

Ф. В. Новиков

**ОСНОВЫ
МАТЕМАТИЧЕСКОГО
МОДЕЛИРОВАНИЯ
ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ
ПРОЦЕССОВ
МЕХАНИЧЕСКОЙ
ОБРАБОТКИ**

ОСНОВЫ МАТЕМАТИЧЕСКОГО МОДЕЛИРОВАНИЯ
ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ

Ф. В. Новиков

2017



Ф. В. Новиков

**ОСНОВЫ
МАТЕМАТИЧЕСКОГО МОДЕЛИРОВАНИЯ
ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ
МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ**

Монография

Днепр / **ЛИРА** / 2018

УДК 621.01(02.064)

H73

Рецензенты: докт. техн. наук, профессор, заведующий кафедрой "Технология машиностроения" ГВУЗ "Приазовский государственный технический университет" *Андилахай А. А.*; докт. техн. наук, профессор, профессор кафедры "Теоретическая механика и детали машин" Харьковского национального технического университета сельского хозяйства имени Петра Василенко *Коломиец В. В.*; докт. техн. наук, профессор, профессор кафедры "Технология машиностроения и металлорежущие станки" Национального технического университета "Харьковский политехнический институт" *Сизый Ю. А.*

Новиков Ф. В.

H73 Основы математического моделирования технологических процессов механической обработки : монография / Ф. В. Новиков. – Д. : ЛИРА, 2018. – 400 с.
ISBN 978-966-981-049-6

Проведен теоретический анализ и разработаны математические модели параметров силовой напряженности процесса резания с учетом закономерностей стружкообразования и трения. На основе математического моделирования установлена взаимосвязь между энергоемкостью обработки и температурой резания, определены максимально возможная температура и распределение тепла в зоне резания. На конкретных примерах обработки деталей машин обоснованы условия повышения производительности и качества обработки лезвийными и абразивными инструментами. Предложены новые методики выбора оптимальных условий обработки при шлифовании по различным технологическим критериям. Даны практические рекомендации.

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

УДК 621.01(02.064)

ISBN 978-966-981-049-6

© Новиков Ф. В., 2018

© ЛИРА, 2018

Посвящается моим дорогим родителям Новиковым
Антонине Петровне и Василию Алексеевичу,
прекрасным педагогам, которые открывали
своим ученикам дорогу в мир знаний и учили,
невзирая на трудности, достигать намеченных целей

Введение

Современное развитие производства требует широкого применения эффективных технологических процессов, обеспечивающих существенное повышение производительности и качества изготовления продукции, выхода на мировые рынки. Для практического осуществления этих задач необходимы новые высокопроизводительные станки, инструменты и, конечно же, профессионально подготовленные специалисты, способные создавать и внедрять в производство оптимальные технологические решения. При этом технологи должны владеть математическим аппаратом и использовать его для сравнения различных вариантов технологических процессов и выбора лучших из них по заданным определенным критериям (себестоимости, производительности, качеству производимой продукции и т.д.). Этому должны предшествовать теоретико-математический анализ различных вариантов технологического процесса и оптимизация его параметров хотя бы на уровне необходимого и достаточного условий оптимизации. Для математического описания и моделирования основных закономерностей технологических процессов необходимо использовать основополагающие положения физики и в особенности технической механики – элементы теоретической механики (кинематику, статику, динамику), сопротивления материалов и деталей машин. Установление на этой основе оптимальных параметров технологических процессов и их практическая реализация позволят максимально использовать возможности технологических процессов и обеспечить изготовление вполне конкурентоспособной машиностроительной продукции.

В настоящей монографии рассмотрены вопросы математического моделирования технологических процессов механической обработки деталей машин с целью повышения их технико-экономических показателей. Это продиктовано тем, что механическая обработка характеризуется наименьшей энергоемкостью среди всего многообразия ме-

тодов обработки деталей машин, предопределяя ее широкое практическое применение. В особой мере это относится к шлифованию – методу финишной обработки деталей машин, обладающему уникальными возможностями с точки зрения обеспечения качества и точности обрабатываемых поверхностей. Вместе с тем, его практическое использование не всегда эффективно из-за повышенной тепловой напряженностью процесса и возможного возникновения прижогов, микротрещин и других температурных дефектов на обрабатываемой поверхности, которые снижают качество обработки и эксплуатационные свойства обрабатываемых поверхностей. Особенно это относится к шлифованию изделий из закаленных сталей, твердых сплавов и других материалов с повышенными физико-механическими свойствами, где постоянно возникают проблемы, связанные с появлением на обрабатываемых поверхностях прижогов, микротрещин и других дефектов температурного происхождения. Естественно, ухудшение качества обрабатываемых поверхностей снижает эффективность обработки, приводит к потерям от брака обрабатываемых изделий и требует изыскания новых путей исключения этих дефектов обработки, поскольку традиционные методы шлифования не обеспечивают решения данной задачи без снижения производительности обработки, а это малоэффективно.

Для устранения дефектов обработки в процессе шлифования применяют различные технологические решения, связанные в первую очередь с уменьшением температуры резания за счет повышения режущей способности инструмента и снижения интенсивности трения в зоне резания. Это относится к применению прерывистых, импрегнированных и высокопористых абразивных шлифовальных кругов, кругов из синтетических сверхтвердых материалов, эффективных технологических сред и т.д. В ряде случаев вместо шлифования применяют финишную лезвийную обработку, обеспечивающую более высокие показатели качества обрабатываемых поверхностей вследствие уменьшения энергоемкости. Вместе с тем, и при лезвийной обработке, также как и при шлифовании, с увеличением производительности обработки силовая и тепловая напряженности процесса резания возрастают, что снижает качество и точность обрабатываемых поверхностей. Температурный фактор при механической обработке деталей машин становится определяющим в формировании качества поверхностного слоя

обрабатываемой детали, стойкости режущего инструмента и производительности обработки. Поэтому изыскание эффективных путей уменьшения температуры резания и глубины проникновения тепла в поверхностный слой обрабатываемой детали, а соответственно уменьшения толщины дефектного слоя и исключения образования температурных дефектов на обрабатываемых поверхностях, является актуальной задачей современной технологии машиностроения.

Актуальна также задача повышения производительности механической обработки с учетом ограничения по температуре резания, направленная на интенсификацию машиностроительного производства, и требующая определения новых технологических решений на основе исследований тепловых процессов при шлифовании и лезвийной обработке, в особенности при использовании современных металлорежущих станков с ЧПУ типа "обрабатывающий центр" и прогрессивных абразивных и лезвийных инструментов, в частности зарубежного производства, характеризующихся высокими показателями износостойкости и режущей способности. Это позволит добиться существенного повышения производительности и качества обработки. В связи с этим возникает необходимость теоретического анализа закономерностей формирования параметров теплового процесса при механической обработке на основе разработки новых подходов и, в первую очередь, к определению температуры резания.

Важной задачей рационального использования процесса шлифования на финишных операциях является задача снижения тепловой напряженности за счет установления оптимальных режимов шлифования и характеристик кругов, применения новых кинематических схем шлифования и исключения интенсивного трения связки круга с обрабатываемым материалом – основного очага появления температурных дефектов на обрабатываемой поверхности.

Решению этой задачи в научно-технической литературе уделяется большое внимание: разработаны эффективные технологические процессы шлифования, позволяющие добиться существенного повышения производительности при обеспечении высокого качества обработки. Вместе с тем, полученные решения носят, как правило, частный характер, поскольку основаны на результатах экспериментальных исследований, установленных для вполне конкретных случаев обработки без проведения глубокого теоретического анализа физических законо-

мерностей тепловых процессов, протекающих при шлифовании, тогда как по физической сути процесс шлифования весьма сложен и при исследовании требует разработки глубоких математических моделей, учитывающих различные стороны его функционирования. В особой степени это относится к определению долей образуемого при шлифовании тепла, уходящего в стружки и обрабатываемую деталь, поскольку до настоящего времени отсутствует достаточно правильное аналитическое решение этой задачи.

Необходимо отметить, что, несмотря на большое количество работ, посвященных расчету и анализу температуры шлифования, задача снижения тепловой напряженности процесса шлифования и обеспечения высококачественной обработки в достаточном объеме не решена, поскольку в расчетах, во-первых, не учитываются закономерности изменения температуры в слое снимаемого припуска (они учитываются лишь в поверхностном слое обрабатываемой детали), во-вторых, не рассматриваются условия определения глубины проникновения тепла в поверхностный слой обрабатываемой детали. Считается, что шлифовальный круг в процессе шлифования контактирует с абсолютно гладкой поверхностью обрабатываемой детали (без учета съема материала), а при решении классического уравнения теплопроводности глубина проникновения тепла в поверхностный слой обрабатываемой детали принимает бесконечное значение. Несомненно, это не соответствует действительности и не позволяет правильно определить параметры тепловой напряженности процесса шлифования.

Из этого можно сделать вывод о том, что известные теоретические решения обладают существенным недостатком, связанным с неопределенностью глубины проникновения тепла в поверхностный слой обрабатываемой детали, поскольку граничным условием предусмотрено нулевое значение температуры поверхностного слоя обрабатываемой детали на некотором удалении от точки действия теплового источника. Все это ограничивает возможности более точного определения температуры шлифования и других параметров теплового процесса и требует получения нового уточненного решения, например, на основе теоретического подхода, предложенного профессором Якимовым А. В. Его суть состоит в том, что, представляя снимаемый припуск в виде множества бесконечно тонких адиабатических стержней, рассматривается формирование температуры в зоне шлифования с уче-

том перерезания шлифовальным кругом адиабатических стержней, т.е. с учетом движения теплового источника вглубь поверхностного слоя обрабатываемой детали со скоростью, определяемой параметрами режима шлифования. Такой подход позволяет установить вполне конкретную глубину проникновения тепла в поверхностный слой обрабатываемой детали, при которой температура принимает нулевое значение. Однако это требует определения времени нагрева поверхностного слоя обрабатываемой детали при шлифовании – совершенно нового параметра обработки, определяющего истинную глубину проникновения тепла в поверхностный слой обрабатываемой детали и, соответственно, толщину дефектного слоя материала с учетом движения теплового источника вглубь поверхностного слоя обрабатываемой детали. Поэтому в настоящей работе на этой основе получил дальнейшее развитие теоретический подход для установления новых закономерностей формирования параметров теплового процесса при механической обработке лезвийными и абразивными инструментами, а также для определения условий снижения температуры резания и повышения качества и производительности обработки.

Использование данного подхода не требует введения поправочного коэффициента, учитывающего распределение тепла, уходящего в образующиеся стружки и в поверхностный слой обрабатываемой детали, как это принято в существующих расчетных схемах. Такой поправочный коэффициент определяется расчетом и позволяет оценить доли тепла, уходящего в образующиеся стружки и в поверхностный слой обрабатываемой детали, как при лезвийной обработке, так и при шлифовании. Установлено, что при лезвийной обработке гораздо проще обеспечить полный переход тепла в образующуюся стружку, чем при шлифовании, и добиться улучшения качества обработки.

Для раскрытия физической сущности процессов механической обработки и их математического описания в работе использовано понятие условного напряжения резания, равного отношению тангенциальной составляющей силы резания и площади поперечного сечения среза. Это позволило количественно оценить отличие силовой напряженности процесса резания и разрушения образца при его сжатии (по пределу прочности на сжатие обрабатываемого материала). Показано, что в условиях механической обработки условное напряжение резания и энергоемкость обработки – идентичные понятия, имеющие одинако-

вую размерность – H/m^2 . Показано также, что при условии полного перехода возникающего при резании тепла в образующуюся стружку (за счет увеличения скорости резания) температура резания определяется лишь условным напряжением резания. Это позволяет установить максимально возможную температуру резания на основе известного значения условного напряжения резания, что подтверждается экспериментальными данными, полученными при механической обработке лезвийными и абразивными инструментами и открывает новые технологические возможности определения оптимальных условий обработки по температурному критерию.

В особой мере это относится к лезвийной обработке, где условное напряжение резания принимает относительно небольшие значения по сравнению с процессом шлифования, при которых основная часть выделяющегося тепла образуется в результате интенсивного трения связки шлифовального круга с обрабатываемым материалом. Установлено, что при шлифовании условное напряжение резания может превышать предел прочности на сжатие обрабатываемого материала до 100 раз и более, тогда как при лезвийной обработке – до 10 раз. Поэтому для уменьшения силовой и тепловой напряженностей процесса шлифования необходимо уменьшать интенсивность трения связки круга с обрабатываемым материалом за счет применения эффективных методов правки круга и других технологических средств.

В работе приведены примеры математического моделирования различных технологических процессов механической обработки деталей машин с целью уменьшения силы и температуры резания, повышения производительности и качества обработки. На этой основе разработаны и внедрены в производство высокопроизводительные технологические процессы механической обработки лезвийными и абразивными инструментами. Значительное внимание уделено проблеме совершенствования процессов финишной обработки зубчатых колес – зубошлифованию по методам обкатывания и профильного копирования – с точки зрения повышения производительности и качества обработки. Теоретически обоснована эффективность высокоскоростного резания с применением современных сборных лезвийных твердосплавных и керамических инструментов с износостойкими покрытиями зарубежного производства, которые в настоящее время широко используются на предприятиях Украины.

Раздел 1

Физические и технологические закономерности механической обработки материалов

1.1. Условия уменьшения энергоемкости обработки

Процессы механической обработки можно проанализировать на основе физических законов. Так, работу резания A можно представить зависимостью:

$$A = P_z \cdot l, \quad (1.1)$$

где P_z – тангенциальная составляющая силы резания, Н;

l – длина пути резания, м.

В работе [130], применительно к процессу резания однолезвийным инструментом, тангенциальная составляющая силы резания P_z выражена:

$$P_z = \sigma \cdot S_{\text{срез}}, \quad (1.2)$$

где σ – условное напряжение резания, Н/м²;

$S_{\text{срез}}$ – площадь поперечного сечения среза, м².

В данном случае параметр σ определяет предельное напряжение сжатия обрабатываемого материала площадью $S_{\text{срез}}$ режущим инструментом, при котором происходит его разрушение и отделение в виде стружки от основной части материала обрабатываемого изделия. Очевидно, этот параметр превышает стандартный параметр – предел прочности на сжатие обрабатываемого материала $\sigma_{\text{сж}}$ – и лишь при определенных условиях может уменьшиться до его значения. Для определения параметра σ следует воспользоваться преобразованной зависимостью (1.2), используя экспериментальные значения P_z :

$$\sigma = \frac{P_z}{S_{\text{срез}}}. \quad (1.3)$$

Подставляя зависимость (1.2) в (1.1), получено:

$$A = \sigma \cdot S_{\text{срез}} \cdot l = \sigma \cdot \vartheta, \quad (1.4)$$

где $\vartheta = S_{\text{срез}} \cdot l$ – объем удаленного в процессе резания материала, м³.

Из зависимости (1.4) вытекает:

$$\sigma = \frac{A}{\vartheta}. \quad (1.5)$$

Следовательно, параметр σ определяется отношением работы резания A и объема удаленного в процессе резания материала ϑ . В научно-технической литературе это отношение принято называть энергоемкостью обработки с размерностью Дж/м³, тогда как размерность условного напряжения резания σ – Н/м². Как видно, размерности Дж/м³ и Н/м² равнозначны.

Необходимо отметить, что энергоемкость обработки A/ϑ является более общим понятием по сравнению с условным напряжением резания σ , поскольку охватывает различные виды обработки (механическую, тепловую, электрохимическую и др.), тогда как условное напряжение резания σ – лишь механическую обработку. Поэтому понятия энергоемкость обработки и условное напряжение резания σ равносильны лишь при механической обработке. В этом случае при анализе энергоемкости обработки целесообразно использовать параметр σ , который входит в зависимость (1.4) для определения работы резания A и который можно сравнивать с пределом прочности на сжатие обрабатываемого материала $\sigma_{сж}$. Отношение A/ϑ , определяющее энергоемкость обработки с размерностью Дж/м³, не имеет аналогов среди ГОСТИрованных параметров. Следовательно, отношение A/ϑ нельзя оценить количественно никаким другим ГОСТИрованным параметром. Значения отношения A/ϑ , полученные для различных обрабатываемых материалов и условий обработки, можно сравнивать лишь между собой для определения рациональных условий обработки, обеспечивающих уменьшение отношения A/ϑ .

Зависимость (1.4) можно преобразовать, представляя $A = N \cdot \tau$:

$$N = \sigma \cdot Q, \quad (1.6)$$

где N – мощность резания, Вт;

τ – время обработки, с;

$Q = \vartheta/\tau$ – производительность обработки, м³/с.

Из зависимости (1.6) вытекает:

$$\sigma = \frac{N}{Q}, \quad (1.7)$$

т.е. в данном случае параметр σ определяется отношением мощности резания N и производительности обработки Q , которые устанавливаются экспериментально.

При резании многолезвийным инструментом (при фрезеровании и шлифовании) справедлива зависимость $N = P_z \cdot V_{\text{инстр}}$, где $V_{\text{инстр}}$ – скорость вращения многолезвийного инструмента, м/с. Подставляя эту зависимость в (1.7), получено:

$$\sigma = \frac{P_z \cdot V_{\text{инстр}}}{Q}. \quad (1.8)$$

Разрешая зависимость (1.8) относительно тангенциальной составляющей силы резания P_z , имеем:

$$P_z = \frac{\sigma \cdot Q}{V_{\text{инстр}}}. \quad (1.9)$$

В данном случае тангенциальная составляющая силы резания P_z с увеличением $V_{\text{инстр}}$ уменьшается, что с кинематической точки зрения указывает на эффективность применения высокоскоростного резания (высокоскоростного фрезерования и шлифования). Однако при этом следует учитывать некоторое изменение (увеличение) условного напряжения резания σ в связи с уменьшением толщины среза, приходящейся на одно лезвие инструмента (фрезы).

Как видно, условное напряжение резания σ (энергоемкость обработки) является важнейшим параметром механической обработки, определяющим его силовую напряженность, производительность и качество обработки. Поэтому знание условий его уменьшения имеет большое научное и практическое значение.

В работе [130] установлено, что условное напряжение резания σ (энергоемкость обработки) описывается аналитическими зависимостями:

$$\sigma = \frac{2 \cdot \tau_{\text{сдв}}}{\text{tg} \beta} = \frac{2 \cdot \tau_{\text{сдв}}}{\text{tg} \left[45^\circ - \frac{(\psi - \gamma)}{2} \right]}, \quad (1.10)$$

где $\tau_{\text{сдв}}$ – предел прочности на сдвиг обрабатываемого материала, Н/м²;

β – условный угол сдвига материала;

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

ψ – условный угол трения обрабатываемого материала с передней поверхностью инструмента ($f = \operatorname{tg}\psi$ – коэффициент трения);

γ – положительный передний угол инструмента.

С учетом формулы профессора Тиме А. Н. [8]: $\operatorname{tg}\beta = \frac{\cos\gamma}{K_L - \sin\gamma}$:

$$\sigma = 2 \cdot \tau_{\text{сдв}} \cdot \frac{K_L - \sin\gamma}{\cos\gamma} \approx 2 \cdot \tau_{\text{сдв}} \cdot K_L \approx \sigma_{\text{сж}} \cdot K_L, \quad (1.11)$$

где K_L – коэффициент усадки стружки;

$\sigma_{\text{сж}} \approx 2\tau_{\text{сдв}}$ – предел прочности на сжатие обрабатываемого материала, Н/м².

При лезвийной обработке условное напряжение резания σ определяется:

$$\sigma = \frac{2 \cdot \tau_{\text{сдв}}}{K_{\text{рез}}} \cdot \left(1 + \sqrt{1 + K_{\text{рез}}^2} \right), \quad (1.12)$$

где $K_{\text{рез}} = P_z / P_y = \operatorname{ctg}\omega = \operatorname{ctg}(\psi - \gamma)$ – коэффициент резания;

P_z , P_y – тангенциальная и радиальная составляющие силы резания, Н.

При абразивной обработке ($K_{\text{рез}} < 1$):

$$\sigma = \frac{4 \cdot \tau_{\text{сдв}}}{K_{\text{рез}}}. \quad (1.13)$$

При условии разрушения прямолинейного образца в процессе его сжатия ($K_{\text{рез}} \gg 1$):

$$\sigma = 2\tau_{\text{сдв}} \approx \sigma_{\text{сж}}. \quad (1.14)$$

Исходя из приведенных зависимостей, уменьшить условное напряжение резания σ можно увеличением угла сдвига β и уменьшением угла действия $\omega = (\psi - \gamma)$. При условии $\omega = (\psi - \gamma) \rightarrow 0$, т.е. при значении $\psi = \gamma$, имеем $\sigma \rightarrow 0$.

Как видно, чем больше коэффициент усадки стружки K_L , изменяющийся в пределах 1 ... 8 и более, т.е. чем меньше угол β , тем больше условное напряжение резания σ , что согласуется с известными экспериментальными данными. Исходя из зависимости (1.12), условное напряжение резания σ определяется лишь одним изменяющимся параметром $K_{\text{рез}} = \operatorname{ctg}(\psi - \gamma)$, который при $(\psi - \gamma) \rightarrow 0$ принимает

значение $K_{рез} \rightarrow \infty$, а при $(\psi - \gamma) \rightarrow 90^\circ$ соответственно $K_{рез} \rightarrow 0$. Поэтому при лезвийной обработке (вследствие увеличения коэффициента резания $K_{рез}$) условное напряжение резания σ меньше, чем при абразивной обработке. Уменьшить σ при лезвийной и абразивной обработке можно увеличением коэффициента резания $K_{рез}$ за счет снижения интенсивности трения в зоне резания и повышения режущей способности инструмента. При шлифовании коэффициент резания $K_{рез} = \text{ctg}(\psi + \gamma)$ в связи с увеличением угла действия $\omega = (\psi + \gamma)$ принимает меньшие значения, чем при лезвийной обработке, поэтому условное напряжение резания σ принимает большие значения.

В случае затупления режущего зерна $\omega = (\psi + \gamma) \rightarrow 90^\circ$, соответственно: $K_{рез} \rightarrow 0$; $\sigma \rightarrow \infty$ и процесс резания неосуществим. Следовательно, уменьшить условное напряжение резания σ при шлифовании можно уменьшением угла действия $\omega = (\psi + \gamma)$ за счет применения импрегнированных и прерывистых кругов, эффективных методов правки круга, в особенности электрофизикохимических методов правки алмазных кругов на металлических связках.

При условии разрушения прямолинейного образца в процессе его сжатия, т.е. при угле $\beta = 45^\circ$, условное напряжение резания σ принимает, по сути, наименьшее значение $\sigma = 2\tau_{сдв} \approx \sigma_{сж}$, которое достигается при обработке металлов давлением. На рис. 1.1 приведены графики изменения σ и $K_{рез}$ в зависимости от различных параметров для $\tau_{сдв} = 400 \text{ Н/мм}^2$. Как видно, условное напряжение резания σ с увеличением углов β , γ и коэффициента резания $K_{рез}$ уменьшается, а с увеличением условного угла трения обрабатываемого материала с передней поверхностью инструмента ψ , наоборот, увеличивается, принимая значения, большие $\tau_{сдв}$. Коэффициент резания $K_{рез}$ с увеличением угла сдвига обрабатываемого материала β увеличивается в пределах от 0 до 45° .

Теоретические результаты согласуются с экспериментальными данными. Так, по данным Швеца В. В. (табл. 1.1 [137]), энергия, затрачиваемая на сьем материала, меньше, а производительность обработки больше при резании лезвийным инструментом. Как видно, с пе-

реходом от точения к разворачиванию и шлифованию, энергия, затрачиваемая на сьем материала, увеличивается. Операции обработки материалов давлением [137] характеризуются наименьшей энергоемкостью, что также согласуется с приведенными теоретическими результатами.

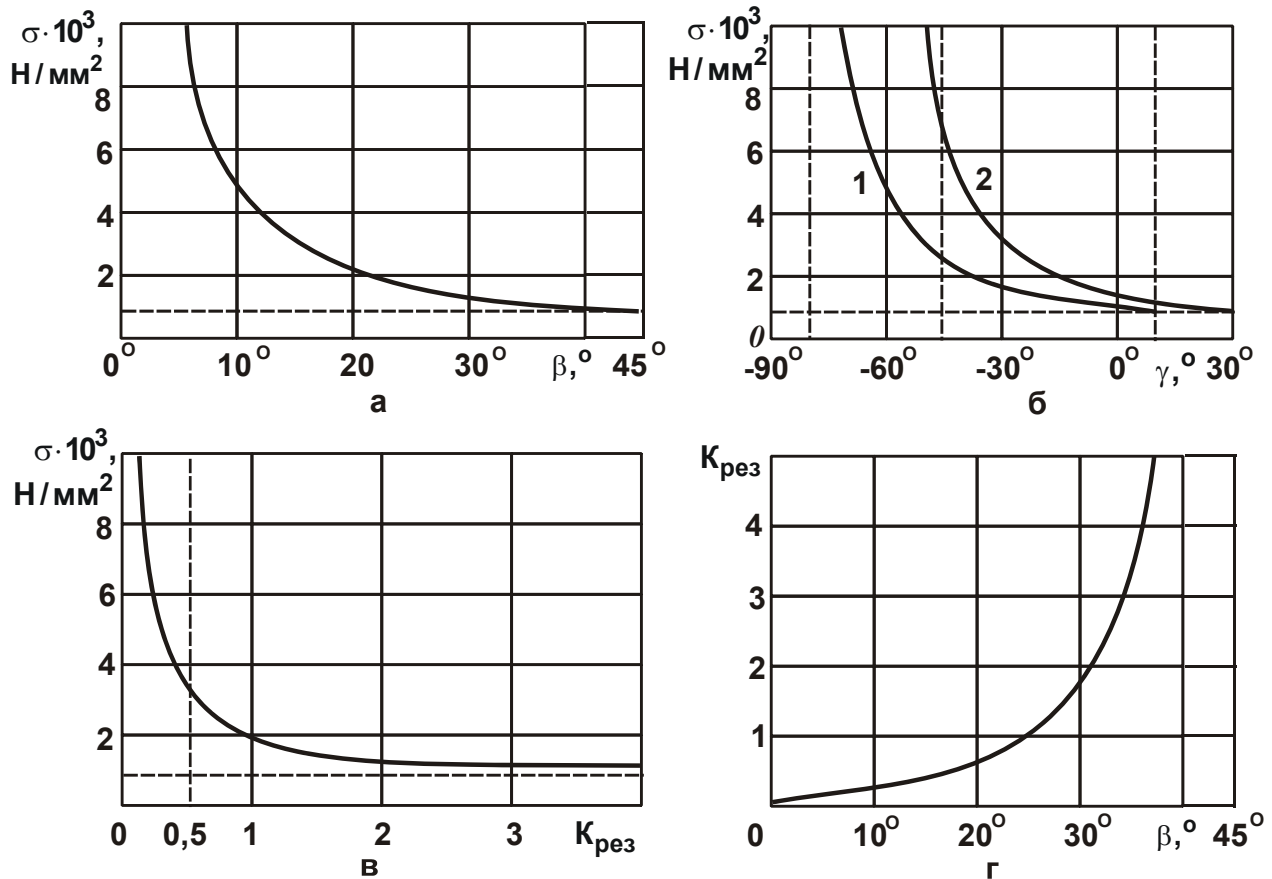


Рис. 1.1. Зависимости условного напряжения резания σ от угла β (а), угла γ (б), коэффициента резания $K_{\text{рез}}$ (в) и $K_{\text{рез}}$ от β (г):

$$1 - \psi = 10^\circ; 2 - \psi = 30^\circ$$

Таблица 1.1

Характеристика типовых операций механической обработки

Операции	Площадь поперечного сечения срезаемого слоя, мм^2	Энергия, затрачиваемая на сьем, 10^{-3} Дж/см^3	Скорость резания, м/с	Производительность обработки, $\text{см}^3/\text{с}$
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 – 7,5	2 – 6	$2 \cdot 10^{-3} - 1$
Разворачивание	0,1	12 – 30	0,15 – 1,6	$5 \cdot 10^{-3} - 5 \cdot 10^{-1}$
Шлифование	0,00005	55 – 70	25 – 50	$5 \cdot 10^{-3} - 2 \cdot 10^{-2}$

1.2. Установление энергетического баланса процесса резания

Для количественной оценки условного напряжения резания σ следует воспользоваться экспериментальными данными тангенциальной составляющей силы резания P_z при продольном точении (рис. 1.2) закаленных сталей: P6M5 (HRC 64), У10 (HRC 58 ... 60), стали 45 (HRC 50) резцами из эльбора-Р, полученными профессором Коломийцем В. В. и приведенными на рис. 1.3 [132]. На этом рисунке показана шкала значений условного напряжения резания σ размерностью Н/мм², полученная на основе зависимости (1.3) с учетом $S_{\text{срез}} = S \cdot t = 0,014 \text{ мм}^2$, где S – подача, мм/об.; t – глубина резания, мм; $h_{\text{зад}}$ – величина износа резца по задней поверхности, мм.

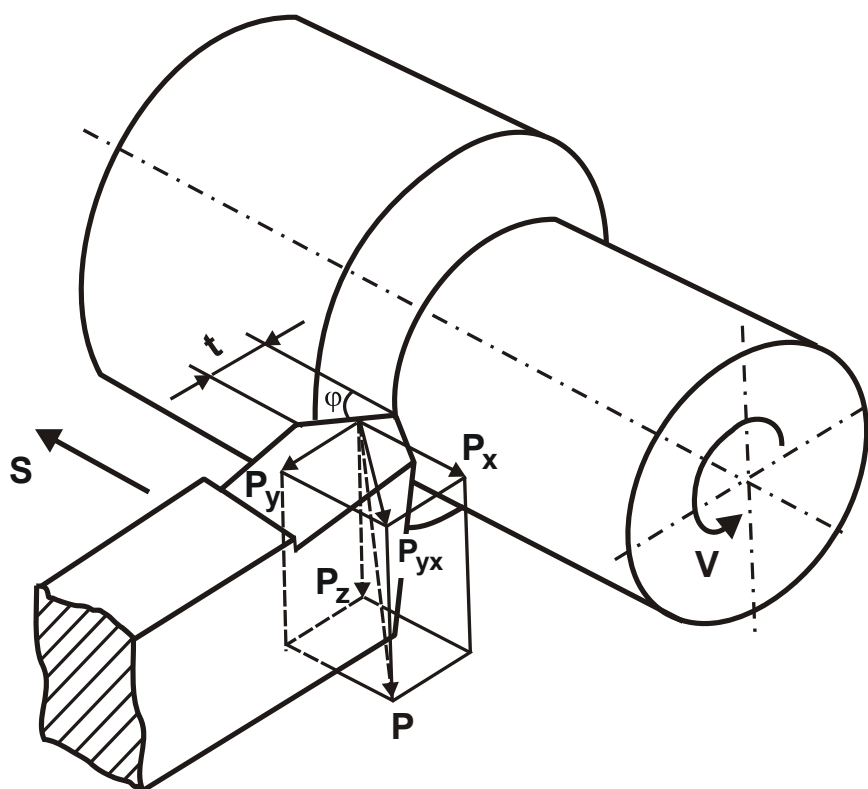


Рис. 1.2. Схема продольного точения и направления действия силы резания P и ее составляющих P_z , P_y , P_x , P_{yx}

Как видно, условное напряжение резания σ принимает значения, значительно превышающие предел прочности на сжатие обрабатываемого материала $\sigma_{\text{сж}}$ (для стали 45 – $\sigma_{\text{сж}} = 970 \text{ Н/мм}^2$, для стали

Р6М5 – $\sigma_{сж} = 3600 \text{ Н/мм}^2$), рис. 1.3, табл. 1.2. Такое большое различие значений σ и $\sigma_{сж}$ обусловлено особенностями процессов стружкообразования и трения при резании материалов, причем, при резании стали 45 в значительно большей степени, чем при резании стали Р6М5, несмотря на то, что сталь Р6М5 характеризуется большей прочностью.

