^2 \cdot \omega^2)}, \\ y_{2n} = \frac{b_n}{m \cdot (k^2 - n^2 \cdot \omega^2)}, \end{cases} \quad (9.31)$$

где $k = \sqrt{\frac{c_y}{m}}$ — собственная частота системы.

Тогда

$$y = \frac{a_0}{c_y} + \sum_{i=1}^n \frac{(a_n \cdot \sin n\omega\tau + b_n \cdot \cos n\omega\tau)}{c_y \left(1 - \frac{n^2 \cdot \omega^2}{k^2}\right)}. \quad (9.32)$$

Суммируя ряд (9.32), несложно видеть, что при $n = \frac{k}{\omega}$ знаменатель обращается в нуль и решение теряет смысл для всех значений k и ω (ряд

расходится). Следовательно, необходимо учитывать начальные условия, например,

$$\begin{cases} y(0) = 0, \\ \dot{y}(0) = 0. \end{cases} \quad (9.33)$$

Тогда общее решение уравнения (9.29) опишется

$$y = A \cdot \sin kt + B \cdot \cos kt + y_0 + \sum_{i=1}^n (y_{1n} \cdot \sin n\omega t + y_{2n} \cdot \cos n\omega t). \quad (9.34)$$

Подчиняя (9.34) начальным условиям (9.33), установим постоянные A и B

$$A = -\sum_{i=1}^n y_{1n} \cdot \frac{n \cdot \omega}{k}; \quad B = -y_0 - \sum_{i=1}^n y_{2n}$$

Преобразуем (9.34) к виду

$$y = \frac{T_1}{T_2} \cdot \frac{P_{y0}}{c_y} \cdot (1 - \cos kt) + \sum_{i=1}^n \frac{P_{y0}(1 - \cos n\omega T_1) \cdot \sin n\omega t}{\pi \cdot n \cdot k \cdot m(k - n\omega) \cdot (k + n\omega)} \times \\ \times \left(k - m\omega \cdot \frac{\sin kt}{\sin n\omega t} \right) + \quad (9.35) \\ + \sum_{i=1}^n \frac{2P_{y0} \cdot \sin n\omega T_1 \cdot \sin\left(\frac{n\omega + k}{2} \cdot \tau\right)}{\pi \cdot n \cdot k \cdot m(k - n\omega) \cdot (k + n\omega)} \cdot \sin\left(\frac{k - m\omega}{2} \cdot \tau\right).$$

С увеличением $n \rightarrow \frac{k}{\omega}$ выражение $\frac{\sin\left(\frac{k - n \cdot \omega}{2} \cdot \tau\right)}{(k - n \cdot \omega)}$, стоящее во второй сумме ряда, согласно первого замечательного предела, принимает значение $\frac{\tau}{2}$. Следовательно, величина y не обращается в бесконечность. Аналогичный вывод вытекает из первой суммы ряда: при $n \rightarrow \frac{k}{\omega}$ выражение

$$\frac{\left(k - nw \cdot \frac{\sin kt}{\sin n\omega t}\right)}{(k - nw)} \rightarrow 1.$$

Однако наличие множителя $\frac{\tau}{2}$ в решении указывает на то, что с течением времени τ амплитуда колебаний возрастает, т.е. система совершает неустановившиеся колебания. Для определения условий, ограничивающих рост y во времени, необходимо производить сложные численные расчеты. В связи с этим очевидны преимущества решения в аналитической форме (8.23), откуда явно вытекают условия управления амплитудой колебаний.

9.1.3. Динамика резания с переменной толщиной среза

В связи с неравномерностью снимаемого припуска и "колебаниями" толщины среза, силу резания $P_Y(\tau)$ можно представить функцией $P_Y = P_{Y0} + \Delta P_Y \cdot \sin \omega t$, рис.9.5. Тогда частное решение уравнения (9.2) примет вид

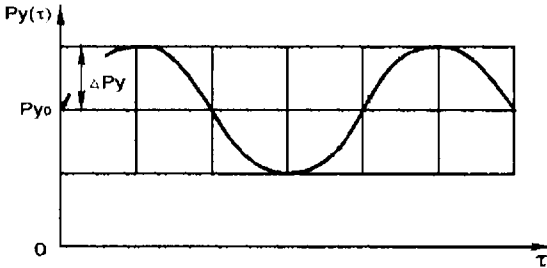


Рис. 9.5. Изменение силы $P_Y(\tau)$ от времени τ .

$$y = A + B \cdot \sin \omega t, \quad (9.36)$$

где $A = \frac{P_{Y0}}{c_Y} = y_{ст}$, $B = \frac{\Delta P_Y}{m \cdot (k^2 - \omega^2)}$, $k = \sqrt{\frac{c_Y}{m}}$.

Общее решение уравнения (9.2)

$$y = C \cdot \sin kt + D \cdot \cos kt + A + B \cdot \sin \omega t. \quad (9.37)$$

Постоянные C и D определяются из начальных условий

$$\begin{cases} y(0) = y_0, \\ \dot{y}(0) = \dot{y}_0. \end{cases} \quad (9.38)$$

После преобразований, имеем

$$y = \frac{\Delta P_y}{m \cdot (k^2 - w^2)} \cdot \left(\sin w\tau - \frac{w}{k} \cdot \sin k\tau \right) + \frac{\dot{y}_0}{k} \cdot \sin k\tau + (y_0 - y_{ст}) \cdot \cos k\tau + y_{ст}. \quad (9.39)$$

Принимая $\alpha = w/k$, получим

$$y = \frac{\Delta P_y}{c_y(1 - \alpha^2)} \cdot (\sin \alpha k\tau - \alpha \cdot \sin k\tau) + \frac{\dot{y}_0}{k} \cdot \sin k\tau + (y_0 - y_{ст}) \cdot \cos k\tau + y_{ст}. \quad (9.40)$$

При $\alpha \rightarrow 1$, т.е. при совпадении частот w и k , первое слагаемое в (9.40), заключенное в круглые скобки, принимает неопределенность вида $\frac{0}{0}$. Для её раскрытия, согласно правила Лопиталья, необходимо определить предел

$$\lim_{\alpha \rightarrow 1} \frac{\Delta P_y}{c_y} \cdot \frac{(\sin \alpha k\tau - \alpha \cdot \sin k\tau)'_{\alpha}}{(1 - \alpha^2)'_{\alpha}} = \frac{\Delta P_y}{2 \cdot c_y} \cdot (\sin k\tau - k \cdot \tau \cdot \cos k\tau). \quad (9.41)$$

С увеличением времени τ значение предела, а следовательно, и амплитуда колебаний y , неограниченно возрастают, т.е. имеет место неустановившийся процесс, приводящий систему в резонансное состояние. Ограничивая время τ , можно ограничить y .

Данный вывод справедлив при отсутствии сопротивления в системе. При действии диссипативных сил с течением времени τ слагаемые в (9.39), обусловленные начальными условиями и содержащими $\sin k\tau$ и $\cos k\tau$, исчезнут и амплитуда колебаний y определится

$$y = \frac{\Delta P_y}{m \cdot (k^2 - w^2)} \cdot \sin w\tau + y_{ст} \quad (9.42)$$

или

$$y = y_{ст} \cdot \left[\frac{\Delta y_{ст}}{y_{ст}} \cdot \frac{\sin \omega t}{\left(1 - \frac{\omega^2}{k^2}\right)} + 1 \right], \quad (9.43)$$

где $\Delta y_{ст} = \frac{\Delta P_y}{c_y}$.

Система будет совершать установившиеся гармонические колебания относительно статического равновесия $y_{ст}$. При $k \rightarrow \omega$ возникнет резонанс. Коэффициент динамичности, равный множителю, заключенному в квадратные скобки при $\sin \omega t = 1$, больше единицы. Его уменьшить можно уменьшением отношения $\Delta y_{ст}/y_{ст}$.

9.2. Вибрации при резании материалов

9.2.1. Вибрации при резании лезвийными инструментами

В теории резания материалов самовозбуждающиеся высокочастотные незатухающие колебания (вибрации) принято считать автоколебаниями. Существует две точки зрения относительно причин их возникновения. Это падающая характеристика силы трения от скорости [32, 33] и отставание роста силы резания во времени от роста толщины среза (сдвиг по фазе) [34, 35, 36, 37].

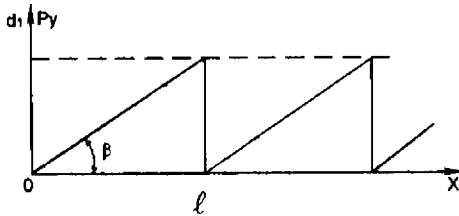


Рис. 9.6. Изменение параметров d_1 и P_y от времени t .

Возбуждение незатухающих колебаний может произойти и вследствие периодичности процесса стружкообразования, когда толщина упруго-пластически деформируемого слоя материала d_1 и сила резания P_y изменяются по закону, показанному на рис. 9.6. Максимальное значение P_y достигается в момент отделения элементарного объема материала

по условной плоскости сдвига, расположенной под углом β к направлению движения инструмента, и равно

$$P_y = \frac{\sigma}{k_{рез}} \cdot S \quad (9.44)$$

или

$$P_Y = \frac{HV}{k_{\text{рез}}} \cdot S', \quad (9.45)$$

где σ – условное напряжение резания, определяется зависимостями (7.49) или (7.50);

$S = a \cdot B$ – площадь поперечного сечения среза;

a – толщина среза;

B – ширина резания;

HV – твердость обрабатываемого материала;

$S' = d \cdot B$ – площадь поперечного сечения, подвергающегося упруго-пластическому деформированию (смятию).

С учетом зависимостей (7.50) и (7.53) зависимости (9.44) и (9.45) выразятся

$$P_Y = 4 \cdot \tau_{\text{сдв}} \cdot \text{tg}^2(\alpha - \gamma) \cdot S, \quad (9.46)$$

$$P_Y = HV \cdot \text{tg}(\alpha - \gamma) \cdot S'. \quad (9.47)$$

Сравнивая (9.46) и (9.47), имеем

$$d_i = \frac{4 \cdot \tau_{\text{сдв}} \cdot \text{tg}(\alpha - \gamma) \cdot a}{HV}. \quad (9.48)$$

Толщина упруго-пластически деформируемого слоя материала d_i тем больше, чем больше толщина среза a , $\text{tg}(\alpha - \gamma)$ и $\tau_{\text{сдв}} / HV$. На участке 0 ... 1 (Рис.9.6) силу резания P_Y представим в виде

$$P_Y = \frac{HV}{k_{\text{рез}}} \cdot S'_{\text{тек}}, \quad (9.49)$$

где $S' = \text{tg}\beta \cdot B \cdot x$ – текущее значение площади S' ;

$x = v_{\text{рез}} \cdot \tau$;

$v_{\text{рез}}$ – скорость резания;

τ – время.

Параметр $\text{tg}\beta$ выражается через известный параметр $\text{tg}2\beta = k_{\text{рез}}$ с помощью тригонометрической зависимости

$$\text{tg}2\beta = \frac{2 \cdot \text{tg}\beta}{1 - \text{tg}^2\beta},$$

откуда после преобразований

$$\operatorname{tg}\beta = \frac{1}{\left(1 + \sqrt{1 + k_{\text{PEЗ}}^2}\right)}. \quad (9.50)$$

Колебание одномассовой системы под действием силы P_Y в направлении оси OY опишется уравнением

$$m \cdot \ddot{y} + c \cdot y = P_Y$$

или

$$\ddot{y} + k^2 \cdot y = \frac{HV}{k_{\text{PEЗ}} \cdot m} \cdot \operatorname{tg}\beta \cdot B \cdot v_{\text{PEЗ}} \cdot \tau, \quad (9.51)$$

где $k^2 = \frac{c}{m}$.

Частное решение уравнения

$$y = A \cdot \tau, \quad (9.52)$$

где $A = \frac{HV \cdot \operatorname{tg}\beta \cdot B \cdot v_{\text{PEЗ}}}{c \cdot k_{\text{PEЗ}}}$.

Общее решение уравнения (9.51)

$$y = B_1 \cdot \sin kt + B_2 \cdot \cos kt + A \cdot \tau. \quad (9.53)$$

При нулевых начальных условиях, т.е. $y(0)=0$ и $\dot{y}(0) = 0$, зависимость (9.53) примет вид

$$y = -\frac{HV \cdot \operatorname{tg}\beta \cdot B \cdot v_{\text{PEЗ}}}{k_{\text{PEЗ}} \cdot c} \cdot \sin kt + \frac{HV \cdot \operatorname{tg}\beta \cdot B \cdot v_{\text{PEЗ}}}{k_{\text{PEЗ}} \cdot c} \cdot \tau. \quad (9.54)$$

Таким образом показано, что увеличивающаяся во времени сила P_Y возбуждает колебания массы m с частотой, равной собственной частоте системы k .

Считая, что сила P_Y носит периодический характер, определим амплитуду установившихся колебаний, используя два условия совместности

$$\begin{cases} y(0) = y(T), \\ \dot{y}(0) = \dot{y}(T), \end{cases} \quad (9.55)$$

где $T = \frac{l}{v_{\text{PEЗ}}}$

Подчиняя (9.53) условиям (9.55), имеем

$$y = -\frac{A \cdot T}{2} \cdot \text{ctg} \frac{kT}{2} \cdot \sin kt + \frac{A \cdot T}{2} \cdot \cos kt + A \cdot \tau$$

или

$$y = A \cdot \left[\frac{T/2}{\sin kT/2} \cdot \sin(k\tau + \varphi) + \tau \right], \quad (9.56)$$

где $\varphi = -\frac{kT}{2}$.

С учетом $T = \frac{2\pi}{\omega}$ (где ω – частота периодических изменений силы

F) при $k/\omega = n$ (где $n = 1; 2; 3; \dots$ – целое число) $\sin \frac{kT}{2} = 0$, т.е. в сис-

теме наступает резонанс. Имеет место бесконечное множество резонансных состояний, т.к. n – неограниченно. Очевидно, в силу рассеивания энергии резонансы при $n > 1$ проявляться практически не будут. Основное резонансное состояние будет наблюдаться при $n = 1$ ($\omega = k$). При этом определяющим в (9.56) является первое слагаемое, которое принимает наибольшее значение при $\sin(k\tau + \varphi) = 1$, т.е.

$$y_{\text{max}} \approx A \cdot \frac{T/2}{\sin kT/2}. \quad (9.57)$$

Параметр T с учетом (9.48) описывается

$$T = \frac{4 \cdot \tau_{\text{сдв}} \cdot a}{HV \cdot v_{\text{PEЗ}}} \cdot \frac{\left(1 + \sqrt{1 + k_{\text{PEЗ}}^2}\right)}{k_{\text{PEЗ}}}. \quad (9.58)$$

Соответственно частота ω равна

$$\omega = \frac{\pi \cdot HV \cdot v_{\text{PEЗ}}}{2 \cdot \tau_{\text{сдв}} \cdot a} \cdot \frac{k_{\text{PEЗ}}}{\left(1 + \sqrt{1 + k_{\text{PEЗ}}^2}\right)}. \quad (9.59)$$

С увеличением скорости резания $v_{рез}$ частота ω увеличивается и при $\omega = k$ наступает резонанс. Следовательно, с увеличением $v_{рез}$ перемещение y_{max} по (9.57) первоначально будет возрастать, затем уменьшаться, проходя точку максимума (с учетом диссипативных сил при $\omega = k$ перемещение y_{max} будет принимать конечное значение).