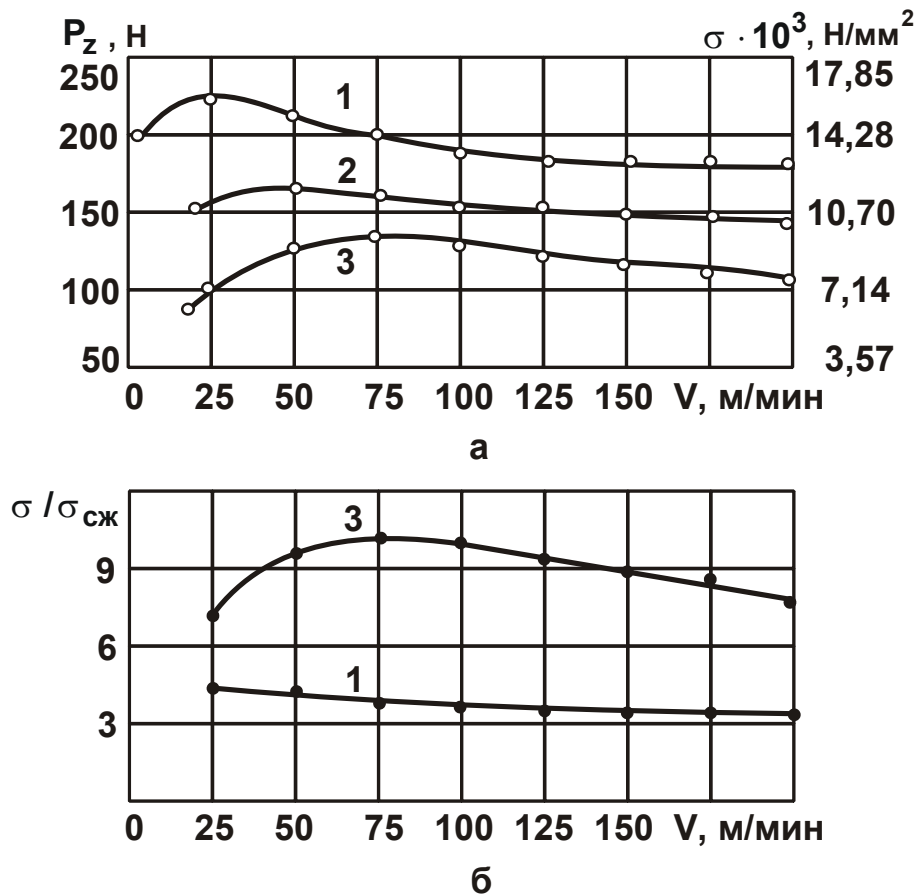


Рис. 1.3. Зависимости тангенциальной составляющей силы резания P_z , условного напряжения резания σ (а) и отношения $\sigma/\sigma_{сж}$ (б) от скорости резания V : 1 – сталь Р6М5; 2 – сталь У10; 3 – сталь 45; $S=0,07 \text{ мм/об.}$; $t=0,2 \text{ мм}$; $h_{зад}=0,1 \text{ мм}$

Для раскрытия физической сущности процессов "чистого" резания и трения при точении тангенциальную P_z и радиальную P_y составляющие силы резания следует представить в виде :

$$P_z = P_{z_{рез}} + P_{z_{тр}} ; \quad (1.15)$$

$$P_y = P_{y_{рез}} + P_{y_{тр}} , \quad (1.16)$$

где $P_{z_{рез}}$, $P_{y_{рез}}$ – тангенциальная и радиальная составляющие силы резания, возникающие в процессе "чистого" резания, Н;

$P_{z_{тр}}$, $P_{y_{тр}}$ – тангенциальная и радиальная составляющие силы резания, возникающие в процессе трения передней и задней поверхностей инструмента с обрабатываемым материалом, Н.

Таблица 1.2

Расчетные значения параметров σ и $\sigma/\sigma_{сж}$

V, м/мин	25	50	75	100	125	150	200	250
Сталь 45								
P_z , Н	100	135	140	138	125	122	120	105
σ , Н/мм ²	7143	9643	10000	9857	8929	8714	8571	7500
$\sigma/\sigma_{сж}$	7,37	9,94	10,3	10,16	9,2	8,98	8,84	7,73
Сталь Р6М5								
P_z , Н	225	210	200	190	185	180	178	175
σ , Н/мм ²	16071	15000	14286	13571	13214	12857	12714	12500
$\sigma/\sigma_{сж}$	4,46	4,17	3,97	3,77	3,67	3,57	3,53	3,47

В работах [74; 130] приведены аналитические зависимости для определения параметров силовой напряженности $P_{z_{рез}}$, $P_{yx_{рез}}$, $P_{y_{рез}}$, $P_{x_{рез}}$ и $\sigma_{рез} = P_{z_{рез}}/(a \cdot v)$ при продольном точении (рис. 1.2):

$$P_{z_{рез}} = \frac{2 \cdot a \cdot v \cdot \tau_{сдв}}{K_{рез}} \cdot \left(1 + \sqrt{1 + K_{рез}^2}\right); \quad (1.17)$$

$$P_{yx_{рез}} = \frac{2 \cdot a \cdot v \cdot \tau_{сдв}}{K_{рез}^2} \cdot \left(1 + \sqrt{1 + K_{рез}^2}\right); \quad (1.18)$$

$$P_{y_{рез}} = P_{yx_{рез}} \cdot \cos \varphi = \frac{2 \cdot a \cdot v \cdot \tau_{сдв} \cdot \cos \varphi}{K_{рез}^2} \cdot \left(1 + \sqrt{1 + K_{рез}^2}\right); \quad (1.19)$$

$$P_{x_{рез}} = P_{yx_{рез}} \cdot \sin \varphi = \frac{2 \cdot a \cdot v \cdot \tau_{сдв} \cdot \sin \varphi}{K_{рез}^2} \cdot \left(1 + \sqrt{1 + K_{рез}^2}\right); \quad (1.20)$$

$$\sigma_{рез} = \frac{2 \cdot \tau_{сдв}}{K_{рез}} \cdot \left(1 + \sqrt{1 + K_{рез}^2}\right), \quad (1.21)$$

где $P_{yx_{рез}}$ – равнодействующая сил $P_{y_{рез}}$ и $P_{x_{рез}}$, Н;

$P_{x_{рез}}$ – продольная составляющая силы резания, Н;

a, b – толщина и ширина среза, м;

$\tau_{сдв}$ – предел прочности на сдвиг обрабатываемого материала, Н/м²;

$K_{рез} = P_{z_{рез}} / P_{yx_{рез}}$ – коэффициент резания;

φ – главный угол резца в плане.

Расчетами установлено [74; 130]:

$$K_{рез} = \operatorname{tg} 2\beta, \quad (1.22)$$

где β – условный угол сдвига обрабатываемого материала.

Подставляя зависимость (1.22) в (1.17) – (1.21), получено:

$$P_{z_{рез}} = \frac{2 \cdot a \cdot b \cdot \tau_{сдв}}{\operatorname{tg} \beta}; \quad (1.23)$$

$$P_{yx_{рез}} = \frac{2 \cdot a \cdot b \cdot \tau_{сдв}}{\operatorname{tg} 2\beta \cdot \operatorname{tg} \beta}; \quad (1.24)$$

$$P_{y_{рез}} = \frac{2 \cdot a \cdot b \cdot \tau_{сдв} \cdot \cos \varphi}{\operatorname{tg} 2\beta \cdot \operatorname{tg} \beta}, \quad (1.25)$$

$$P_{x_{рез}} = \frac{2 \cdot a \cdot b \cdot \tau_{сдв} \cdot \sin \varphi}{\operatorname{tg} 2\beta \cdot \operatorname{tg} \beta}, \quad (1.26)$$

$$\sigma_{рез} = \frac{2 \cdot \tau_{сдв}}{\operatorname{tg} \beta}. \quad (1.27)$$

Как следует из приведенных зависимостей, уменьшить параметры $P_{z_{рез}}$, $P_{y_{рез}}$ и $\sigma_{рез}$ можно однозначно увеличением условного угла сдвига обрабатываемого материала β .

При условии сжатия прямолинейного образца радиальная составляющая силы резания $P_{y_{рез}} = 0$, тогда, согласно зависимости (1.22), имеем: $K_{рез} = \operatorname{tg} 2\beta \rightarrow \infty$. Откуда $2\beta = 90^\circ$, а $\beta = 45^\circ$. Подставляя это значение в зависимости (1.23) и (1.27), получено:

$$P_{z_{рез}} = 2 \cdot a \cdot b \cdot \tau_{сдв} \approx a \cdot b \cdot \sigma_{сж}; \quad (1.28)$$

$$\sigma_{рез} = 2 \cdot \tau_{сдв} \approx \sigma_{сж}. \quad (1.29)$$

Следовательно, разрушение прямолинейного образца при его сжатии происходит в результате сдвиговых деформаций элементар-

ных объемов материала под углом $\beta = 45^\circ$ к направлению действия сжимающей силы.

При резании материала условный угол сдвига обрабатываемого материала $\beta < 45^\circ$. Поэтому параметры $P_{z_{рез}}$ и $\sigma_{рез}$ больше, чем при разрушении прямолинейного образца. Соответственно, больше и отношения $\sigma_{рез} / \sigma_{сж}$, $\sigma / \sigma_{сж}$.

На рис. 1.1, в показан характер изменения условного напряжения резания σ от коэффициента резания $K_{рез}$, установленный на основе зависимости (1.21) с учетом $\tau_{сдв} \approx 0,5 \cdot \sigma_{сж} = 400 \text{ Н/мм}^2$. Как видно, во всем возможном диапазоне изменения $K_{рез}$ (от 0 до ∞) условное напряжение резания σ больше предела прочности на сжатие обрабатываемого материала $\sigma_{сж} \approx 2 \cdot \tau_{сдв}$. Особенно значительное увеличение отношения $\sigma_{рез} / \sigma_{сж}$ имеет место при небольшом значении $K_{рез}$ (от 0 до 1), т.е. в условиях абразивной обработки. В этом случае отношение $\sigma_{рез} / \sigma_{сж}$ может достигать значений 10 и более, чем, собственно, и обусловлена высокая силовая напряженность процесса абразивной обработки и появление на обрабатываемых поверхностях различных дефектов (прижогов, микротрещин, микросколов и т.д.).

При лезвийной обработке коэффициент резания $K_{рез}$ принимает большие значения, как правило, $K_{рез} \geq 1$, что приводит к уменьшению условного напряжения резания σ вплоть до значения $\sigma_{сж}$ (при выполнении условий $K_{рез} \rightarrow \infty$ и $\beta \rightarrow 45^\circ$). Следовательно, для уменьшения условного напряжения резания σ необходимо увеличивать коэффициент резания $K_{рез}$ за счет увеличения условного угла сдвига обрабатываемого материала $\beta \rightarrow 45^\circ$.

Зависимость (1.21), по сути, определяет основную закономерность процесса "чистого" резания без учета трения задней поверхности инструмента с обрабатываемым материалом, состоящую в аналитическом установлении отношения $\sigma_{рез} / \sigma_{сж}$. Для удобства анализа зависимость (1.21) можно представить в виде:

$$\sigma_{\text{рез}} \cdot \frac{K_{\text{рез}}}{\left(1 + \sqrt{1 + K_{\text{рез}}^2}\right)} = \sigma_{\text{сж}}. \quad (1.30)$$

Очевидно, множитель $\frac{K_{\text{рез}}}{\left(1 + \sqrt{1 + K_{\text{рез}}^2}\right)} < 1$, поэтому $\sigma_{\text{рез}} > \sigma_{\text{сж}}$.

Следовательно, зная экспериментальное значение угла β , образующегося в процессе резания, и, соответственно, значение коэффициента резания $K_{\text{рез}}$, по зависимостям (1.23) – (1.27) можно определить значения параметров $P_{z_{\text{рез}}}$, $P_{yx_{\text{рез}}}$, $P_{y_{\text{рез}}}$, $P_{x_{\text{рез}}}$, $\sigma_{\text{рез}}$ и оценить во сколько раз условное напряжение резания $\sigma_{\text{рез}}$ превышает предел прочности на сжатие обрабатываемого материала $\sigma_{\text{сж}}$.

В работах [74; 130] установлено, что при отсутствии трения задней поверхности инструмента с обрабатываемым материалом коэффициент резания $K_{\text{рез}}$ определяется зависимостью:

$$K_{\text{рез}} = \text{ctg}(\psi - \gamma) = \frac{1}{\text{tg}(\psi - \gamma)}, \quad (1.31)$$

где ψ – условный угол трения передней поверхности инструмента с обрабатываемым материалом ($\text{tg}\psi = f$ – коэффициент трения), град.;

γ – положительный передний угол инструмента, град.

Как видно, чем меньше угол ψ и больше угол γ , тем больше коэффициент резания $K_{\text{рез}}$ (рис. 1.4), меньше условное напряжение резания σ (рис. 1.1,б) и, соответственно, ниже силовая напряженность процесса резания. Поэтому, используя данную зависимость, можно в

первом приближении определить множитель $\frac{K_{\text{рез}}}{\left(1 + \sqrt{1 + K_{\text{рез}}^2}\right)} < 1$, вхо-

дящий в зависимость (1.30), и установить условное напряжение резания $\sigma_{\text{рез}}$ (для заданного значения $\sigma_{\text{сж}}$). При нулевом переднем угле инструмента ($\gamma = 0$) зависимость (1.31) упрощается и принимает вид:

$$K_{\text{рез}} = \text{ctg}\psi = \frac{1}{\text{tg}\psi} = \frac{1}{f}. \quad (1.32)$$

В этом случае коэффициент резания $K_{рез}$ вполне однозначно определяется коэффициентом трения f на передней поверхности инструмента: чем он меньше, тем больше $K_{рез}$.

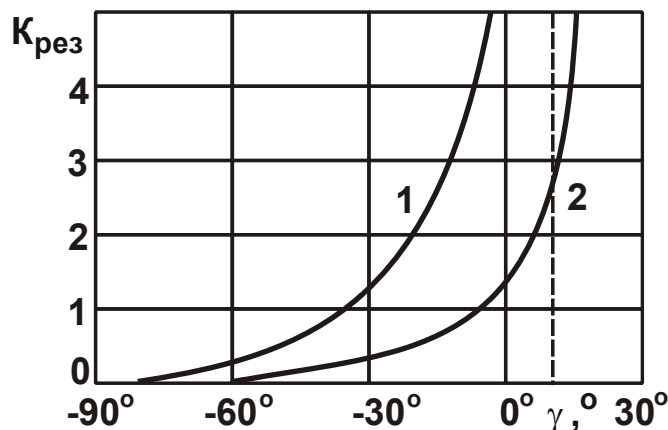


Рис. 1.4. Зависимость коэффициента резания $K_{рез}$ от переднего угла инструмента γ для $\tau_{сдв} \approx 0,5 \cdot \sigma_{сж} = 400 \text{ Н/мм}^2$:
 1 – $\psi = 10^\circ$; 2 – $\psi = 30^\circ$

Подставляя зависимость (1.32) в зависимость (1.30), имеем:

$$\sigma_{рез} \cdot \frac{1}{\left(f + \sqrt{1+f^2}\right)} = \sigma_{сж}. \quad (1.33)$$

Поскольку $f < 1$, то значением f^2 в зависимости (1.33) можно пренебречь, тогда она примет более простой вид:

$$\sigma_{рез} \cdot \frac{1}{(1+f)} = \sigma_{сж}. \quad (1.34)$$

Согласно зависимости (1.34), отношение $\sigma_{рез} / \sigma_{сж}$ при нулевом переднем угле ($\gamma = 0$) не может быть больше 2.

Зависимость (1.30) представлена в самом общем виде и справедлива для лезвийной и абразивной обработок. Как отмечалось выше, при лезвийной обработке коэффициент резания $K_{рез} \geq 1$, а при абразивной обработке – коэффициент резания $K_{рез} < 1$. Поэтому зависимость (1.30) применительно к условиям абразивной обработки можно упростить, пренебрегая величиной $K_{рез}^2 < 1$:

$$\sigma_{рез} \cdot \frac{K_{рез}}{2} = \sigma_{сж} \quad (1.35)$$

или

$$\sigma_{рез} = \frac{2 \cdot \sigma_{сж}}{K_{рез}} \quad (1.36)$$

Поскольку при абразивной обработке (шлифовании) коэффициент резания $K_{рез} < 1$, то, согласно зависимости (1.36), справедливо условие $\sigma_{рез} > \sigma_{сж}$, что соответствует графику, представленному на рис. 1.1,в.

Приведенные выше аналитические зависимости были использованы для анализа параметров процессов "чистого" резания и трения при точении (рис. 1.3). Для этого на рис. 1.5 [132] показаны экспериментально установленные значения угла β для различных обрабатываемых материалов.

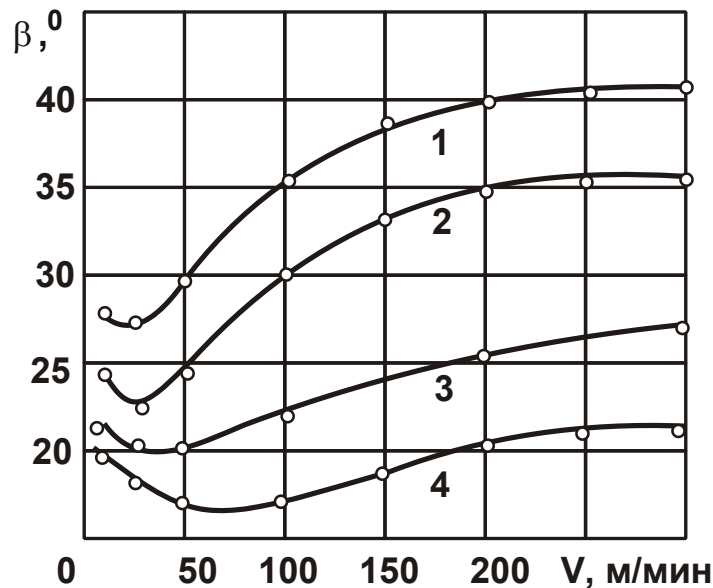


Рис. 1.5. Зависимости угла β от скорости резания V :

1 – сталь Р6М5; 2 – сталь Х12М; 3 – сталь У10; 4 – сталь 45;

$S = 0,04$ мм/об.; $t = 0,2$ мм; $h_{зад} = 0,1$ мм

На основе этих данных произведен расчет по приведенным зависимостям параметров $K_{рез} = \text{tg}2\beta$, $P_{z_{рез}}$, $P_{y_{рез}}$, $\sigma_{рез}$, $\sigma_{рез}/\sigma_{сж}$, $\sigma_{рез}/\sigma$ и $\sigma_{тр}/\sigma$ при продольном точении стали 45 и стали Р6М5 для $\varphi = 45^\circ$ в зависимости от скорости резания V (табл. 1.3, рис. 1.6,

рис. 1.7). Значения параметра σ взяты из табл. 1.3, а значения параметра $\sigma_{\text{тр}}$ (определяющего энергоемкость процесса трения при резании) рассчитаны по зависимости $\sigma_{\text{тр}} = \sigma - \sigma_{\text{рез}}$.

Таблица 1.3

Расчетные значения параметров $K_{\text{рез}} = \text{tg}2\beta$, $P_{z_{\text{рез}}}$, $P_{y_{\text{рез}}}$, $\sigma_{\text{рез}}$, $\sigma_{\text{рез}}/\sigma_{\text{сж}}$, $\sigma_{\text{рез}}/\sigma$ и $\sigma_{\text{тр}}/\sigma$

V, м/мин	50	100	150	200	250	300
Сталь 45						
$\beta, ^\circ$	17	17	19	20,5	21,5	22
$K_{\text{рез}}$	0,67	0,67	0,78	0,87	0,93	0,97
$P_{z_{\text{рез}}}, \text{H}$	25,55	25,55	22,58	20,72	19,71	19,17
$P_{y_{\text{рез}}}, \text{H}$	27,0	27,0	20,47	16,84	15,0	14,0
$\sigma_{\text{рез}}, \text{H}/\text{мм}^2$	3193,3	3193,3	2822,7	2589,9	2463,8	2395,9
$\sigma_{\text{рез}}/\sigma_{\text{сж}}$	3,29	3,29	2,91	2,67	2,54	2,47
$\sigma_{\text{рез}}/\sigma, \%$	33	32,4	32,4	30	32,9	32,9
$\sigma_{\text{тр}}/\sigma, \%$	67	67,6	67,6	70	67,1	67,1
Сталь P6M5						
$\beta, ^\circ$	30	35	38,5	40	40,5	40,5
$K_{\text{рез}}$	1,73	2,75	4,33	5,67	6,31	6,31
$P_{z_{\text{рез}}}, \text{H}$	49,82	41,18	36,29	34,27	33,7	33,7
$P_{y_{\text{рез}}}, \text{H}$	20,36	10,47	5,93	4,24	3,78	3,78
$\sigma_{\text{рез}}, \text{H}/\text{мм}^2$	6228	5148	4536	4284	4212	4212
$\sigma_{\text{рез}}/\sigma_{\text{сж}}$	1,73	1,43	1,26	1,19	1,17	1,17
$\sigma_{\text{рез}}/\sigma, \%$	41,5	38,0	35,3	33,3	33,7	33,7
$\sigma_{\text{тр}}/\sigma, \%$	58,5	62	64,7	66,7	66,3	66,3

Как видно, при обработке стали 45 коэффициент резания принимает небольшие значения ($K_{\text{рез}} < 1$) вследствие относительно небольших значений условного угла сдвига обрабатываемого материала β .

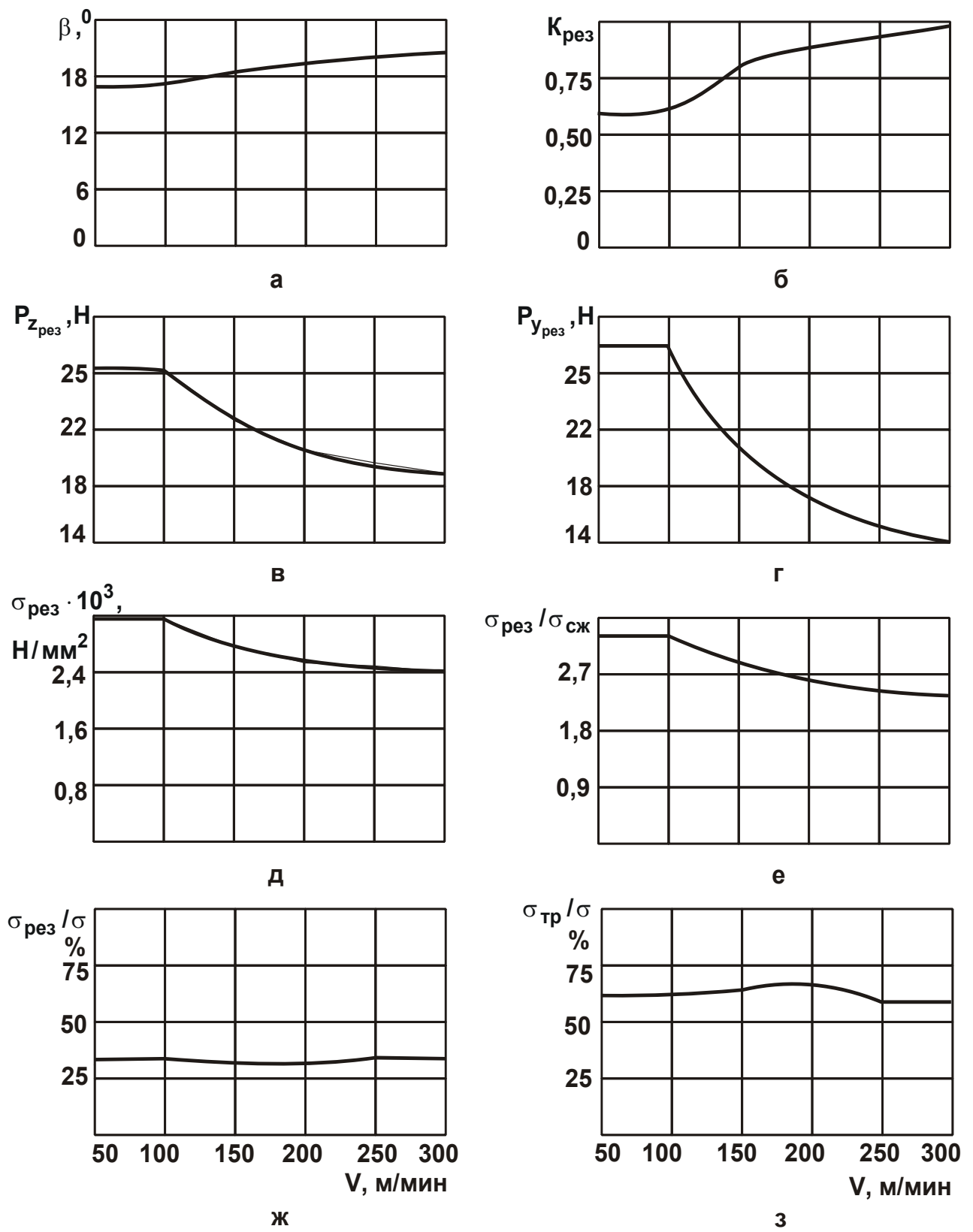


Рис. 1.6. Характер изменения расчетных значений параметров $K_{рез} = \text{tg}2\beta$, $P_{zрез}$, $P_{yрез}$, $\sigma_{рез}$, $\sigma_{рез} / \sigma_{сж}$, $\sigma_{рез} / \sigma$ и $\sigma_{тр} / \sigma$ в зависимости от скорости резания V при обработке стали 45

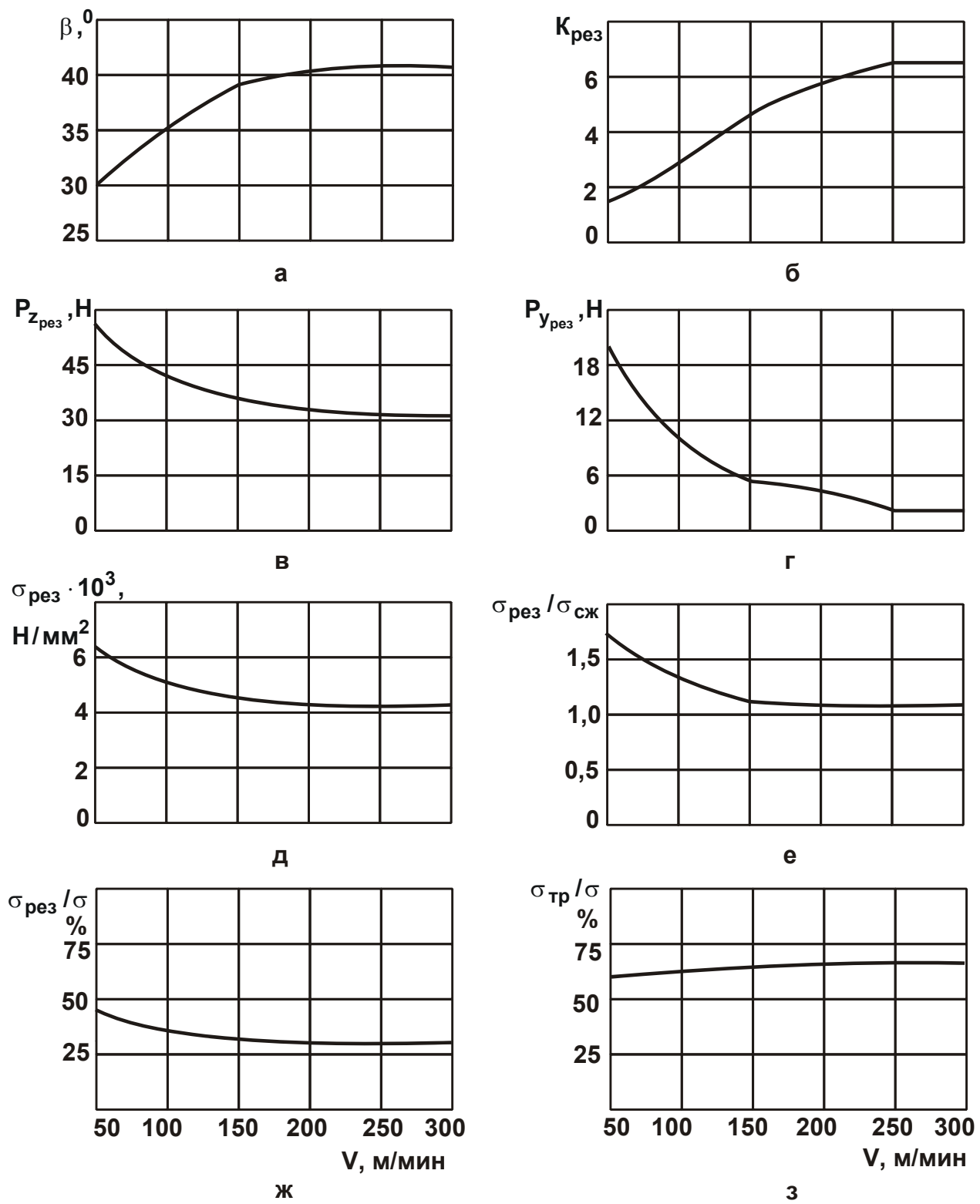


Рис. 1.7. Характер изменения расчетных значений параметров $K_{рез} = \text{tg}2\beta$, $P_{z_{рез}}$, $P_{y_{рез}}$, $\sigma_{рез}$, $\sigma_{рез} / \sigma_{сж}$, $\sigma_{рез} / \sigma$ и $\sigma_{тр} / \sigma$ в зависимости от скорости резания V при обработке стали P6M5

При обработке стали Р6М5, наоборот, выполняется условие $K_{рез} > 1$ вследствие того, что угол $\beta \rightarrow 45^\circ$. Следовательно, при обработке стали 45 справедливо условие $P_{z_{рез}} < P_{y_{рез}}$, при обработке стали Р6М5, наоборот, условие $P_{z_{рез}} > P_{y_{рез}}$. Собственно этим и объясняется, что при обработке стали 45 отношение $\sigma_{рез} / \sigma_{сж}$ значительно больше, чем при обработке стали Р6М5. В этом случае отношение $\sigma_{рез} / \sigma_{сж}$ несколько больше единицы и процесс резания мало чем отличается от процесса разрушения прямолинейного образца при его сжатии. Поэтому отношение $\sigma_{рез} / \sigma$ при обработке стали Р6М5 больше, чем при обработке стали 45 в связи с меньшей долей трения в общей энергоёмкости процесса резания.

Из табл. 1.3 также вытекает, что при обработке стали 45 коэффициент резания $K_{рез}$ принимает значения меньше единицы. Поэтому угол $(\psi - \gamma)$, определяемый зависимостью (1.31), больше 45° , а тригонометрическая функция $\text{tg}(\psi - \gamma) > 1$.

При обработке стали Р6М5, наоборот, коэффициент резания $K_{рез} > 1$, соответственно угол $(\psi - \gamma) < 45^\circ$, а $\text{tg}(\psi - \gamma) < 1$.

Увеличенное значение угла $(\psi - \gamma) > 45^\circ$ при обработке стали 45 связано с увеличением условного угла трения ψ передней поверхности инструмента с обрабатываемым материалом, а также, вполне возможно, с уменьшением фактического переднего угла инструмента γ (вплоть до отрицательного значения) вследствие небольшой толщины среза и особенностей процессов стружкообразования и трения на передней и задней поверхностях инструмента.

При обработке стали Р6М5 условный угол трения ψ передней поверхности инструмента с обрабатываемым материалом меньше, а фактический передний угол инструмента γ больше, что и предопределяет увеличенные значения коэффициента резания $K_{рез} > 1$. Этим обусловлены меньшие значения $\sigma_{рез} / \sigma_{сж}$ при обработке стали Р6М5.

Приведенные в табл. 1.3 результаты расчетов согласуются с экспериментальными данными профессора Коломийца В. В. [132]. На рис. 1.8

представлены полученные им значения удельной работы стружкообразования Q_c и удельной работы резания Q в зависимости от толщины среза a при точении стали 45 резцами из эльбора-Р. В данном случае понятия "удельная работа стружкообразования Q_c " и "удельная работа резания Q " (имеющие размерность Н/мм^2) соответствуют понятиям "условное напряжение "чистого" резания $\sigma_{\text{рез}}$ " и "условное напряжение резания σ ", принятым в настоящей работе.

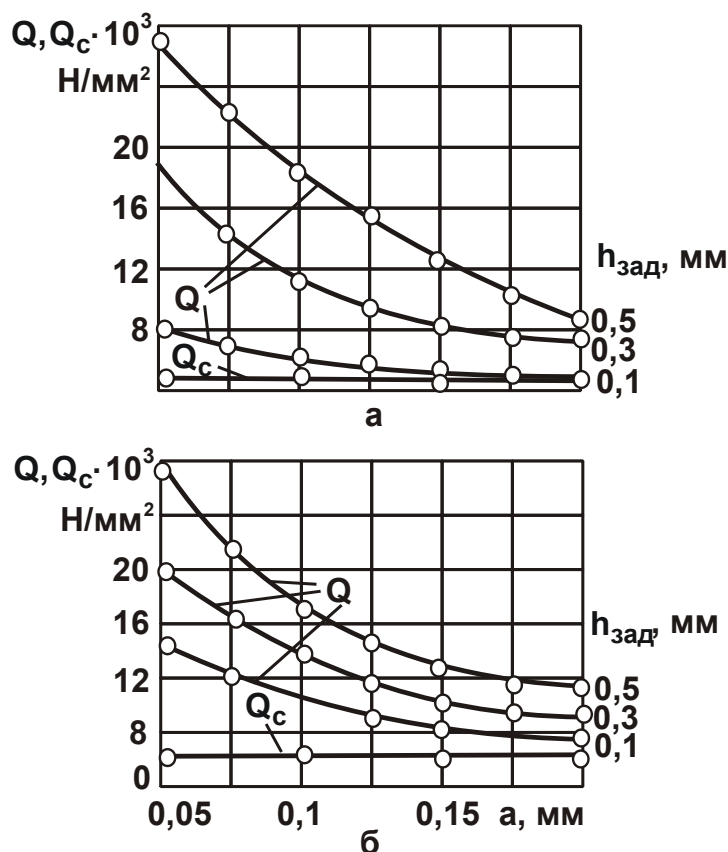


Рис. 1.8. Зависимости удельной работы стружкообразования Q_c и удельной работы резания Q от толщины среза:
 а – $V = 100$ м/мин; $t = 0,2$ мм; б – $V = 75$ м/мин; $t = 0,2$ мм

Из рис. 1.8 видно, что удельная работа стружкообразования Q_c значительно меньше удельной работы резания Q . Так, при износе резца по задней поверхности $h_{\text{зад}} = 0,3$ мм и толщине среза $a = 0,5$ мм удельная работа резания $Q = 18600 \text{ Н/мм}^2$, а удельная работа стружкообразования $Q_c = 4280 \text{ Н/мм}^2$, т.е. составляет всего 23 % от удельной работы резания Q . Остальные 77 % составляет удельная работа

трения. Это подтверждается данными, приведенными в табл. 1.3, согласно которым доля энергии трения в общей энергоемкости процесса резания составляет 67,6 %.

Таким образом показано, что применение условного напряжения резания σ в качестве основного параметра резания позволяет отдельно учесть параметры процессов "чистого" резания и трения, определить доли "чистого" резания и трения в общей энергоемкости процесса резания. Также появляется возможность сравнения условного напряжения "чистого" резания $\sigma_{рез}$ с пределом прочности на сжатие обрабатываемого материала $\sigma_{сж}$, что позволяет количественно оценить силовую напряженность процесса стружкообразования с процессом разрушения прямолинейного образца при его сжатии. Это значительно расширяет представления о физических закономерностях процесса резания и условиях уменьшения энергоемкости обработки. Для решения указанных задач необходимо экспериментально установить составляющие силы резания и величину образующейся усадки стружки, на основании которой можно определить условный угол сдвига обрабатываемого материала β и далее по приведенным зависимостям рассчитать основные параметры процесса резания.

1.3. Применение закона сохранения энергии при резании материалов

Согласно закону сохранения энергии, работа резания A затрачивается на нагревание обрабатываемого материала, главным образом, образующейся стружки. Тогда справедливо условие:

$$A = Q_T = c \cdot m \cdot \theta, \quad (1.37)$$

где Q_T – количество тепла, затрачиваемого на нагревание обрабатываемого материала (образующейся стружки), Дж;

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

$m = \rho \cdot V$ – масса удаленного материала, кг;

ρ – плотность обрабатываемого материала, кг/м³;

θ – температура нагревания обрабатываемого материала (температура резания), К.

Откуда

$$\frac{A}{\vartheta} = c \cdot \rho \cdot \theta. \quad (1.38)$$

Отношение A/ϑ , равное условному напряжению резания σ (энергоёмкости обработки), в данном случае вполне однозначно определяется температурой резания θ : чем она больше, тем больше отношение A/ϑ . С учетом зависимости (1.38) имеем:

$$\sigma = c \cdot \rho \cdot \theta. \quad (1.39)$$

Таким образом, получена аналитическая зависимость для определения условного напряжения резания σ с учетом температуры резания θ , которая дополняет аналогичную зависимость (1.3). Зная условное напряжение резания σ , на основе зависимости (1.39) можно определить температуру резания:

$$\theta = \frac{\sigma}{c \cdot \rho}. \quad (1.40)$$

В данном случае основным условием уменьшения температуры резания θ является уменьшение условного напряжения резания σ путем уменьшения интенсивности трения в зоне резания.

В табл. 1.4 и на рис. 1.9 приведены рассчитанные по зависимости (1.39) значения условного напряжения резания σ применительно к обработке стали 45 ($c \cdot \rho = 5 \cdot 10^6$ Дж/(м³·град.) = 5 Н/(мм²·град.)).

Таблица 1.4

Расчетные значения условного напряжения резания σ

θ , град.	100	300	600	900	1200	1500	1800	2000
$\sigma \cdot 10^3$, Н/мм ²	0,5	1,5	3	4,5	6	7,5	9	10

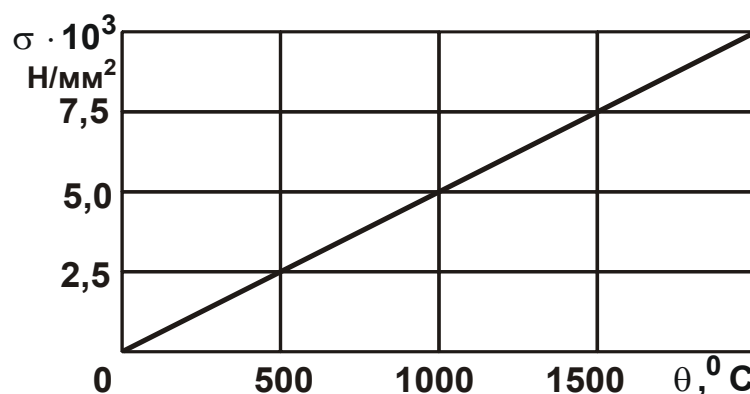


Рис. 1.9. Зависимость условного напряжения резания σ от температуры резания θ

Как следует из табл. 1.2, условное напряжение резания σ при обработке стали 45 изменяется в пределах 0 ... 10000 Н/мм². Следовательно, температура резания θ может принимать значения в пределах 0 ... 2000 °С, т.е. достигать значения, равного температуре плавления стали. Однако экспериментально установлено, что температура резания θ (рис. 1.10 [132]) принимает меньшие значения для указанного диапазона изменения σ . Так, при скорости $V = 200$ м/мин температура резания $\theta = 900$ °С, тогда как, согласно табл. 1.1, условное напряжение резания $\sigma = 8571$ Н/мм² и температура резания должна принять значение $\theta = 1714$ °С.

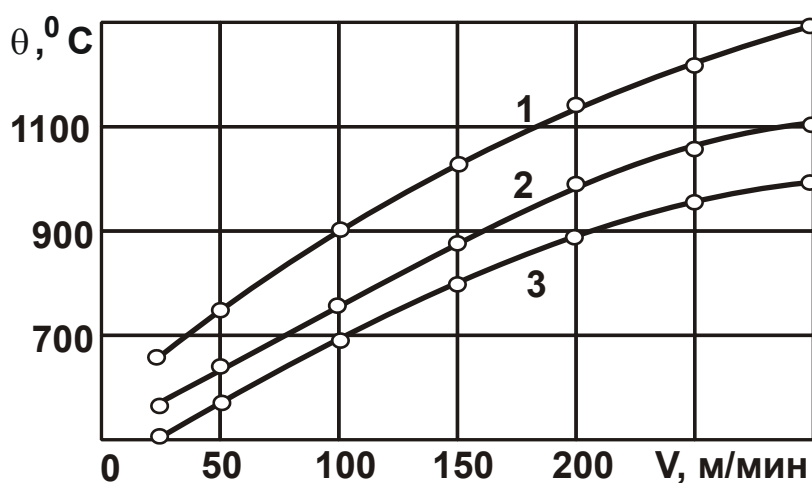


Рис. 1.10. Зависимость температуры резания θ от скорости резания V : 1 – сталь Р6М5; 2 – сталь У10; 3 – сталь 45;
 $S = 0,07$ мм/об.; $t = 0,2$ мм; $h_{зад} = 0,2$ мм

Наблюдаемое расхождение расчетных и экспериментальных значений температуры резания θ обусловлено тем, что в зависимости (1.37) рассматривается лишь нагрев образующейся стружки, тогда как при резании происходит еще и нагрев поверхностного слоя материала обрабатываемой детали и режущего инструмента. Следовательно, тепло, образующееся при резании, уходит как в стружку, так и в обрабатываемую деталь и режущий инструмент.

В работе [18] показано, что наибольшее количество тепла, образующегося при резании, уходит на нагревание стружки и поверхностного слоя материала обрабатываемой детали (рис. 1.11). Незначительная часть тепла уходит на нагревание режущего инструмента, поэтому в расчетах его можно не рассматривать.

Из рис. 1.11 следует, что процент количества тепла, уходящего в образующуюся стружку при точении, с увеличением скорости резания V непрерывно увеличивается, асимптотически приближаясь к значению 80 %. С физической точки зрения это означает, что в процессе резания при точении имеет место трение задней поверхности инструмента с обрабатываемым материалом. Количество тепла, выделяющегося в результате этого трения, составляет приблизительно 20 %. Для других обрабатываемых материалов и условий обработки этот показатель изменится.

Такой же характер изменения при точении имеет температура резания θ и температура стружки $\theta_{\text{стр}}$ с увеличением скорости резания V (рис. 1.12) [8].

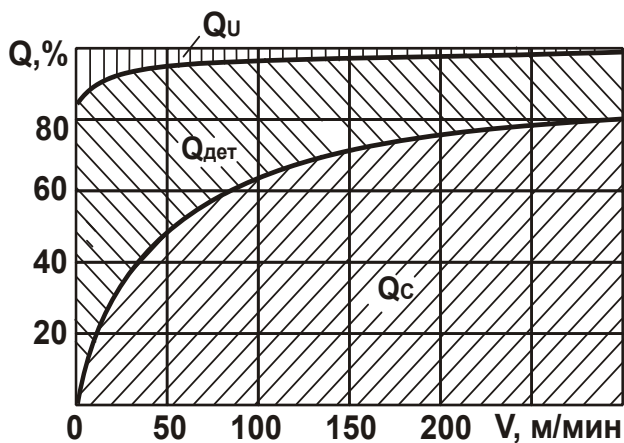


Рис. 1.11. Распределение тепла Q между стружкой, инструментом и деталью при точении стали 40X резцом из твердого сплава Т30К6

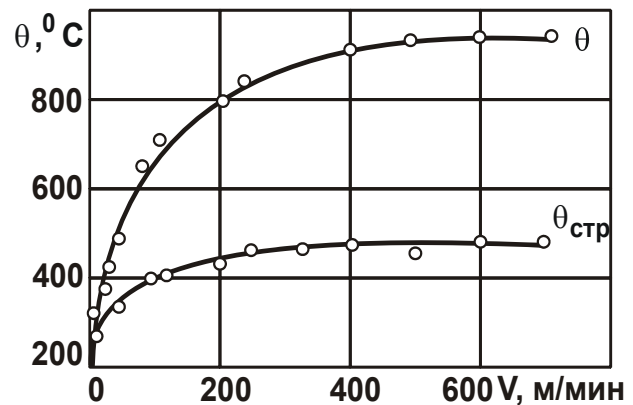


Рис. 1.12. Влияние скорости резания V на температуру резания θ и температуру стружки $\theta_{\text{стр}}$

В работе [61] приведена аналитическая зависимость для определения температуры резания без учета трения задней поверхности инструмента с обрабатываемым материалом и с учетом нагрева лишь образующейся стружки и обрабатываемой детали:

$$\theta = \frac{\sigma}{c \cdot \rho \cdot \left(1 + \frac{h}{a}\right)} = \frac{\sigma}{c \cdot \rho \cdot \left(1 + \sqrt{\frac{\lambda}{c \cdot \rho \cdot a \cdot V \cdot \text{tg}\beta}}\right)}, \quad (1.41)$$

где h – толщина нагретого поверхностного слоя обрабатываемой поверхности, м;

λ – коэффициент теплопроводности обрабатываемого материала, Вт/м·К;

a – толщина среза, м;

β – условный угол сдвига обрабатываемого материала.

Как видно, с увеличением скорости резания V температура резания непрерывно увеличивается, асимптотически приближаясь к предельному значению $\theta = \sigma / (c \cdot \rho)$, определяющему температуру нагрева стружки (рис. 1.13). Это обусловлено уменьшением толщины нагретого поверхностного слоя обрабатываемой поверхности h , т.е. уменьшением доли тепла, уходящего в обрабатываемую деталь, и увеличением доли тепла, уходящего в образующуюся стружку.

Таким образом показано, что при небольшой скорости резания V в связи с тем, что значительная часть тепла уходит в поверхностный слой материала обрабатываемой детали, температура резания θ незначительна, несмотря на высокие значения условного напряжения резания σ . По мере увеличения скорости резания V и, соответственно, уменьшения параметра h , температура резания θ увеличивается и может достигать предельного значения $\theta = \sigma / (c \cdot \rho)$, после чего остается постоянной при дальнейшем увеличении V . Это соответствует экспериментальным данным (рис. 1.12 [8]).

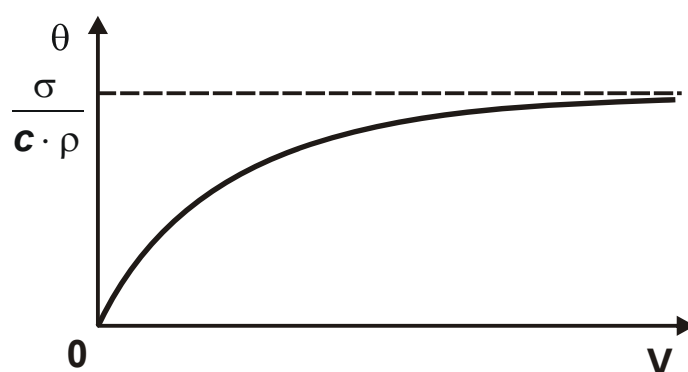


Рис. 1.13. Зависимость температуры резания θ от скорости резания V

Следовательно, одновременный учет тепла, уходящего в образующуюся стружку и в поверхностный слой материала обрабатываемой детали, позволяет уточнить расчетные значения температуры резания θ и привести в соответствие теорию и практику механической обработки.

1.4. Теоретическое определение доли тепла, уходящего в режущий инструмент в процессе резания

Представляет интерес решение задачи по установлению причин столь низкого значения количества тепла, уходящего в режущий инструмент в процессе резания, как это показано на рис. 1.11.

В работах [21; 69] показано, что плотность теплового потока, действующего на передней поверхности резца, равна:

$$q_1 = \frac{W}{F} = \frac{\sigma_{сж} \cdot f \cdot a \cdot V}{l}, \quad (1.42)$$

где $F = l \cdot b$ – площадь контакта стружки с передней поверхностью резца, m^2 ;

l – длина контакта стружки с передней поверхностью резца, m .

Уменьшить q_1 можно уменьшением параметров a , V и увеличением l . Экспериментально установлено, что с увеличением толщины среза a длина l увеличивается, однако с меньшей интенсивностью. Поэтому увеличение толщины среза a предполагает увеличение q_1 , a , соответственно, и температуры резания.

Исходя из зависимости (1.42), увеличение скорости резания V также будет приводить к увеличению q_1 и, соответственно, температуры резания.

Зная плотность теплового потока q_1 , можно определить температуру резания, возникающую на передней поверхности резца, рассматривая его передний угол γ (для упрощения расчетов) равным нулю (рис. 1.14). Очевидно, часть тепла, образующегося в процессе трения стружки с передней поверхностью резца, уходит в тело резца, а остальная часть тепла – в стружку. Под действием постоянного теплового потока плотностью q_1 в теле резца формируется установившийся во времени тепловой процесс, характеризующийся постоянной температурой на передней поверхности резца. Если рассматривать режущую часть резца в виде прямолинейной пластины, то и на задней стороне пластины (параллельной передней поверхности резца) поддерживается постоянная температура, равная температуре окружающей среды.

В работе [131] приведено теоретическое решение о распределении температуры в прямолинейной пластине высотой H и шириной L

от действия на нее постоянного во времени теплового потока плотностью q_1 (рис. 1.14,а). Как установлено, температура по мере удаления от плоскости действия теплового потока вглубь рассматриваемой пластины уменьшается по линейной зависимости, достигая нулевого значения на конце пластины (при заданном граничном условии $\theta(x = H) = 0$), где x – координата (рис. 1.14,б).

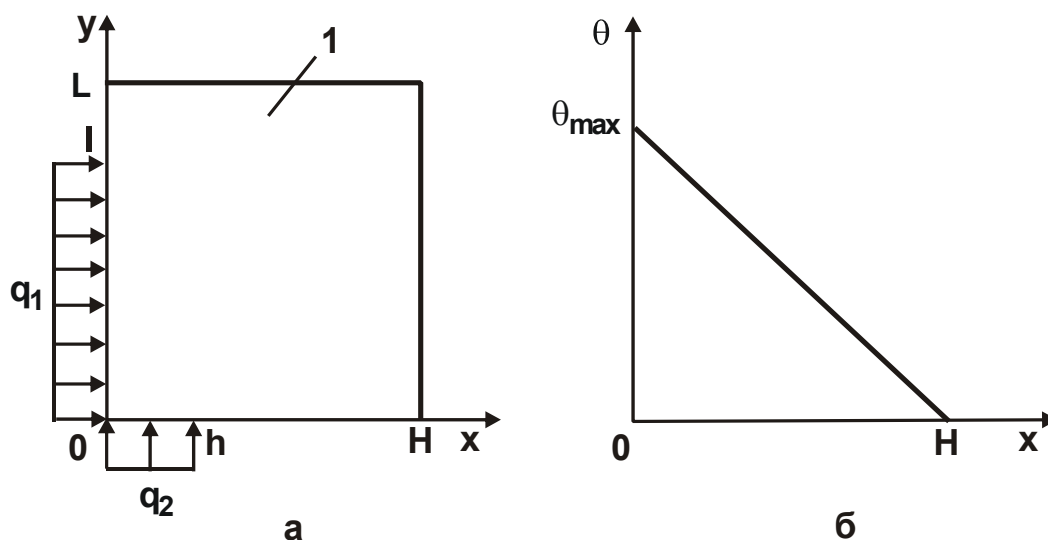


Рис. 1.14. Расчетная схема температуры резания, возникающей на передней и задней поверхностях режущего инструмента, (а) и характер изменения температуры θ вдоль координаты x (б):
1 – пластина режущего инструмента

Максимальная температура θ_{\max} достигается при значении $x = 0$ и равна

$$\theta_{\max} = \frac{q_1 \cdot H}{\lambda_{\text{и}}}, \quad (1.43)$$

где $\lambda_{\text{и}}$ – коэффициент теплопроводности инструментального материала, Вт/(м·К).

Исходя из зависимости (1.43), уменьшить максимальную температуру θ_{\max} можно уменьшением параметров q_1 и H .

Установим характер распределения температуры в образующейся стружке. Для этого условно разобьем стружку на множество элементарных бесконечно тонких адиабатических стержней, каждый из которых нагревается до определенной величины за время τ контакта с передней поверхностью резца (рис. 1.15).

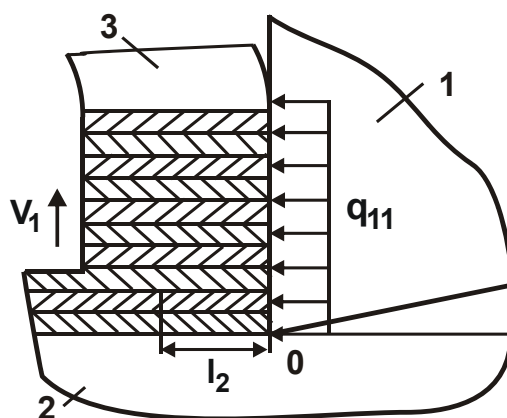


Рис. 1.15. Расчетная схема температуры в образующейся стружке:
1 – резец; 2 – обрабатываемый материал; 3 – образующаяся стружка

В работе [135] приведено теоретическое решение о распределении температуры в адиабатическом стержне в условиях действия на его торец в течение времени τ теплового потока с постоянной плотностью q_1 (рис. 1.15). Максимальная температура достигается на торце стержня

$$\theta_{\max} = \frac{q_1 \cdot l_2}{\lambda_M}; \quad (1.44)$$

$$l_2 = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda_M}{c_M \cdot \rho_M} \cdot \tau}, \quad (1.45)$$

где l_2 – глубина проникновения тепла в адиабатический стержень, м;

λ_M – коэффициент теплопроводности обрабатываемого материала, Вт/(м·К);

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

ρ_M – плотность обрабатываемого материала, кг/м².

Полученное решение можно применить для определения значений плотности теплового потока q_{11} и q_{12} , определяющих температуру образующейся стружки и режущей части резца (пластины). Для этого необходимо сравнить значения максимальной температуры θ_{\max} , описываемой зависимостями (1.43) и (1.44), рассматривая в первом случае плотность теплового потока, равной q_{11} , а во втором случае – равной q_{12} , где $q_{11} + q_{12} = q_1$ – суммарная плотность теплового потока, действующего на передней поверхности резца. Тогда зависимости (1.43) и (1.44) примут вид:

$$\theta_{\max 1} = \frac{(q_1 - q_{11}) \cdot H}{\lambda_{\text{и}}}; \quad (1.46)$$

$$\theta_{\max 2} = \frac{q_{11} \cdot l_2}{\lambda_{\text{м}}}. \quad (1.47)$$

Из условия $\theta_{\max 1} = \theta_{\max 2}$, после преобразований, получено:

$$q_{11} = q_1 \cdot \frac{H}{\lambda_{\text{и}}} \cdot \frac{1}{\left(\frac{H}{\lambda_{\text{и}}} + \frac{l_2}{\lambda_{\text{м}}}\right)}; \quad (1.48)$$

$$q_{11} = q_1 \cdot \frac{1}{\left(1 + \frac{l_2}{H} \cdot \frac{\lambda_{\text{и}}}{\lambda_{\text{м}}}\right)} \approx q_1. \quad (1.49)$$

Очевидно, $H > l_2$, поэтому плотность теплового потока q_{11} незначительно отличается от суммарной плотности теплового потока, действующего на передней поверхности резца. Следовательно, основная часть тепла, образующегося в результате трения стружки с передней поверхностью резца, уходит непосредственно в стружку, а в инструмент уходит весьма незначительная часть тепла. Это подтверждается известными экспериментальными данными, приведенными на рис. 1.11 [8], согласно которым, например, при точении стали, в стружку уходит до 80 % тепла, в обрабатываемую деталь – до 20 % тепла, а в режущий инструмент – 3 ... 4 % тепла. Как видно, с увеличением скорости резания количество тепла, уходящего в стружку, существенно увеличивается, а количество тепла, уходящего в режущий инструмент, наоборот, уменьшается. Таким образом, теоретически обоснована причина низкого значения количества тепла, уходящего в инструмент в процессе резания, связанная с выполнением условия $H > l_2$.

1.5. Оценка долей энергий резания и трения в общем энергетическом балансе процесса механической обработки

Важным показателем процесса точения является отношение составляющих силы резания (рис. 1.16):

$$\frac{P_z}{P_{\text{yx}}} = \frac{P_{z_1} + P_{z_2}}{P_{\text{yx}_1} + P_{\text{yx}_2}}, \quad (1.50)$$

где P_{z_1} , P_{z_2} – тангенциальные составляющие силы резания, возникающие соответственно на передней и задней поверхностях режущего инструмента, Н;

P_{yx_1} , P_{yx_2} – составляющие силы резания P_{yx} , возникающие соответственно на передней и задней поверхностях режущего инструмента, Н.

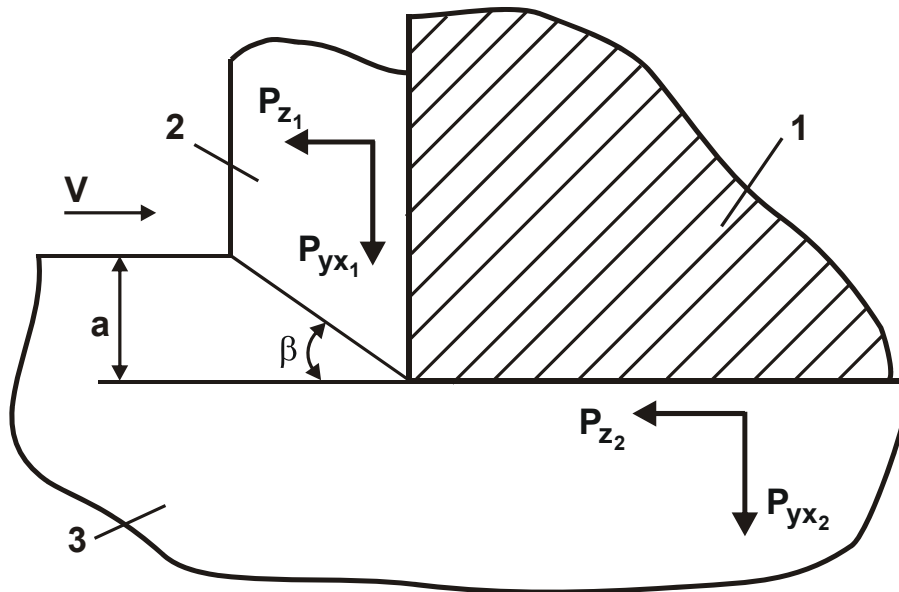


Рис. 1.16. Расчетная схема параметров процесса точения с учетом трения на задней поверхности резца

На основе этого отношения можно определить влияние износа резца по задней поверхности $h_{зад}$ на параметры процесса точения, в особенности на изменение коэффициента трения инструментального и обрабатываемого материалов. При условии $\gamma = 0$ (рис. 1.16) имеем:

$$\frac{P_{yx_1}}{P_{z_1}} = \frac{P_{z_2}}{P_{yx_2}} = f, \quad (1.51)$$

где f – коэффициент трения инструментального и обрабатываемого материалов.

Подставляя зависимость (1.51) в (1.50), получено:

$$\frac{P_z}{P_{yx}} = \frac{P_{z_1} + P_{z_2}}{f \cdot P_{z_1} + \frac{P_{z_2}}{f}} = \frac{1 + \frac{P_{z_1}}{P_{z_2}}}{\frac{1}{f} + f \cdot \frac{P_{z_1}}{P_{z_2}}}. \quad (1.52)$$

Как видно, экстремум функции P_z/P_{yx} от переменной величины $P_{z_1}/P_{z_2} = x$ отсутствует, поскольку необходимое условие экстремума

данной функции $\left(\frac{P_z}{P_{yx}}\right)'_x = 0$ выполняется при $f = 1$, а с физической точки зрения $f < 1$, т.е. в этом случае отсутствует экстремальное значение переменной величины $P_{z_1}/P_{z_2} = x$.

При условии $P_{z_1}/P_{z_2} = 0$, т.е. при условии $P_{z_1} = 0$, функция $P_z/P_{yx} = f$. С увеличением переменной величины $P_{z_1}/P_{z_2} = x$ (в связи с уменьшением переменной величины P_{z_2}) числитель и знаменатель функции P_z/P_{yx} непрерывно увеличиваются, т.е. имеет место неопределенность вида $\frac{\infty}{\infty}$.

Для ее раскрытия следует воспользоваться правилом Лопиталя, суть которого состоит в следующем [11]. Для определения предела отношения $\frac{\delta(x)}{\varphi(x)}$ двух функций, бесконечно больших при условии

$x \rightarrow \infty$, можно рассматривать отношение их производных $\frac{\delta'(x)}{\varphi'(x)}$. Если оно стремится к конечному пределу, то к тому же пределу стремится и отношение $\frac{\delta(x)}{\varphi(x)}$.

В нашем случае, согласно зависимости (1.52), имеем:

$$\frac{P_z}{P_{yx}} = \lim_{x \rightarrow \infty} \frac{(1+x)'_x}{\left(\frac{1}{f} + f \cdot x\right)'_x} = \frac{1}{f}. \quad (1.53)$$

Таким образом, с увеличением переменной величины $P_{z_1}/P_{z_2} = x$ функция P_z/P_{yx} непрерывно увеличивается, асимптотически приближаясь к значению функции $1/f$.

В обобщенном виде график изменения функции P_z/P_{yx} от переменной величины $P_{z_1}/P_{z_2} = x$ показан на рис. 1.17.

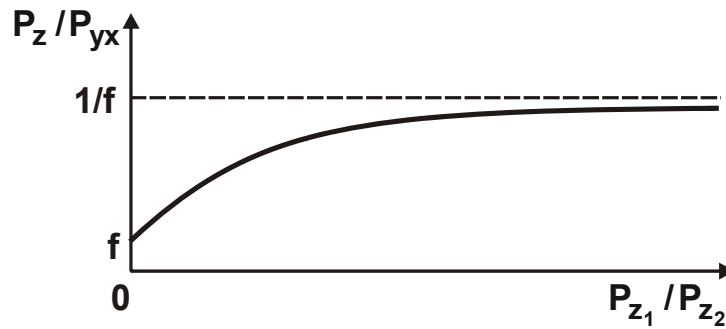


Рис. 1.17. Зависимость P_z / P_{yx} от P_{z_1} / P_{z_2} при условии $\gamma = 0$

Следовательно, при условии $P_{z_1} < P_{z_2}$ зависимость (1.52) упрощается и принимает вид:

$$\frac{P_z}{P_{yx}} = f. \quad (1.54)$$

В этом случае функция $\frac{P_z}{P_{yx}} = \frac{P_z}{P_y} \cdot \cos \varphi$ принимает небольшие (меньше единицы) значения, поскольку $f < 1$. Эта закономерность справедлива для операций финишной лезвийной и абразивной обработки при съеме небольших припусков с небольшой толщиной среза.

При условии $P_{z_1} > P_{z_2}$ зависимость (1.52) выражается:

$$\frac{P_z}{P_{yx}} = \frac{1}{f}. \quad (1.55)$$

В этом случае функция $\frac{P_z}{P_{yx}} = \frac{P_z}{P_y} \cdot \cos \varphi$ принимает значения больше единицы, что имеет место при высокопроизводительной обработке на операциях точения, фрезерования и т.д.