Зависимость (9.57) с учетом (9.58) и (9.52) опишется

$$y_{max} = \frac{2 \cdot B \cdot \tau_{сдв} \cdot a}{c} \cdot \operatorname{tg}^2(\alpha - \gamma) \cdot \frac{1}{\sin kT/2}. \quad (9.60)$$

С увеличением переднего угла инструмента γ , приведенной жесткости c и уменьшением параметров B и $\tau_{сдв}$ при $\omega = k$ перемещение y_{max} будет уменьшаться.

С увеличением толщины среза a в соответствии с зависимостью (8.59) частота ω уменьшается от ∞ до 0. Следовательно, возможно выполнение условия резонанса ($\omega = k$).

Аналогично скорости резания, с увеличением a перемещение y_{max} первоначально будет возрастать, затем уменьшаться. Входящий в числитель зависимости (9.60) параметр a усиливает рост y_{max} .

Механические характеристики обрабатываемого материала, входящие в (9.59) в виде соотношения $HV/\tau_{сдв}$, и параметр $k_{рез}$ на частоту ω влияют незначительно.

Однако с увеличением $\tau_{сдв}$ и угла трения α перемещение y_{max} значи-

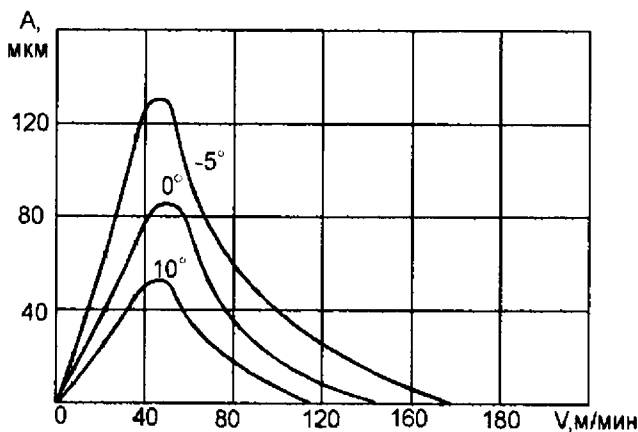


Рис. 9.7. Влияние скорости резания и переднего угла резца γ на амплитуду колебаний при точении (сталь 40X, $\phi = 30^\circ$, $t = 2$ мм, $S = 0,25$ мм/об). тельно возрастает. Таким образом показано доминирующее влияние

физических параметров T и w на интенсивность колебаний. Уменьшить амплитуду колебаний можно исключением резонансного состояния системы путем выбора соотношений параметров обработки в соответствии с зависимостями (9.58) и (9.59).

Теоретические данные согласуются с экспериментальными, приведенными в работе [34], рис.9.7. С увеличением скорости резания (при постоянной толщине среза) амплитуда колебаний в некотором интервале возрастает, а затем уменьшается.

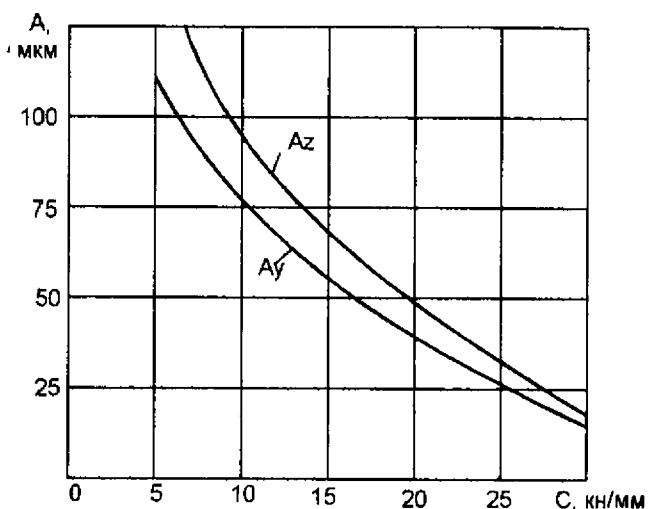


Рис. 9.8. Зависимость амплитуды колебаний от жесткости системы при точении стали Х15Н5Д2Т.

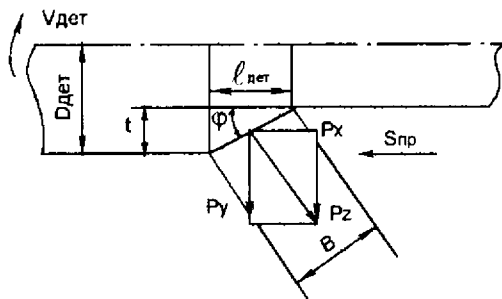


Рис. 9.9. Расчетная схема продольного точения.

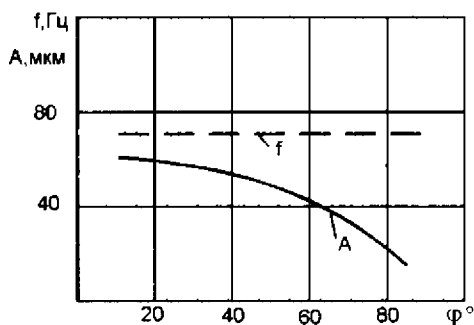


Рис. 9.10. Влияние главного угла в плане φ на частоту f и амплитуду колебаний A при точении (сталь 40Х, $\gamma = 8^\circ$, $t = 2$ мм, $S = 0,25$ мм/об. $v = 45$ м/мин).

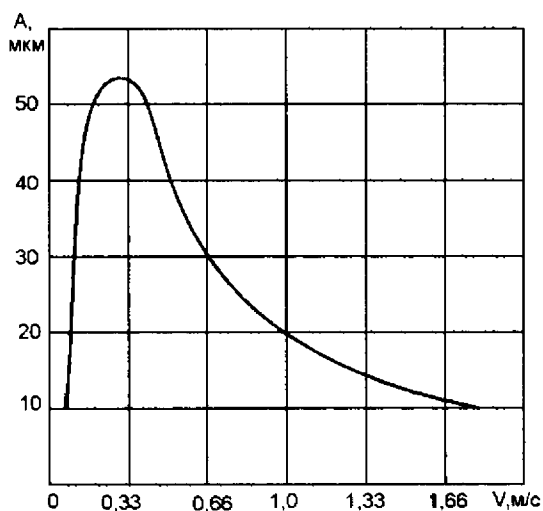


Рис. 9.11. Зависимость амплитуды колебаний от скорости резания при радиальном точении лопаточным резцом из ВК8 ($S = 0,15$ мм/об, $b = 4$ мм, $\gamma = 0$, $\alpha = 12^\circ$, стали Х15Н5Д2Т).

С увеличением жесткости системы с амплитуда колебаний уменьшается, рис.9.8 [37].

При продольном точении ширину резания B можно представить $B = t / \sin \varphi$ (рис.9.9), где t – глубина резания, φ – угол реза в плане. То-

гда, с увеличением t амплитуда колебаний y_{max} , исходя из (9.60), возрастает, а с увеличением угла реза в плане ϕ – уменьшается.

Приведенные экспериментальные данные, рис.9.10 [34] и рис.9.11 [37], для продольного точения согласуются с теоретическими результатами.

9.2.2. Вибрации при шлифовании материалов

При шлифовании, а также тонком точении параметр $k_{рез}$ описывается зависимостью (7.63). Тогда зависимость (9.60) примет вид

$$y_{max} = \frac{2 \cdot B}{c} \cdot \sqrt[3]{\left(\frac{HV \cdot \rho}{2}\right)^2 \cdot \tau_{сдв} \cdot a} \cdot \frac{1}{\sin kT/2}. \quad (9.61)$$

С учетом $k_{рез} < 1$ и $V_{рез} = V_{кр}$ зависимость (9.59) видоизменится

$$\omega = \frac{\pi \cdot v_{кр}}{4} \cdot \sqrt[3]{\frac{2}{\rho} \cdot \left(\frac{HV}{\tau_{сдв} \cdot a}\right)^2}. \quad (9.62)$$

На частоту колебаний ω существенное влияние оказывают три параметра: $v_{кр}$, a и ρ . Поэтому выполнение условия $\omega = k$ возможно при изменении этих трех параметров.

Уменьшить амплитуду колебаний y_{max} можно как исключением резонанса $\left|\sin \frac{kT}{2}\right| > 1$, так и уменьшением параметров B , ρ , a (увеличением c). Очевидно, наиболее эффективно уменьшить радиус округления режущего зерна ρ путем применения правки круга или режима самозаточивания, т.к. это не требует снижения производительности обработки. Толщину среза отдельным зерном $a = a_z$ при условии $a_z < \rho$ можно представить в виде [7]

$$a_z = \frac{315 \cdot \pi \cdot \bar{x}^3 \cdot v_{дет} \cdot \sqrt{t \cdot \left(\frac{2}{D_{кр}} + \frac{2}{D_{дет}}\right)}}{m \cdot V_{кр} \cdot \rho^2}, \quad (9.63)$$

где m , \bar{x} – объемная концентрация и зернистость круга;
 $v_{дет}$ – скорость детали;
 $D_{кр}$, $D_{дет}$ – диаметры круга и детали;

t – глубина шлифования.
 После подстановки (9.63) в (9.61) и (9.62), имеем

$$y_{\max} = \frac{2 \cdot B}{c} \cdot \sqrt[3]{\frac{80 \cdot \pi \cdot \bar{x}^3 \cdot v_{\text{ДЕТ}} \cdot \sqrt{t \cdot \left(\frac{2}{D_{\text{КР}}} + \frac{2}{D_{\text{ДЕТ}}} \right)} \cdot HV^2 \cdot \tau_{\text{СДВ}}}{m \cdot v_{\text{КР}}}} \cdot \frac{1}{\sin kT/2}}, \quad (9.64)$$

$$\omega = \frac{\pi \cdot v_{\text{КР}}}{4} \cdot \sqrt[3]{2 \cdot \rho^3 \cdot \left[\frac{m \cdot v_{\text{КР}} \cdot HV}{315 \cdot \pi \cdot \bar{x}^3 \cdot v_{\text{ДЕТ}} \cdot \sqrt{t \cdot \left(\frac{1}{D_{\text{КР}}} + \frac{1}{D_{\text{ДЕТ}}} \right)} \cdot \tau_{\text{СДВ}}} \right]^2}. \quad (9.65)$$

Основное влияние на частоту ω оказывают скорость круга $v_{\text{КР}}$, радиус округления зерна ρ и зернистость круга \bar{x} . С увеличением $v_{\text{КР}}$, при уменьшении \bar{x} частота ω растет и возможно выполнение условия резонанса $k = \omega$. Следовательно, для устранения колебаний необходимо в первую очередь управлять этими тремя параметрами.

Частота ω также возрастает с увеличением концентрации круга m и уменьшением скорости детали $v_{\text{ДЕТ}}$ и глубины шлифования t . Учитывая определяющее влияние на y_{\max} множителя $\sin \frac{kT}{2}$ в связи с резонанс-

ным состоянием системы, с изменением параметров $v_{\text{КР}}$, ρ , \bar{x} , m_n , $v_{\text{ДЕТ}}$, t амплитуда колебаний может изменяться по экстремальной зависимости, проходя точку максимума. В ограниченных пределах изменения этих параметров возможен только рост или падение y_{\max} . Если $|\sin kT/2| > 0$, то амплитуда колебаний y_{\max} , согласно зависимости (9.64), растет с увеличением B , \bar{x} , $v_{\text{ДЕТ}}$, t , HV , $\tau_{\text{СДВ}}$ и уменьшением c , m , $v_{\text{КР}}$.

Теоретические данные согласуются с экспериментальными данными Л.Н. Филимонова [38], Г.В. Лурье [30] и других исследователей.

Таким образом показано, что возбуждение незатухающих колебаний при резании может происходить от периодически изменяющейся силы резания, обусловленной периодичностью процесса стружкообразования.

9.2.3. Анализ причин возникновения автоколебаний при резании материалов

В работе [13] приведено уравнение движения системы резец-суппорт

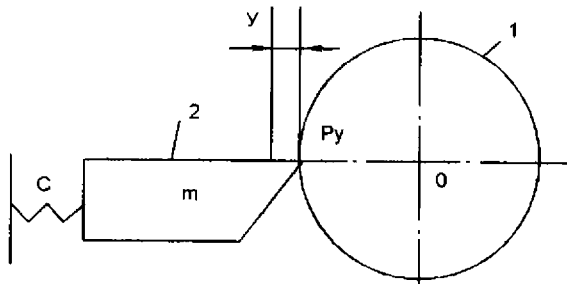


Рис. 9.12. Расчетная схема колебаний при точении:

1 – обрабатываемая деталь, 2 – резец.

под действием трех сил: силы упругости системы резец-суппорт $-c \cdot (y - y_0)$, силы резания-трения P_y и силы сопротивления $k \cdot \dot{y}$ (Рис.9.12)

$$-c \cdot (y - y_0) - k_1 \cdot \dot{y} + P_y = m \cdot \ddot{y}, \quad (9.66)$$

где c , m – приведенные жесткость и масса системы;

k_1 – коэффициент пропорциональности;

y , \dot{y} , \ddot{y} – соответственно перемещение, скорость и ускорение движения системы;

$y_0 = \frac{P_{y0}}{c}$ – статическое перемещение системы под действием силы P_{y0} .

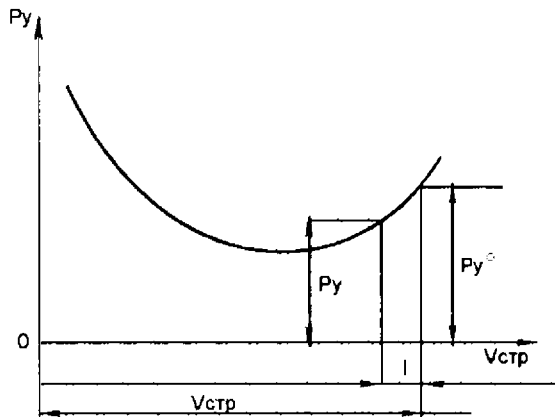


Рис. 9.13. Изменение силы P_y от скорости стружки $v_{стр}$.

Значение входящей силы P_Y отличается от P_{Y0} , поскольку скорость трения стружки с передней поверхностью резца ($v_{стр} + \dot{y}$) отличается от статического значения $v_{стр}$ (рис.9.13).

Исходя из рис.9.13, силу P_Y можно выразить линейной зависимостью

$$P_Y = P_{Y0} - P'_{Y0} \cdot \dot{y}, \quad (9.67)$$

где P'_{Y0} – тангенс угла наклона характеристики трения в точке с координатами P_{Y0}, y_0 .

Подставляя (9.67) в (9.66) с учетом $P_{Y0} = c \cdot y_0$, имеем

$$m \cdot \ddot{y} + (P'_{Y0} + k_1) \cdot \dot{y} + c \cdot y = 0$$

или

$$\ddot{y} + 2 \cdot n \cdot \dot{y} + k^2 \cdot y = 0, \quad (9.68)$$

где $2 \cdot n = (P'_{Y0} + k_1) / m$;

$$k = \sqrt{\frac{c}{m}} \quad \text{– собственная частота системы.}$$

При $k^2 > n^2$ общее решение дифференциального уравнения (9.68) может быть представлено

$$y = A \cdot e^{-n\tau} \cdot \sin(\sqrt{k^2 - n^2} \cdot \tau + \varphi), \quad (9.69)$$

где τ – время;

A – амплитуда колебаний;

φ – сдвиг по фазе.

В зависимости от n возможны три решения (9.69):

- 1) $n > 0$. Масса m совершает затухающие колебания;
- 2) $n = 0$. Масса m совершает незатухающие колебания, т.к. отсутствует сила сопротивления;
- 3) $n < 0$. Масса m совершает колебания с возрастающей во времени амплитудой. Это связано с тем, что сила сопротивления направлена в сторону движения массы m и выполняет роль раскачивающей силы.

Исходя из рис.9.13, на возрастающем участке зависимости $P_Y - v_{стр}$ тангенс угла наклона кривой P'_{Y0} положителен. Следовательно, параметр n будет также положителен и масса m будет совершать затухаю-

щие колебания. На участке кривой $P_Y - v_{стр}$, имеющей тенденцию к снижению, тангенс угла наклона P'_{Y0} отрицательный. Здесь $P'_{Y0} = k$, $n = 0$ и масса m будет совершать незатухающие гармонические колебания. В этом состоит причина самовозбуждения при резании колебаний при наличии падающего участка характеристики $P_Y - v_{стр}$.

Для определения амплитуды установившихся колебаний примем, что в окрестности состояния равновесия ординату характеристики трения можно представить в виде суммы [13]

$$P_Y = P_{Y0} - P'_{Y0} \cdot \dot{y} + P''_{Y0} \cdot \frac{\dot{y}^2}{2} - P'''_{Y0} \cdot \frac{\dot{y}^3}{6} + \dots, \quad (9.70)$$

где P'_{Y0} , P''_{Y0} , P'''_{Y0} – производные функции P_Y по скорости в точке равновесия.

Подставляя (9.70) в (9.66), имеем

$$m \cdot \ddot{y} + (P'_{Y0} + k_1) \cdot \dot{y} - P''_{Y0} \cdot \frac{\dot{y}^2}{2} + P'''_{Y0} \cdot \frac{\dot{y}^3}{6} + c \cdot y = 0. \quad (9.71)$$

Неустойчивость возникает при $P'_{Y0} < k_1$. Для решения нелинейного уравнения (9.71) используем метод энергетического баланса. Стационарные автоколебания опишем гармоническим законом

$$y = A \cdot \sin(k \cdot \tau). \quad (9.72)$$

Он будет выполняться, когда работа силы трения

$$R = (P'_{Y0} + k_1) \cdot \dot{y} - P''_{Y0} \cdot \frac{\dot{y}^2}{2} + P'''_{Y0} \cdot \frac{\dot{y}^3}{6} \quad (9.73)$$

равна нулю за один период колебаний $T = \frac{2\pi}{k}$, т.е.

$$\int_0^T R \cdot \dot{y} \cdot d\tau = 0. \quad (9.74)$$

Подставляя (9.73) в (9.74), имеем

$$A = \frac{2}{k} \cdot \sqrt{-2 \cdot (P'_{Y0} + k_1) / P'''_{Y0}}. \quad (9.75)$$

На падающем участке характеристики трения выражение $(P'_{y0} + k_1)$ – отрицательно. Следовательно, подкоренное выражение будет положительно при $P'''_{y0} > 0$, т.е. автоколебания будут иметь место при $P'''_{y0} > 0$. Как правило, третья производная P'''_{y0} для функций, аппроксимирующих характеристику трения, отрицательна. Например, для функции $P_y = \frac{B_0}{\dot{y}}$ (где B_0 – постоянная) $P'''_{y0} < 0$.

Поэтому условия возбуждения автоколебаний на падающем участке характеристики трения необходимо рассматривать в каждом конкретном случае на основе экспериментальных данных и аппроксимации характеристики трения.

Оценим возможности возбуждения автоколебаний от изменения толщины среза. Для этого в зависимости (9.61) для определения силы резания P_y толщину среза a представим (для радиального точения)

$$a = \pi \cdot D_{дет} \cdot \frac{S_{РАД}}{v_{дет}}, \quad (9.76)$$

где $D_{дет}$ – диаметр детали;
 $S_{РАД}$ – скорость радиальной подачи резца;
 $v_{дет}$ – скорость детали.

Тогда P_y выразится

$$P_y = 3 \cdot B \cdot \sqrt[3]{(HV \cdot \rho)^2 \cdot \tau_{сдв} \cdot \pi \cdot D_{дет} \cdot \frac{S_{РАД}}{v_{дет}}}. \quad (9.77)$$

С учетом колебаний резца в радиальном направлении, имеем

$$P_y = 3 \cdot B \cdot \sqrt[3]{(HV \cdot \rho)^2 \cdot \tau_{сдв} \cdot \pi \cdot \frac{D_{дет}}{v_{дет}} \cdot (S_{РАД} + \dot{y})}, \quad (9.78)$$

где \dot{y} – скорость движения резца.

Подставим силу P_y , определяемую (9.78), в уравнение (9.66) с учетом того, что статическое значение силы P_{y0} описывается (9.77)

$$m \cdot \ddot{y} + k_1 \cdot \dot{y} - 3 \cdot B \cdot \sqrt[3]{(HV \cdot \rho)^2 \cdot \tau_{сдв} \cdot \pi \cdot \frac{D_{дет}}{v_{дет}}} \times \\ \times \left[\sqrt[3]{(S_{РАД} + \dot{y})} - \sqrt[3]{S_{РАД}} \right] + c \cdot y = 0. \quad (9.79)$$

Преобразуем слагаемое $(S_{РАД} + \dot{y})^{1/3}$ с помощью Бинома Ньютона

$$(S_{РАД} + \dot{y})^{1/3} = S_{РАД}^{1/3} \cdot \left[1 + \frac{1}{3} \cdot \left(\frac{\dot{y}}{S_{РАД}} \right) + \frac{1}{3} \cdot \left(-\frac{2}{3} \right) \cdot \left(\frac{\dot{y}}{S_{РАД}} \right)^2 + \right. \\ \left. + \frac{1}{3} \cdot \left(-\frac{2}{3} \right) \cdot \left(-\frac{5}{3} \right) \cdot \left(\frac{\dot{y}}{S_{РАД}} \right)^3 + \dots \right] \quad (9.80)$$

Нетрудно видеть, что уравнение (9.79) с учетом разложения (9.80) аналогично уравнению (9.71). Для того, чтобы произошло возбуждение автоколебаний, согласно (9.75), необходимо чтобы коэффициент при \dot{y}^3 в (9.79) был положительным. Однако коэффициент отрицательный и возбуждение автоколебаний не происходит.

Автоколебания могут иметь место при показателе степени выражения $(S_{РАД} + \dot{y})^n$, большем единицы, т.е. $n > 1$. Однако при резании материалов $n < 1$.

Теоретический анализ производительности и точности абразивной обработки

10.1. Взаимосвязь производительности и точности обработки

С учетом упругих перемещений в технологической системе закономерности съема материала при шлифовании по упругой схеме (Рис. 10.1,а) подчиняются дифференциальному уравнению [8]

$$\frac{V}{S_1} = v'_{дет} \cdot \tau - \frac{1}{C \cdot \lambda} \cdot \frac{dV}{dt}, \quad (10.1)$$

где V – объем снятого материала, м³;

τ – время, с;

S_1 – площадь обрабатываемой поверхности, м²;

$v'_{дет}$ – радиальная скорость перемещения детали, м/с;

C – приведенная жесткость системы, Н/м;

$\lambda = \frac{Q}{P_\gamma}$ – удельная производительность шлифования, м³/(с·Н);

P_γ – радиальная составляющая силы резания, Н.

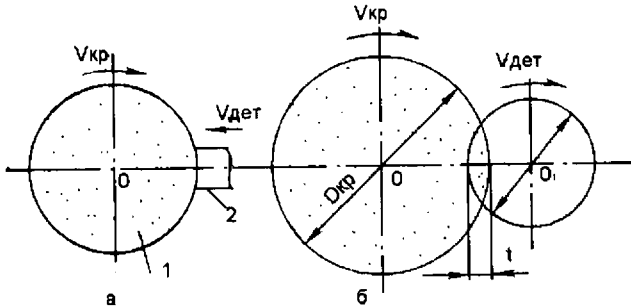


Рис. 10.1. Расчетные схемы (1 – круг, 2 – деталь):

а – шлифование по упругой схеме; б – круглое наружное шлифование.

Решением дифференциального уравнения (10.1) является функция

$$V = v'_{дет} \cdot S_1 \cdot \tau - \frac{v_{дет} \cdot S_1^2}{C \cdot \lambda} \cdot \left(1 - e^{-\frac{C \cdot \lambda}{S_1} \cdot \tau} \right). \quad (10.2)$$

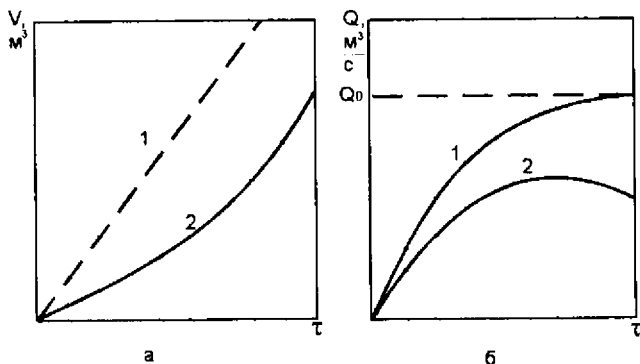


Рис. 10.2. Зависимости объема снятого материала (а) и производительности обработки (б) от времени τ .

Фактический объем снятого материала V_ϕ (кривая 2, Рис.10.2,а) всегда меньше номинального объема (кривая 1) $V_0 = v'_{ДЕТ} \cdot S_1 \cdot \tau$ на величину второго слагаемого в выражении (10.2).

Производительность обработки Q определяется из выражения

$$Q = v'_{ДЕТ} \cdot S_1 \cdot \left(1 - e^{-\frac{C \cdot \lambda}{S_1} \cdot \tau} \right). \quad (10.3)$$

С течением времени обработки τ при $\lambda = \text{Const}$ производительность Q в первоначальный момент возрастает, а затем стабилизируется, принимая значение $Q = v'_{ДЕТ} \cdot S_1 = Q_0$ (Рис.10.2,б, кривая 1), где Q_0 – номинальная производительность обработки. С увеличением C и λ время переходного процесса уменьшается.

Увеличить Q можно за счет увеличения параметров $v'_{ДЕТ}$, S_1 или Q_0 и C , λ .

Упругое перемещение Y в технологической системе, определяющее погрешность обработки, равно

$$Y = \frac{Q_0}{C \cdot \lambda} \cdot \left(1 - e^{-\frac{C \cdot \lambda}{S_1} \cdot \tau} \right). \quad (10.4)$$

Оно изменяется пропорционально фактической производительности обработки Q (Рис.10.2,б, кривая 1). При установившемся шлифовании

$$Y = \frac{Q_0}{C \cdot \lambda}, \quad (10.5)$$

чем меньше Q_0 и больше C и λ , тем выше точность обработки.

Следовательно, высокая точность достигается при шлифовании на "мягких" режимах, кругами с высокой режущей способностью, например, алмазными или с применением эффективных способов непрерывной правки кругов.

При круглом наружном шлифовании (Рис.10.1,б) $S_1 = \pi \cdot D_{дет} \cdot l_{дет}$,

где $D_{дет}$ – диаметр детали, м;

$l_{дет}$ – ширина шлифования, м.

Тогда производительность и величину упругого перемещения можно представить в виде выражений

$$Q = t \cdot v_{дет} \cdot l_{дет} \cdot \left(1 - e^{-\frac{C \cdot \lambda}{S_1} \cdot t} \right), \quad (10.6)$$

$$Y = \frac{t \cdot v_{дет} \cdot l_{дет}}{C \cdot \lambda} \cdot \left(1 - e^{-\frac{C \cdot \lambda}{S_1} \cdot t} \right). \quad (10.7)$$

Здесь параметр λ определяется соотношением

$$\lambda = \frac{K_{ш} \cdot v_{кр}}{\sigma}, \quad (10.8)$$

где $K_{ш} = P_z / P_v$ – коэффициент резания при шлифовании;

$v_{кр}$ – скорость круга, м/с;

σ – условное напряжение, Па.

Приведенные зависимости справедливы также для обработки лезвийными инструментами с учетом

$$\lambda = \frac{K_{ш}}{\sigma} \cdot v_{дет}, \quad (10.9)$$

где $v_{дет}$ – скорость вращения детали при точении, м/с.

Следует заметить, что при одинаковых значениях: номинальной производительности Q_0 и жесткости упругой системы с значения Q и Y при абразивной и лезвийной обработке будут отличаться из-за различных значений λ . Скорость круга при шлифовании $v_{кр}$ значительно больше скорости детали при точении, а соотношение $K_{ш}/\sigma$, наоборот, больше при точении.

Следовательно, значение λ будет зависеть от произведения $K_{ш}/\sigma$ и $v_{кр}$ (или $v_{дет}$).

Для количественной оценки, согласно [1], параметр σ представим в виде $\sigma = \frac{2\sigma_{сж}}{K_{ш}}$ (где $\sigma_{сж}$ – прочность обрабатываемого материала на сжатие, Па). Тогда параметр λ будет равен для шлифования – $\lambda = \frac{K_{ш}}{2 \cdot \sigma_{сж}} \cdot v_{кр}$, а для точения – $\lambda = \frac{K_{ш}}{2 \cdot \sigma_{сж}} \cdot v_{дет}$.

Известно, что $v_{кр}$ в 10–15 раз больше $v_{дет}$ (при точении), а $K_{ш}$, наоборот, приблизительно в 5...10 раз меньше, чем при точении. Следовательно, параметр λ для данных условий при шлифовании меньше, чем при точении. Это приводит к уменьшению Q и увеличению Y по зависимостям (10.6) и (10.7).

При продольном точении Y равно

$$Y = \frac{Q_0 \cdot \cos \varphi}{C \cdot \lambda} \left(1 - e^{-\frac{C \cdot \lambda}{S_1 \cdot \cos \varphi} x} \right). \quad (10.10)$$

Чем больше угол реза в плане φ при $l_{дет} = \text{Const}$, тем меньше Y и время переходного процесса τ . Следовательно, угол реза в плане φ создает дополнительный резерв повышения точности обработки за счет уменьшения составляющей силы резания P_v .

Аналогичный эффект обработки имеет место при глубинном шлифовании кругом с заборным конусом. Увеличение угла заборного конуса позволяет увеличить составляющую силы резания P_x и уменьшить силу P_v .

10.2. Влияние износа круга на производительность и точность обработки

Параметр λ описывается зависимостью [7]

$$\lambda = \frac{2v_{кр}}{\pi \cdot \text{tg} \gamma \cdot HV} \cdot (1 - \eta), \quad (10.11)$$

где $\eta = 0...1$ – параметр, определяющий степень затупления зерна (для острого зерна $\eta \rightarrow 0$, а для затупленного зерна $\eta \rightarrow 1$);

HV – твердость обрабатываемого материала по Виккерсу, Па;

2γ – угол при вершине конусообразного зерна.

При работе круга в режиме самозатачивания или непрерывной правки параметр η сохраняет постоянное значение. В этом случае $\lambda = \text{Const}$. Производительность Q и точность обработки, оцениваемая величиной упругого отжатия Y , будут изменяться по кривой 1 (Рис.10.2,б). При работе круга в режиме затупления параметр η будет увеличиваться во времени от 0 до 1, вызывая уменьшение $\lambda \rightarrow 0$. Производительность обработки будет изменяться по закону, указанному на рис.10.2 (кривая 2).