Полученное аналитическое решение справедливо при условии $\gamma = 0$. При условии $\gamma \neq 0$ функция P_z / P_{yx} примет вид:

$$\frac{P_z}{P_{yx}} = \frac{P_{z_1} + P_{z_2}}{\frac{P_{z_1}}{K_{рез}} + \frac{P_{z_2}}{f}} = \frac{1 + \frac{P_{z_1}}{P_{z_2}}}{\frac{1}{f} + \frac{1}{K_{рез}} \cdot \frac{P_{z_1}}{P_{z_2}}}, \quad (1.56)$$

где $K_{рез} = \text{ctg}(\psi - \gamma)$ – коэффициент резания;

ψ – условный угол трения образующейся стружки с передней поверхностью инструмента, град.;

γ – положительный передний угол инструмента, град.

Зависимость (1.56) отличается от прежней зависимости (1.52) наличием в знаменателе функции $1/K_{рез}$ (вместо функции f). Характер изменения функции P_z/P_{yx} остается прежним (рис. 1.18): с увеличением переменной величины $P_{z_1}/P_{z_2} = x$ функция P_z/P_{yx} непрерывно увеличивается, асимптотически приближаясь к значению $K_{рез} = ctg(\psi - \gamma)$.

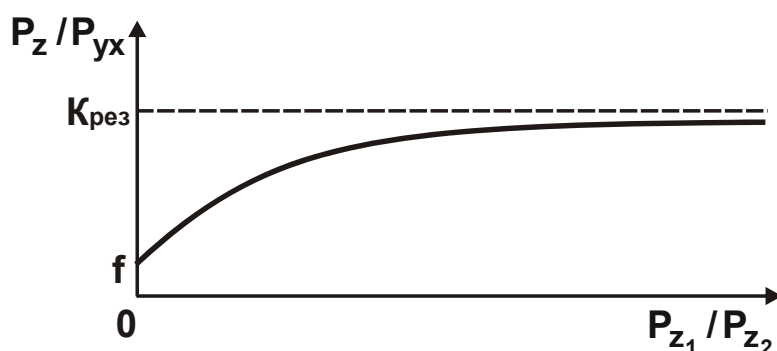


Рис. 1.18. Зависимость P_z/P_{yx} от P_{z_1}/P_{z_2} при условии $\gamma \neq 0$

При шлифовании справедлива зависимость (1.56), рассматривая в ней коэффициент трения f как коэффициент трения связки круга с обрабатываемым материалом, а коэффициент резания в виде $K_{рез} = ctg(\psi + \gamma)$.

Теоретические решения согласуются с экспериментальными данными, полученными при точении резцами из эльбора-Р и твердого сплава Т15К6 с передним углом, близким к нулю (табл. 1.5 [132]). С увеличением величины износа резца по задней поверхности $h_{зад}$ тангенциальная P_z и радиальная P_y составляющие силы резания увеличиваются, а их отношение P_z/P_y , наоборот, уменьшается.

В табл. 1.6 приведены расчетные значения функции $\frac{P_z}{P_{yx}} = \frac{P_z}{P_y} \cdot \cos \varphi$ с учетом $\varphi = 45^\circ$ для наименьшего ($h_{зад} = 0,05$ мм) и

наибольшего ($h_{зад}=0,6$ мм) значений $h_{зад}$. Тогда, исходя из зависимости (1.52), при точении резцами из эльбора-Р с $h_{зад}=0,05$ мм коэффициент трения равен $f = \frac{1}{1,56} = 0,64$, а с $h_{зад}=0,6$ мм коэффициент трения равен $f = 0,43$. Очевидно, дальнейшее увеличение величины $h_{зад} < 0,05$ мм позволит увеличить отношения P_z/P_y , P_z/P_{yx} и, соответственно, уменьшить коэффициент трения до значения $f = 0,43$. В этом случае выполняются соотношения (1.51), поскольку коэффициент трения f принимает одинаковое значение $f = 0,43$ для наименьшего ($h_{зад}=0,05$ мм) и наибольшего ($h_{зад}=0,6$ мм) значений $h_{зад}$.

Таблица 1.5

Значения параметров P_z , P_y , P_z/P_y

Эльбор-Р				Твердый сплав Т15К6		
$h_{зад}$, мм	P_z , Н	P_y , Н	P_z/P_y	P_z , Н	P_y , Н	P_z/P_y
0,05	110	50	2,2	150	30	5,0
0,1	140	100	1,4	180	120	1,5
0,2	200	220	0,91	255	305	0,835
0,3	260	340	0,765	330	500	0,66
0,4	320	460	0,695	400	685	0,595
0,5	370	580	0,637	470	885	0,53
0,6	440	720	0,612	540	1080	0,5

Аналогична закономерность изменения коэффициента трения при точении резцами из твердого сплава Т15К6 (табл. 1.6). При $h_{зад}=0,05$ мм отношение $P_z/P_{yx}=3,5$, а коэффициент трения f , определяемый из зависимости (1.52), равен $f=0,29$. При $h_{зад}=0,6$ мм коэффициент трения $f=0,35$. Следовательно, увеличением величины $h_{зад} > 0,6$ мм можно добиться уменьшения отношения P_z/P_{yx} до значения, равного 0,29. Это приведет к выполнению условия (1.51) и позволит установить коэффициент трения, который в этом случае будет равен $f=0,29$. Сравнивая полученные значения коэффициентов трения f , видно, что при точении резцами из эльбора-Р коэффициент трения больше, чем при точении резцами из твердого сплава Т15К6.

Это может быть связано с повышенной температурой резания при точении резцами из твердого сплава Т15К6, что, как известно, приводит к уменьшению коэффициента трения.

Таблица 1.6

Значения параметров P_z , P_y , P_z/P_y

Эльбор-Р				Твердый сплав Т15К6		
$h_{зад}$, мм	P_z/P_y	P_z/P_{yx}	f	P_z/P_y	P_z/P_{yx}	f
0,05	2,2	1,56	0,64	5,0	3,5	0,29
0,6	0,612	0,43	0,43	0,5	0,35	0,35

Необходимо отметить, что при точении резцами из различных инструментальных материалов с увеличением величины $h_{зад}$ температура резания увеличивается, а коэффициент трения, наоборот, уменьшается. В этом случае сложно добиться точного выполнения условия (1.51). Поэтому можно ограничиться приближенными значениями коэффициента трения, полученными при наименьшем и наибольшем значениях величины $h_{зад}$. Очевидно, при наибольшем значении величины $h_{зад}$ коэффициент трения меньше в связи с повышенной температурой резания.

1.6. Анализ параметров процессов "чистого" резания и трения при продольном точении меди М1 алмазным и твердосплавным резцами

Представляет интерес отдельный анализ параметров процессов "чистого" резания и трения при продольном точении меди М1 алмазным (из АСПК) и твердосплавным резцами, используя результаты комплексных экспериментальных исследований, полученные профессором Зубарем В. П. (рис. 1.19 [102]). Расчет условного угла сдвига обрабатываемого материала β произведен по известной формуле профессора Тиме А. Н. (для нулевого переднего угла резца $\gamma = 0$):

$$\operatorname{tg} \beta = \frac{\cos \gamma}{K_L - \sin \gamma}, \quad (1.57)$$

где K_L – коэффициент усадки стружки.

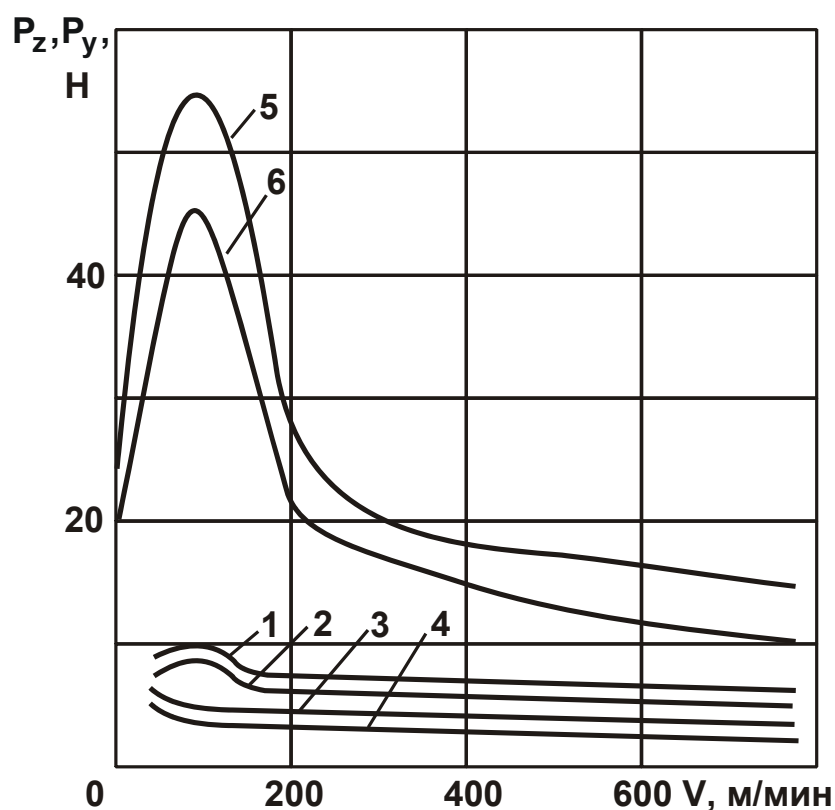


Рис. 1.19. Влияние скорости резания на составляющие силы резания при точении меди М1 алмазными 1, 2, 3, 4 и твердосплавными 5, 6 резцами: 1, 3, 5 – P_z ; 2, 4, 6 – P_y ; 1, 2 – АСПК; 3, 4 – природный алмаз; подача $S = 0,05$ мм/об.; глубина резания $t = 0,05$ мм

Расчеты параметров обработки произведены для следующих исходных данных: $S = 0,05$ мм/об.; $t = 0,05$ мм; $S_{\text{срез}} = S \cdot t = 2,5 \cdot 10^{-3}$ мм²; $\varphi = 45^\circ$; $\tau_{\text{сдв}} = 280$ Н/мм²; $\sigma_{\text{сж}} = 380$ Н/мм². Расчеты по приведенным выше зависимостям показали, что при обработке алмазным резцом отношение $\sigma / \sigma_{\text{сж}}$ принимает достаточно большие значения (табл. 1.7). Это указывает на то, что процесс резания протекает с большей силовой напряженностью, чем процесс разрушения прямолинейного образца при его сжатии. При этом доля энергии трения в общем энергетическом балансе процесса резания превышает 50 %.

При точении твердосплавным резцом отношение $\sigma / \sigma_{\text{сж}}$ принимает еще большие значения в связи с интенсивным трением в зоне резания и относительно низкой остротой режущего лезвия резца (табл. 1.8). Так, при обработке алмазным резцом отношения $\sigma / \sigma_{\text{сж}} = (7,9 \dots 10,52)$ и $\sigma_{\text{рез}} / \sigma_{\text{сж}} = (3,64 \dots 3,84)$, тогда как при обра-

ботке твердосплавным резцом эти отношения значительно больше: $\sigma / \sigma_{сж} = (17,4 \dots 56,8)$ и $\sigma_{рез} / \sigma_{сж} = (8,0 \dots 12,1)$.

Таблица 1.7

Расчетные значения параметров обработки алмазным резцом

V, м/мин	P _z , Н	P _y , Н	P _z /P _y	σ, Н/мм ²	σ/σ _{сж}	K _L	β, °
100	10	8,5	1,54	4000	10,52	2,6	21
300	8,5	7	1,21	3400	8,95	2,47	22
700	7,5	5,5	1,36	3000	7,9	2,47	22
V _{рез} , м/мин	K _{рез}	σ _{рез} , Н/мм ²	P _{zрез} , Н	P _{yрез} , Н	σ _{рез} /σ _{сж}	σ _{рез} /σ, %	σ _{тр} /σ, %
100	0,9	1459	3,65	4,0	3,84	36,5	63,5
300	0,97	1382	3,46	3,57	3,64	41	59
700	0,97	1382	3,46	3,57	3,64	46	54

Таблица 1.8

Расчетные значения параметров обработки твердосплавным резцом

V, м/мин	P _z , Н	P _y , Н	P _z /P _y	σ, Н/мм ²	σ/σ _{сж}	K _L	β, °
100	54	44	1,23	21600	56,8	8,1	7
300	20	17,5	1,14	8000	21	6	9,5
700	16,5	10	1,65	6600	17,4	5,4	10,5
V _{рез} , м/мин	K _{рез}	σ _{рез} , Н/мм ²	P _{zрез} , Н	P _{yрез} , Н	σ _{рез} /σ _{сж}	σ _{рез} /σ, %	σ _{тр} /σ, %
100	0,25	4589	11,47	32,44	12,1	21,2	78,8
300	0,34	3387	8,47	17,6	8,91	42,3	57,7
700	0,38	3050	7,62	14,1	8,0	46,2	53,8

Расчетами также установлено, что при обработке твердосплавным резцом при скорости резания $V \geq 300$ м/мин выполняется условие $P_{yрез} > P_y$. Очевидно, это лишено физического смысла и связано с уменьшением предела прочности на сдвиг обрабатываемого материала $\tau_{сдв}$ вследствие увеличения температуры резания. В результате

параметры $P_{z_{рез}}$, $P_{y_{рез}}$ и $\sigma_{рез}$, определяемые зависимостями (1.17), (1.19) и (1.21), принимают завышенные значения.

Для уточненного расчета указанных параметров необходимо учитывать изменение (уменьшение) параметра $\tau_{сдв}$ с увеличением температуры резания.

Для более глубокого теоретического анализа закономерностей изменения силы и температуры резания следует воспользоваться результатами экспериментальных исследований параметров процесса точения стали ШХ15 резцами из эльбора-Р, приведенными в работе [102]. Как следует из рис. 1.20 [102], с увеличением скорости резания V составляющие силы резания P_z , P_y и P_x непрерывно уменьшаются. Температура резания θ при этом, наоборот, непрерывно увеличивается, приближаясь к определенному значению (рис. 1.21 [102]).

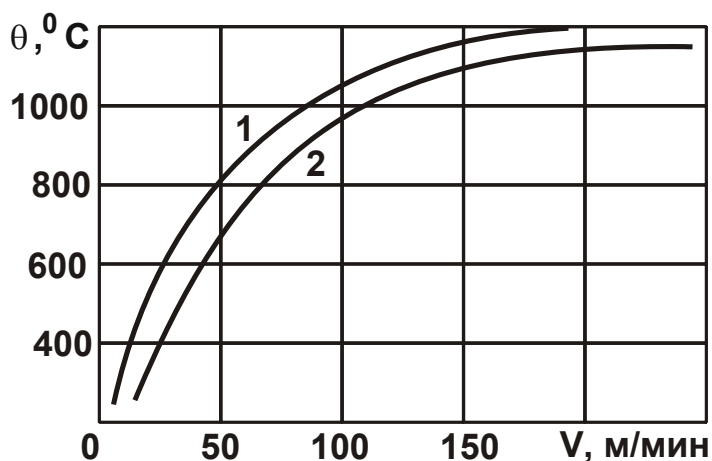


Рис. 1.20. Влияние скорости резания V на температуру резания θ при точении: подача $S = 0,05$ мм/об.; глубина резания $t = 0,1$ мм; сталь ШХ15 (HRC 63); 1 – гексанит-Р; 2 – эльбор-Р

В табл. 1.9 приведены экспериментальные значения составляющих силы резания P_z и P_y , взятые из рис. 1.20, и значения условного напряжения резания σ , рассчитанные на основе зависимости (1.3) с учетом $S_{срез} = S \cdot t = 0,005$ мм², где S – подача, мм/об.; t – глубина резания, мм. Как видно, условное напряжение резания σ принимает значения, значительно превышающие предел прочности на сжатие обрабатываемого материала, что свидетельствует об интенсивном трении в зоне резания.

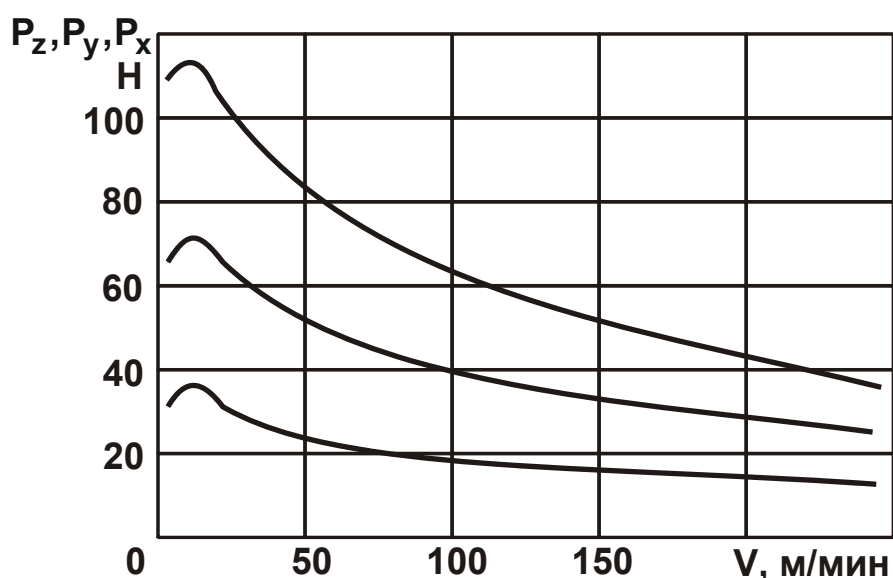


Рис. 1.21. Влияние скорости резания V на составляющие силы резания P_z , P_y и P_x при точении: подача $S = 0,05$ мм/об.; глубина резания $t = 0,1$ мм; сталь ШХ15 (HRC 63); резцы: эльбор-Р

Таблица 1.9

Экспериментальные и расчетные значения параметров процесса точения

V , м/мин	25	50	100	150	200	250
P_z , Н	60	51	40	33	26	25
P_y , Н	100	81	63	52	42	35
σ , Н/мм ²	12000	10200	8000	6600	5200	5000
$\theta_{\text{расч}}$, град.	2667	2267	1778	1466	1155	1111
$\theta_{\text{эксп}}$, град.	420	660	960	1090	1140	1150
h/a	5,35	2,43	0,85	0,35	0,01	0
h , мм	0,187	0,085	0,03	0,012	0	0

Расчеты температуры резания θ по зависимости (1.27) с учетом значений σ , приведенных в табл. 1.9, и величины $C \cdot \rho = 4,5$ Н/(мм²·град.) показали, что расчетные и экспериментальные значения температуры резания θ примерно равны при скорости резания $V = 250$ м/мин, т.е. когда происходит стабилизация экспериментальной кривой $\theta - V$ (рис. 1.21 [102]). При скорости резания $V < 250$ м/мин расчетные значения температуры резания θ превышают эксперимен-

тальные значения в связи с тем, что в расчетах по зависимости (1.27) не учитывается доля тепла, уходящего в обрабатываемый материал. Принято, что все образующееся при резании тепло уходит в образующую стружку. Однако, это справедливо лишь при скорости резания $V = 250$ м/мин, когда расчетное $\theta_{расч}$ и экспериментальное $\theta_{эксп}$ значения температуры резания равны (табл. 1.9). При меньших скоростях резания часть тепла уходит в поверхностный слой обрабатываемой детали, что приводит к уменьшению температуры резания θ до значений, приведенных на рис. 1.21 [102].

Таким образом, теоретически обосновано и экспериментально подтверждено существование важнейшего условия процесса резания, состоящего в том, что при достижении определенной скорости резания V температура резания θ стабилизируется, поскольку образующееся тепло полностью уходит на нагревание стружки. В поверхностный слой обрабатываемой детали образующееся при резании тепло фактически не поступает.

Это условие следует рассматривать одним из основных условий процесса резания. На его основе можно оценивать физические и технологические закономерности процесса резания, устанавливать рациональные параметры обработки.

Следовательно, в отличие от зависимости (1.27), более правильно характер изменения температуры резания θ с увеличением скорости резания V описывает зависимость (1.28), которая учитывает тепло, уходящее как в стружку, так и в обрабатываемую деталь. Из зависимости (1.28) вытекает, что на характер изменения температуры резания θ существенно влияет отношение h/a . Для его определения зависимость (1.28) следует представить в виде:

$$\frac{h}{a} = \frac{\sigma}{c \cdot \rho \cdot \theta} - 1. \quad (1.58)$$

С учетом значений параметров σ и $\theta = \theta_{эксп}$, приведенных в табл. 1.9, по зависимости (1.58) произведен расчет отношения h/a . Установлено, что с увеличением скорости резания V отношение h/a уменьшается (табл. 1.9, рис. 1.22,а), принимая нулевое значение при $V = 250$ м/мин. Следовательно, с увеличением скорости резания V уменьшается доля тепла, уходящего в обрабатываемую деталь, и, со-

ответственно, увеличивается доля тепла, уходящего в образующуюся стружку. При $V = 250$ м/мин все образующееся при резании тепло уходит в стружку, что объективно отражает физические закономерности формирования теплового потока при резании. Из этого можно сделать вывод, что с увеличением скорости резания V (т.е. с переходом в область высокоскоростного резания) уменьшается вероятность возникновения в поверхностном слое обрабатываемой детали дефектов, вызванных температурным фактором (прижогов, микротрещин и др.).

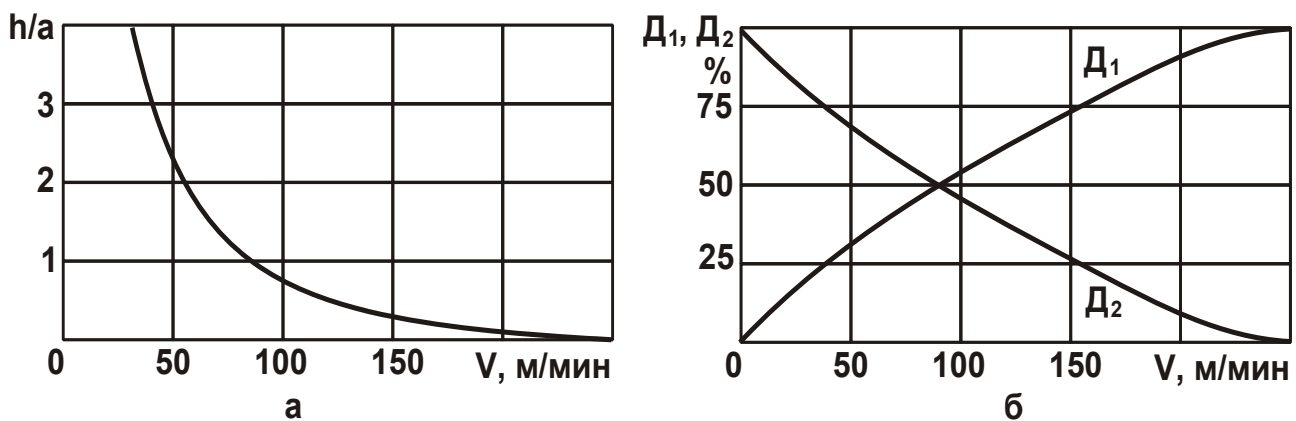


Рис. 1.22. Зависимости отношения h/a (а) и долей тепла, уходящего в образующуюся стружку (D_1) и обрабатываемую деталь (D_2), (б) от скорости резания V

В работе [8] установлено, что при продольном точении толщина среза определяется зависимостью $a = S \cdot \sin \varphi$, ширина среза – зависимостью $b = t / \sin \varphi$, соответственно, площадь поперечного сечения среза – зависимостью $S_{\text{срез}} = S \cdot t$. В рассматриваемом случае $S = 0,05$ мм/об., $t = 0,1$ мм, $\varphi = 45^\circ$, тогда $a = 0,035$ мм; $b = 0,141$ мм. В табл. 1.9 приведены расчетные значения h (для $a = 0,035$ мм), которые существенно увеличиваются с уменьшением скорости резания V .

Для определения долей тепла, уходящего в образующуюся стружку и обрабатываемую деталь, зависимость (1.58) следует представить в виде уравнения:

$$\frac{c \cdot \rho \cdot \theta}{\sigma} \cdot \left(1 + \frac{h}{a} \right) = 1. \quad (1.59)$$

Первое слагаемое уравнения определяет долю тепла, уходящего

в образующуюся стружку (D_1), а второе слагаемое – долю тепла, уходящего в обрабатываемую деталь (D_2).

Подставляя в уравнение (1.59) значения параметров σ , $\theta = \theta_{\text{эксп}}$ и h/a , приведенных в табл. 1.9, определены доли тепла, уходящего в образующуюся стружку и обрабатываемую деталь (табл. 1.10).

Таблица 1.10

Расчетные значения долей тепла, уходящего в образующуюся стружку (D_1) и обрабатываемую деталь (D_2)

V , м/мин	25	50	100	150	200	250
D_1 , %	15,75	29,1	54,1	74,3	98,7	100
D_2 , %	84,25	70,9	45,9	25,7	1,3	0

Как видно, с увеличением скорости резания V доля тепла, уходящего в образующуюся стружку, непрерывно увеличивается до значения 100 %, а доля тепла, уходящего в обрабатываемую деталь, наоборот, уменьшается до нулевого значения при $V = 250$ м/мин.

При скорости резания $V = 25$ м/мин в обрабатываемую деталь уходит значительно больше тепла, чем в образующуюся стружку, что и предопределяет относительно большое значение $h = 0,187$ мм (табл. 1.9), в 5,35 раз превышающее толщину среза a .

Полянским В. И. в работе [122] показано, что при расчете температуры резания θ необходимо учитывать неравномерность распределения тепла в поверхностном слое обрабатываемой детали толщиной h (рис. 1.23). С физической точки зрения температура резания θ по глубине поверхностного слоя должна уменьшаться по закону, близкому к линейному закону. Поэтому для упрощения расчетов в первом приближении следует принять линейный закон уменьшения температуры резания θ . Тогда условие (1.37) выразится (рис. 1.23):

$$P_z \cdot l = c \cdot \rho \cdot \left(\vartheta_1 + \frac{1}{2} \cdot \vartheta_2 \right) \cdot \theta, \quad (1.60)$$

где $P_z = \sigma \cdot S_{\text{срез}} = \sigma \cdot a \cdot b$ – тангенциальная составляющая силы резания, Н;

a , b – толщина и ширина среза, м;

l – длина пути резания, м;

$\vartheta_1 = a \cdot v \cdot l$ – объем образующейся стружки, м³;

$\vartheta_2 = h \cdot v \cdot l$ – объем нагретого поверхностного слоя материала обрабатываемой детали, м³;

h – толщина нагретого поверхностного слоя материала обрабатываемой детали, м.

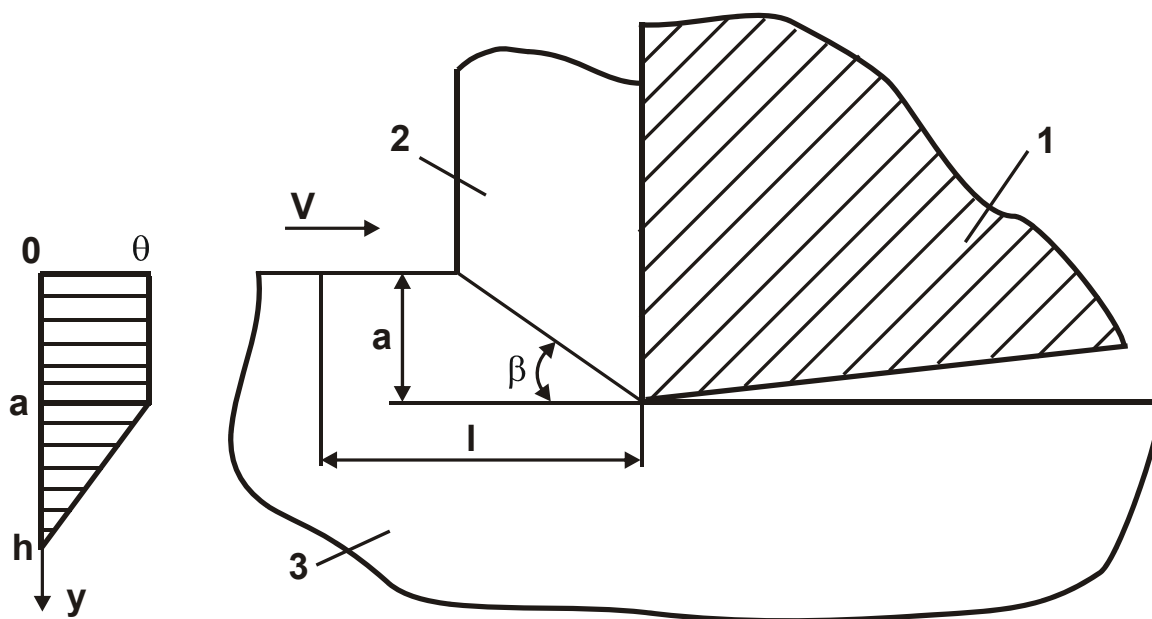


Рис. 1.23. Расчетная схема параметров процесса резания и характер изменения температуры резания θ по глубине нагретого поверхностного слоя обрабатываемой детали h : 1 – резец; 2 – образующаяся стружка; 3 – обрабатываемый материал

После преобразований получено:

$$\sigma = c \cdot \rho \cdot \left(1 + \frac{1}{2} \cdot \frac{h}{a} \right) \cdot \theta. \quad (1.61)$$

Соответственно, температура резания θ опишется:

$$\theta = \frac{\sigma}{c \cdot \rho \cdot \left(1 + \frac{1}{2} \cdot \frac{h}{a} \right)}. \quad (1.62)$$

Как видно, зависимость (1.62) отличается от аналогичной зависимости (1.41) наличием множителя 0,5 в знаменателе второго слагаемого. Это указывает на увеличение температуры резания θ по мере увеличения параметра h .

Для определения отношения h/a зависимость (1.62) необходимо представить в виде:

$$\frac{h}{a} = 2 \cdot \left(\frac{c \cdot \rho \cdot \theta}{\sigma} - 1 \right). \quad (1.63)$$

В табл. 1.11 приведены значения отношения h/a и параметра h (для $a = 0,035$ мм), рассчитанные с учетом значений параметров σ и $\theta = \theta_{\text{эксп}}$, представленных в табл. 1.9 и на рис. 1.24.

Таблица 1.11

Расчетные значения отношения h/a и параметра h

V , м/мин	25	50	100	150	200	250
h/a	10,7	4,86	1,7	0,7	0,02	0
h , мм	0,374	0,17	0,06	0,024	0	0

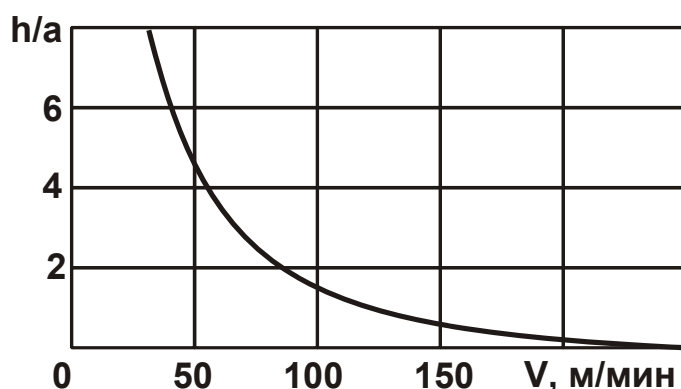


Рис. 1.24. Зависимость отношения h/a от скорости резания V

В данном случае значения отношения h/a и параметра h вдвое больше аналогичных значений, приведенных в табл. 1.9, т.е. учет неравномерности распределения тепла в поверхностном слое обрабатываемой детали приводит к увеличению отношения h/a и, соответственно, параметра h .

Для определения долей тепла, уходящего в образующуюся стружку и обрабатываемую деталь, зависимость (1.63) следует представить в виде уравнения:

$$\frac{c \cdot \rho \cdot \theta}{\sigma} \cdot \left(1 + \frac{1}{2} \cdot \frac{h}{a} \right) = 1. \quad (1.64)$$

Как и в уравнении (1.59), первое слагаемое уравнения (1.64) определяет долю тепла, уходящего в образующуюся стружку (D_1), а

второе слагаемое определяет долю тепла, уходящего в обрабатываемую деталь (D_2).