Первоначально, в связи с созданием в системе натяга, производительность будет возрастать, а затем в связи с уменьшением режущей способности круга – уменьшаться (*вплоть до нуля*).

В этом случае Q и Y описываются зависимостями

$$Q = Q_0 \cdot \left(1 - e^{-\frac{2C \cdot v_{кр} \cdot (1-\eta)}{\pi^3 \cdot \text{tg}\gamma \cdot D_{кр}^2 \cdot HV}} \cdot \tau \right), \quad (10.12)$$

$$Y = \frac{\pi \cdot \text{tg}\gamma \cdot HV \cdot Q_0}{2C \cdot v_{кр} \cdot (1-\eta)} \left(1 - e^{-\frac{2C \cdot v_{кр} \cdot (1-\eta) \cdot \tau}{\pi^3 \cdot \text{tg}\gamma \cdot D_{кр}^2 \cdot HV}} \right). \quad (10.13)$$

Параметр Y с увеличением η от 0 до 1 непрерывно возрастает, что исключает возможность достижения стабильной требуемой точности обработки. Следовательно, для обеспечения необходимой точности и производительности Q (близкой к номинальной Q_0) следует стабилизировать во времени параметр η путем подбора режима, обеспечивающего самозатачивание круга, или путем принудительной его правки. С увеличением жесткости системы C и скорости круга $v_{кр}$ величина упругого отжатия Y уменьшается.

10.3. Связь объема снятого материала с точностью абразивной обработки

Параметр λ можно выразить через условную максимальную глубину внедрения зерен в металл [7]

$$H = \sqrt[3]{\frac{450 \cdot \pi \cdot \bar{x}^3}{\text{tg}\gamma \cdot m \cdot v_{кр} \cdot (1-\eta^2)} \cdot \frac{dV}{d\tau}}, \quad (10.14)$$

где \bar{x} – зернистость круга, м;
 m – объемная концентрация круга;

$\frac{dV}{d\tau}$ – производительность врезного шлифования, м³/с (с учетом схемы, указанной на рис.10.1,а).

Делая допущение $(1 - \eta^2) \approx (1 - \eta)$ и производя подстановку параметра η из (10.14) в (10.11) и (10.1), имеем

$$V = v'_{\text{DET}} \cdot S \cdot \tau - \frac{t g^2 \gamma \cdot m \cdot HV \cdot S^2}{900 \cdot C \cdot x^3} \cdot H^3. \quad (10.15)$$

Из выражения (10.15) следует, что объем снятого материала V меньше номинального объема $v'_{\text{DET}} \cdot S \cdot \tau$ на величину второго слагаемого (10.15). Определяющим параметром является H , который входит в зависимость (10.15) в третьей степени.

Уменьшение объема снятого металла с увеличением параметра H связано, как видно из (10.14), с увеличением η при затуплении режущих зерен.

При шлифовании алмазными кругами на металлической связке, в связи с увеличением прочности удержания зерен в связке, параметр H возрастает, что приводит к уменьшению объема снятого металла V . Параметр H ограничен прочностью зерен и связки, которые определяются предельной силой F_{z1} , действующей на отдельное зерно.

С учетом соотношения

$$F_{z1} = \sigma \cdot S' = \sigma \cdot H^2 \cdot (1 - \eta^2) \quad \text{для } 2\gamma = 90^\circ$$

и зависимости [7]

$$\sigma = \sqrt{\frac{\pi \cdot \sigma_{\text{СЖ}} \cdot HV}{(1 - \eta)}}, \quad (10.16)$$

где S' – площадь единичного среза, м², параметр H выразится

$$H = \frac{F_{z1}^{0,5}}{\left[\pi \cdot \sigma_{\text{СЖ}} \cdot HV \cdot (1 - \eta^2) \right]^{0,25}}. \quad (10.17)$$

Соответственно зависимость (7.15) примет вид

$$V = v'_{\text{DET}} \cdot S \cdot \tau - \frac{m_2 \cdot HV^{0,25} \cdot S'^4}{900 \cdot C \cdot x^3} \cdot F_{z1}^{1,5} \frac{1}{\left[\pi \cdot \sigma_{\text{СЖ}} \cdot (1 - \eta^2) \right]^{0,75}}. \quad (10.18)$$

С увеличением прочности зерен и связки, определяемой обобщенно предельной силой F_{z1} , и износом зерен $\eta \rightarrow 1$ объем снятого материала V уменьшается. Это происходит за счет роста параметра H по зависимости (10.17). При обработке материалов высокой твердости параметр η возрастает, а объем снятого материала V уменьшается.

Например, при обработке сверхтвердых материалов $\eta \rightarrow 1$, а объем снятого материала стремится к нулю.

В выражении (10.15) второе слагаемое характеризует объем неснятого металла за счет деформации упругой системы. Уменьшить величину деформации Y можно за счет увеличения жесткости упругой системы C и уменьшения H .

Величина деформации упругой системы пропорциональна составляющей силы резания P_Y

$$P_Y = C \cdot Y = \frac{\text{tg}^2 \gamma \cdot m_2 \cdot HV \cdot S}{900 \cdot x^{-3}} \cdot H^3. \quad (10.19)$$

Для её уменьшения необходимо обеспечить снижение параметра H .

При шлифовании по упругой схеме ($P_Y = \text{Const}$) производительность обработки $\frac{dV}{d\tau}$ определяется из зависимости

$$\frac{dV}{d\tau} = \frac{2 \cdot v_{кр} \cdot P_Y}{\pi \cdot \text{tg} \gamma \cdot HV} \cdot (1 - \eta).$$

Из зависимости (10.19) параметр H определяется

$$H = \sqrt[3]{\frac{900 \cdot x^{-3} \cdot P_Y}{\text{tg}^2 \gamma \cdot m_2 \cdot HV \cdot S}}.$$

При $P_Y = \text{Const}$ параметр H не зависит от износа круга. В этом достоинство упругой схемы шлифования по сравнению с жесткой.

10.4. Оптимизация автоматизированных циклов шлифования

Цикл шлифования обычно состоит из чернового и выхаживающего этапов

$$\tau = \tau_{\text{чЕРН}} + \tau_{\text{ВЫХ.}} \quad (10.20)$$

Время чернового шлифования определяется из выражения

$$\tau_{\text{ЧЕРН}} = \frac{\Pi - Y_0}{S_{\text{РАД}}} = \frac{S}{C \cdot \lambda} \cdot \left(\frac{\Pi}{Y_{\text{УСТ}}} - n \right), \quad (10.21)$$

где Π – величина снимаемого припуска;

Y_0 – начальное радиальное перемещение системы (величина натяга),

$$Y_{\text{УСТ}} = \frac{Q_0}{C \cdot \lambda}; \quad n = \frac{Y_0}{Y_{\text{УСТ}}};$$

S – площадь контакта с обрабатываемой поверхностью.

Обозначив радиальное перемещение системы после черного шлифования Y^* , получим

$$Y^* = Y_{\text{УСТ}} + Y_{\text{УСТ}}(n-1) \cdot e^{-\frac{C \cdot \lambda}{S} \cdot \tau_{\text{УСТ}}}. \quad (10.22)$$

Перемещение при выхаживании ($Q_0 = 0$) определяется из выражения

$$Y = Y_0 \cdot e^{-\frac{C \cdot \lambda}{S} \cdot \tau}. \quad (10.23)$$

После подстановки (10.22) в (10.23) и некоторых преобразований с учетом выражения (10.21), получим

$$\alpha = \left[1 + (n-1) \cdot e^{\frac{n}{Y_{\text{УСТ}}}} \cdot e^n \right] \cdot e^{-\frac{C \cdot \lambda}{S} \cdot \tau_{\text{УСТ}}},$$

где $\alpha = \frac{Y}{Y_{\text{УСТ}}}$.

Откуда

$$\tau_{\text{ВЫХ}} = \frac{S}{C \cdot \lambda} \cdot \ln \left\{ \frac{1}{\alpha} \left[1 + (n-1) \cdot e^{\frac{n}{Y_{\text{УСТ}}}} \cdot e^n \right] \right\}. \quad (10.24)$$

Общее время цикла ($\tau_{\text{ЧЕРН}} + \tau_{\text{ВЫХ}}$) равно

$$\tau = \frac{S}{C \cdot \lambda} \cdot \left\{ \left(\frac{\Pi}{Y_{\text{УСТ}}} - n \right) + \ln \left[\frac{1}{\alpha} \cdot \left(1 + (n-1) \cdot e^{\frac{n}{Y_{\text{УСТ}}}} \cdot e^n \right) \right] \right\}. \quad (10.25)$$

Из анализа выражения (10.25) видно, что зависимость времени τ от n имеет экстремум.

Приравнявая производную от времени τ к нулю, получим

$$n = \frac{\Pi}{Y_{\text{вст}}} \quad (10.26)$$

Вторая производная τ от n в точке экстремума положительна. Следовательно, функция $\tau(n)$ имеет минимум.

Наименьшее время обработки достигается при $Y_0 = \Pi$, т.е. оптимальный цикл шлифования включает лишь выхаживающий этап.

С физической точки зрения оптимальный цикл шлифования вытекает из зависимости

$$Y = \frac{Q_0}{C \cdot \lambda} \cdot \left(1 - e^{-\frac{C \cdot \lambda}{S} \tau} \right) + Y_0 \cdot e^{-\frac{C \cdot \lambda}{S} \tau}, \quad (10.27)$$

в которой первое слагаемое с увеличением τ возрастает, а второе уменьшается. Исключая первое слагаемое, можно обеспечить непрерывное уменьшение Y во времени τ , достигая получение требуемой точности за более короткое время. Следовательно, наиболее производительной схемой шлифования с учетом ограничений по точности обработки является жесткая схема без поперечной подачи ($Q_0 = 0$) с начальным натягом Y_0 в технологической системе. Наибольшее значение Y_0 равно величине снимаемого припуска Π . Тогда

$$Y = \Pi \cdot e^{-\frac{C \cdot \lambda}{S} \tau}$$

Текущее значение производительности цикла, определяемое зависимостью

$$Q = \frac{dV}{dt} = Q_0 - (Q_0 - C \cdot \lambda Y_0) \cdot e^{-\frac{C \cdot \lambda}{S + D_{\text{дет}} + d_{\text{дет}}} \tau}, \quad (10.28)$$

при $Q_0 = 0$ и $Y_0 = \Pi$ с течением времени обработки τ уменьшается

$$Q = C \cdot \lambda \cdot \Pi \cdot e^{-\frac{C \cdot \lambda}{S} \tau}. \quad (10.29)$$

Аналогичным образом изменяется глубина шлифования

$$t = \frac{Q}{l_{\text{дет}} \cdot v_{\text{дет}}} \quad \text{при } v_{\text{дет}} = \text{Const}$$

$$t = \frac{2 \cdot C \cdot P \cdot v_{кр} \cdot (1 - \eta)}{\pi \cdot \text{tg} \gamma \cdot HV \cdot l_{дет} \cdot v_{дет}} \cdot e^{\frac{C \cdot \lambda}{S} \tau} \quad (10.30)$$

При съеме больших припусков P в начальный момент обработки ($\tau = 0$) может оказаться, что параметр P имеет значение, превышающее, например, высоту выступания зерен над уровнем связки круга. В этом случае следует уменьшить скорость $v_{дет}$.

Глубина шлифования по зависимости (10.30) увеличивается. Максимальное значение $t = P$. Исходя из зависимости (10.30), скорость детали $v_{дет}$ при $t = P$ равна

$$v_{дет} = \frac{2 \cdot C \cdot v_{кр} \cdot (1 - \eta)}{\pi \cdot \text{tg} \gamma \cdot HV \cdot l_{дет}} \quad (10.31)$$

Реализовать данную схему глубинного шлифования можно путем врезания круга на полную глубину резания в неподвижную деталь и срезания припуска за один оборот детали. Оставшуюся часть припуска $Y_1 < P$, связанную с отжатием элементов упругой системы, следует удалить по схеме многопроходного шлифования с переменной скоростью детали, устанавливаемой по зависимости (10.30), принимая вместо P параметр Y_1 .

Производительность глубинного шлифования можно повысить за счет увеличения скорости детали $v_{дет}$, если одновременно повышать режущую способность круга и увеличивать скорость круга $v_{кр}$ по зависимости (10.31), реализуя режим самозатачивания или непрерывную правку круга.

10.5. Анализ автоматизированных циклов шлифования

На круглошлифовальных станках применяется автоматизированный цикл шлифования [30], включающий этап ускоренного врезания круга в деталь для создания требуемого натяга в системе Y_0 (участок АВ, Рис.10.3), этап черного шлифования (участок ВС), этап выхаживания (участок CD). Данный цикл (участок ВС) реализует условие

$Y = \frac{Q_0}{C \cdot \lambda}$, вытекающее из зависимости:

$$Y = \frac{Q_0}{C \cdot \lambda} - \left(\frac{Q_0}{C \cdot \lambda} - Y_0 \right) \cdot e^{-\frac{C \cdot \lambda}{\pi \cdot D_{дет} \cdot l_{дет} \cdot \tau}} \quad (10.32)$$

или условие $n = \frac{Y_o}{Y_{уст}} = 1$, вытекающее из (10.25).

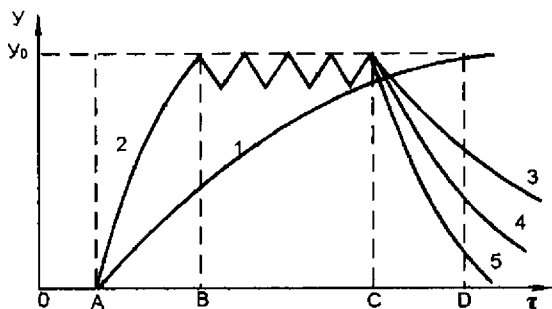


Рис. 10.3. Автоматизированный цикл шлифования:

1 - врезание при постоянной поперечной подаче, 2 - ускоренное врезание круга, 3 - выхаживание замедленное, 4 - выхаживание без поперечной подачи, 5 - выхаживание ускоренное.

оптимальному является одноступенчатый цикл с экспоненциальной подачей, согласно которому $S_{РАД}$ уменьшается во времени по экспоненциальному закону.

С целью повышения производительности обработки с учетом ограничений по точности циклы обработки усложняют за счет введения в цикл чистового шлифования в два и более этапов с монотонным понижением скорости радиальной подачи $S_{РАД}$ или Q_o [31].

По сути, это приближает цикл шлифования к оптимальному циклу, включающему лишь этап выхаживания, как показано выше. Более близким вариантом к оп-

10.6. Энергетический уровень и производительность методов обработки

10.6.1. Обработка металлов резанием

При выборе оптимальных методов обработки важно знать их технологические возможности: энергетический уровень, экономичность, качество и производительность. Удельный расход энергии (энергоёмкость) равен отношению затраченной энергии (работы) A к объёму снятого металла V .

При резании металлов энергия A и объём V определяются

$$A = P_z \cdot l; \quad V = S \cdot l,$$

где P_z - тангенциальная составляющая силы резания;

l - длина пути резания;

S - площадь поперечного сечения среза.

Отсюда следует, что удельный расход энергии по физической сути соответствует условному напряжению резания

$$\sigma = \frac{P_z}{S}. \quad (10.32)$$

В общем виде σ определяется зависимостью (7.49).