Подставляя в уравнение (1.64) значения параметров σ , $\theta = \theta_{\text{эксп}}$ (табл. 1.9) и h/a (табл. 1.11), установлено, что доли тепла, уходящего в образующуюся стружку и обрабатываемую деталь, принимают те же значения, как и в случае равномерного распределения тепла в поверхностном слое обрабатываемой детали (табл. 1.10).

Таким образом показано, что учет неравномерности распределения тепла в поверхностном слое обрабатываемой детали позволяет уточнить расчетные значения отношения h/a и параметра h . При этом температура резания θ , определяемая зависимостью (1.62), увеличивается с большей интенсивностью за счет наличия во втором слагаемом в знаменателе коэффициента 0,5.

Полученные результаты расчетов указывают на то, что характер изменения температуры резания θ аналогичен характеру изменения доли тепла, уходящего в образующуюся стружку: чем она больше, тем больше температура резания θ . Наибольшее значение θ достигается при условии 100 %-го перехода тепла в образующуюся стружку. В этом случае доля тепла, уходящего в обрабатываемую деталь, равна нулю. Поэтому при дальнейшем увеличении скорости резания V температура резания θ не изменяется, она остается постоянной, зависящей лишь от условного напряжения резания σ , как это вытекает из зависимости (1.62). Следовательно, исследование закономерностей изменения температуры резания θ сводится, по сути, к установлению характера изменения доли тепла, уходящего в образующуюся стружку. Это также следует рассматривать важнейшим условием осуществления процесса резания и выбора оптимальных параметров обработки по температурному критерию.

1.7. Анализ условий уменьшения температуры резания при точении

Судя по экспериментальным данным, приведенным в научно-технической литературе, с увеличением скорости резания V , а также других параметров обработки, температура резания θ лишь увеличивается, не достигая максимального значения, соответствующего усло-

вию ее стабилизации. Это свидетельствует о том, что часть выделяемого при резании тепла уходит в обрабатываемую деталь, т.е. в стружку уходит не все тепло. В некоторых случаях удается достичь максимального значения температуры резания θ , например, как это показано на рис. 1.20. Используя зависимость (1.40), можно расчетным путем прогнозировать максимальное значение температуры резания θ . Для этого необходимо знать установившееся значение условного напряжения резания σ и теплофизические характеристики обрабатываемого материала ρ и c .

Для расчетов можно использовать экспериментальные данные, приведенные на рис. 1.25 [110]. Как видно, по мере увеличения скорости резания V тангенциальная составляющая силы резания P_z первоначально уменьшается до определенного значения, а затем остается фактически постоянной. Установлено, что в точках перегиба тангенциальной составляющей силы резания P_z температура резания θ принимает приблизительно одинаковые значения, независимо от величины подачи S . Это условие является важнейшим для процесса резания, широко используется на практике при выборе оптимальных параметров обработки. В табл. 1.12 приведены рассчитанные по зависимости (1.40) значения температуры резания θ на основе экспериментальных значений P_z (рис. 1.25 [110]).

Сравнивая расчетные и экспериментальные значения θ , видно, что с увеличением скорости резания V расчетные значения θ остаются фактически постоянными, а экспериментальные значения θ увеличиваются, не достигая расчетных значений θ . Это свидетельствует о том, что в пределах изменения скорости резания не выполняется условие полного перехода образующегося тепла в стружку, поскольку часть тепла уходит в обрабатываемую деталь и тем самым снижает температуру резания θ . Для того чтобы экспериментально достичь расчетного значения θ , необходимо в более широких пределах увеличивать скорость резания V .

Аналогичные результаты получены при точении с увеличенными значениями подачи S . Так, из табл. 1.12 вытекает, что с увеличением подачи S условное напряжение резания σ уменьшается, вызывая в соответствии с зависимостью (1.40) уменьшение температуры реза-

ния θ . Таким образом показано, что с увеличением подачи S максимальное значение температуры резания θ , при достижении которого произойдет стабилизация температуры, уменьшается и принимает значения, значительно меньшие температуры плавления обрабатываемой стали. Этим, например, можно объяснить характер изменения температуры резания θ с увеличением скорости резания V , показанный на рис. 1.12 [8].

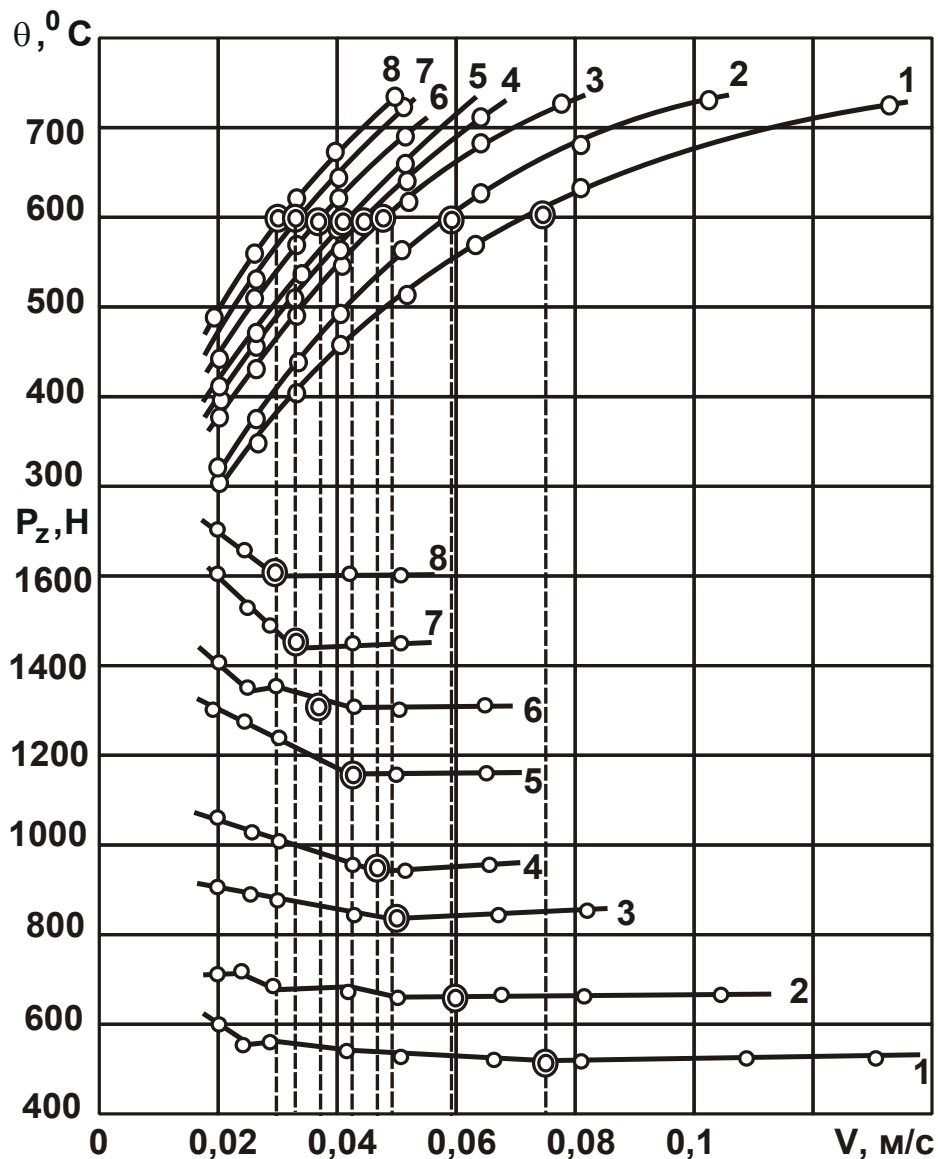


Рис. 1.25. Температурно-силовые зависимости при обработке сплава ХН56ВМКЮ резцами из стали Р18: $V = 0,02 - 0,132$ м/с;
 $S = (0,074 \dots 0,39) \cdot 10^{-3}$ м; $t = 1 \cdot 10^{-3}$ м; $\varphi = 45^{\circ}$; $\varphi_1 = 45^{\circ}$; $\gamma = 12^{\circ}$; $\alpha = 12^{\circ}$;
 1 – $S = 0,074 \cdot 10^{-3}$ м; 2 – $S = 0,11 \cdot 10^{-3}$ м; 3 – $S = 0,15 \cdot 10^{-3}$ м;
 4 – $S = 0,195 \cdot 10^{-3}$ м; 5 – $S = 0,26 \cdot 10^{-3}$ м; 6 – $S = 0,30 \cdot 10^{-3}$ м;
 7 – $S = 0,34 \cdot 10^{-3}$ м; 8 – $S = 0,39 \cdot 10^{-3}$ м

Таблица 1.12

Экспериментальные ($P_z, \theta_{\text{эксп}}$) и расчетные ($\sigma, \theta_{\text{расч}}$) значения параметров процесса точения стали ХН56ВМКЮ ($c \cdot \rho = 4,7 \text{ Н/мм}^2 \cdot \text{град.}$) резцом из быстрорежущей стали Р18, $t = 1 \text{ мм}$

V, м/с	0,02	0,04	0,06	0,08	0,1	0,12
S = 0,074 мм						
$P_z, \text{ Н}$	600	560	540	515	505	500
$\sigma, \text{ Н/мм}^2$	8108	7568	7298	6960	6824	6757
$\theta_{\text{расч}}, ^\circ \text{ C}$	1725	1610	1553	1481	1452	1438
$\theta_{\text{эксп}}, ^\circ \text{ C}$	300	450	550	620	680	715
S = 0,11 мм						
$P_z, \text{ Н}$	730	700	640	640	640	640
$\sigma, \text{ Н/мм}^2$	6636	6364	5818	5818	5818	5818
$\theta_{\text{расч}}, ^\circ \text{ C}$	1412	1354	1238	1238	1238	1238
$\theta_{\text{эксп}}, ^\circ \text{ C}$	320	480	580	650	720	730
S = 0,15 мм						
$P_z, \text{ Н}$	900	840	820	820		
$\sigma, \text{ Н/мм}^2$	6000	5600	5467	5467		
$\theta_{\text{расч}}, ^\circ \text{ C}$	1277	1192	1163	1163		
$\theta_{\text{эксп}}, ^\circ \text{ C}$	400	550	650	740		
S = 0,195 мм						
$P_z, \text{ Н}$	1050	990	980			
$\sigma, \text{ Н/мм}^2$	5385	5077	5026			
$\theta_{\text{расч}}, ^\circ \text{ C}$	1146	1080	1069			
$\theta_{\text{эксп}}, ^\circ \text{ C}$	410	600	690			
S = 0,26 мм						
$P_z, \text{ Н}$	1300	1180	1160			
$\sigma, \text{ Н/мм}^2$	5000	4539	4462			
$\theta_{\text{расч}}, ^\circ \text{ C}$	1064	966	950			
$\theta_{\text{эксп}}, ^\circ \text{ C}$	440	630	700			

Окончание табл. 1.12

V, м/с	0,02	0,04	0,06	0,08	0,1	0,12
S = 0,3 мм						
P_z , Н	1415	1300	1300			
σ , Н/мм ²	4717	4333	4333			
$\theta_{расч}$, °С	1004	922	922			
$\theta_{эксп}$, °С	450	620	700			
S = 0,34 мм						
P_z , Н	1600	1470				
σ , Н/мм ²	4706	4324				
$\theta_{расч}$, °С	1001	920				
$\theta_{эксп}$, °С	450	625				
S = 0,39 мм						
P_z , Н	1700	1600				
σ , Н/мм ²	4359	4106				
$\theta_{расч}$, °С	927	873				
$\theta_{эксп}$, °С	490	660				

В данном случае явно наблюдается стабилизация температуры, которая меньше температуры плавления обрабатываемой стали. При этом имеет место также и стабилизация средней температуры стружки (измеренной калориметрическим методом), которая приблизительно в 2 раза меньше температуры резания θ .

Наблюдаемое двукратное различие температуры резания θ и средней температуры стружки $\theta_{стр}$ может быть связано с неравномерным нагревом стружки по толщине. В результате контактируемая с резцом поверхность стружки, по которой оценивается температура резания θ , нагревается значительно сильнее неконтактируемой поверхности стружки, что и предопределяет увеличение температуры резания θ . Исходя из этого, Полянским В. И. в работе [122] предложен новый теоретический подход к расчету температуры резания θ , учитывающий неравномерность распределения тепла по толщине образующейся стружки (рис. 1.26).

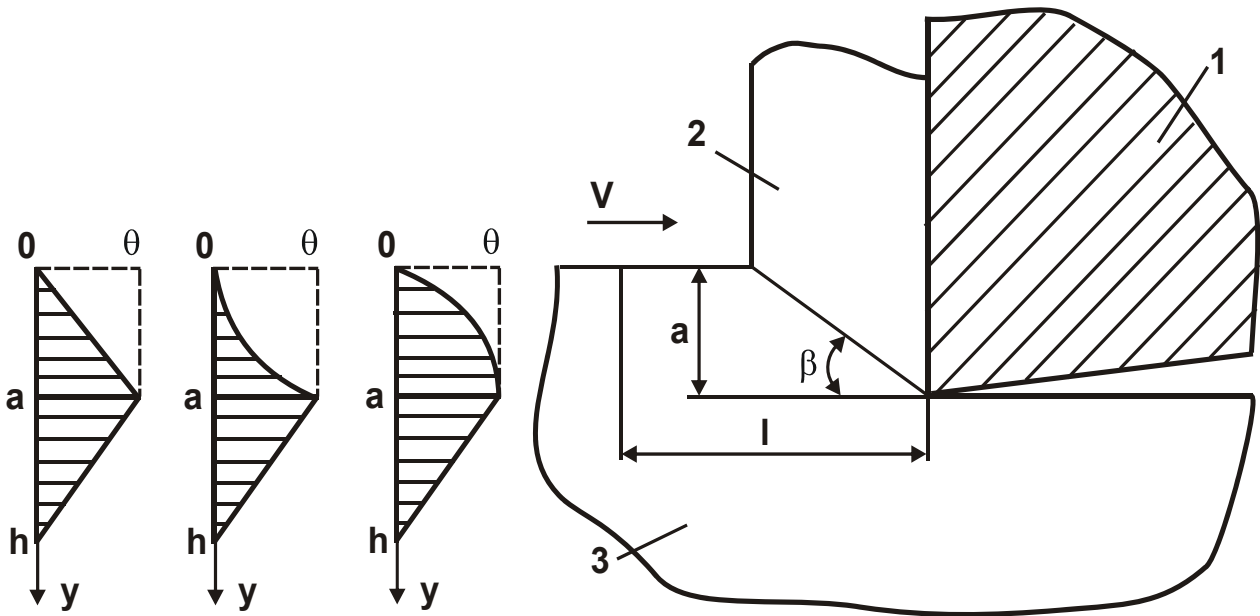


Рис. 1.26. Расчетная схема параметров процесса резания и характер изменения температуры резания θ по глубине нагретого поверхностного слоя обрабатываемой детали h : 1 – резец; 2 – образующаяся стружка; 3 – обрабатываемый материал

Как следует из рис. 1.26, на обрабатываемой поверхности температура равна нулю, а по мере углубления в обрабатываемый материал она увеличивается. Максимальное значение температуры резания θ достигается в точке контакта резца с поверхностью образующейся стружки, т.е. на глубине, равной толщине среза. При дальнейшем заглублении в поверхностный слой обрабатываемого материала температура уменьшается вплоть до нуля.

На основе предложенной расчетной схемы (рис. 1.26), в работе [122] Полянским В. И. получена аналитическая зависимость для определения температуры резания θ с учетом неравномерного нагрева стружки. Принято, что по мере заглубления в обрабатываемый материал (в образующуюся стружку), температура увеличивается равномерно от нуля до температуры резания:

$$\theta = \frac{2 \cdot \sigma}{c \cdot \rho} \cdot \frac{1}{\left(\sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot \frac{1}{S \cdot V \cdot \operatorname{tg} \beta \cdot \sin \varphi}} + 1 \right)}. \quad (1.65)$$

Характер изменения температуры резания θ с увеличением скорости резания V такой же, как и установленный по зависимости (1.41), полученной для неизменяющейся по толщине стружки температуры

(рис. 1.23). Отличие зависимости (1.40) от зависимости (1.65) состоит в том, что максимальная температура резания $\theta = \frac{2 \cdot \sigma}{c \cdot \rho}$ в 2 раза больше.

Из этого вытекает, что максимальная температура резания θ превышает в 2 раза среднюю температуру стружки $\theta_{\text{стр}}$. Это согласуется с экспериментальными данными, приведенными на рис. 1.12 [8].

Очевидно, в зависимости от характера изменения температуры по толщине стружки, максимальная температура резания θ отличается от средней температуры стружки $\theta_{\text{стр}}$ на разную величину. Так, при увеличении температуры по толщине стружки по параболическому закону θ^2 , отличие максимальной температуры резания θ от средней температуры стружки $\theta_{\text{стр}}$ больше, чем в случае увеличения температуры по толщине стружки, например, в соответствии с законом $\theta^{0,5}$. Следовательно, чем больше перепад температур на противоположных поверхностях образующейся стружки, тем больше максимальная температура резания θ .

Исходя из рис. 1.12 [8], максимальная температура резания θ превышает среднюю температуру стружки $\theta_{\text{стр}}$ в 2 раза. Поэтому в данном случае имеет место пропорциональное увеличение температуры по толщине стружки и температуру резания θ можно рассчитывать на основе зависимости (1.65).

О неравномерном нагреве образующейся стружки при точении стали ХН30ВМТ ($c \cdot \rho = 3,4 \text{ Н/мм}^2 \cdot \text{град.}$) резцом из твердого сплава ВК8 с глубиной резания $t=1 \text{ мм}$ свидетельствуют представленные в табл. 1.13 расчетные значения условного напряжения резания σ и температуры резания θ , полученные с использованием результатов экспериментальных исследований (рис. 1.27 [110]) и упрощенной зависимости (1.40), не учитывающей неравномерность нагрева образующейся стружки. В этом случае расчетные значения температуры резания θ , по сути, определяют среднюю температуру стружки $\theta_{\text{стр}}$. Как следует из табл. 1.13, экспериментальные значения θ превышают расчетные значения θ . Из этого вытекает, что имеет место неравномерный нагрев образующейся стружки, в результате чего максимальная температура резания θ превышает среднюю температуру стружки $\theta_{\text{стр}}$.

Таблица 1.13

Экспериментальные ($P_z, \theta_{\text{эксп}}$) и расчетные ($\sigma, \theta_{\text{расч}}$) значения параметров процесса точения

$V, \text{ м/с}$	1	1,5	2	2,5
$S = 0,15 \text{ мм}$				
$P_z, \text{ Н}$		480	440	430
$\sigma, \text{ Н/мм}^2$		3200	2933	2867
$\theta_{\text{расч}}, \text{ }^\circ\text{C}$		941	863	843
$\theta_{\text{эксп}}, \text{ }^\circ\text{C}$		890	925	975
$S = 0,34 \text{ мм}$				
$P_z, \text{ Н}$	790	780		
$\sigma, \text{ Н/мм}^2$	2324	2294		
$\theta_{\text{расч}}, \text{ }^\circ\text{C}$	683	674		
$\theta_{\text{эксп}}, \text{ }^\circ\text{C}$	910	980		

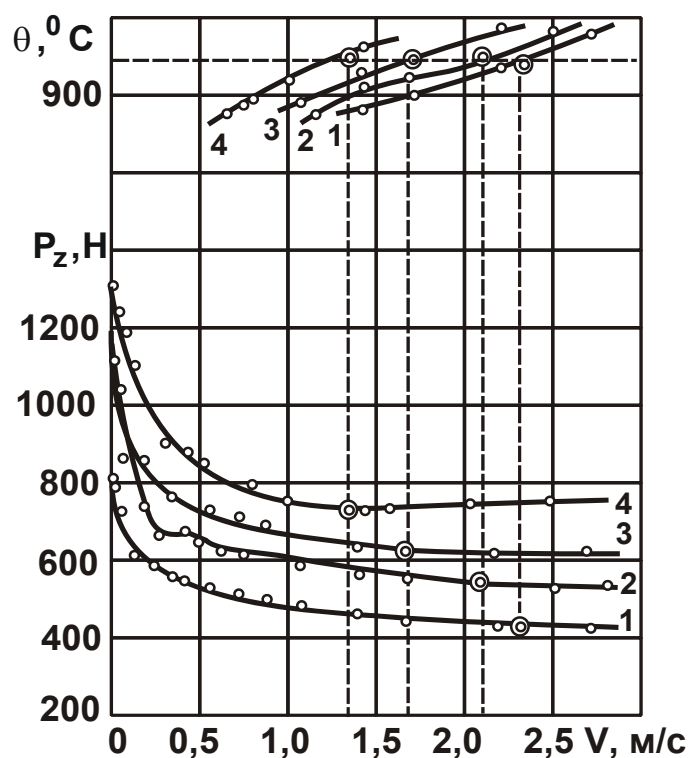


Рис. 1.27. Температурно-силовые зависимости при обработке стали ХН30ВМТ резцами из твердого сплава ВК8: $V = 0,014 \dots 2,72 \text{ м/с}$; $t = 1 \cdot 10^{-3} \text{ м}$; $\varphi = 45^\circ$; $\varphi_1 = 45^\circ$; $\gamma = 12^\circ$; $\alpha = 12^\circ$; $r = 1 \cdot 10^{-3} \text{ м}$ для различных значений подачи: 1 – $S = 0,15 \cdot 10^{-3} \text{ м}$; 2 – $S = 0,195 \cdot 10^{-3} \text{ м}$; 3 – $S = 0,26 \cdot 10^{-3} \text{ м}$; 4 – $S = 0,34 \cdot 10^{-3} \text{ м}$ [110]

Необходимо отметить, что и в рассмотренном ранее случае точения (рис. 1.25 [110], табл. 1.12) имеет место некоторое расхождение максимальной температуры резания θ и средней температуры стружки $\theta_{\text{стр}}$, поскольку расчетные значения максимальной температуры резания θ больше экспериментальных значений. В табл. 1.14 приведены рассчитанные по зависимости (1.40) значения температуры резания θ с использованием экспериментально установленных значений тангенциальной составляющей силы резания P_z (рис. 1.28 [110]).

Таблица 1.14

Экспериментальные ($P_z, \theta_{\text{эксп}}$) и расчетные ($\sigma, \theta_{\text{расч}}$) значения параметров процесса точения сплава Ал9 ($c \cdot \rho = 2,28 \text{ Н/мм}^2 \cdot \text{град.}$) резцом из твердого сплава ВК6, глубина резания $t = 1 \text{ мм}$

$V, \text{ м/с}$	3	4	5	6	7	8
$S = 0,11 \text{ мм}$						
$P_z, \text{ Н}$	–	–	–	120	120	120
$\sigma, \text{ Н/мм}^2$	–	–	–	1091	1091	1091
$\theta_{\text{расч}}, \text{ }^\circ\text{C}$	–	–	–	435	435	435
$\theta_{\text{эксп}}, \text{ }^\circ\text{C}$	–	–	–	330	340	–
$S = 0,43 \text{ мм}$						
$P_z, \text{ Н}$	430	430	430	430	430	430
$\sigma, \text{ Н/мм}^2$	1000	1000	1000	1000	1000	1000
$\theta_{\text{расч}}, \text{ }^\circ\text{C}$	435	435	435	435	435	435
$\theta_{\text{эксп}}, \text{ }^\circ\text{C}$	330	360	400	415	430	435

Как видно, с увеличением скорости резания V расчетные значения температуры резания θ остаются фактически постоянными, а экспериментальные значения температуры резания θ увеличиваются, асимптотически приближаясь к расчетному значению, равному $\theta = 435 \text{ }^\circ\text{C}$ (независимо от подачи S). Это согласуется с предложенным в работе теоретическим решением и указывает на то, что с увеличением скорости резания образующееся в процессе резания тепло полностью переходит в образующуюся стружку, а максимальную температуру резания θ можно определить по зависимости (1.40).

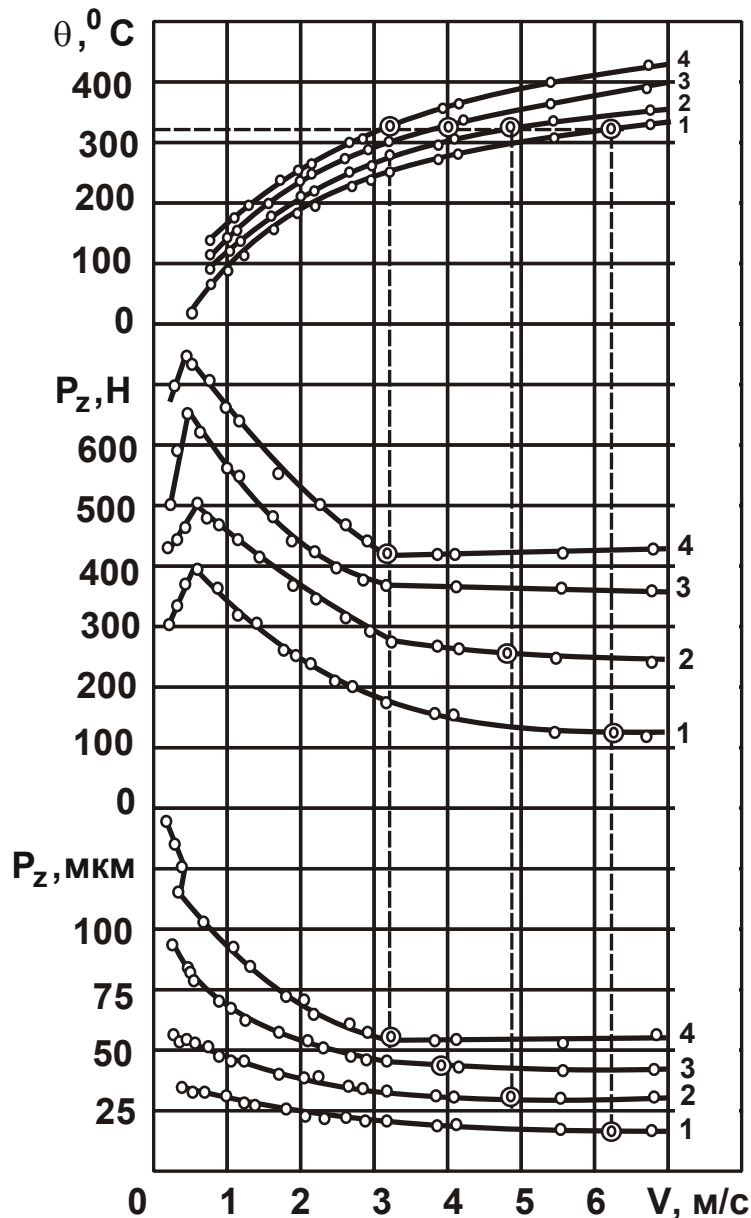


Рис. 1.28. Температурно-силовые зависимости и изменение высоты неровностей при обработке точением сплава АЛ9 резцом из твердого сплава ВК6: $t = 1 \cdot 10^{-3}$ м; $r = 1 \cdot 10^{-3}$ м; $\alpha = 10^0$; $\gamma = 10^0$; $\varphi = 45^0$; $\varphi_1 = 10^0$ для различных значений подачи: 1 – $S = 0,11 \cdot 10^{-3}$ м; 2 – $S = 0,195 \cdot 10^{-3}$ м; 3 – $S = 0,3 \cdot 10^{-3}$ м; 4 – $S = 0,43 \cdot 10^{-3}$ м [110]

Из рис. 1.28 также следует, что с увеличением скорости резания V тангенциальная составляющая силы резания P_z и параметр шероховатости обработанной поверхности R_z изменяются по одинаковым зависимостям: первоначально уменьшаются, а затем, после достижения определенных значений, остаются постоянными. С физической точки зрения это связано с увеличением температуры резания θ ,

уменьшением коэффициента трения и интенсивности пластического деформирования обрабатываемого материала в зоне резания.

Таким образом показано, что, располагая расчетными значениями максимальной температуры резания θ , можно научно обоснованно подходить к выбору оптимальных параметров режима резания.

1.8. Энергоемкость и температура резания при абразивной обработке

В ряде случаев на основе расчетов по зависимости (1.40) установлено, что температура резания θ превышает температуру плавления обрабатываемой стали, например, при микрорезании алмазным конусом стали ШХ15 (рис. 1.29 [111]). Расчетное значение температуры резания θ при толщине среза 10 мкм составляет 3200 °С, что значительно выше температуры плавления стали, которая равна приблизительно 1500 °С. Экспериментальные значения температуры резания θ (контактной температуры t_k) достигают 1250 °С и в дальнейшем не изменяются с увеличением толщины среза (рис. 1.29). Из этого следует, что при условии стабилизации температуры резания θ не все тепло, выделяющееся в процессе микрорезания, уходит в образующуюся стружку. Часть тепла уходит в обрабатываемую деталь, несмотря на то, что имеет место стабилизация температуры резания θ , вызванная достижением температуры плавления стали.

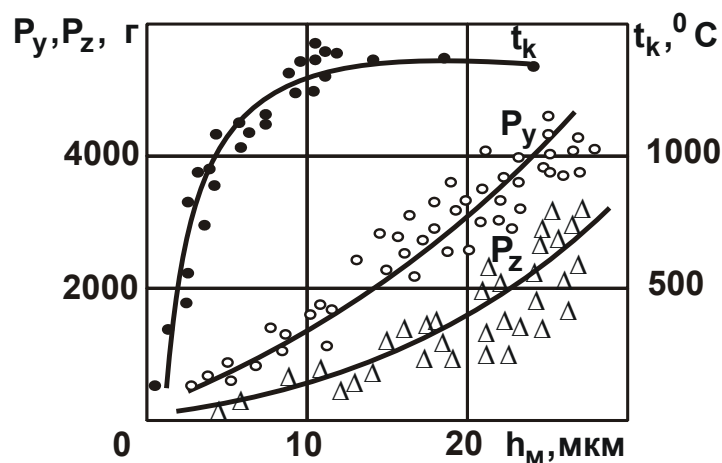


Рис. 1.29. Зависимости контактной температуры t_k и составляющих силы резания P_y , P_z (в граммах) от глубины резания h_m при микрорезании сырой стали ШХ15 конусом со скоростью 27,5 м/с

Чрезвычайно высокий уровень расчетной максимальной температуры резания θ обусловлен высоким условным напряжением резания $\sigma = 16 \cdot 10^3 \text{ Н/мм}^2$ – для глубины резания $h_M = 10 \text{ мкм}$ (рис. 1.29). Исходя из этого, экспериментально установленное значение температуры резания $\theta = t_k = 1250 \text{ }^\circ\text{C}$ соответствует условному напряжению резания $\sigma_{\text{рез}} = 6250 \text{ Н/мм}^2$.

Оставшаяся часть $\sigma_{\text{тр}} = \sigma - \sigma_{\text{рез}} = 9750 \text{ Н/мм}^2$ определяет условное напряжение трения. Следовательно, доля энергии резания меньше доли энергии трения в общем энергетическом балансе процесса микрорезания, что соответствует практике шлифования.

Дополнительным подтверждением этому являются экспериментально установленные графики изменения контактной температуры t_k (температуры резания θ), полученные при микрорезании стали ШХ15 различной твердости алмазными зернами и зернами из карбида кремния (рис. 1.30) [111].

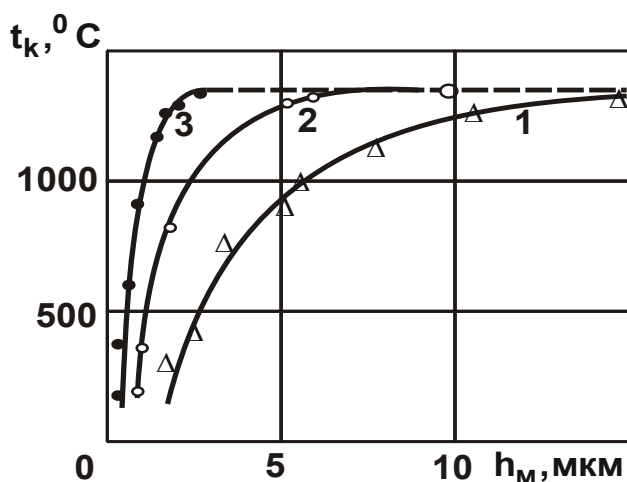


Рис. 1.30. Зависимость контактной температуры t_k от глубины резания h_M при микрорезании стали ШХ15 конусом со скоростью 27,5 м/с: 1 – сталь ШХ15 (твердость 210 HV) алмазом; 2 – закаленная сталь ШХ15 (твердость 775 HV) алмазом; 3 – закаленная сталь ШХ15 (твердость 775 HV) карбидом кремния

Следует отметить, что данная закономерность изменения температуры резания θ обусловлена чрезвычайно высокими значениями условного напряжения резания σ вследствие наличия отрицательных передних углов на режущих зернах. При точении вследствие положи-

тельного переднего угла резца, как показано выше, величина σ меньше, чем объясняются более низкие значения температуры резания θ .

На рис. 1.31 [111] представлена экспериментально установленная зависимость контактной температуры t_k от скорости круга $V_{кр}$ при микрорезании закаленной стали ШХ15 алмазным конусом с глубиной резания $h_M = 5$ мкм. Как видно, и в этом случае контактная температура t_k непрерывно увеличивается с увеличением скорости круга $V_{кр}$, асимптотически приближаясь к установившемуся значению 1500 °С (приблизительно равному температуре плавления стали ШХ15). Это подтверждает правильность предложенного выше теоретического решения о характере изменения температуры резания с изменением параметров режима процесса микрорезания.

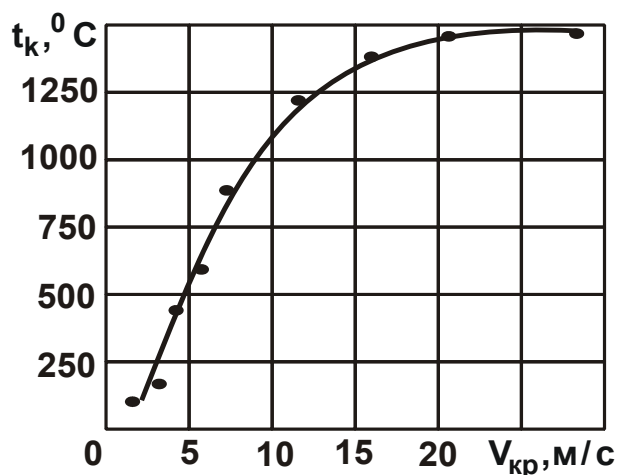


Рис. 1.31. Зависимость контактной температуры t_k от скорости круга $V_{кр}$ при микрорезании закаленной стали ШХ15

В табл. 1.15 [111] приведены расчетные и экспериментальные значения условного напряжения резания σ при микрорезании алмазным конусом с углом при вершине 2α различных материалов.

Расчет условного напряжения резания σ произведен по установленной аналитической зависимости [111]:

$$\sigma = \frac{P_z}{F_{ц}} = \frac{6,94 \cdot HV \cdot \operatorname{tg} \alpha \cdot \left(1 - \frac{2\alpha}{\pi}\right) \cdot (\operatorname{tg} \alpha + 0,3) \cdot h_M^2 \cdot \frac{K_2}{K_1^2}}{h_M^2 \cdot \operatorname{tg} \alpha} = \quad (1.66)$$

$$= 6,94 \cdot HV \cdot \left(1 - \frac{2\alpha}{\pi}\right) \cdot (\operatorname{tg} \alpha + 0,3) \cdot \frac{K_2}{K_1^2},$$

где $P_z = 6,94 \cdot HV \cdot \operatorname{tg} \alpha \cdot \left(1 - \frac{2\alpha}{\pi}\right) \cdot (\operatorname{tg} \alpha + 0,3) \cdot h_M^2 \cdot \frac{K_2}{K_1^2}$ – тангенциальная со-

ставляющая силы резания, Н;

$F_{\text{ц}} = h_M^2 \cdot \operatorname{tg} \alpha$ – площадь поперечного сечения среза, мм²;

h_M – глубина заглабления, мм;

h_B – заглабление при выдавливании, мм;

HV – твердость (по Виккерсу), Н/мм²;

$K_1 = h_M / h_B$;

K_2 – коэффициент, учитывающий свойства металла.

Из табл. 1.15 вытекает, что при микрорезании стали У8 твердостью $HV=5600$ Н/мм² условное напряжение резания σ принимает достаточно большие значения, соизмеримые со значением $\sigma=16 \cdot 10^3$ Н/мм², установленным для случая микрорезания стали ШХ15 (рис. 1.29).

Таблица 1.15

Расчетные и экспериментальные значения
условного напряжения резания σ

Материал	Твердость (по Виккерсу) HV, Н/мм ²	Угол 2 α , град.	K_1	K_2	$\sigma \cdot 10^3$, Н/мм ²		Расхождение, %
					расчетные данные	опытные данные	
Медь	600	90	0,9	1	3,65	3,17	– 15
		120	0,7	1	4,95	5,39	+ 8
		150	0,65	1	8,1	8,6	+ 6
Армко- железо	1180	90	0,9	1	7,3	6,5	– 14
		120	0,7	1	9,72	11,0	+ 14
		150	0,65	1	12,1	11,5	– 7
Сталь У8	5600	90	0,9	0,7	19,5	18,0	– 8
		120	0,7	0,7	25,4	23,5	– 8
		150	0,65	0,7	44,0	40,1	– 9

О высоких значениях условного напряжения резания σ в процессе микрорезания единичным алмазным зерном твердого сплава свидетельствуют также экспериментальные данные, приведенные на рис. 1.32 [49]. При толщине среза $a_z = 2$ мкм условное напряжение резания σ достигает чрезвычайно больших значений – $\sigma = 10^5$ Н/мм² и более. С увеличением толщины среза a_z условное напряжение резания σ

уменьшается, асимптотически приближаясь к определенной величине, вполне вероятно, равной пределу прочности на сжатие обрабатываемого материала $\sigma_{сж}$. Так, при толщине среза $a_z = 2$ мкм условное напряжение резания σ принимает значения: $\sigma = 16 \cdot 10^3$ Н/мм² (для твердого сплава Т15К6) и $\sigma = 20 \cdot 10^3$ Н/мм² (для твердого сплава ТН-20).

Расчетами по зависимости (1.35) установлено, что при микрорезании единичным алмазным зерном твердого сплава Т15К6 с толщиной среза $a_z = 2$ мкм произведение $\sigma_{рез} \cdot \frac{K_{рез}}{2} = 12,5 \cdot 10^3$ Н/мм². Это значение более чем в 3 раза превышает предел прочности на сжатие ($\sigma_{сж} = 3,9 \cdot 10^3$ Н/мм²) твердого сплава Т15К6. Следовательно, доля энергии резания в общем энергетическом балансе процесса микрорезания единичным алмазным зерном составляет приблизительно 35 %, а доля энергии трения – 65 %.

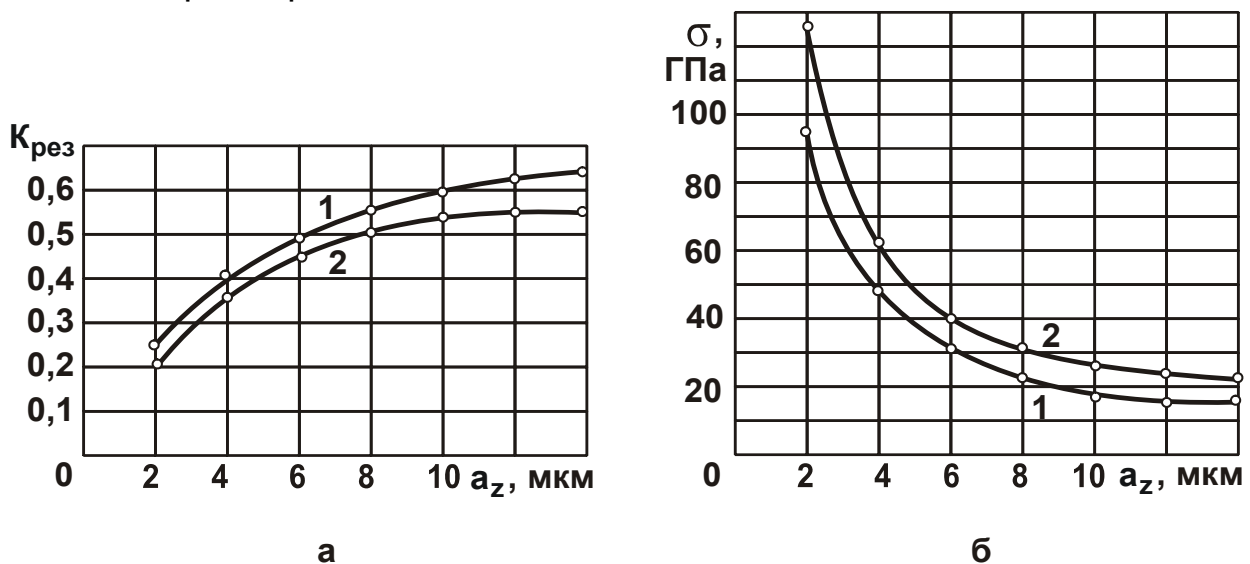


Рис. 1.32. Влияние толщины среза a_z на коэффициент резания $K_{рез}$ (а) и условное напряжение резания σ (б) [49].

Условия обработки: алмазное зерно АС50;
 скорость резания $V = 20$ м/с; обрабатываемый материал:
 1 – твердый сплав Т15К6; 2 – твердый сплав ТН-20

Принимая значение толщины среза $a_z = 14$ мкм, произведение $\sigma_{рез} \cdot \frac{K_{рез}}{2} = 15,2 \cdot 10^3$ Н/мм². В этом случае доля энергии резания в общем энергетическом балансе процесса микрорезания единичным алмазным зерном составляет приблизительно 75 %, а доля энергии тре-

ния – 25 %. Следовательно, с увеличением толщины среза a_z эффективность осуществления процесса микрорезания единичным алмазным зерном повышается за счет снижения интенсивности трения в зоне микрорезания.

Приблизительно такие же значения условного напряжения резания σ экспериментально установлены в работе [96] при микрорезании единичным алмазным зерном твердого сплава (рис. 1.33).

При микрорезании абразивным зерном сталей условное напряжение резания σ изменяется в пределах $8 \cdot 10^3 \dots 3 \cdot 10^3$ Н/мм² (рис. 1.34 [142]), что выше пределов прочности на сжатие обрабатываемых материалов (сталей).

Следовательно, в процессе микрорезания осуществляются процессы резания и трения абразивного зерна с обрабатываемым материалом, т.е. энергия резания расходуется на осуществление как процесса стружкообразования, так и процесса трения в зоне резания.

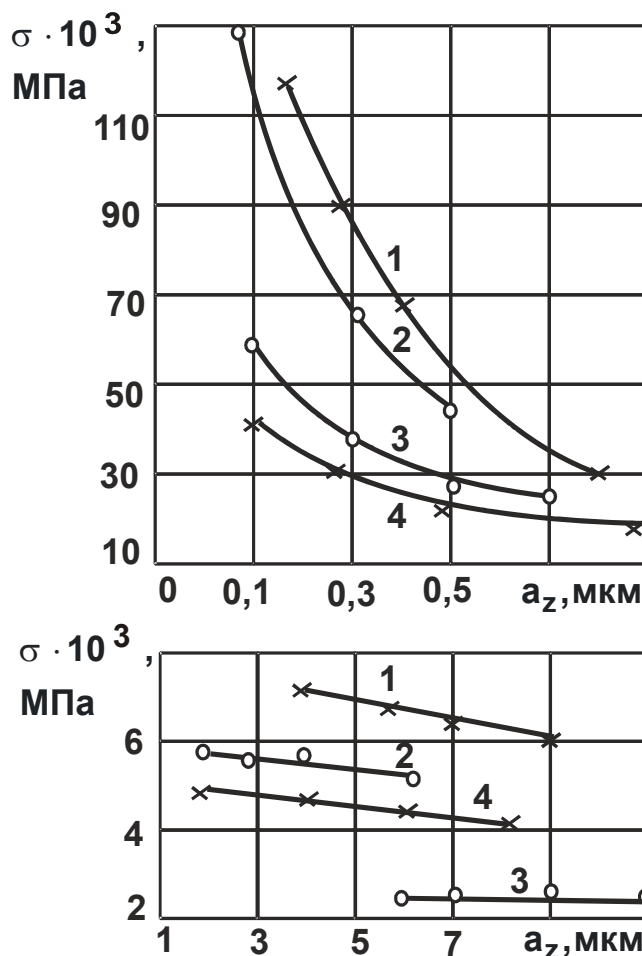


Рис. 1.33. Зависимость σ от толщины среза a_z для алмазов марок САМ (1; 4) и АСБ (2; 3) зернистостью 250/200

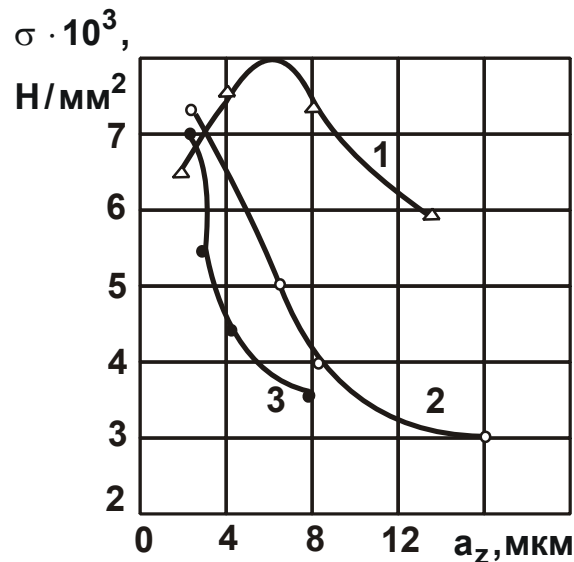


Рис. 1.34. Зависимость условного напряжения резания σ от толщины среза a_z при микрорезании абразивным зерном: 1 – $V = 0,02$ м/с; 2 – $V = 40$ м/с (сталь 3; радиус округления вершины зерна $R = 60$ мкм); 3 – $V = 36$ м/с (сталь У8А отожженная; $R = 70$ мкм)

Из рис. 1.33 и рис. 1.34 также следует, что с увеличением толщины среза условное напряжение резания σ непрерывно уменьшается, особенно при небольших толщинах среза: для алмазного зерна – в пределах $0 \dots 1$ мкм, а для абразивного зерна – в пределах $0 \dots 8$ мкм. Как видно, при микрорезании алмазным зерном влияние толщины среза на σ меньше, чем при микрорезании абразивным зерном, что связано с большей остротой алмазного зерна (табл. 1.16, табл. 1.17 [99]).

Таблица 1.16

Значения удельной работы микрорезания стали ШХ15 единичным алмазным зерном с разной геометрией ($\text{кГс} \cdot \text{м} / \text{мм}^3 = 10^4 \text{ Н} / \text{мм}^2$)

Глубина резания, мкм	Угол при вершине конуса, град.		
	150	120	90
	Радиус округления вершины, мкм		
	22	15	9
3,1	6,2	5,2	4,5
3,6	5,6	4,5	4,1
4,4	4,8	4,1	3,8
4,9	4,9	3,9	3,7

Как отмечалось в п. 1.1, по физической сути условное напряжение резания σ и удельная работа резания (энергоёмкость обработки) идентичные понятия, имеющие одинаковую размерность – $\text{Н} / \text{мм}^2$.

В приведенных таблицах размерность σ – $\text{кГс}\cdot\text{м}/\text{мм}^3$, что равносильно размерности $10^4 \text{ Н}/\text{мм}^2$, т.е. справедливо: $\text{кГс}\cdot\text{м}/\text{мм}^3 = 10^4 \text{ Н}/\text{мм}^2$.

Как видно, приведенные в табл. 1.16 значения условного напряжения резания σ значительно больше аналогичных значений, полученных в процессе точения сталей (табл. 1.2). Это связано с особенностями процесса микрорезания и неблагоприятной геометрией алмазного зерна (наличие на зерне отрицательного переднего угла).

Таблица 1.17

Удельная работа резания инструментом с единичным алмазным зерном при низких скоростях (размерность $\text{кГс}\cdot\text{м}/\text{мм}^3 = 10^4 \text{ Н}/\text{мм}^2$)

Обрабатываемый материал	Твердость материала	Фактическая максимальная глубина резания, мкм	Максимальные силы резания, кГс		Коэффициент абразивного резания	Удельная работа резания, $\text{кГс}\cdot\text{м}/\text{мм}^3$
			нормальная	тангенциальная		
Хромистая сталь X12 закаленная	HB 578; HRC 58	26	2,10	1,69	0,81	0,52
Керамика ЦМ 332	–	29	3,48	2,20	0,63	0,50
Быстрорежущая сталь P18 закаленная	HRC 65	32	3,10	2,24	0,72	0,46
Подшипниковая сталь ШХ15	HB 202	35	2,36	2,41	1,03	0,44
Подшипниковая сталь ШХ15	HRC 63	30	2,15	1,78	0,83	0,44
Никель	HB 196	33	1,62	2,53	1,57	0,41
Железо Армко	HB 93	38	1,85	2,54	1,37	0,36
Твердый сплав Т15К6	–	33	2,93	1,65	0,55	0,33
Бронза алюминиевая АМЦ	HB 28	39	1,56	2,28	1,46	0,30
Сталь 45	HB 183	39	2,0	1,88	0,94	0,29
Сталь Ст3	HB 101	39	1,51	1,42	0,94	0,20
Серый чугун СЧ 21-40	HB 205	46	2,37	2,20	0,93	0,26
Титан	HB 354	36	1,54	1,20	0,62	0,19
Твердый сплав ВТ16	HB 342	38	2,02	1,12	0,56	0,18
Медь красная М1	HB 51	44	1,57	1,46	0,93	0,17

Для сравнения в табл. 1.18 [99] приведены экспериментальные значения условного напряжения резания σ (удельной работы шлифования), полученные в процессе алмазного шлифования различных ма-

териалов. Очевидно, эти значения условного напряжения резания σ значительно больше аналогичных значений σ , установленных при исследовании процесса микрорезания алмазным зерном (табл. 1.16), что связано с интенсивным трением связки алмазного круга с обрабатываемым материалом. В особой мере это относится к шлифованию быстрорежущих сталей Р9Ф5 и Р18, у которых удельная работа шлифования значительно больше, чем у таких высокотвердых материалов, как твердый сплав Т15К6, керамика ЦМ 332 и титановый сплав ВТ16. Из этого вытекает, что при шлифовании основная часть тепла образуется в результате трения связки круга с обрабатываемым материалом.

Таблица 1.18

Влияние обрабатываемого материала на удельную работу шлифования

Обрабатываемый материал	Удельная работа шлифования, 10^4 Н/мм ²	Обрабатываемый материал	Удельная работа шлифования, 10^4 Н/мм ²
Быстрорежущая сталь Р9Ф5	85	Сталь 45	23
Быстрорежущая сталь Р18	70	Твердый сплав Т15К6	19
Алюминиевая бронза АМЦ	36	Керамика ЦМ 332	19
Шарикоподшипниковая сталь ШХ15	35	Титановый сплав ВТ16	18
Никель	30	Сталь 3 (НВ 138)	13
Твердый сплав Т15К6 + сталь 45	28	Серый чугун СЧ 21-40	9
Хромованадиевая сталь Х12Ф1	27	Кремний	8
Титан	25	Германий	4
Железо Армко	25	–	–

Таким образом показано, что обеспечить полный переход образующегося тепла в стружки при относительно небольшой температуре резания при шлифовании можно лишь при небольшой производительности обработки. При дальнейшем увеличении производительности обработки температура резания увеличивается, достигая температуры плавления обрабатываемого материала. Поэтому процесс шлифования следует осуществлять с небольшой производительностью.

1.9. Расчет температуры резания при шлифовании с учетом теплопроводности обрабатываемого материала

Для более полного теоретического анализа теплонапряженности процесса резания при шлифовании следует провести расчет температуры резания θ с учетом теплопроводности обрабатываемого материала, т.е. постепенного распространения тепла от мест более нагретых к местам менее нагретым, принимая в первом приближении, что все выделяющееся тепло переходит в поверхностный слой обрабатываемой детали толщиной h и определяется известной зависимостью:

$$Q_T = \lambda \cdot F \cdot \frac{(\theta_1 - \theta_2)}{h} \cdot \tau, \quad (1.67)$$

где $F = v \cdot l$ – площадь контакта инструмента (шлифовального круга) с поверхностным слоем обрабатываемой детали на уровне $y = a$ (рис. 1.23), м²;

l – длина контакта инструмента (шлифовального круга) с поверхностным слоем обрабатываемой детали на уровне $y = a$ (рис. 1.23), м²;

τ – время контакта инструмента (шлифовального круга) с фиксированной плоскостью, проведенной перпендикулярно направлению движения инструмента, с;

θ_1, θ_2 – температуры поверхностного слоя обрабатываемой детали соответственно на уровнях $y = a$ и $y = h$, град.

При расчетах можно принимать $\theta_1 = \theta$ и $\theta_2 = 0$. С учетом $Q_T = N \cdot \tau$ и $N = q \cdot F$ зависимость (1.67) выразится:

$$q = \lambda \cdot \frac{\theta}{h}, \quad (1.68)$$

где N – мощность резания, Вт;

q – плотность теплового потока, Вт/м².

Как видно, зависимость (1.68) содержит два неизвестных параметра: h и θ . Поэтому определить эти параметры однозначно нельзя, необходимо дополнительно использовать уравнение (1.60). Для упрощения расчетов можно в нем в первом приближении не рассматривать первое слагаемое (определяющее объем образующейся стружки), а работу резания – представить в виде $A = P_z \cdot l = N \cdot \tau$. Тогда:

$$N \cdot \tau = c \cdot \rho \cdot \frac{1}{2} \cdot h \cdot v \cdot l \cdot \theta. \quad (1.69)$$

С учетом $v \cdot l = F$ и $q = N/F$, имеем:

$$q \cdot \tau = c \cdot \rho \cdot \frac{1}{2} \cdot h \cdot \theta. \quad (1.70)$$

Таким образом, получено два уравнения – (1.68) и (1.70), которые позволяют определить два неизвестных параметра – h и θ :

$$h = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda \cdot \tau}{c \cdot \rho}}; \quad (1.71)$$

$$\theta = q \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \tau}{c \cdot \rho \cdot \lambda}}. \quad (1.72)$$

Из зависимостей (1.71) и (1.72) вытекает, что с уменьшением времени τ параметры h и θ уменьшаются вплоть до нуля.

Время τ можно представить в виде: $\tau = l/V_{\text{дет}}$. Тогда зависимости (1.71) и (1.72) опишутся:

$$h = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot \frac{l}{V_{\text{дет}}}}; \quad (1.73)$$

$$\theta = q \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{l}{V_{\text{дет}}}}. \quad (1.74)$$

Исходя из приведенных зависимостей, параметр h определяется временем τ контакта шлифовального круга с фиксированной плоскостью, проведенной перпендикулярно направлению его движения, и коэффициентом температуропроводности обрабатываемого материала $a = \lambda/(c \cdot \rho)$ с размерностью $\text{м}^2/\text{с}$, а температура резания θ – еще и плотностью теплового потока q . Следовательно, чем больше скорость детали $V_{\text{дет}}$, тем меньше параметры h и θ .

Для определения условий уменьшения температуры резания следует преобразовать зависимость (1.74) с учетом соотношений

$$q = \frac{N}{F} = \frac{P_z \cdot V_{\text{кр}}}{v \cdot l} = \frac{\sigma \cdot S_{\text{сум}} \cdot V_{\text{кр}}}{v \cdot l} = \frac{\sigma \cdot Q_{\text{уд}}}{l}. \text{ В результате получено:}$$

$$\theta = \frac{\sigma \cdot Q_{\text{уд}}}{l} \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{l}{V_{\text{дет}}}}, \quad (1.75)$$

где $N = P_z \cdot V_{кр}$ – мощность шлифования, Вт;

$P_z = \sigma \cdot S_{сум}$ – тангенциальная составляющая силы резания, Н;

$S_{сум} = v \cdot Q_{уд} / V_{кр}$ – суммарная мгновенная площадь поперечного сечения среза всеми одновременно работающими зернами круга, м²;

$Q_{уд} = t \cdot V_{дет}$ – удельная производительность обработки, м²/с;

t – глубина шлифования, м;

$V_{дет}$ – скорость детали, м/с;

$F = v \cdot l$ – площадь контакта круга с обрабатываемым материалом, м²;

l – длина дуги контакта круга с обрабатываемым материалом, м.

Зависимость $S_{сум} = v \cdot Q_{уд} / V_{кр}$ установлена из условия, что при шлифовании вследствие большого количества зерен, одновременно участвующих в процессе съема обрабатываемого материала, суммарную мгновенную площадь поперечного сечения среза всеми одновременно работающими зернами круга $S_{сум}$ во времени можно рассматривать постоянной величиной. Тогда объем снимаемого материала за время шлифования τ равен $V = S_{сум} \cdot L$, где $L = V_{кр} \cdot \tau$ – длина пути, пройденного каждым абразивным зерном круга за время шлифования τ , м. С другой стороны, $V = v \cdot Q_{уд} \cdot \tau$. Сравнивая два приведенных соотношения, имеем: $S_{сум} = v \cdot Q_{уд} / V_{кр}$. Следовательно, увеличивая скорость круга $V_{кр}$, можно добиться существенного уменьшения $S_{сум}$ и, соответственно, тангенциальной составляющей силы резания $P_z = \sigma \cdot S_{сум} = \sigma \cdot v \cdot Q_{уд} / V_{кр}$.

Мощность шлифования $N = P_z \cdot V_{кр} = \sigma \cdot v \cdot Q_{уд}$, исходя из этого условия, не зависит от скорости круга $V_{кр}$, а определяется условным напряжением резания σ и производительностью обработки $Q = v \cdot Q_{уд}$. Этим объясняется то, что и температура резания θ , согласно зависимости (1.75), также не зависит от скорости круга $V_{кр}$, поскольку она явно не входит в зависимость (1.75). Однако скорость круга $V_{кр}$ влияет на температуру резания θ посредством изменения условного напряжения резания σ . Так, в работе [136] установлено, что с увеличением скорости круга $V_{кр}$ удельная работа $A_{уд}$ (условное напряжение резания σ) увеличивается (рис. 1.35). В этой же работе

показано увеличение температуры резания с увеличением скорости круга $V_{кр}$ (рис. 1.36, рис. 1.37). Следовательно, согласно зависимости (1.75), температура резания θ увеличивается с увеличением скорости круга $V_{кр}$. Поэтому, с целью уменьшения температуры резания θ скорость круга $V_{кр}$ необходимо уменьшать, что соответствует практике.

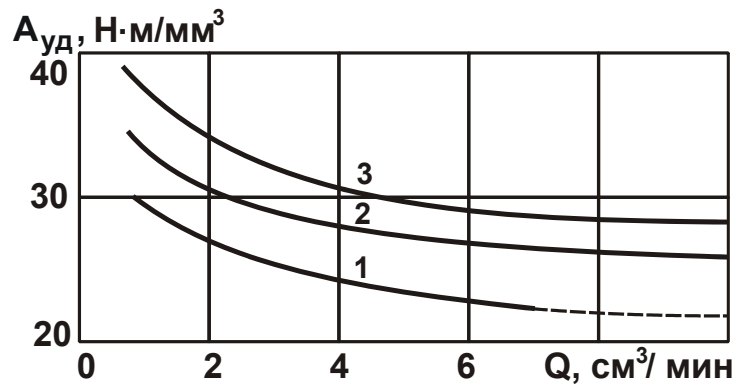


Рис. 1.35. Зависимость удельной работы $A_{уд}$ от скорости съема металла Q при шлифовании стали 45 (HRC 48 – 52):
 1 – $V=35$ м/с; 2 – $V=70$ м/с; 3 – $V=120$ м/с [136]

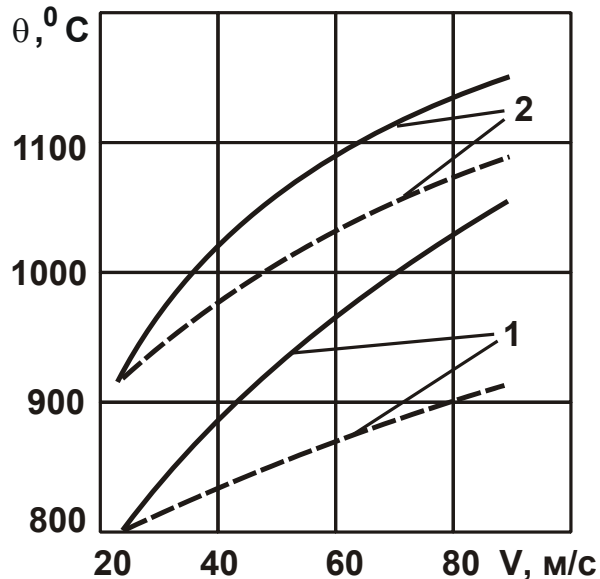


Рис. 1.36. Зависимость температуры шлифования θ от скорости резания V при круглом наружном шлифовании закаленных сталей кругом 24А 25 С2 7 К: 1 – сталь 40ХГНМ; 2 – сталь ШХ15; сплошные линии – при $V_{н} = 25$ м/мин; штриховые линии – при $V / V_{н} = 60$. Условия шлифования: глубина $t=0,01$ мм/ход; продольная подача $S=5$ мм/об.; охлаждение – 1,5 %-й раствор масла в воде [136]

В связи с этим интересны результаты комплексных экспериментальных исследований процесса заточки торцом алмазного круга на керамической связке инструмента из твердого сплава ВК6 совместно со сталью 45, приведенные в работе [22]. На рис. 1.38 – рис. 1.41 показаны графики тангенциальной составляющей силы резания P_z и температуры резания θ в зависимости от основных параметров шлифования: марки алмаза, концентрации алмазного круга, скорости круга и продольной подачи. Как видно, с изменением марки алмаза и концентрации алмазного круга, характер изменения параметров P_z и θ совпадает, что в полной мере соответствует аналитической зависимости (1.75). Такой характер изменения параметров P_z и θ обусловлен тем, что с увеличением прочности алмазных зерен, т.е. с переходом от алмаза марки АС2 к алмазу марки А, уменьшается линейный износ зерна и обеспечивается его более высокая острота (режущая способность). Это приводит к уменьшению P_z , условного напряжения резания σ и, соответственно, температуры резания θ .

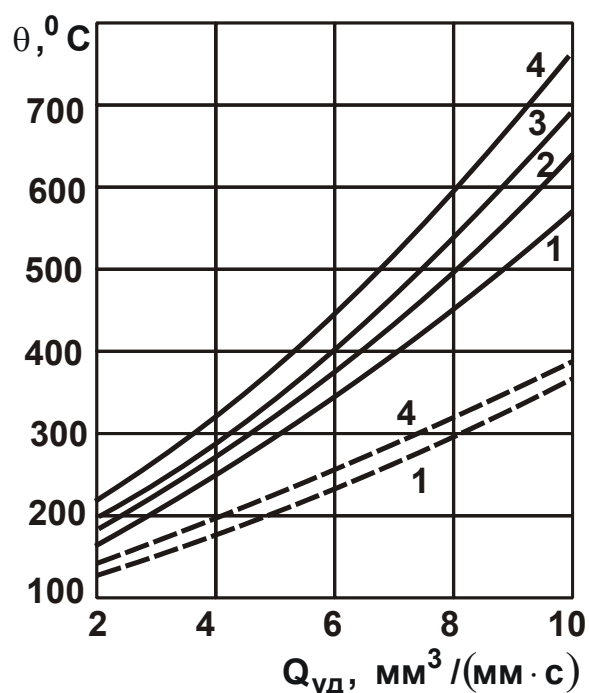


Рис. 1.37. Зависимость температуры θ от удельного съема металла $Q_{уд}$ при круглом наружном шлифовании нормализованной стали 45 кругом типа 24А 16 МЗ 7 К : 1 – $V = 20$ м/с; 2 – $V = 40$ м/с; 3 – $V = 60$ м/с; 4 – $V = 80$ м/с; $V_{ш} = 30$ м/мин; сплошные линии – шлифование без охлаждения; штриховые линии – с охлаждением маслом [136]

С увеличением концентрации алмазов K тангенциальная составляющая силы резания P_z и температура резания θ уменьшаются (рис. 1.39). Это связано с менее интенсивным износом алмазных зерен и уменьшением интенсивности трения связки алмазного круга с обрабатываемым материалом, что приводит к уменьшению условного напряжения резания σ в соответствии с зависимостью (1.75).