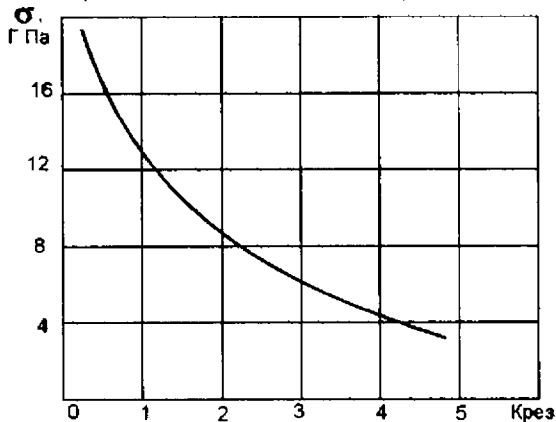


Рис. 10.4. Зависимость σ от $K_{рез}$ при резании инструментальной стали ($\tau_{сдв} = 2,0$ ГПа).

Коэффициент резания $K_{рез}$ изменяется в широких пределах. При резании абразивным инструментом $K_{рез} < 1$, при резании лезвийным инструментом $K_{рез} > 1$. На рис.10.4 показана зависимость σ от $K_{рез}$, рассчитанная по формуле (7.49). С увеличением $K_{рез}$ условное напряжение σ уменьшается до значения $\sigma_{сж}$.

Наиболее энергоемким процессом является абразивная обработка. Наименьшую энергоемкость имеют процессы обработки металлов давлением $K_{рез} \rightarrow \infty$. Процессы лезвийной обработки занимают промежуточное положение.

Экспериментальные данные, представленные в табл. 10.1. [6], подтверждают связь метода обработки с энергозатратами.

Таблица 10.1.

Операции	Площадь сечения среза слоя, мм ²	Энергия, затраченная на сьем, 10 ⁻³ Дж/см ³	v , м/с	Q , см ³ /с
Точение	1,0	0,5 - 0,7	1,5 - 7,5	$5 \cdot 10^{-2} - 5 \cdot 10^{-1}$
Протягивание	0,5	2,5 - 3,7	0,01 - 0,1	$4 \cdot 10^{-3} - 1 \cdot 10^{-1}$
Фрезерование	0,3	5,0 - 75	2,0 - 6,0	$2 \cdot 10^{-3} - 1,0$
Развертывание	0,1	12 - 30	0,15 - 1,6	$5 \cdot 10^{-3} - 5 \cdot 10^{-1}$
Шлифование	0,00005	55 - 70	25,0 - 50,0	$5 \cdot 10^{-3} - 2 \cdot 10^{-2}$

Из табл. 10.1. видно, что при резании лезвийным инструментом (точении) расход энергии, затрачиваемой на срез единицы металла, в 100 раз меньше, а производительность в 50 – 1000 больше по сравнению с процессом шлифования.

Из зависимости (10.32) с учетом (7.49) после подстановки $S = \frac{Q}{v_{PE3}}$ производительность обработки будет равна

$$Q = \frac{P_z \cdot v_{PE3}}{\tau_{сдв}} K_{PE3} \cdot \left[\frac{1}{2\sqrt{1 + K_{PE3}^2}} - \frac{1}{(4 + K_{PE3}^2)} \right]. \quad (10.33)$$

Увеличить Q можно за счет увеличения параметров P_z , v_{PE3} , K_{PE3} . Однако рост силы P_z ограничен прочностью инструмента, а рост скорости резания v_{PE3} ограничен стойкостью инструмента в связи с увеличением температуры.

Параметр K_{PE3} практически не ограничен и может изменяться в широких пределах. Управляя контактными процессами на рабочей поверхности инструмента за счет коэффициента трения f , можно обеспечить существенное увеличение производительности обработки.

При абразивной обработке (шлифовании $K_{PE3} = K_{ш}$) зависимость (10.33) упрощается

$$Q = \frac{P_z \cdot v_{кр} \cdot K_{ш}}{4\tau_{сдв}}. \quad (10.34)$$

Из анализа выражения (10.34) видно, что производительность возрастает при глубинном, скоростном и высокоскоростном шлифовании при поддержании на рабочей поверхности круга острого режущего рельефа. Зависимость (10.34) справедлива для процесса шлифования по жесткой схеме.

При шлифовании по упругой схеме $P_z = P_y \cdot P_{ш}$ (при $P_y = \text{Const}$)

$$Q = \frac{P_y \cdot v_{кр}}{4\tau_{сдв}} \cdot K_{ш}^2. \quad (10.35)$$

Здесь роль коэффициента шлифования усиливается. Производительность в основном зависит от режущей способности круга.

10.6.2. Тепловые методы, используемые для обработки деталей

Тепловые методы обработки деталей основаны на расплавлении или испарении металла с поверхности детали. Количество тепла, необходимое для расплавления или испарения металла с поверхности детали объемом V , равно

$$Q = C \cdot \rho \cdot V \cdot \theta, \quad (10.36)$$

где C , ρ , θ – соответственно теплоемкость, плотность и температура поверхностного слоя материала детали.

Удельный расход энергии определяется

$$\sigma = \frac{Q}{V} = C \cdot \rho \cdot \theta. \quad (10.37)$$

При механической обработке снимаемый припуск удаляется отдельными микрообъемами. При тепловых методах обработки весь объем снимаемого металла переходит из твердого в жидкое или газообразное состояние. Естественно, второй метод сопровождается большими энергозатратами. По данным В.Н. Подураева [46], мощность теплового источника при термическом разрушении металла значительно выше, чем при механическом разрушении.

Например, при лезвийной обработке плотность тепловой энергии равна $0,3 - 12$ мВт/м², при абразивной обработке $11 - 1 \cdot 10^2$ мВт/м², при трении металлическим диском (например, фрикционной резке) $2 \cdot 10^2 - 3 \cdot 10^2$ мВт/м², при обработке электронным лучом $1 \cdot 10^5 - 1 \cdot 10^6$ мВт/м², при обработке световым лучом $1 \cdot 10^4 - 1 \cdot 10^7$ мВт/м².

При термическом разрушении металла от нагрева электрическим током мощность $N = I \cdot U$, где I – сила тока; U – напряжение. Согласно закона Ома

$$I = \frac{U}{R} = \frac{U}{\rho_{ом}} \cdot \frac{S_{кон}}{l_{кон}}, \quad (10.38)$$

где R – электрическое сопротивление в зоне обработки;

$\rho_{ом}$ – удельное сопротивление;

$S_{кон}$ – площадь контакта электрода (инструмента) с металлом;

$l_{кон}$ – длина контакта перемычек.

Тогда Q выразится:

$$Q = \frac{U \cdot S_{кон}}{\sigma \cdot \rho_{кон} \cdot l_{кон}}. \quad (10.39)$$

Производительность Q тем больше, чем больше напряжение U и площадь контакта $S_{кон}$.

Расчеты по зависимости (10.36) с учетом (10.37) показали, что при электроэрозионной правке алмазного круга на металлической связке [47] температура достигает весьма больших значений – более 5000°C . Соответственно удельный расход энергии σ равен 190 ГПа , что более чем в 10 раз превышает σ при механической обработке. Это показывает, что, наряду с расплавлением металлической связки круга, происходит её испарение.

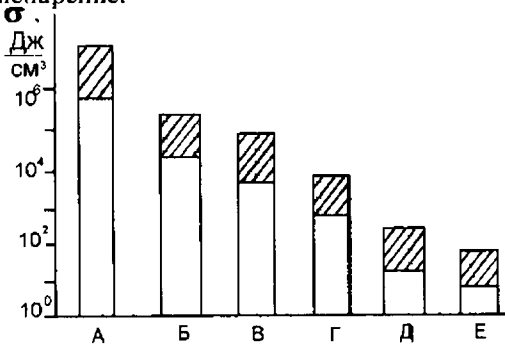


Рис. 10.5. Диаграмма распределения технологических процессов обработки по энергетическим уровням:

А - электроискровая обработка, Б - электрохимическая обработка, В - шлифование, Г - сверхскоростное точение, Д - разрезание на ножницах, Е - горячая штамповка, гибка листов.

на операционном точении 10^3 Дж/см^3 , при разрезании на ножницах 10^2 Дж/см^3 , а на операциях – гибкая и горячая штамповка 10 Дж/см^3 .

Из работы [46] известно, что удельный расход энергии при термическом разрушении металла значительно выше, чем при механической обработке. На рис.10.5 представлена диаграмма расположения технологических процессов обработки по энергетическим уровням [46]. Наибольшие энергетические затраты на разрушение материала расходуются при электроискровой обработке – 10^7 Дж/см^3 , при электрохимической и электроконтактной обработке энергетические затраты составляют 10^5 Дж/см^3 , при скоростном точении 10^3 Дж/см^3 , при разрезании на ножницах 10^2 Дж/см^3 , а на операциях – гибкая и горячая штамповка 10 Дж/см^3 .

10.6.3. Электрохимическая обработка

Производительность электрохимической обработки, основанная на интенсивности растворения металла согласно закона Фарадея, равна

$$Q = K \cdot I \quad (10.40)$$

где K – объемный электрохимический эквивалент металла, $\text{м}^3/(\text{А}\cdot\text{с})$. Удельный расход энергии σ в соответствии с зависимостью

$$\sigma = \frac{N}{Q}, \quad (10.41)$$

определится при $N=IU$

$$\sigma = \frac{U}{K}. \quad (10.42)$$

Согласно закону Ома между силой тока и напряжением существует связь в виде зависимости (10.38).

Удельный расход энергии σ изменяется пропорционально напряжению U . Следовательно, при электрохимической обработке следует использовать низкие напряжения. Однако это ведет к понижению силы тока (10.38) и, как следствие, к уменьшению производительности Q (10.39). Для увеличения производительности электрохимической обработки при низких значениях напряжений следует увеличивать площадь контакта $S_{кон}$ и уменьшать межэлектродный зазор $l_{кон}$. Таким образом в отличие от электроэрозионной обработки, где следует для увеличения производительности увеличивать напряжение и уменьшать ток, при электрохимической обработке, наоборот, выгодно осуществлять процесс при низком напряжении и при большой силе тока. При электрохимической обработке с повышением напряжения до предельного значения возникают электрические разряды, разрушающие металл.

Поэтому при электрохимической обработке максимально возможные напряжения не должны превышать напряжения, граничащие с напряжением, достаточным для возбуждения электрических разрядов.

Скорость линейного съема металла при электрохимической обработке: $V_{лин}=Q/S_{кон}$ пропорциональна плотности тока i , A/m^2

$$V_{лин} = K \cdot i, \quad (10.43)$$

или с учетом (10.38)

$$V_{лин} = \frac{K \cdot U}{\rho_{ом} \cdot l_{кон}}$$

Из полученного выражения следует, что скорость линейного съема металла зависит от соотношения $U/l_{кон}$. Следовательно, для увеличения производительности процесса необходимо увеличивать напряжение до предельно допустимого значения.

10.7. Влияние трения связки шлифовального круга с металлом на показатели процесса

Составляющие силы резания P_z и P_y при шлифовании описываются выражениями

$$\begin{aligned} P_z &= P_{zPE3} + P_{zTP}, \\ P_y &= P_{yPE3} + P_{yTP}, \end{aligned} \quad (10.44)$$

где P_{zPE3} и P_{yPE3} – составляющие силы резания, связанные с непосредственным контактированием зерен с металлом;

P_{zTP} и P_{yTP} – составляющие силы резания, обусловленные контактным взаимодействием связки круга с металлом.

Коэффициент резания $K_{ш}$ с учетом соотношений $f = \frac{P_{zTP}}{P_{yTP}}$ и

$K_{ш} = \frac{P_{zPE3}}{P_{yPE3}}$ примет вид:

$$K_{ш} = \frac{K_{ш. PE3} \cdot P_{yPE3} + f \cdot P_{yTP}}{P_{yPE3} + P_{yTP}}, \quad (10.45)$$

или

$$K_{ш} = \frac{\alpha_1 + \frac{f}{K_{ш. PE3}}}{\alpha_1 + 1} \cdot K_{ш. PE3}, \quad (10.46)$$

где $\alpha_1 = \frac{P_{yPE3}}{P_{yTP}}$.

Из анализа приведенных зависимостей следует, что параметр $K_{ш}$ зависит от α_1 и $f/K_{ш. PE3}$.

При $\alpha_1 > 1$ преобладает "чистое резание" и $K_{ш} \approx K_{ш. PE3}$. Такой случай может иметь место, например, при алмазном электроэрозионном шлифовании, когда практически отсутствует трение обрабатываемого материала со связкой круга.

При $\alpha_1 < 1$ параметр $K_{ш}$ определяется соотношением $f/K_{ш. PE3}$. При $f/K_{ш. PE3}$ справедливо неравенство $K_{ш} > K_{ш. PE3}$. При $f/K_{ш. PE3} < 1$ – наоборот $K_{ш} < K_{ш. PE3}$.

Следовательно, при обычном алмазном и абразивном шлифовании, когда имеет место значительное трение металла со связкой круга, выполняется условие $K_{ш} > K_{ш. PE3}$. При шлифовании с подводом дополни-

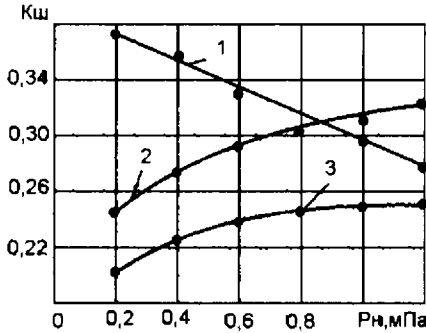


Рис. 10.6. Влияние нормального давления P_n на коэффициент шлифования $K_{ш}$ (круг 12A2-45 AC6 100/80 M1-01 4, $v_{кр} = 20$ м/с):

1 - обрабатываемый материал Т15К6 + сталь 45 (с током); 2 - обрабатываемый материал ТН-20 + сталь 45 (с током); 3 - обрабатываемый материал ТН-20 + сталь 45 (без тока).

круга и увеличением радиуса их закругления r .

Применение непрерывной правки шлифовальных кругов позволяет уменьшить (исключить) трение связки с обрабатываемым материалом и тем самым обеспечить постоянное обновление режущего контура круга, поддерживая его высокую режущую способность.

Исходя из зависимости (10.46), выполнить условие $K_{ш} \rightarrow K_{ш\text{ рез}}$ можно за счет увеличения $\alpha_t > 1$. Это достигается увеличением $P_{Y\text{ рез}}$ и уменьшением $P_{Y\text{ тр}}$. При шлифовании алмазными кругами на органических и керамических связках сила $P_{Y\text{ рез}}$ составляет всего 10...30 % от суммарной силы P_Y , а при шлифовании алмазными кругами на металлических связках - еще меньше. Применение методов непрерывной электрофизикохимической правки алмазных кругов на металлических связках позволяет существенно повысить $P_{Y\text{ рез}}$ (до значений P_Y). Согласно зависимости (10.35), это ведет к увеличению производительности обработки.

Таким образом, эффект повышения производительности обусловлен, с одной стороны, увеличением коэффициента шлифования $K_{ш}$, входящего в (10.35). С другой стороны, увеличением $P_{Y\text{ рез}}$ и уменьшением $P_{Y\text{ тр}}$ при заданном значении $P_Y = P_{Y\text{ рез}} + P_{Y\text{ тр}} = \text{Const}$ (шлифование по упругой схеме).