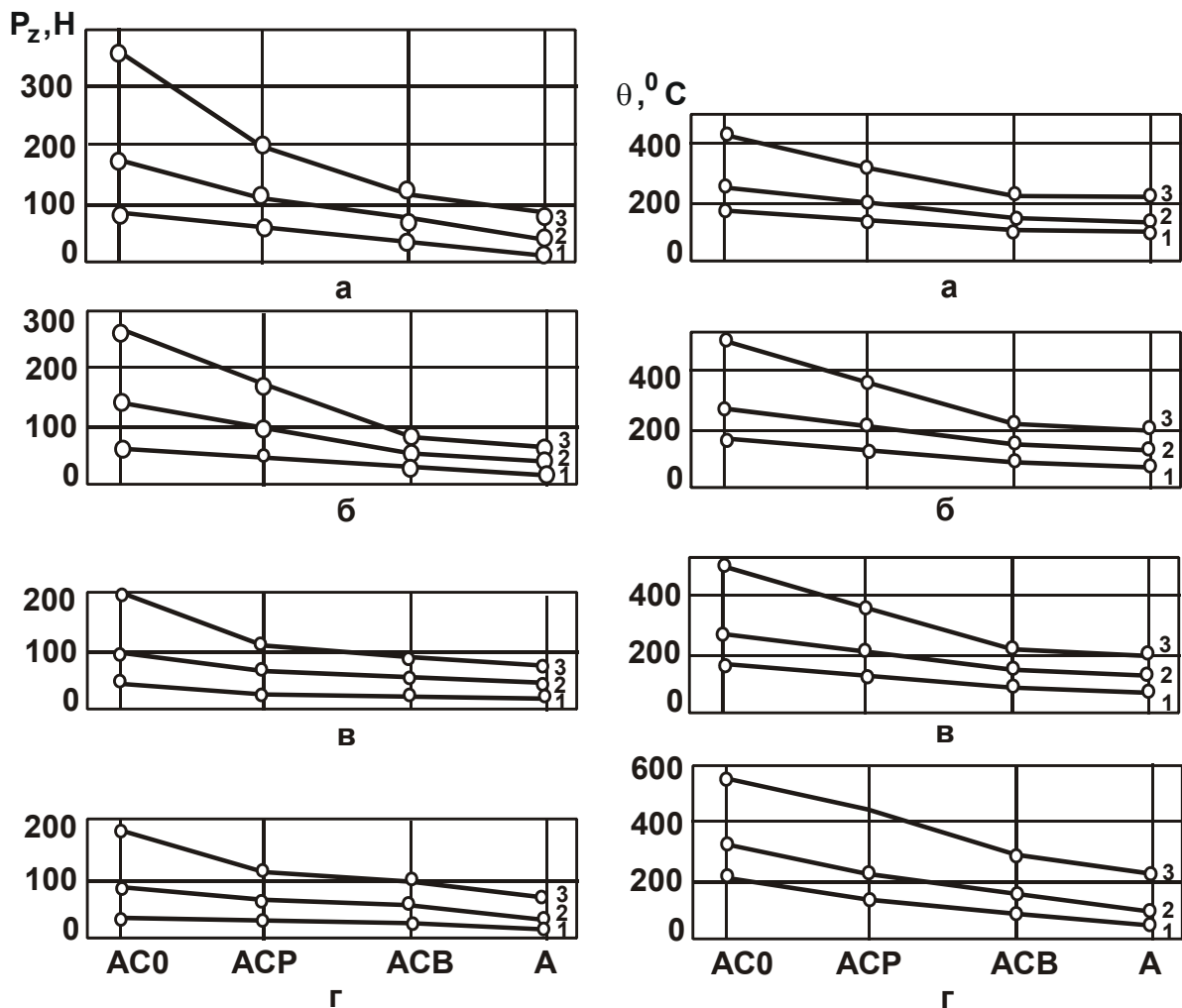


Рис. 1.38. Влияние марки алмазов на тангенциальную составляющую силы резания P_z и на температуру в зоне контакта θ при заточке инструмента из твердого сплава ВК6 совместно со сталью 45 для скоростей круга 15 м/с (а); 20 м/с (б); 30 м/с (в); 40 м/с (г): 1 – 3 поперечная подача соответственно равна: 0,01; 0,03; 0,06 мм/дв. ход

С увеличением скорости круга $V_{кр}$ тангенциальная составляющая силы резания P_z уменьшается, а температура резания θ , наоборот, несколько увеличивается, что связано с характером изменения условного напряжения резания σ . Это подтверждает достоверность

полученной зависимости (1.75). Таким образом показано, что скорость круга $V_{кр}$ непосредственно не влияет на характер изменения температуры резания θ , однако, ее влияние проявляется в увеличении σ , что и приводит к увеличению температуры резания θ с увеличением $V_{кр}$.

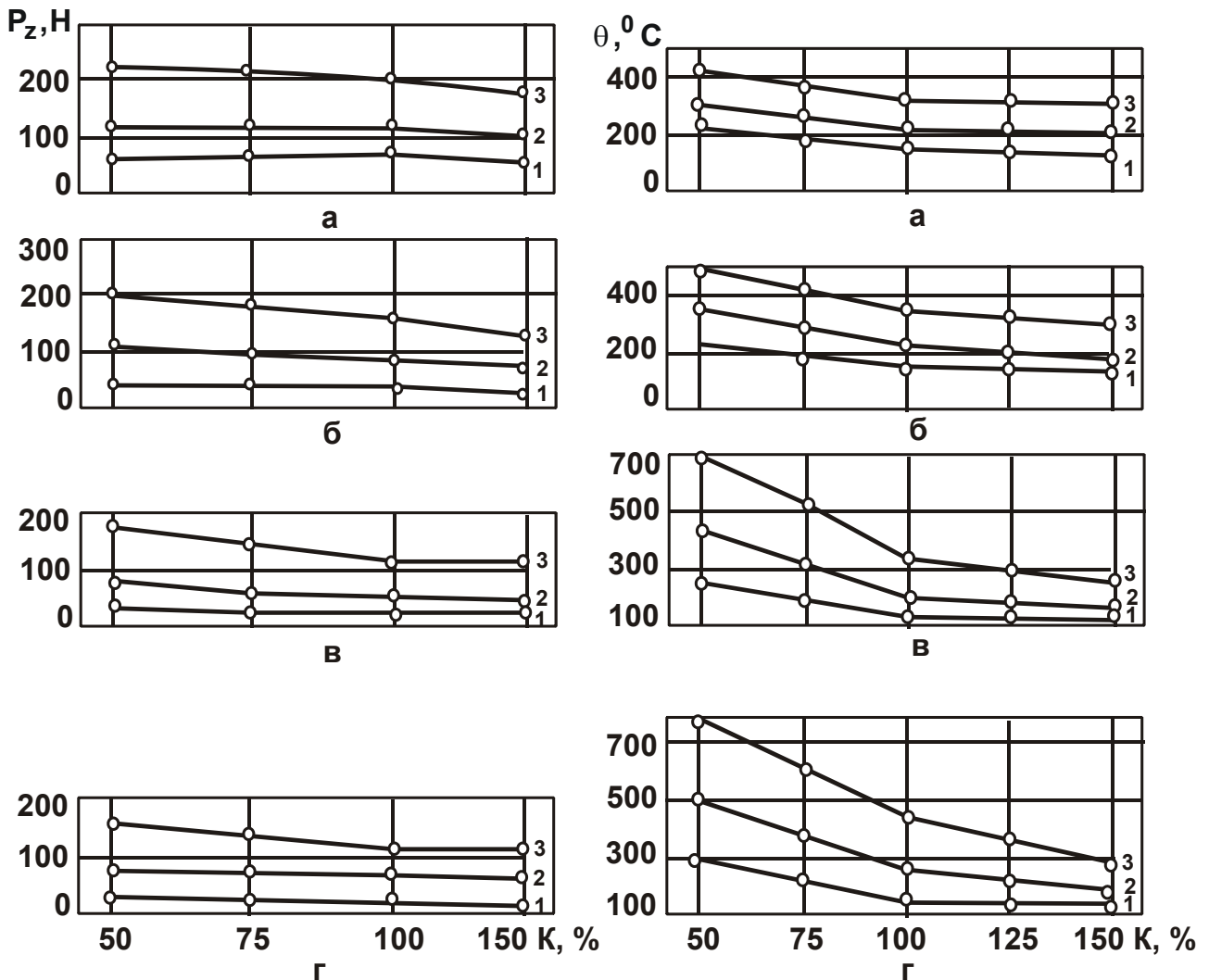


Рис. 1.39. Влияние концентрации алмазов на тангенциальную составляющую силы резания P_z и на температуру в зоне контакта θ при заточке инструмента из твердого сплава ВК6 совместно со сталью 45 для скоростей круга 15 м/с (а); 20 м/с (б); 30 м/с (в); 40 м/с (г): 1 – 3 поперечная подача соответственно равна: 0,01; 0,03; 0,06 мм/дв. ход

Из рис. 1.40 следует, что с увеличением продольной подачи $S_{прод}$ тангенциальная составляющая силы резания P_z и температура резания θ увеличиваются. Это связано с увеличением суммарной мгновенной площади поперечного сечения среза всеми одновременно работающими зернами круга $S_{сум} = v \cdot Q_{уд} / V_{кр}$, вызывающей увеличе-

ние тангенциальной составляющей силы резания P_z и мощности шлифования N . Температура резания θ в этом случае описывается зависимостью, полученной после преобразования зависимости (1.75) с учетом соотношения $Q_{уд} = t \cdot V_{дет}$:

$$\theta = \sigma \cdot t \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{V_{дет}}{l}} = \sigma \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot t}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{Q_{уд}}{l}} \quad (1.76)$$

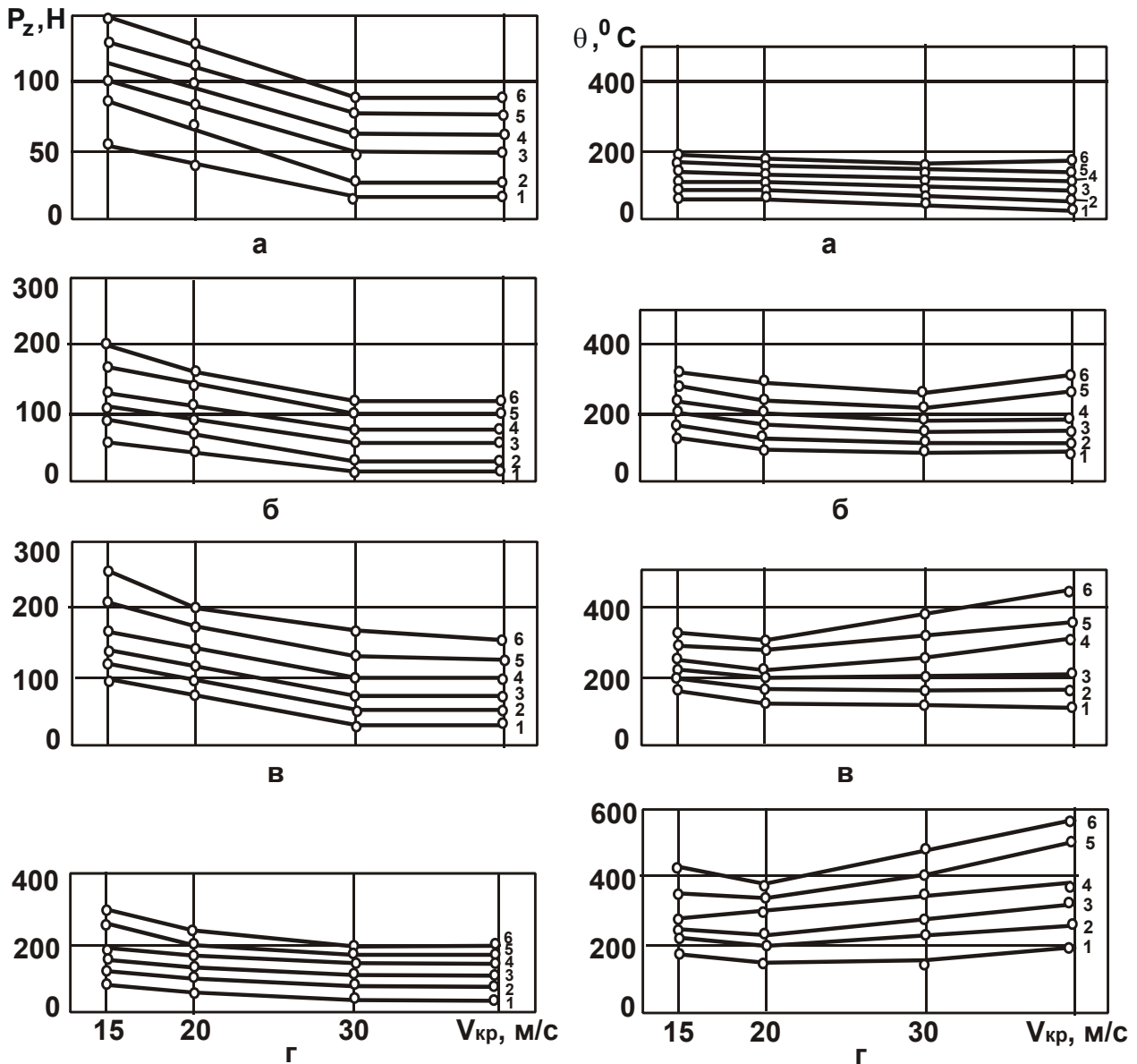


Рис. 1.40. Влияние скорости круга $V_{кр}$ на P_z и на температуру в зоне контакта θ при заточке инструмента из твердого сплава ВК6 совместно со сталью 45 для продольных подач: 1 м/мин (а); 2 м/мин (б); 3 м/мин (в); 4 м/мин (г); 1 – 6 поперечная подача равна: 0,01; 0,02; 0,03; 0,04; 0,05; 0,06 мм/дв. ход

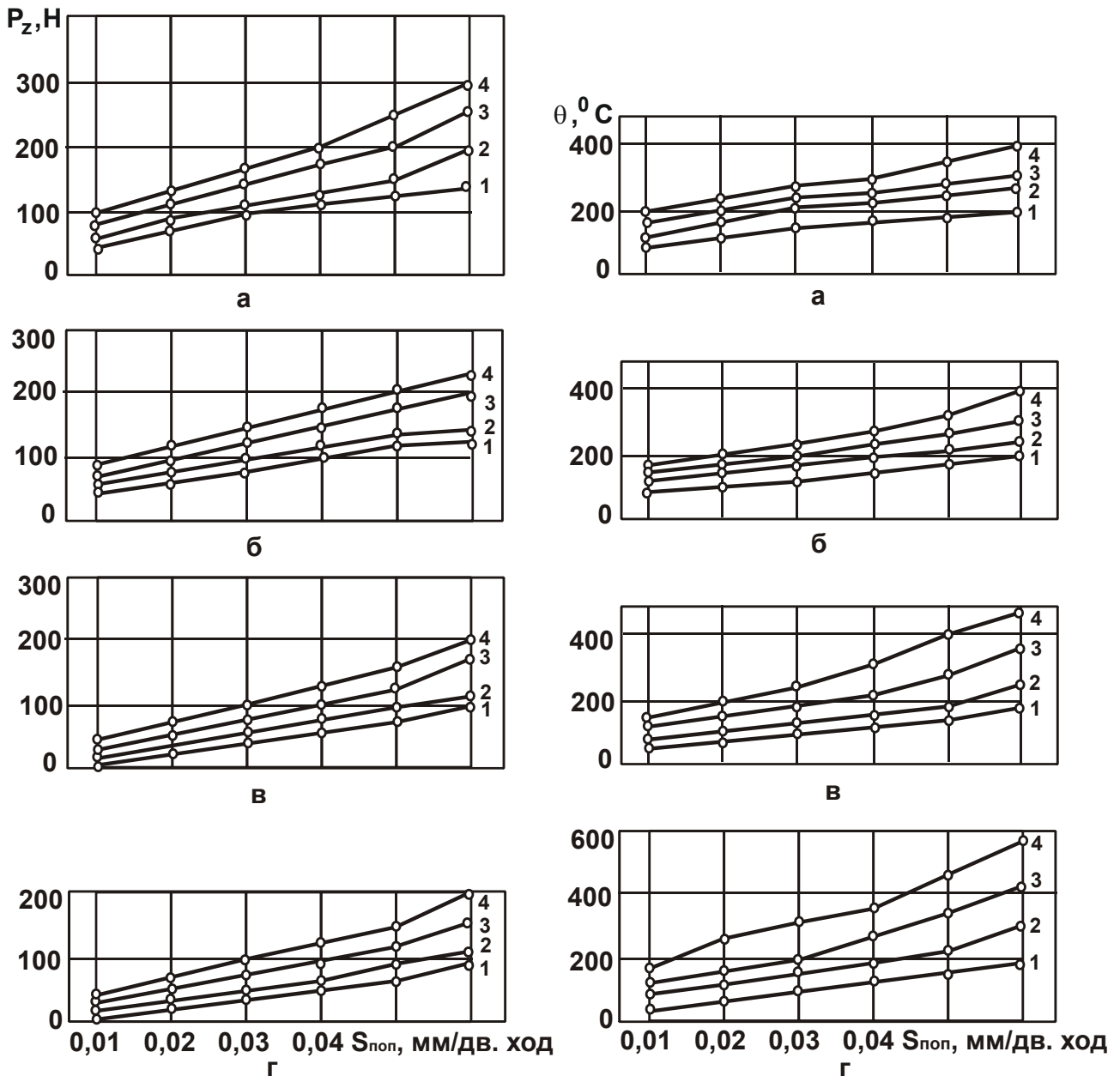


Рис. 1.41. Влияние поперечной подачи на составляющую силы резания P_z и на температуру в зоне контакта θ при заточке инструмента из твердого сплава ВК6 совместно со сталью 45 для скоростей круга: 15 м/с (а); 20 м/с (б); 30 м/с (в); 40 м/с (г); 1 – 4 продольная подача соответственно равна: 1; 2; 3; 4 м/мин

Из зависимости (1.76) вытекает, что с увеличением параметров режима шлифования t и $V_{\text{дет}}$ температура резания θ увеличивается, причем, в большей мере с увеличением глубины шлифования t . Поэтому при условии $Q_{\text{уд}} = \text{const}$ уменьшить температуру резания θ можно уменьшением глубины шлифования t , т.е. применением многопроходного шлифования.

Зависимость (1.76), по сути, справедлива и для процесса точения, рассматривая вместо глубины шлифования t толщину среза a . Это позволяет закономерности формирования температуры резания θ при шлифовании и точении рассматривать равнозначными. Основным условием уменьшения температуры резания θ с учетом соотношения $Q_{уд} = t \cdot V_{дет}$ в двух случаях является увеличение скорости детали $V_{дет}$ и уменьшение глубины шлифования t (или толщины среза a при точении), т.е. применение многопроходного шлифования или высокоскоростного резания при точении.

Это одно из важнейших преимуществ высокоскоростного резания, состоящее в увеличении производительности обработки без увеличения температуры резания θ . В данном случае уменьшается доля тепла, уходящего в обрабатываемую деталь, и увеличивается доля тепла, уходящего в образующуюся стружку, что приводит к уменьшению глубины проникновения тепла в поверхностный слой обрабатываемой детали. Поэтому, реализуя высокоскоростное резание, можно одновременно добиться повышения производительности и качества обработки при заданной температуре резания θ .

Как известно, при шлифовании температура резания θ больше, чем при точении. Исходя из зависимости (1.72), это может быть связано с увеличением времени τ , поскольку скорость резания при точении значительно превышает скорость перемещения детали при шлифовании, а это ведет к уменьшению времени τ . Поэтому, например, переход от обычного резания к высокоскоростному резанию позволяет уменьшить время τ и параметр h , а соответственно, и температуру резания θ . В результате фактически все образующееся при резании тепло уходит в образующуюся стружку, что снижает вероятность образования температурных дефектов на обрабатываемой поверхности в процессе точения.

При шлифовании, наоборот, увеличение времени τ в зависимости (1.71) приводит к увеличению параметров h и θ , что является основной причиной появления на обрабатываемых поверхностях различных температурных дефектов: прижогов, микротрещин и т.д.

Следовательно, при шлифовании необходимо увеличивать скорость перемещения детали $V_{дет}$, уменьшая тем самым время τ , входящее в зависимости (1.71) и (1.72). Это позволит существенно

уменьшить отрицательное воздействие трение связки круга с обрабатываемым материалом на температуру резания и качество обработанной поверхности.

Проведенные профессором Беззубенко Н. К. [7] экспериментальные исследования так называемого "двойного скоростного шлифования" (при соизмеримых скоростях круга и обрабатываемой детали) показали, что процесс протекает достаточно устойчиво с небольшой силовой и тепловой напряженностью, а качество обработанных поверхностей соответствует предъявляемым требованиям.

Практикой также установлено, что при шлифовании условное напряжение резания σ значительно больше, чем при точении, а это предопределяет возможность повышения производительности обработки при точении для заданной температуры резания θ . Следовательно, при точении можно добиться более высоких показателей производительности и качества обработки (с точки зрения обеспечения температурного критерия), чем при шлифовании. По этой причине метод шлифования применяется в основном на окончательных (финишных) операциях при относительно малопродуктивном съеме небольших припусков, а метод точения – на предварительных операциях при высокопроизводительном съеме больших припусков. Увеличенные значения условного напряжения резания σ предопределяют и более высокие значения температуры резания θ при шлифовании, и появление температурных дефектов на обрабатываемых поверхностях. Поэтому эффективность применения шлифования состоит главным образом в повышении точности и уменьшении шероховатости обрабатываемых поверхностей.

1.10. Экспериментальная оценка достоверности полученных теоретических решений

Для оценки достоверности полученных теоретических решений по определению условий уменьшения температуры резания при шлифовании следует воспользоваться результатами комплексных экспериментальных исследований, приведенных в работе [13].

На рис. 1.42 [13] показан характер изменения температуры резания θ_M при шлифовании с увеличением скорости детали $V_{дет}$ без

применения смазочно-охлаждающей жидкости (СОЖ). Как видно, при относительно небольшой глубине шлифования $t = 0,04 \cdot 10^{-3}$ м температура резания θ_M первоначально увеличивается, что соответствует зависимости (1.76), а затем стабилизируется. Это связано с тем, что при достижении скорости детали $V_{дет} = 0,83 \cdot 10^{-3}$ м/с фактически все тепло, образующееся при шлифовании, уходит в образующиеся стружки. В этом случае температура резания подчиняется зависимости (1.40), аналогично процессу течения.

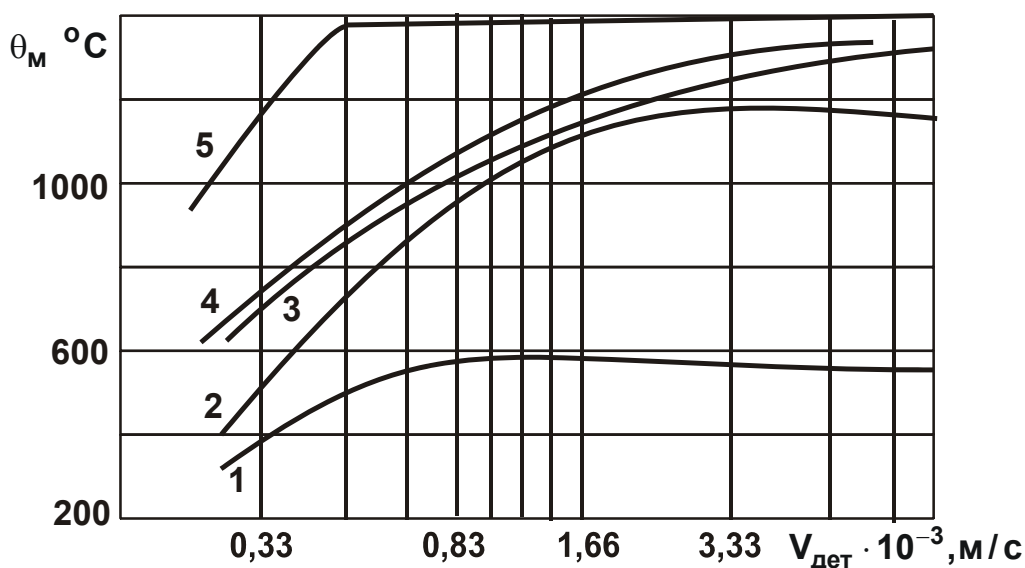


Рис. 1.42. Температурные зависимости при шлифовании сплава ЖС6К кругом 98А32НМ16К11 без применения СОЖ:

- 1 – $t = 0,04 \cdot 10^{-3}$ м; 2 – $t = 0,08 \cdot 10^{-3}$ м;
 3 – $t = 0,16 \cdot 10^{-3}$ м; 4 – $t = 0,24 \cdot 10^{-3}$ м; 5 – $t = 2,0 \cdot 10^{-3}$ м

При глубине шлифования $t = 0,08 \cdot 10^{-3}$ м и увеличении скорости детали $V_{дет}$ также наблюдается стабилизация температуры резания θ_M , однако при большем ее значении ($\theta_M = 1200$ °C). При достижении скорости детали $V_{дет} = 0,83 \cdot 10^{-3}$ м/с фактически все тепло, образующееся при шлифовании, уходит в образующиеся стружки.

С увеличением глубины шлифования, начиная от значения $t = 0,16 \cdot 10^{-3}$ м, температура резания θ_M с увеличением скорости детали $V_{дет}$, непрерывно увеличивается, асимптотически приближаясь к значению 1400 °C, приблизительно равному температуре плавления обрабатываемого материала ЖС6К.

При глубине шлифования $t = 0,08 \cdot 10^{-3}$ м стабилизация температуры резания θ_M наступает при небольшой скорости детали $V_{дет}$. В этом случае не все тепло уходит в образующиеся стружки, часть тепла уходит в обрабатываемую деталь, поскольку в случае полного перехода тепла в стружки температура резания принимала бы значительно большие значения по сравнению с температурой плавления обрабатываемого материала ЖС6К.

Приведенные экспериментальные данные подтверждают достоверность предложенного в настоящей работе теоретического решения о характере распределения тепла при шлифовании и формировании температуры резания.

Используя аналитическую зависимость (1.40), для установившихся значений температуры резания $\theta_M = 600$ °С (для $t = 0,04 \cdot 10^{-3}$ м) и $\theta_M = 1200$ °С (для $t = 0,08 \cdot 10^{-3}$ м) с учетом $c \cdot \rho = 4,46 \cdot 10^6$ Дж/(м³·град.) определены значения условного напряжения резания: $\sigma = 2676$ Н/мм² и $\sigma = 5352$ Н/мм². Как видно, с увеличением параметров режима резания и, соответственно, производительности обработки условное напряжение резания σ увеличивается, что и приводит к пропорциональному увеличению температуры резания.

На рис. 1.43 [13] показан характер изменения температуры резания θ_M при шлифовании с увеличением глубины шлифования t . Как видно, температура резания θ_M первоначально увеличивается, а затем стабилизируется. Так, при относительно небольшой скорости детали $V_{дет} = 0,01$ м/с (кривая 3) температура резания θ_M непрерывно увеличивается с увеличением глубины шлифования t (до значения $t = 10^{-3}$ м), после чего принимает постоянное значение, равное 1000 °С. Следовательно, при изменении глубины шлифования t в пределах от 0 до 10^{-3} м образующееся при шлифовании тепло уходит как в стружки, так и в обрабатываемую деталь. При дальнейшем увеличении глубины шлифования t образующееся при шлифовании тепло фактически все уходит в образующиеся стружки.

При большем значении скорости детали $V_{дет} = 0,05$ м/с (кривые 1 и 2) также имеет место стабилизация температуры резания θ_M при достижении температуры плавления обрабатываемого материала.

В этом случае образующееся при шлифовании тепло уходит как в образующиеся стружки, так и в обрабатываемую деталь. Поэтому не следует использовать зависимость (1.40) для определения условного напряжения резания σ . Данную зависимость можно использовать для определения σ при меньшем значении $V_{дет} = 0,01$ м/с (кривая 3), где все тепло уходит в образующиеся стружки. В результате расчетов установлено: $\sigma = 4460$ Н/мм².

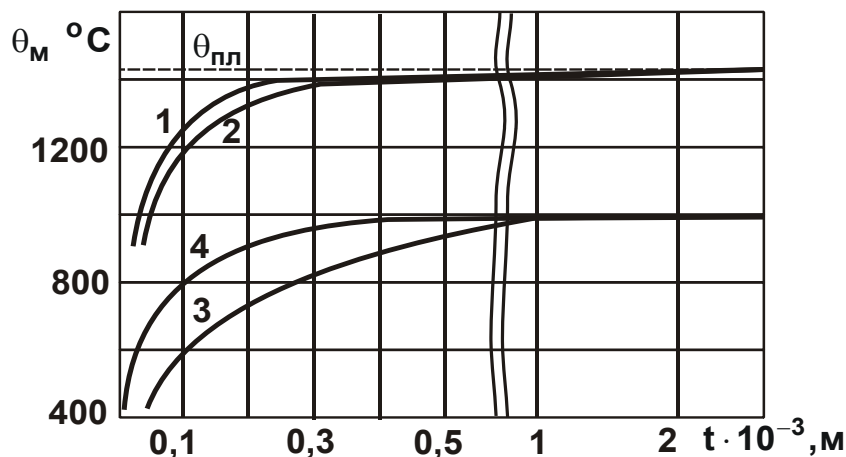


Рис. 1.43. Температурное поле при шлифовании: 1 – $V_{кр} = 35$ м/с; $V_{дет} = 0,05$ м/с; без применения СОЖ; 2 – $V_{кр} = 35$ м/с; $V_{дет} = 0,05$ м/с; подача СОЖ с расходом $0,25 \cdot 10^{-3}$ м³/с; 3 – $V_{кр} = 30$ м/с; $V_{дет} = 0,01$ м/с; подача СОЖ в зону шлифования и на обрабатываемую поверхность; 4 – $V_{кр} = 27$ м/с; $V_{дет} = (1 \dots 1,66) \cdot 10^{-3}$ м/с; подача СОЖ в зону шлифования и на обрабатываемую поверхность

Для оценки уровня условного напряжения резания σ , возникающего при различных методах шлифования, в табл. 1.19 и табл. 1.20 приведены его экспериментальные значения. Так, в табл. 1.19 приведены экспериментальные значения основных параметров плоского абразивного шлифования быстрорежущей стали Р18 по упругой схеме кругом 24А40М36К5 в зависимости от времени обработки [121].

Как видно, за 5 минут обработки глубина шлифования t уменьшилась почти в 10 раз, а условное напряжение резания σ увеличилось в 6 раз при одновременном уменьшении коэффициента шлифования $K_{ш}$. Это свидетельствует о существенном повышении силовой напряженности процесса шлифования в связи с затуплением режущих зерен и интенсивным трением связки круга с обрабатываемым материалом.