тельной электрической энергии в зону резания выполняется условие $K_{ш} < K_{ш\text{ рез}}$.

Результаты теоретических исследований подтверждаются экспериментальными данными [60], рис.10.6. Коэффициент резания $K_{ш}$ при обычном алмазном шлифовании больше, чем при алмазном электроэрозионном шлифовании.

Увеличение $K_{ш}$ с ростом давления при алмазном электроэрозионном шлифовании связано с увеличением толщины среза $a = a_z$ в соответствии с зависимостью (7.63).

Уменьшение $K_{ш}$ с ростом нормального давления обусловлено износом зерен

При шлифовании пластичных материалов происходит заполнение межзеренного пространства круга образующимися стружками ("засаливание" круга) и процесс резания прекращается по причине отсутствия выступания зерен, $P_{Y\ TP} \rightarrow P_Y$. Сила $P_{Y\ PЕЗ} \rightarrow 0$, соответственно $Q \rightarrow 0$.

При шлифовании хрупких материалов, когда сплошная стружка практически не образуется и "засаливание" отсутствует, потеря режущей способности круга происходит за счет затупления режущих зерен, $K_{Ш\ PЕЗ} \rightarrow 0$, $Q \rightarrow 0$.

Таким образом, при шлифовании пластичных материалов важно устранить "засаливание" круга образующимися стружками, а при шлифовании хрупких материалов – своевременно удалить с рабочей поверхности круга затупившиеся зерна. В первом случае решается задача увеличения $P_{Y\ PЕЗ}$, во втором случае – задача увеличения $K_{Ш\ PЕЗ}$. С учетом сказанного зависимость (10.35) примет вид

$$Q = \frac{P_{Y\ PЕЗ} \cdot v_{KP}}{\tau_{СДВ}} \cdot K_{Ш\ PЕЗ}^2. \quad (10.47)$$

При шлифовании по жесткой схеме ($Q = \text{Const}$) сила резания $P_Y = P_{Y\ PЕЗ} + P_{Y\ TP}$ равна

$$P_Y = P_{Y\ TP} + \frac{\tau_{СДВ} \cdot Q}{v_{KP} \cdot K_{Ш\ PЕЗ}^2}. \quad (10.48)$$

Уменьшить P_Y можно уменьшением $P_{Y\ TP}$ и увеличением $K_{Ш\ PЕЗ}$ (при заданном режиме шлифования).

Снижение $P_{Y\ TP}$ при $f = \text{Const}$ ведет к уменьшению $P_{Z\ TP}$ и соответственно P_Z . Уменьшение коэффициента трения f (за счет применения эффективных технологических сред) также снижает $P_{Z\ TP}$ и P_Z .

Следовательно, основной путь снижения P_Z и P_Y – это уменьшение составляющих сил $P_{Z\ TP}$ и $P_{Y\ TP}$, обусловленных трением связки круга с обрабатываемым материалом. Уменьшение $P_{Z\ PЕЗ}$ и $P_{Y\ PЕЗ}$ при $Q = \text{Const}$, необходимо рассматривать дополнительными условиями снижения P_Z и P_Y .

Уменьшить трение при шлифовании можно прежде всего обеспечением увеличенного выступания зерен над уровнем связки круга. Режим самозатачивания круга не реализует данное условие, т.к. основан на разрушении связки от контакта с обрабатываемым материалом. Эффективны методы бесконтактного формирования режущего рельефа круга в процессе шлифования, основанные на введении в зону резания дополнительной энергии немеханического происхождения. Этим объясняется

перспективность электрофизикохимических методов правки алмазных кругов на металлических связках непосредственно в процессе шлифования.

Значительными резервами располагает прерывистое шлифование. Благодаря динамическому фактору резания обеспечивается высокая режущая способность круга, а за счет прерывистости процесса – снижение температуры. В результате ударно-циклического характера взаимодействия прерывистого круга с деталью происходит запаздывание упругих перемещений технологической системы от действия кратковременной силы в связи с инерционностью системы. Максимальная амплитуда перемещения системы, исходя из зависимости (9.27), определится

$$y_{\max} = \frac{P_y}{\left(c \cdot \frac{\omega}{\pi \cdot k} \right)}, \quad (10.49)$$

где c – статическая приведенная жесткость системы;

ω – частота следования импульсов силы P_y ;

k – собственная частота системы.

Знаменатель дроби выражает динамическую жесткость системы. При $\omega > \pi \cdot k$ динамическая жесткость больше статической c . Следовательно, при одном и том же значении силы резания с увеличением частоты ω максимальная амплитуда y_{\max} уменьшается. Это, во-первых, приближает фактическую производительности обработки к номинальной. Во-вторых, за счет более глубокого внедрения материала в рабочую поверхность круга обеспечивает разрушение связки и восстановление режущих свойств круга. В процессе шлифования прерывистый круг обладает высокой режущей способностью. Как показывает практика, в условиях прерывистого шлифования работоспособны абразивные круги повышенной твердости, которые при обычном шлифовании быстро закаливаются и теряют режущую способность.

Частота следования импульсов равна

$$\omega = \frac{2 \cdot v_{кр}}{D_{кр}} \cdot n, \quad (10.50)$$

где n – число рабочих выступов прерывистого круга.

Частота тем больше, чем больше $v_{кр}$ и n . При $v_{кр} = 30$ м/с, $D_{кр} = 300$ мм, $n = 15$ частота $\omega = 3000$ 1/с, т.е. динамический эффект будет достигаться при $k < 1000$ 1/с. При $k > 1000$ 1/с частоту ω необходимо увеличить за счет увеличения n . Например, для $k = 10000$ 1/с необходимо обеспечить $n = 150$, $\omega > 30000$ 1/с.

Для реализации частоты $\omega = 10000 \dots 30000$ 1/с можно использовать ультразвуковые колебания круга. Для обеспечения прерывистости контакта круга с деталью амплитуда ультразвуковых колебаний должна быть соизмерима с максимальной толщиной среза отдельным зерном, т.е. в пределах 5 ... 20 мкм. Ультразвуковые колебания эффективно накладываются на круг в направлении наибольших упругих деформаций детали.

Глубина внедрения режущих зерен в обрабатываемый материал при этом равна

$$H = \sqrt[3]{\frac{m \cdot v_o^2}{2 \cdot \pi \cdot HV}}, \quad (10.51)$$

где m – масса шлифовального круга;

HV – твердость обрабатываемого материала;

$v_o = \frac{A \cdot \omega}{\pi}$ – скорость ультразвуковых колебаний;

A – амплитуда колебаний.

С увеличением HV для заданного значения H необходимо увеличить амплитуду и частоту колебаний, т.е. применение ультразвуковых колебаний практически снимает ограничения обработки по твердости материала, что согласуется с практическими данными.

Глава II Шлифование торцом круга

11.1. Расчет максимальной толщины среза и производительности обработки

Рассмотрим схему шлифование торцом круга прямолинейного образца, движущегося по нормали к кругу, рис.11.1. Съем материала в данном случае производится периферией круга, торец круга участвует лишь в формировании шероховатости обработанной поверхности.

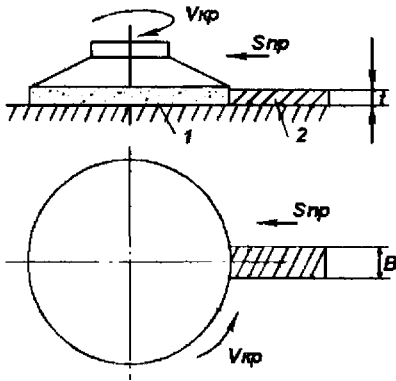


Рис. 11.1. Расчетная схема шлифования торцом круга: 1 – круг; 2 – обрабатываемый образец.

B – ширина шлифования. Каждая из вершин зерен n попадет в элементарную квадратную ячейку площадью

$$\Delta S = \frac{S}{n}, \quad (11.1)$$

где $n = k \cdot \frac{a_{z \max}}{b} \cdot B \cdot l$;

k – поверхностная концентрация зерен, шт/м²;

$\frac{a_{z \max}}{b}$ – отношение, учитывающее участие зерен в резании по высоте рельефа круга;

l – длина перемещения круга за время Δt , м;

b – максимальная высота выступания зерен над уровнем связки круга, м.

Длина l равна

$$l = v_{кр} \cdot \frac{a_{z \max}}{S_{пр}}, \quad (11.2)$$

где $S_{пр}$ – скорость продольной подачи, м/с.
Тогда

$$\Delta S = \frac{b \cdot S_{пр}}{k \cdot a_{z \max} \cdot v_{кр}}, \quad (11.3)$$

сторона ячейки a равна

$$a = \sqrt{\Delta S} = \sqrt{\frac{b \cdot S_{пр}}{k \cdot a_{z \max} \cdot v_{кр}}}. \quad (11.4)$$

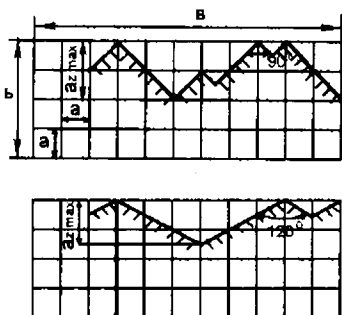


Рис. 11.2. Схема расположения вершин зерен в пределах площади $S = B \cdot a_{z \max}$ для углов при вершине зерна 90° и 120° .

Исходя из рис.11.2, выполняется условие $a_{z \max}$ (при угле при вершине зерна 90°). С учетом зависимости (11.4), имеем

$$a_{z \max} = \sqrt[3]{\frac{4 \cdot b \cdot S_{пр}}{k \cdot v_{кр}}}. \quad (11.5)$$

Параметр $a_{z \max} = 2a$ тем больше, чем больше $S_{пр}$, b и меньше k и $v_{кр}$. Используя зависимости

$$b = (1 - \epsilon) \cdot \bar{x}, \quad k = \frac{3 \cdot m \cdot (1 - \epsilon)}{200 \cdot \pi \cdot x},$$

получим

$$a_{z \max} = 8,6 \cdot \bar{x} \cdot \sqrt[3]{\frac{S_{пр}}{m \cdot v_{кр}}}, \quad (11.6)$$

где $(1 - \epsilon)$ – коэффициент, учитывающий степень выступания зерен над связкой.

Наибольшее влияние на $a_{z \max}$ оказывает зернистость круга \bar{x} . С увеличением концентрации круга m толщина среза уменьшается.

Производительность обработки $Q = B \cdot S_{\text{пр}} \cdot t$ равна

$$Q = \frac{B \cdot m \cdot v_{\text{кр}} \cdot t}{800} \cdot \left(\frac{a_{z \max}}{\bar{x}} \right)^3. \quad (11.7)$$

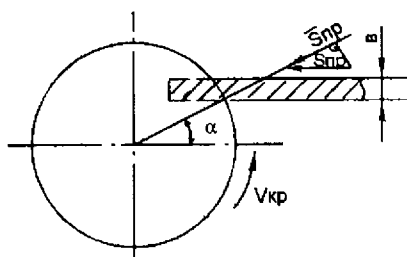


Рис. 11.3. Схема торцевого шлифования при асимметричном расположении образца.

Увеличить Q можно за счет роста соотношения $a_{z \max} / \bar{x}$. Увеличить $a_{z \max}$ можно повышением прочности зерен и связи круга, применением эффективных методов правки круга. Параметры B , m , $v_{\text{кр}}$, t в одинаковой степени влияют на Q , т.е. равносильно увеличение ширины и глубины шлифования, скорости круга и объемной концентрации круга m .

Рассмотрим случай, когда образец расположен под некоторым углом к нормали круга, рис.11.3. В

этом случае роль параметра $S_{\text{пр}}$ выполняет $\bar{S}_{\text{пр}}$.

Тогда

$$\bar{S}_{\text{пр}} = S_{\text{пр}} \cdot \cos \alpha, \quad (11.8)$$

$$a_{z \max} = 8,6 \cdot \bar{x} \cdot \sqrt[3]{\frac{S_{\text{пр}} \cdot \cos \alpha}{m \cdot v_{\text{пр}}}}. \quad (11.9)$$

Параметр $a_{z \max}$ уменьшается с ростом угла α .

При $\alpha = 0$ параметр $a_{z \max}$ принимает максимальное значение, а при $\alpha \rightarrow 90^\circ$ — стремится к нулю.

Следовательно, для уменьшения $a_{z \max}$ образец необходимо располагать асимметрично. Производительность Q при этом равна

$$Q = \frac{B \cdot m \cdot v_{\text{кр}} \cdot t}{800 \cdot \cos \alpha} \cdot \left(\frac{a_{z \max}}{\bar{x}} \right)^3. \quad (11.10)$$

С ростом угла α производительность возрастает, т.е. случай $\alpha = 0$ является худшим.

11.2. Расчет максимальной толщины среза и производительности обработки с учетом износа торца круга

При шлифовании круг изнашивается и на его рабочей поверхности образуется заборный конус, который с течением времени обработки охватывает всю ширину рабочего слоя рис.11.4.

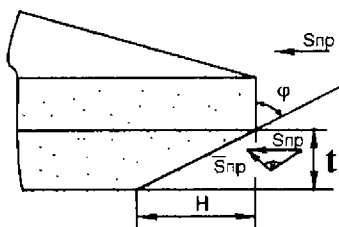


Рис. 11.4. Схема для определения $\bar{S}_{пр}$ при условии образования на торце круга заборного конуса длиной H .

Представим $\bar{S}_{пр}$ в виде

$$\bar{S}_{пр} = S_{пр} \cdot \cos \varphi, \quad (11.11)$$

где φ – угол заборного конуса круга.

Подставим $\bar{S}_{пр}$ вместо $S_{пр}$ в зависимость (11.6).

$$a_{z \max} = 8,6 \cdot \bar{x} \cdot \sqrt[3]{\frac{S_{пр} \cdot \cos \varphi}{m \cdot v_{кр}}}. \quad (11.12)$$

При $\varphi = 0$ параметр $a_{z \max}$ принимает максимальное значение. С ростом φ параметр $a_{z \max}$ уменьшается. С учетом $\cos \varphi = \frac{t}{\sqrt{H^2 + t^2}}$ (где H – ширина рабочей части круга) параметр $a_{z \max}$ выразится

$$a_{z \max} = 8,6 \cdot \bar{x} \cdot \sqrt[3]{\frac{S_{пр} \cdot t}{m \cdot v_{кр} \cdot \sqrt{H^2 + t^2}}}. \quad (11.13)$$

При $t \ll H$

$$a_{z \max} = 8,6 \cdot \bar{x} \cdot \sqrt[3]{\frac{S_{пр} \cdot t}{m \cdot v_{кр} \cdot H}}. \quad (11.14)$$

Максимальная толщина среза $a_{z \max}$ тем больше, чем больше t и меньше H . Следовательно, для снижения $a_{z \max}$ необходимо увеличивать H .

Производительность обработки Q равна

$$Q = \frac{B \cdot m \cdot v_{кр} \cdot H}{800} \cdot \left(\frac{a_{z \max}}{\bar{x}} \right)^3. \quad (11.15)$$

В зависимость (11.15) не входит глубина шлифования t . Следовательно, с точки зрения производительности обработки схемы глубинного и многопроходного шлифования равнозначны. Образование на круге заборного конуса позволяет увеличить Q за счет увеличения H .

Наибольшая производительность обработки достигается при $B = D_{кр}$, где $D_{кр}$ – диаметр круга.

11.3. Сравнение теоретических и экспериментальных данных

Теоретические результаты согласуются с экспериментами [44]. Установлено, что на круге образуется профиль, имеющий прямой и обратный заборные конусы (заточка твердого сплава ВК6 совместно со сталью 45 кругом 12А2-45° 125×10×3 АС4 250/200 К1 4, $v_{кр} = 30$ м/с, рис.11.5).

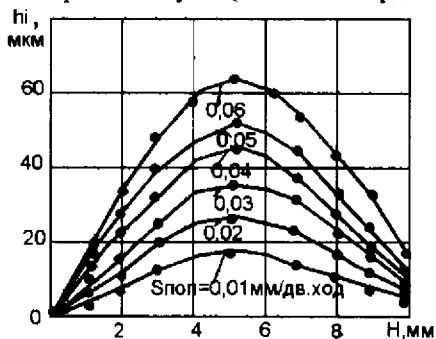


Рис. 11.5. Характер изменения профиля рабочей поверхности круга при заточке твердого сплава ВК6 совместно со сталью 45 в зависимости от поперечной подачи ($S_{пр} = 2$ м/мин).

Прямой заборный конус охватывает большую часть высоты круга. С увеличением поперечной подачи угол ϕ уменьшается, а высота заборного конуса h_i возрастает.

При фиксированной производительности обработки, определяемой произведением поперечной и продольной подач, удельный расход алмаза остается при-

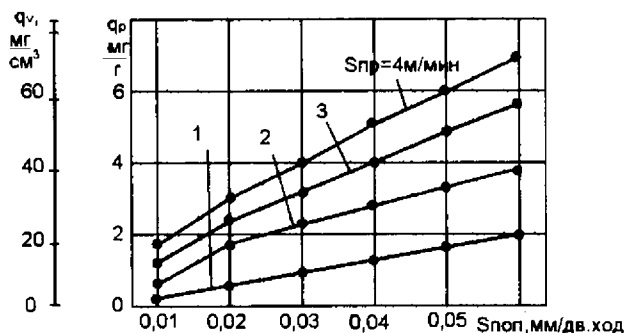


Рис. 11.6. Влияние поперечной подачи $S_{поп}$ на удельный расход алмазов при заточке Т15К6 совместно со сталью 45 (круг 12А2-45° 125×10×3 АС4 250/200-К1-4, $v_{кр} = 30$ м/с).

близительно одинаковым рис.11.6, что соответствует постоянству $a_{z \max}$ и зависимости (11.4). Например, при значениях:

(0,06 мм/дв.ход × 1 м/мин), (0,03 мм/дв.ход × 2 м/мин), (0,02 мм/дв.ход × 3 м/мин), (0,015 мм/дв.ход × 4 м/мин) удельный расход алмаза равен приблизительно 2 мг/г. При значениях:

(0,06 мм/дв.ход × 2 м/мин), (0,04 мм/дв.ход × 3 м/мин), (0,03 мм/дв.ход × 4 м/мин) удельный расход алмаза равен 4 мг/г. Следовательно, с увеличением произведения подач (производительности обработки) удельный расход алмаза возрастает, что соответствует росту $a_{z \max}$ в (11.15).

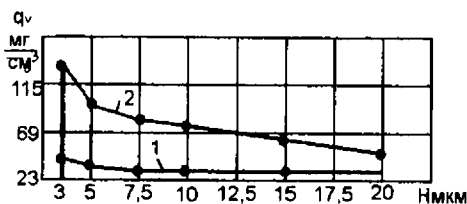


Рис. 11.7. Влияние ширины алмазного слоя на удельный расход алмаза при заточке твердого сплава ВК6 совместно со сталью 45 при соотношении 105:105 мм² (1) и 105:210 мм² (2) (круг 12А2-45° 125×10×3 АС4 250/200-К1-4, $v_{кр} = 30$ м/с, $S_{пр} = 1,5$ м/мин, $S_{пол} = 0,02$ мм/дв.ход).

толщина среза $a_{z \max}$. Данный вывод согласуется с зависимостью (11.13).

Поскольку удельный расход алмаза (при заданной производительности) определяет параметр $a_{z \max}$, оценим влияние высоты круга H на $a_{z \max}$, на основе экспериментальных данных, рис.11.7 [44].

С увеличением ширины алмазоносного слоя (соответствующей параметру H) удельный расход алмаза снижается при фиксированной производительности обработки. Это означает, что снижаются нагрузка, действующая на зерно круга, и максимальная

11.4. Расчет максимальной толщины среза и производительности обработки при плоском шлифовании периферией круга

Сравним схемы шлифования торцем и периферией круга. Для этого определим параметры $a_{z \max}$ и Q для плоского шлифования периферией круга, исходя из рис.11.8.

От расчетной схемы (Рис.11.8) несложно перейти к схеме (Рис.11.3)

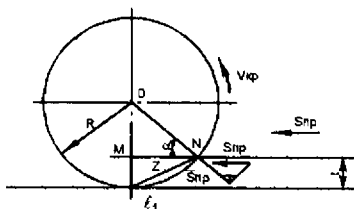


Рис. 11.8. Расчетная схема кинематических параметров плоского шлифования периферией круга.

$$\cos \alpha = \frac{\sqrt{R^2 - (R - t)^2}}{R} = \sqrt{\frac{2t}{R}}, \quad (11.16)$$

где R – радиус круга, м.
Подставим (11.16) в (11.12)

$$a_{z \max} = 8,6 \cdot \bar{x} \cdot \sqrt{\frac{S_{\text{пр}}}{m \cdot v_{\text{пр}}}} \cdot \sqrt{\frac{2t}{R}}. \quad (11.17)$$

В отличие от (11.6), зависимость (11.17) имеет более сложный вид. Параметр $a_{z \max}$ дополнительно зависит от глубины шлифования t и радиуса круга R . С увеличением t параметр $a_{z \max}$ возрастает и при $t = R$ принимает наибольшее значение. Случай $t = R$ соответствует шлифованию торцем круга без заборного конуса. Следовательно, плоское шлифование периферией круга ($t < R$) по сравнению с шлифованием торцем ($t = R$) круга позволяет уменьшить $a_{z \max}$.

Производительность обработки $Q = B \cdot S_{\text{пр}} \cdot t$ равна

$$Q = \frac{B \cdot m \cdot v_{\text{кр}}}{800} \cdot \sqrt{\frac{t \cdot R}{2}} \cdot \left(\frac{a_{z \max}}{\bar{x}}\right)^3. \quad (11.18)$$

С увеличением глубины шлифования производительность Q растет. Следовательно, при шлифовании периферией круга схемы глубинного и многопроходного шлифования не равнозначны. Схема глубинного шлифования более производительна.

Сравним зависимости (11.14) и (11.18). Они отличаются тем, что в (11.14) входит параметр H , а в (11.18) – соотношение $\sqrt{\frac{t \cdot R}{2}}$. Обычно на практике используются алмазные торцевые круги с $H = 10; 20$ мм. Круги формы 1А1 имеют $R = 100 \dots 300$ мм. При многопроходном шлифовании периферией круга $t = 0,01 \dots 0,1$ мм. Для этих значений $\sqrt{\frac{t \cdot R}{2}} < H$, т.е. применение схемы торцевого шлифования при заданном значении $a_{z \max}$ позволяет увеличить Q .

Увеличить производительность шлифования периферией круга можно за счет увеличения глубины шлифования до значений $t = 1$ мм и более, т.е. применение глубинного шлифования. В этом случае схема шлифования периферией круга может быть более производительна для $a_{z \max} = \text{Const}$.

Увеличить Q по зависимости (11.18) можно также увеличением R до значений $R = 2000$ мм и более, что может быть реализовано при обычном абразивном шлифовании.

Таким образом теоретически обоснована высокая эффективность применения схемы торцевого шлифования. Этим, в частности, объясняется ее широкое использование при заточке инструментов.

Рассмотрим более детально, в чем причина увеличения Q при торцевом шлифовании. Для этого определим длину дуги контакта l_1 круга с деталью при шлифовании периферией круга.

Из рис.11.8 следует:

$$Z^2 = \sqrt{R^2 - (R - t)^2} = \sqrt{l_1^2 - t^2},$$

$$l_1 = \sqrt{2 \cdot R \cdot t}. \quad (11.19)$$

Сравнивая параметры H и l_1 , видим, что при многопроходном шлифовании $H > l_1$. Следовательно, больше производительность торцевого шлифования. При глубинном шлифовании l_1 может превышать H , что указывает на преимущества схемы шлифования периферией круга.

Основные направления повышения производительности торцевого шлифования – это увеличение параметров H и B . Увеличение H предполагает создание на круге заборного конуса на всю высоту его рабочей части.

Увеличение B предполагает увеличение диаметра круга до значений 1000 мм и более, реализованное при обработке изделий из твердых сплавов, керамик, ферритов, в частности, на станках с вращающимся столом, станках фирмы "Wend" и других.

11.5. Общий подход к расчету производительности обработки Зависимости

$$Q = S_{\text{СУММ}} \cdot v_{\text{КР}}, \quad (11.20)$$

$$Q = S_o \cdot t \cdot v_{\text{ДЕТ}}, \quad (11.21)$$

(где $S_{\text{СУММ}}$ – суммарная мгновенная площадь поперечного сечения среза всеми работающими зернами круга; S_o – продольная подача; $v_{\text{ДЕТ}}$ – скорость детали) не позволяют разделить учесть влияние режима шлифования, характеристик круга и кинематической схемы шлифования на производительность Q .

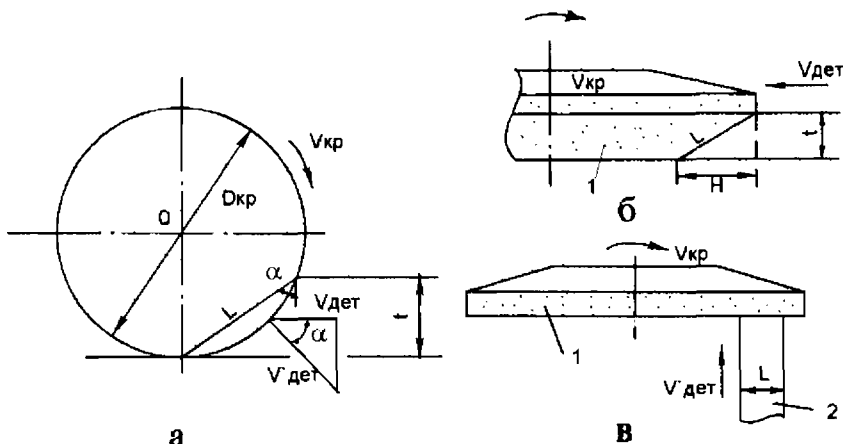


Рис. 11.9. Расчетные схемы шлифования периферией круга (а), торцом круга с тангенциальной (б) и радиальной (в) подачами. 1 - круг.

Зависимость (11.21) представим, принимая $v_{дет} = v'_{дет} / \cos \alpha$,
 $t = L \cdot \cos \alpha$ (Рис.11.9,а)

$$Q = S_o \cdot L \cdot v'_{дет}, \quad (11.22)$$

где L – длина дуги контакта круга с деталью;

α – угол входа слоя обрабатываемого материала в рабочую поверхность круга;

$v'_{дет}$ – линейная скорость съема материала по нормали к кругу.

Параметр $v'_{дет}$ характеризует режущие свойства круга, а произведение $S_o \cdot L = S$ определяет площадь контакта круга с деталью, которая не зависит от режима шлифования. Следовательно, зависимость (11.22) позволяет раздельно учесть влияние схемы шлифования и характеристик круга на Q . При шлифовании периферией круга

$$L = \sqrt{\frac{t \cdot D_{кр} \cdot D_{дет}}{D_{кр} + D_{дет}}}. \quad (11.23)$$

При шлифовании торцом круга (Рис.11.9,б) с учетом образования на нем заборного конуса (торцевое шлифование с тангенциальной подачей)

$$L = \sqrt{H^2 + t^2}, \quad (11.24)$$

где H – ширина рабочей части круга.

При торцевом шлифовании с радиальной подачей, когда деталь движется по нормали к торцу круга со скоростью $v'_{дет}$ (Рис. 11.9,в), произведение параметров $S_0 \cdot L$ определяет площадь поперечного сечения шлифованной поверхности, а при ленточном шлифовании площадь обработки.

Исходя из (11.22), увеличить Q можно увеличением площади контакта круга с деталью и режущих свойств круга, обобщенно определяемых скоростью $v'_{дет}$. Увеличить S и Q при шлифовании периферией круга можно увеличением t (применением глубинного шлифования), ширины шлифования S_0 и диаметра круга $D_{кр}$. Увеличить параметры S и Q при торцевом шлифовании с тангенциальной подачей можно увеличением S_0 и ширины рабочей части круга H .

Увеличить S и Q при торцевом шлифовании с радиальной подачей можно увеличением площади обрабатываемой поверхности.

Очевидно, наибольшая производительность достигается в последнем случае $S_{max} = \pi \cdot \left(\frac{D_{кр}}{2}\right)^2$, за счет увеличения диаметра круга.

При торцевом шлифовании с тангенциальной подачей Q меньше, т.к. Q определяется шириной рабочей части круга, которая меньше радиуса круга.

Значительными возможностями в этом плане располагает ленточное шлифование, характеризующееся большой площадью контакта инструмента с обрабатываемой поверхностью.

Благодаря предложенной зависимости (11.22), все многообразие кинематических схем шлифования (отличающихся характером взаимного движения круга и детали, геометрическими параметрами контакта круга и детали) удалось представить с единых позиций и оценить их потенциальные возможности с точки зрения увеличения производительности обработки.

Список литературы

1. Тепловые и механические процессы при резании металлов: Учебное пособие /Новиков Ф.В., Якимов А.А., Новиков Г.В., Зимин С.Г., Вайсман В.А. – Одесса: ОГПУ, 1997. – 179с.
2. Беззубенко Н.К. Повышение эффективности алмазного шлифования путем введения в зону обработки дополнительной энергии в форме электрических разрядов. – Автореф. дис. ... докт. техн. наук. – Харьков, 1995. – 56с.
3. Алмазно-электролитическая обработка инструмента /Захаренко И.П., Савченко Ю.Я. – К.: Наук. думка, 1978. – 224с.
4. Фадеев В.А. Алмазное шлифование твердых сплавов с введением в зону резания дополнительной энергии постоянного тока. – Автореф. дис. ... канд. техн. наук. – Харьков, 1995. – 21с.
5. Тимошенко С.П., Гудьер Дж. Теория упругости (пер. с английского). Редакция физико-математической литературы. Изд. "Наука", 1975. – 576с.
6. Дрожин В.Ф. Исследование алмазной притирки внутренних резьбовых поверхностей из закаленных сталей. – Дис. ... канд. техн. наук. – Челябинск, 1980. – 210с.
7. Якимов О.В., Новиков Ф.В., Новиков Г.В., Якимов О.О. Високопродуктивне шліфування. Навч. посібник. – К.: ІСДО, 1995. – 180с.
8. Новиков Г.В. Повышение эффективности алмазно-искрового шлифования деталей с высокопрочными покрытиями. – Автореф. дис. ... канд. техн. наук. – Харьков, 1990. – 16с.
9. Попов С.А., Малевский Н.П., Терещенко Л.М. Абразивно-алмазная обработка металлов и твердых сплавов. – М.: Машиностроение, 1977. – 263с.
10. Чан Хью Да. Исследование процесса внутреннего шлифования стали ШХ-15 и твердого сплава ВК 15 кругами из алмаза и эльбора. – Дис. ... канд. техн. наук. – Харьков, 1971. – 224с.
11. Исследование процесса высокопроизводительной заточки и круглого шлифования быстрорежущих инструментов кругами из дробленого поликристаллического алмаза, эльбора и гексаниа. Отчет по НИР, № гос. регистрации 7700 25 09. – Харьков, ХПИ, 1978. – 135с.
12. Серов Б.С., Новиков Ф.В. Особенности автоматизированного расчета режимов резания с учетом динамических явлений при шлифовании кругами из СТМ. – Вестник Харьковского политехнического института, № 226 "Автоматизация проектирования в технологии машиностроения", вып. 1, 1989. с.46–49.

13. Пановко Я.Г. Основы прикладной теории колебаний и удара, 4-е изд., перераб. и дополненное: – Л.: Политехника, 1990. – 272с.
14. Захаренко И.П. Алмазные инструменты и процессы обработки. – К.: Техніка, 1980. – 212с.
15. Гришкевич А.В., Капуста В.А., Топоров О.А. Способ отделочной обработки стальных закаленных деталей. – Вестник машиностроения, 1973, № 9. с.55–57.
16. АС 536947 (СССР). Устройство для суперфиниширования /А.И. Акилов, В.С. Королев, А.В. Гришкевич и др. – опубл. в Б.И., 1976, №44. с.45.
17. Бугров Я.С., Никольский С.М. Высшая математика. Дифференциальные уравнения, кратные интегралы. – М.: Наука. Главная редакция физико-математическая литература, 1981. – 448с.
18. Новиков Ф.В., Сошников С.А., Лысенко А.В. Оптимизация высокопроизводительного глубинного шлифования и вопросы качества алмазной обработки твердого сплава. – Журнал "Сверхтвердые материалы." Деп. ВИНТИ, 19.09.84, № 2475–84 ДЕП.
19. Тейлер А. Рентгеновская металлография. – М.: Металлургия, 1965. – 663с.
20. Новиков Ф.В. Физические и кинематические основы высокопроизводительного алмазного шлифования. – Автореф. дис. ... докт. техн. наук. – Одесса, 1995. – 36 с.
21. Гальванические покрытия никель-железо с мелкодисперсным алмазным порошком для огранки природных алмазов /Знаменский Г.Н., Цисарь И.Л., Гавинский Ц.М. и др. – Алмазы и сверхтвердые материалы. 1981, вып. 9. с.4-5.
22. Рогов В.В. Основы финишной алмазно-абразивной обработки металлических деталей в приборостроении. – Автореф. дис. ... докт. техн. наук. – К., 1992. – 39с.
23. Рогов В.В., Пепельнюк В.Н., Абрамов В.В. Инструмент из синтетических алмазов для ограночного шлифования и полирования. – Сверхтвердые материалы, 1986, № 4. с.57–58.
24. Захаренко И.П. Основы алмазной обработки твердосплавных инструментов. – К.: Наук. думка, 1981. – 300с.
25. Епифанов В.И. Зыков А.В. Технология обработки алмазов в бриллианты. – М.: Высшая школа, 1971. – 203с.
26. Грабченко А.И., Пыжов И.М. Особенности контактного взаимодействия алмазных кругов с СТМ при шлифовании. – Контактные процессы при больших пластических деформациях. Тематический сборник научных трудов. – Харьков, 1982. с.33–37.
27. Островский В.И. Усовершенствование абразивного инструмента при шлифовании труднообрабатываемых материалов. – Л.: ЛДНТП, 1973. – 32с.

28. Сипайлов В.А. Тепловые процессы при шлифовании и управление качеством поверхности. – М.: Машиностроение, 1978. – 164с.
29. Карслоу Г., Иегер Д. Теплопроводность твердых тел. – М.: Наука, 1964. – 170с.
30. Лурье Г.Б. Прогрессивные методы круглого наружного шлифования. Изд. 2-е перераб. и дополн. – Л.: Машиностроение, 1984. – 103с.
31. Коробничевский Л.П., Воскресенский Л.А. Автоматизация шлифовальных станков. – М.: Машиностроение, 1982. – 95с.
32. Каширин А.И. Исследование вибраций при резании металлов. – М.: Изд-во АН СССР, 1944. – 262с.
33. Мурашкин А.С., Мурашкин С.А. Прикладная нелинейная механика станков. – Л.: Машиностроение, 1977. – 192с.
34. Кучма Л.К. Экспериментальное исследование вибраций при резании на токарном станке. – В кн. "Новые исследования в области резания металлов" – М.: Л.: Машгиз, 1948. с.100–128.
35. Ташлицкий И.И. Первичный источник энергии возбуждения автоколебаний при резании металлов. – Вестник машиностроения, 1960, № 2. с.45–50.
36. Кудинов В.А. Динамика станков. – М.: Машиностроение, 1967. – 357с.
37. Жарков И.Г. Вибрации при обработке лезвийным инструментом. – Л.: Машиностроение, Ленингр. отделение, 1986. – 184 с.
38. Филимонов Л.Н. Высокоскоростное шлифование. – Л.: Машиностроение, 1979. – 245с.
39. Тошленов А.Д. Теория пластического деформирования металлов. – М.: Металлургия, 1972. – 408с.
40. Бобров В.Ф. Основы теории резания металлов. – М.: Машиностроение, 1975. – 343с.
41. Грановский Г.И., Грановский В.Г. Резание металлов. Учебник для машиностроительных и приборостроительных специальностей вузов. – М.: Высшая школа, 1985. – 304с.
42. Полетика М.Ф. Исследование процесса резания титановых сплавов. В кн. "Обработываемость жаропрочных и титановых сплавов." – Куйбышевское областное книжное издательство, 1962. с.28–35.
43. Зорев И.И. Вопросы механики процесса резания металлов. – М.: Машгиз, 1956. – 367с.
44. Захаренко И.П., Шепелев А.А. Алмазная заточка твердосплавного инструмента совместно со сталью. – К.: Наук. думка, 1976. – 218с.
45. Развитие науки о резании металлов. Коллектив авторов. – М.: Машиностроение, 1967. – 415с.
46. Подураев В.Н. Технология физико-химических методов обработки. – М.: Машиностроение, 1985. – 264с.

47. Иванов Н.П., Кобзарь Л.Е. Интенсивность электроэрозии алмазных кругов при использовании источников постоянного тока. – Резание и инструмент – Харьков, 1984, вып 31. с.26–31.
48. Худобин Л.В. Смазочно-охлаждающие средства. – М.: Машиностроение, 1977. – 188с.
50. Ящерицин П.И., Зайцев А.Г. Повышение качества шлифованных поверхностей и режущих свойств абразивно-алмазного инструмента. – Минск: Наука и техника, 1972. – 478с.
51. Хрульков В.А. Шлифование жаропрочных сплавов. – М.: Машиностроение, 1964. – 191с.
52. Яромолов Н.А., Напарьин Ю.А., Якимов А.В. К расчету температурного поля при прерывистом шлифовании. – "Известия вузов", 1973. с.25–27.
53. Бердник В.В., Смоленцев В.П. Гидродинамические явления при плоском электроабразивном шлифовании периферией круга. – Электронная обработка материалов, 1972, №1. с.23–27.
54. Щеголев В.А., Уланов М.Е. Эластичные абразивные и алмазные инструменты. – Л.: Машиностроение, 1977. – 180с.
55. Корчак С.Н. Производительность процесса шлифования стальных деталей. – М.: Машиностроение, 1974. – 280с.
56. Рыбицкий В.А. Алмазное шлифование твердых сплавов. – К.: Наук. думка, 1980. – 224с.
57. Грабченко А.И. Расширение технологических возможностей алмазного шлифования. – Харьков: Высш. шк., 1985. – 184с.
58. Узунян М.Д., Краснощек Ю.С. Высокопроизводительное шлифование безвольфрамовых твердых сплавов. – М.: Машиностроение, 1988. – 80с.
59. Якимов А.В., Новиков Ф.В., Новиков Г.В., Якимов А.А. Алмазная обработка. Учебн. пособие. – К.: ИЗМН, 1996. – 168с.
60. Малыхин В.В. Повышение эффективности шлифования вольфрамосодержащих и безвольфрамовых твердых сплавов совместно со сталью алмазными кругами на металлической связке. – Дис. ... канд. техн. наук. – Харьков, 1985. – 262с.
61. Электроалмазное шлифование инструментальных материалов /Семко М.Ф., Грабченко А.И., Левченко Н.В., Раб А.Ф. – К.: Вища школа, 1974. – 120с.
62. Семко М.Ф., Внуков Ю.Н., Грабченко А.И. и др. Высокопроизводительное электроалмазное шлифование инструментальных материалов. – К.: Вища школа, 1979. – 232с.
63. Исаев А.И., Зорев Н.Н., Кучма Л.К. Резание металлов керамическим инструментом. – М.: Машгиз, 1952. – 90с.

Оглавление

Введение	3
Глава 1. Повышение эффективности алмазного шлифования	5
1.1. Формирование поверхностного слоя материала под воздействием теплового фактора	5
1.2. Формирование поверхностного слоя материала под воздействием силового фактора	8
1.3. Определение условий устранения микросколов на обработанной поверхности	10
1.4. Теоретическое обоснование условий осуществления электроэрозионной правки алмазных кругов ...	12
1.5. Экспериментальная проверка теоретических результатов	16
1.6. Высокопроизводительное шлифование крупногабаритными алмазными кругами с электроэрозионной правкой	20
1.7. Совершенствование технологии изготовления бриллиантов из природных алмазов	22
Глава 2. Технологические методы повышения режущей способности кругов и улучшения качества поверхностного слоя	25
2.1. Влияние строения шлифовальных кругов на их режущую способность	25
2.2. Влияние импрегнирования и термообработки на режущую способность кругов	29
Глава 3. Влияние режимов и условий шлифования на качество поверхностного слоя деталей	32
3.1. Влияние импрегнирования кругов на качество поверхностного слоя деталей	32
3.2. Влияние режимов и условий шлифования зубчатых колес на качество поверхностного слоя боковых поверхностей зубьев	34
3.2.1. Качество поверхности при шлифовании зубчатых колес конусным кругом	34
3.2.2. Качество поверхности при шлифовании спирально-конических зубчатых колес	37
3.3. Влияние режимов и условий шлифования штампов на качество поверхностного слоя	38
3.4. Влияние режимов и условий заточки фасонных	

	фрез на качество поверхности	39
Глава 4.	Шлифование резьбы метчиков кругами из кубонита	40
	4.1. Влияние износа вершин круга на точность резьбы метчиков	41
	4.2. Силы резания при шлифовании резьбы кубонитовым кругом	43
	4.3. Температурное поле при шлифовании резьбы метчиков	44
Глава 5.	Управление тепловыми и механическими процессами при алмазно-абразивной обработке	56
	5.1. Управление тепловыми деформациями отрезных шлифовальных кругов	56
	5.2. Расчет конструктивных параметров алмазно-абразивного инструмента для обработки внутренних резьбовых поверхностей	61
	5.3. Повышение эффективности шлифования криволинейных поверхностей на станках с ЧПУ	68
Глава 6.	Механика процесса шлифования по жесткой схеме	71
	6.1. Физическая сущность процесса шлифования	71
	6.2. Расчет параметров процессов микрорезания отдельным зерном и шлифования по жесткой схеме ..	73
	6.3. Расчет производительности шлифования по жесткой схеме с учетом износа круга и упругих перемещений в технологической системе	75
	6.4. Экспериментальная проверка результатов теоретических исследований	79
	6.5. Исследование производительности и точности обработки при глубинном шлифовании	81
	6.6. Исследование производительности при многопроходном шлифовании	86
	6.7. Исследование сил резания при шлифовании	89
	6.8. Условия повышения производительности обработки	92
	6.9. Роль динамического фактора при микрорезании ...	96
Глава 7.	Напряжения при резании материалов и условия стружкообразования	104
	7.1. Напряжения, возникающие от действия сосредоточенной силы на границе полуплоскости	104
	7.2. Напряжения, возникающие от действия распределенной нагрузки на границе полуплоскости	109
	7.3. Приближенный расчёт напряжений в зоне резания	116
	7.4. Теоретический анализ параметров силовой напряженности процесса резания	120

7.5.	Экспериментальная проверка теоретических положений	123
7.6.	Условия наростообразования при резании	127
7.7.	Износ и стойкость инструмента	130
7.8.	Распределение температуры в режущем клине инструмента	132
7.9.	Разрушения материалов высокой твердости при шлифовании	136
Глава 8.	Напряжения в режущем клине инструмента	139
8.1.	Напряжения, возникающие от действия сосредоточенной силы	139
8.2.	Напряжения, возникающие от действия распределённой нагрузки	144
8.3.	Приближенный расчёт напряжений в режущем клине инструмента	145
Глава 9.	Динамика процессов резания материалов	148
9.1.	Вынужденные колебания при резании материалов	148
9.1.1.	Динамика ударного взаимодействия инструмента с обрабатываемым материалом	148
9.1.2.	Динамика периодического резания	151
9.1.3.	Динамика резания с переменной толщиной среза	157
9.2.	Вибрации при резании материалов	159
9.2.1.	Вибрации при резании лезвийным инструментом	159
9.2.2.	Вибрации при шлифовании материалов	166
9.2.3.	Анализ причин возникновения автоколебаний при резании материалов	168
Глава 10.	Теоретический анализ производительности и точности абразивной обработки	173
10.1.	Взаимосвязь производительности и точности абразивной обработки	173
10.2.	Влияние износа круга на производительность и точность обработки	176
10.3.	Связь объема снятого материала с точностью абразивной обработки	177
10.4.	Оптимизация автоматизированных циклов шлифования	179
10.5.	Анализ автоматизированных циклов шлифования	182
10.6.	Энергетический уровень и производительность методов обработки	183

10.6.1. Обработка металлов резанием	183
10.6.2. Тепловые методы, используемые для обработки деталей	186
10.6.3. Электрохимическая обработка	187
10.7. Влияние трения связки шлифовального круга с металлом на показатели процесса	189
Глава 11. Шлифование торцом круга	194
11.1. Расчет максимальной толщины среза и про- изводительности обработки	194
11.2. Расчет максимальной толщины среза и произ- водительности обработки с учетом износа тор- ца круга	197
11.3. Сравнение теоретических и экспериментальных данных	198
11.4. Расчет максимальной толщины среза и произ- водительности обработки при плоском шлифо- вании периферией круга	199
11.5. Общий подход к расчету производительности обработки	201
Список литературы	204

Учебное издание

**Александр Васильевич Якимов
Федор Васильевич Новиков
Григорий Васильевич Новиков
Алексей Александрович Якимов**

КАЧЕСТВО И ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТЬ АБРАЗИВНО-АЛМАЗНОЙ ОБРАБОТКИ

Учебное пособие

**Редактор Т.И. Лучнева
Корректор З.И. Вальх**

**Подписано к печати 10.01.99. Формат 60×84/16. Бумага белая.
Печать офсетная. 12,33 усл.печ.л. 13,25 уч.-изд.л. Тираж 500 экз.
Заказ № 25.**

**Одесский государственный политехнический университет
270044, Одесса, пр. Шевченко, 1.**