Таблица 1.19

Влияние времени обработки на параметры шлифования
быстрорежущей стали P18 по упругой схеме

№ п/п	Время обработки τ , мин	Глубина шлифования t за 5 проходов, мм	Мощность шлифования N , Вт	Сила резания P_z , Н	Коэффициент шлифования $K_{ш} = P_z / P_y$	Условное напряжение резания $\sigma \cdot 10^4$, Н/мм ²
1	0,1	0,037	840	28,8	0,480	3,24
2	0,5	0,013	854	22,4	0,373	7,20
3	1,0	0,008	630	21,5	0,358	11,2
4	2,0	0,006	522	17,9	0,299	12,4
5	3,0	0,005	480	16,4	0,273	13,7
6	5,0	0,003	450	15,3	0,296	18,8

Примечание. Условия обработки: $V_{кр} = 29,6$ м/с; $V_{дет} = 6$ м/мин; $P_y = 60$ Н.

Из табл. 1.20 [99] следует, что с увеличением поперечной подачи при скорости круга $V_{кр} = 15,7$ м/с условное напряжение резания σ уменьшается, а при $V_{кр} = 35$ м/с в зависимости от концентрации алмазов может как уменьшаться, так и увеличиваться. С физической точки зрения это связано с тем, что с увеличением поперечной подачи улучшаются условия стружкообразования при резании, а с увеличением скорости круга $V_{кр}$ уменьшаются толщины срезов и соответственно ухудшаются условия стружкообразования.

Таблица 1.20

Экспериментальные значения условного напряжения резания σ
и коэффициента шлифования $K_{ш}$

Концентрация алмазов, %	$\sigma \cdot 10^4$, Н/мм ²			$K_{ш}$		
	Скорость круга, м/с					
	15,7	35		15,7	35	
	Поперечная подача, мм/дв.ход					
	0,03	0,06		0,03	0,06	
50	18	7,1	15,0	0,42	0,37	0,35
100	19	10,0	16,0	0,43	0,46	0,37
150	20	10,5	20,5	0,42	0,51	0,42
200	24	10,5	21,0	0,39	0,46	0,42

Примечание. Условия обработки: алмазный круг AC2 125/100 100 M5, обрабатываемый материал – твердый сплав.

В табл. 1.21 [49] приведены экспериментальные значения σ и $K_{\text{ш}}$, полученные при обычном алмазном шлифовании (АИ) и алмазно-искровом шлифовании (АИШ) твердого сплава ТН-20. Как видно, при алмазно-искровом шлифовании значения условного напряжения резания σ меньше, а значения коэффициента шлифования $K_{\text{ш}}$ – больше. Это обусловлено тем, что при алмазно-искровом шлифовании (за счет возбуждения в зоне обработки электрических разрядов и электроэрозионного (ударно-термического) разрушения металлической связки) обеспечивается постоянное поддержание высокой режущей способности алмазного круга. Однако уровень условного напряжения резания σ при алмазно-искровом шлифовании остается все же высоким, чтобы реализовать установившийся тепловой процесс.

Таблица 1.21

Экспериментальные значения параметров σ и $K_{\text{ш}}$
при алмазном шлифовании (АШ) и алмазно-искровом
шлифовании (АИШ) сплава ТН-20 совместно со сталью 45

Время обработки, мин	$\sigma \cdot 10^4, \text{ Н/мм}^2$		$K_{\text{ш}}$	
	Метод шлифования			
	АШ	АИШ	АШ	АИШ
2	13,8	6,2	0,42	0,26
4	14,4	7,4	0,34	0,24
6	14,8	8,4	0,28	0,23
8	15,3	8,3	0,26	0,23
10	15,7	8,5	0,24	0,24
12	16,0	8,4	0,23	0,23
14	16,4	8,5	0,21	0,23

Примечание. Условия обработки: алмазный круг 12А2 – 45⁰ АС6 100/80 4 М1-01; $P_{\text{н}} = 1 \text{ МПа}$; $V_{\text{кр}} = 20 \text{ м/с}$.

В табл. 1.22 [49] приведены экспериментальные значения условного напряжения резания σ и коэффициента шлифования $K_{\text{ш}}$, полученные при микрорезании единичным алмазным зерном твердого сплава Т15К6. Как видно, значения условного напряжения резания σ меньше, чем при обычном алмазном и алмазно-искровом шлифовании (табл. 1.22). Это связано с тем, что при шлифовании имеет место интенсивное трение обрабатываемого материала с металлической связкой алмазного круга, а при микрорезании единичным зерном оно от-

сутствует. Вместе с тем, уровень значений σ , приведенных в табл. 1.22, является относительно большим, чтобы уменьшить максимальную температуру шлифования $\theta = \sigma / (c \cdot \rho)$ в установившемся тепловом процессе до значения менее 1500°C (рис. 1.29), т.е. до температуры плавления обрабатываемого материала. Следовательно, в условиях микрорезания единичным алмазным зерном твердого сплава сложно обеспечить установившийся тепловой процесс.

Таблица 1.22

Экспериментальные значения параметров σ и $K_{\text{ш}}$
для условий микрорезания зерном AC50
твердого сплава T15K6 с толщиной среза $a_z = 8 \text{ мкм}$

$V_{\text{кр}}, \text{ м/с}$	$\sigma \cdot 10^4, \text{ МПа}$	$K_{\text{ш}}$
15	2,6	0,59
20	2,4	0,55
25	2,2	0,52
30	2,1	0,50
35	2,0	0,48

Как видно, вследствие интенсивного трения связки круга с обрабатываемым материалом условное напряжение резания σ принимает чрезвычайно большие значения, при которых, согласно зависимости (1.40), невозможно добиться полного перехода образующегося при шлифовании тепла в образующиеся стружки. Поэтому на практике приходится обработку производить с относительно небольшой производительностью, при которой фактически все образующееся тепло переходит в обрабатываемую деталь, вызывая образование различных температурных дефектов. В этих условиях основным направлением повышения качества и производительности обработки при шлифовании следует рассматривать уменьшение условного напряжения резания σ за счет уменьшения интенсивности трения и повышения режущей способности шлифовального круга.

Предложенный в работе теоретический подход к расчету температуры резания θ также согласуется с экспериментальными данными (табл. 1.23 [121]), полученными при плоском шлифовании на станке 3Г71 образцов из стали 12Х2Н4А обычным и импрегнированным кругами (24А25СМ16К5) на режимах: $V_{\text{кр}} = 30 \text{ м/с}$; $V_{\text{дет}} = 0,17 \text{ м/с}$.

Таблица 1.23

Значения температур и качественные характеристики
шлифуемых поверхностей

Технические показатели	Обычный круг			Пропитанный круг		
	t = 0,02 мм	t = 0,03 мм	t = 0,04 мм	t = 0,02 мм	t = 0,03 мм	t = 0,04 мм
Мощность, затрачиваемая на резание, Вт	220	350	650	150	250	350
Температура в зоне резания, °С	350	495	600	210	310	400
Удельная работа шлифования, Дж/мм ³	55	60	80	32	38	40
Шероховатость Ra, мкм	0,35	0,45	0,51	0,27	0,32	0,35
Процентное содержание остаточного аустенита A, %	16	21	30	8	15	20
Зависимость ширины линии B ₁₁₀ , мм	38	35	30	41	38	35

Для анализа экспериментально полученных данных, приведенных в табл. 1.23, следует рассмотреть зависимость (1.74) с учетом $q = N/F = N/(v \cdot l)$ и известного соотношения $l = \sqrt{2 \cdot t \cdot R_{кр}}$ [89]:

$$\theta = \frac{N}{v} \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{1}{\sqrt{2 \cdot t \cdot R_{кр}} \cdot V_{дет}}}, \quad (1.77)$$

где $R_{кр}$ – радиус круга, м.

Из табл. 1.23 видно, что при шлифовании обычным кругом с увеличением глубины шлифования t в 2 раза (с 0,02 до 0,04 мм) мощность шлифования N увеличилась в 2,95 раз (с 220 до 650 Вт). При этом удельная работа шлифования (равная условному напряжению резания σ), увеличилась от $55 \cdot 10^3$ до $80 \cdot 10^3$ Н/мм², т.е. в 1,45 раза. Отношение этих значений N и σ , т.е. $2,95/1,45=2$. Следовательно, увеличение мощности шлифования N в 2,95 раза вызвано увеличением как глубины шлифования t в 2 раза, так и одновременно увеличением условного напряжения резания σ в 1,45 раза.

С увеличением глубины шлифования t в 2 раза температура резания θ увеличилась от 350 до 600 °С, т.е. в 1,71 раз. Исходя из зависимости (1.77), для заданных условий обработки температура резания

θ должна увеличиться на большую величину (в 2,48 раза). Наблюдаемое расхождение расчетных и экспериментальных значений температуры резания может быть связано с определенными факторами, неучтенными при установлении зависимости (1.77) или же с погрешностями измерения мощности шлифования и температуры резания.

Необходимо отметить, что при шлифовании пропитанным (импрегнированным) абразивным кругом это расхождение значительно меньше. Так, с увеличением глубины шлифования t в 2 раза (с 0,02 до 0,04 мм) увеличение мощности шлифования N составило 2,33 раза, а температуры резания θ – 1,91 раз. Согласно зависимости (1.77), температура резания θ должна увеличиться в 1,96 раз. Как видно, расчетные и экспериментальные значения относительного увеличения температуры резания фактически совпадают, что указывает на достоверность полученной аналитической зависимости (1.77).

Анализ экспериментальных данных, приведенных в табл. 1.23, показал, что удельная работа шлифования (равная условному напряжению резания σ) принимает чрезвычайно большие значения по сравнению с аналогичными значениями, полученными при точении (табл.1.2, рис. 1.3 [132]). Это связано в первую очередь с интенсивным трением связки круга с обрабатываемым материалом, поскольку условное напряжение резания σ при микрорезании единичным зерном принимает меньшие значения (табл. 1.22). Поэтому шлифование пропитанным (импрегнированным) абразивным кругом позволяет до 2-х раз уменьшить интенсивность трения в зоне резания и, соответственно, удельную работу шлифования, мощность шлифования и температуру резания. Это способствует повышению параметров качества обработанных поверхностей (табл. 1.23 [121]).

В работе [136] приведены графики изменения температуры резания θ при шлифовании, которые показывают, что с увеличением скорости круга $V_{кр}$ при условии $Q_{уд} = \text{const}$ температура резания θ уменьшается (рис. 1.44).

Для анализа данной закономерности зависимость (1.75) с учетом отношения $V_{кр}/V_{дет} = z$ следует представить в виде:

$$\theta = \sigma \cdot Q_{уд} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot l}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{z}{V_{кр}}} \quad (1.78)$$

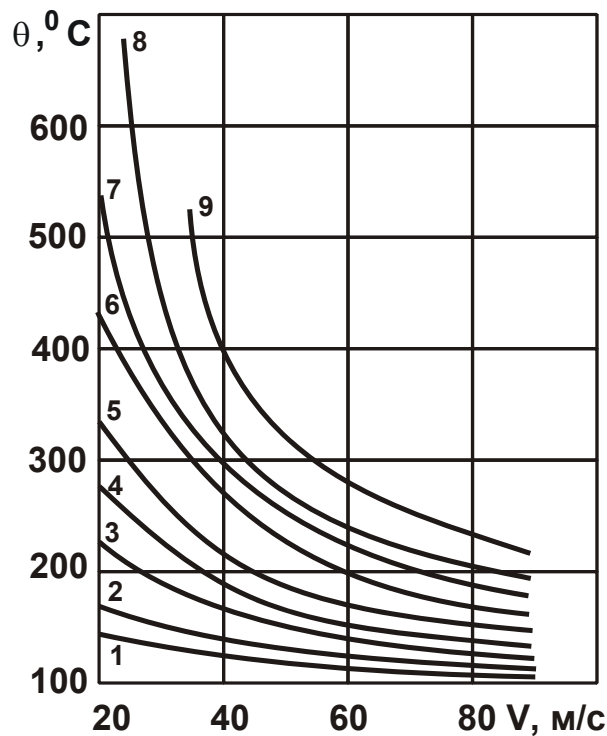


Рис. 1.44. Зависимость температуры шлифования θ от скорости резания V при постоянном удельном съеме металла $Q_{уд} = 2 \text{ мм}^3/(\text{мм}\cdot\text{с})$;

$V_{и} = 30 \text{ м/мин}$ и без охлаждения:

- 1 – $V/V_{и} = 20$; 2 – $V/V_{и} = 40$; 3 – $V/V_{и} = 60$; 4 – $V/V_{и} = 80 \text{ м/с}$;
 5 – $V/V_{и} = 100 \text{ м/с}$; 6 – $V/V_{и} = 120 \text{ м/с}$; 7 – $V/V_{и} = 140 \text{ м/с}$;
 8 – $V/V_{и} = 160 \text{ м/с}$; 9 – $V/V_{и} = 180 \text{ м/с}$ [136]

Действительно, исходя из зависимости (1.78), с увеличением скорости круга $V_{кр}$ при условии $Q_{уд} = \text{const}$ температура резания θ уменьшается, принимая меньшие значения с уменьшением z . Этим показана эффективность перехода в область высокоскоростного шлифования, поскольку одновременно можно уменьшить температуру резания θ и увеличить производительность обработки. Причем, с увеличением скорости круга $V_{кр}$ эффект обработки усиливается, т.е. целесообразно многократное увеличение $V_{кр}$ по сравнению с обычным шлифованием. Скорость детали $V_{дет}$ также следует пропорционально увеличивать, устанавливая небольшие значения отношения z .

С одновременным увеличением скоростей круга $V_{кр}$ и детали $V_{дет}$ (соответствующей скорости резания V при точении), согласно

зависимости (1.73), уменьшается параметр h , определяющий толщину поверхностного слоя обрабатываемой детали. Это связано с тем, что основная часть выделяющегося при резании тепла уходит в образующиеся стружки, предохраняя тем самым поверхностный слой обрабатываемой детали от чрезмерного теплового воздействия. В результате формируется высококачественный поверхностный слой, в котором отсутствуют температурные дефекты.

Выводы

1. Разработаны математические модели определения параметров силовой напряженности процесса резания с учетом закономерностей стружкообразования и трения передней и задней поверхностей инструмента с обрабатываемым материалом. Показана определяющая роль условного напряжения резания в формировании параметров силовой напряженности процесса резания. Доказано, что при механической обработке понятия условного напряжения резания и энергоемкости обработки идентичны, имеют одинаковую размерность – Н/м^2 , поскольку $\text{Дж/м}^3 = \text{Н/м}^2$. С физической точки зрения энергоемкость обработки следует рассматривать более общим понятием, охватывающим различные виды обработки (механическую, тепловую, электрохимическую и др.), тогда как условное напряжение резания может быть применено лишь при механической обработке. Вместе с тем, условное напряжение резания можно сравнивать с пределом прочности на сжатие обрабатываемого материала, что позволяет количественно оценить отличие условий стружкообразования при резании от условий разрушения прямолинейного образца при его одноосном сжатии и на этой основе определить долевой вклад процессов резания и трения в общем энергетическом балансе механической обработки. При этом значения энергоемкости обработки, полученные для различных обрабатываемых материалов и условий процесса резания можно сравнивать лишь между собой для определения рациональных условий обработки, что ограничивает возможности более глубокого анализа процесса резания и путей повышения его эффективности. Следовательно, при механической обработке количественную оценку параметров процесса резания необходимо производить с использованием такого понятия, как условное напряжение резания, имеющего размерность Н/м^2 .

2. Расчетно-экспериментальным путем установлено, что условное напряжение резания при лезвийной обработке до 10 раз и более превышает предел прочности на сжатие обрабатываемого материала, а при шлифовании – еще значительно больше. Это связано с тем, что основную часть энергетического баланса процесса составляет энергия трения инструмента с обрабатываемым материалом, а при шлифовании – интенсивное трение связки шлифовального круга с обрабатываемым материалом. Поэтому основным путем снижения силовой напряженности процесса резания является уменьшение трения инструмента с обрабатываемым материалом, применяя для этого алмазные инструменты, обеспечивая ввод дополнительной механической и электрической энергии, интенсифицирующей процесс резания, и т.д.

3. Разработаны математические модели определения закономерностей распределения образующегося при резании тепла между образующейся стружкой, поверхностным слоем обрабатываемой детали и режущим инструментом. Показано, что с увеличением скорости резания при точении количество тепла, уходящего в поверхностный слой обрабатываемой детали, уменьшается, а уходящего в образующуюся стружку, наоборот, увеличивается, вызывая увеличение температуры резания. При условии полного перехода образующегося тепла в стружку, температура резания принимает максимальное значение, зависящее лишь от условного напряжения резания. Это позволяет расчетным путем оценить предельные технологические возможности процесса резания по температурно-силовому фактору и научно обоснованно подойти к выбору оптимальных параметров режима резания.

4. Расчетами установлено, что при шлифовании в связи со значительным условным напряжением резания максимальная температура резания принимает значение, во много раз превышающее температуру плавления обрабатываемого материала. Это указывает на невозможность реализации условий шлифования, при которых температура резания достигала бы максимально возможного значения. Следовательно, для эффективного осуществления процесса шлифования производительность обработки необходимо уменьшать, в противном случае на обрабатываемых поверхностях образуются различные температурные дефекты. Собственно этим можно объяснить основную причину снижения производительности обработки при шлифовании по сравнению с точением и другими процессами лезвийной обработки.

Раздел 2

Теоретические подходы к расчету параметров теплового процесса при механической обработке

2.1. Основные условия повышения качества и производительности механической обработки

Повышение качества изготовления деталей машин является важным условием создания конкурентоспособной машиностроительной продукции. В успешном решении этой задачи важная роль принадлежит совершенствованию процессов механической обработки деталей и в особенности процесса шлифования, который является основным методом финишной обработки и, как правило, предопределяет показатели качества обрабатываемых поверхностей. В настоящее время накоплен большой опыт эффективного применения процессов шлифования. Значительный вклад в теорию и практику шлифования внес профессор Якимов А. В. Разработанная им теория теплофизики шлифования и высокоэффективный метод прерывистого шлифования позволили кардинально решить проблему бездефектной обработки деталей машин, в частности, высокоточных деталей авиационного назначения. Вместе с тем, стремление к повышению производительности обработки и освоение новых образцов техники требуют постоянного совершенствования процесса шлифования. Для этого необходимо располагать новыми теоретическими решениями об условиях повышения качества и производительности обработки [79].

Как известно, при финишной механической обработке требуется обеспечить высокие показатели шероховатости, точности и параметров качества поверхностного слоя детали при максимально возможной производительности. Поэтому, используя теоретический подход, предложенный в работах [89; 118; 131; 135; 140], проведен анализ известных аналитических зависимостей для определения параметра шероховатости поверхности R_a , погрешности размера обрабатываемой детали (обусловленной упругими перемещениями в технологической системе y) и температуры шлифования θ :

$$R_a = 2 \cdot 5 \sqrt{\frac{(1-\eta)^4}{(1+\eta)^2} \cdot \frac{\pi^2 \cdot \bar{X}^6 \cdot \rho \cdot V_{дет}^2}{\text{tg}^2 \gamma \cdot m^2 \cdot V_{кр}^2}}; \quad (2.1)$$

$$y = \frac{1}{C} \cdot \frac{\sigma}{K_{ш}} \cdot \frac{Q}{V_{кр}}; \quad (2.2)$$

$$\theta = \frac{q \cdot \psi}{2} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \pi \cdot \tau}{c \cdot \rho_M \cdot \lambda}}, \quad (2.3)$$

где \bar{X} – зернистость круга, м;

m – объемная концентрация зерен в круге (для 100 %-ой концентрации $m = 100$);

η – безразмерный параметр, определяющий степень затупления зерен круга ($\eta \rightarrow 0$ – для острого зерна, $\eta \rightarrow 1$ – для затупленного зерна);

2γ – угол при вершине режущего зерна;

$V_{дет}$, $V_{кр}$ – скорости детали и круга, м/с;

$$\rho = \frac{1}{R_{кр}} + \frac{1}{R_{дет}};$$

$R_{кр}$, $R_{дет}$ – радиусы круга и детали, м;

$K_{ш} = P_z / P_y$ – коэффициент шлифования;

P_z , P_y – тангенциальная и радиальная составляющие силы резания, Н;

C – жесткость технологической системы, Н/м;

σ – условное напряжение резания, Н/м²;

$Q = B \cdot V_{дет} \cdot t$ – производительность обработки, м³/с;

B , t – ширина и глубина шлифования, м;

q – плотность теплового потока, Вт/м²;

ψ – коэффициент, показывающий, какая часть работы переходит в теплоту, поглощаемую обрабатываемой деталью;

τ – время контакта круга с фиксированным сечением детали, с;

λ – коэффициент теплопроводности обрабатываемого материала, Вт/(м·К);

ρ_M – плотность обрабатываемого материала, кг/м³;

c – удельная теплоемкость обрабатываемого материала, Дж/(кг·К).

Как следует из зависимости (2.1), уменьшить параметр R_a можно за счет уменьшения \bar{X} , $V_{дет}$ и увеличения $\eta \rightarrow 1$, m и $V_{кр}$. Параметры \bar{X} , m и η определяют характеристики и режущую способность шлифовального круга, а параметры $V_{дет}$ и $V_{кр}$ – режим шлифования.

Следовательно, уменьшить шероховатость обработки R_a можно за счет выбора характеристик шлифовального круга и параметров режима шлифования. При этом необходимо учитывать, что наибольшее влияние на R_a оказывают параметры \bar{X} и η . При $\bar{X} \rightarrow 0$ и $\eta \rightarrow 1$ фактически выполняется условие $R_a \rightarrow 0$, т.е. за счет существенного уменьшения зернистости \bar{X} и увеличения $\eta \rightarrow 1$ (создания плосковершинных зерен) можно значительно уменьшить R_a . В этом случае шлифование можно осуществлять с относительно большой производительностью обработки, поскольку отсутствует необходимость уменьшения скорости детали $V_{дет}$ (определяющей производительность обработки). Таким образом показано, что требования по шероховатости обработки обеспечиваются путем выбора характеристик шлифовального круга.

Зависимость (2.2), определяющая погрешность обработки u , включает три группы параметров: C , $\sigma/K_{ш}$ и $Q/V_{кр}$. Добиться уменьшения u можно, прежде всего, за счет увеличения жесткости технологической системы $C \rightarrow \infty$. Вторым по важности фактором следует рассматривать отношение $\sigma/K_{ш}$, с уменьшением которого величина u уменьшается. Если обеспечить требуемое значение u указанным путем не удастся, необходимо уменьшить отношение $Q/V_{кр}$ за счет уменьшения производительности обработки.

Следовательно, обеспечить выполнение требований по точности обработки можно путем увеличения жесткости технологической системы C и повышения режущей способности инструмента, не уменьшая при этом производительность обработки, что очень важно с точки зрения повышения эффективности шлифования.

Зависимость (2.3), определяющая температуру шлифования θ , включает три переменных параметра: q , τ и ψ . Как известно, плотность теплового потока q зависит от режима шлифования, режущей способности круга и характеристик обрабатываемого материала. Время τ контакта круга с фиксированным сечением обрабатываемой детали и коэффициент ψ определяются главным образом режимом шлифования. Поэтому из зависимости (2.3) вытекает, что уменьшить температуру шлифования θ до требуемого значения можно в основном за счет

изменения режима шлифования, уменьшая производительность обработки. Важным фактором при этом является уменьшение доли тепла ψ , которое уходит в обрабатываемый материал. Однако данный параметр аналитически не определен. Зависимость (2.3) предполагает использование лишь экспериментальных значений ψ для частных условий обработки, что лишает преимуществ аналитического подхода к определению условий снижения температуры шлифования θ .

На основе проведенного анализа можно заключить, что из трех рассмотренных ограничений обработки наиболее сложно обеспечить третье ограничение (по температуре шлифования), поскольку это требует наиболее существенного уменьшения производительности обработки и снижения эффективности шлифования.

В связи с этим, актуальны дальнейшие исследования тепловых процессов как при шлифовании, так и при лезвийной обработке с целью обоснования новых резервов снижения температуры без уменьшения производительности обработки. Это позволит повысить общий уровень производительности технологических процессов финишной механической обработки, поскольку, как показано выше, температурный фактор является определяющим при выборе оптимальных условий обработки.

Необходимость дальнейших исследований тепловых процессов при механической обработке диктуется также неопределенностью входящего в зависимость (2.3) коэффициента ψ , определяющего долю тепла, уходящего в обрабатываемую деталь, и играющего исключительно важную роль в формировании температуры при шлифовании. Учитывая важное значение температурного фактора при шлифовании, проведен анализ путей снижения теплонапряженности процесса и теоретических подходов к расчету температуры шлифования.

2.2. Основные условия уменьшения теплонапряженности процесса шлифования

Проблема снижения теплонапряженности процесса механической обработки является чрезвычайно важной и актуальной для технологии машиностроения, что связано, в первую очередь, с обеспечением бездефектной обработки деталей, повышением их качества и

эксплуатационных свойств. Решению данной проблемы в теории и практике машиностроения постоянно уделяется большое внимание [12; 13; 19; 20; 41; 48; 97; 101; 110; 112; 120; 121; 131; 142]. Разработана теория теплофизики процессов механической обработки [101; 121; 142], позволяющая математически описать тепловые поля, возникающие при резании, в инструменте и обрабатываемой детали, рассчитать оптимальные режимы резания и конструктивные параметры инструментов с учетом ограничения по температурному фактору. Научно обоснованы основные физические условия снижения температуры поверхностного слоя обрабатываемой детали, в особенности на финишных операциях шлифования, состоящие в выборе эффективных составов применяемых смазочно-охлаждающих жидкостей (СОЖ) [9; 42; 112; 53; 133], снижении трения при обработке за счет реализации различных физических эффектов: введения в зону резания твердых смазок [94; 97; 141], импрегнации (специальной термической обработки) шлифовальных кругов [97; 141], применения вибрационного и ультразвукового резания [12; 24; 98; 126], алмазного шлифования [5; 22; 25; 96; 99; 103; 107], комбинированных процессов алмазного шлифования кругами на металлических связках с введением в зону резания или автономно дополнительной электрической энергии (электрохимическое и электроэрозионное алмазное шлифование) [7; 16; 23; 40; 60; 102; 139].

В процессе электроэрозионного алмазного шлифования за счет термического (ударно-циклического) разрушения металлической связки и продуктов засаливания круга обеспечивается увеличенное выступание алмазных зерен над уровнем связки и снижается трение обрабатываемого материала с кругом. Используя данную идею, группой ученых под руководством профессора Беззубенко Н. К. [7] в Харьковском политехническом институте на кафедре резания материалов разработан эффективный процесс алмазно-искрового шлифования, основанный на введении в зону резания дополнительной энергии в форме электрических разрядов, и обеспечивающий поддержание в процессе шлифования высокой режущей способности алмазного круга и повышение производительности обработки (рис. 2.1). В результате фактически исключается трение металлической связки с обрабатываемым материалом, что снижает теплонапряженность процесса и улучшает качество обрабатываемых поверхностей. Алмазно-искровое шлифование получило широкое применение в промышленности, в

особенности при шлифовании твердых сплавов и других труднообрабатываемых материалов, т.е. в инструментальном производстве.

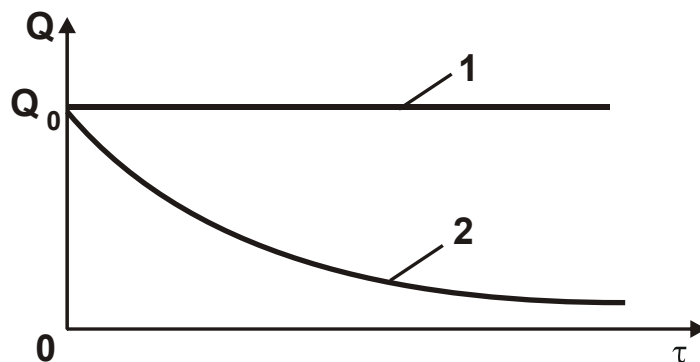


Рис. 2.1. Зависимость производительности обработки Q от времени обработки τ : 1 – алмазно-искровое шлифование; 2 – алмазное шлифование

Под руководством профессора Грабченко А. И. [15; 102] разработан высокопроизводительный процесс шлифования труднообрабатываемых материалов алмазными кругами на металлических связках с их автономной непрерывной электрохимической правкой. Данный процесс обеспечивает увеличенное выступание режущих зерен над уровнем связки, поддержание при шлифовании высокой режущей способности алмазного круга и снижение трения в зоне обработки, что позволяет существенно уменьшить удельную энергоемкость и существенно увеличить производительность обработки практически при одинаковой температуре в зоне резания при шлифовании (рис. 2.2). Применение процесса весьма эффективно при шлифовании труднообрабатываемых неметаллических (нетокпроводных) материалов, например, синтетических сверхтвердых материалов, твердых сплавов, высокопрочных сталей и т.д. Исследованию данного процесса применительно к шлифованию синтетических сверхтвердых материалов посвящены многочисленные публикации [14; 128; 129], выполненные в Харьковском политехническом институте (ХПИ).

Значительными возможностями для снижения трения шлифовального круга с обрабатываемым материалом и, соответственно, снижения теплонапряженности процесса обработки располагает разработанный профессором Якимовым А. В. метод прерывистого шлифования [140; 142; 143].

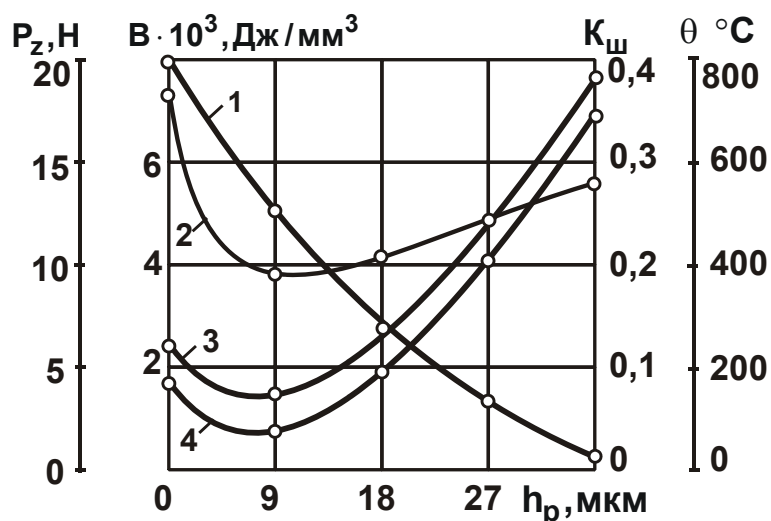


Рис. 2.2. Влияние высоты выступания зерен над уровнем связки на физические показатели процесса шлифования синтетического сверхтвердого материала: 1 – удельная энергоёмкость, В;

2 – температура в зоне резания, θ °С;

3 – коэффициент шлифования $K_{ш}$; 4 – сила резания, P_z ;

$$V_{кр} = 30 \text{ м/с}; S_{прод} = 1 \text{ м/мин}; P_H = 20 \text{ МПа}$$

Установлено, что создание чередующихся пазов и впадин на рабочей поверхности шлифовального круга приводит к периодическому (высокоимпульсному) воздействию на обрабатываемую деталь. Это исключает тепловое насыщение поверхностных слоев обрабатываемой детали, снижает температуру их нагрева и обеспечивает высококачественную обработку (исключаются прижоги, микротрещины и другие дефекты обработки, присущие процессу шлифования). Например, из осциллограммы (рис. 2.3 [123]), полученной в процессе прерывистого шлифования, видно, что при прохождении режущего выступа над термопарой происходит всплеск температуры, а при прохождении впадины – экспоненциальное ее понижение. За период прохождения впадины температура понижается примерно на 50 – 60 % по сравнению с температурным импульсом от режущего выступа.

На рис. 2.4 [142] показан теоретически установленный характер изменения температуры резания от времени обработки при шлифовании прерывистым и сплошным кругами. Как видно, при шлифовании сплошным кругом температура резания непрерывно увеличивается во времени, а при шлифовании прерывистым кругом – фактически стабилизируется во времени. Следовательно, при шлифовании сплошным

кругом температура резания выше, чем при шлифовании прерывистым кругом, что свидетельствует об эффективности применения прерывистых кругов.

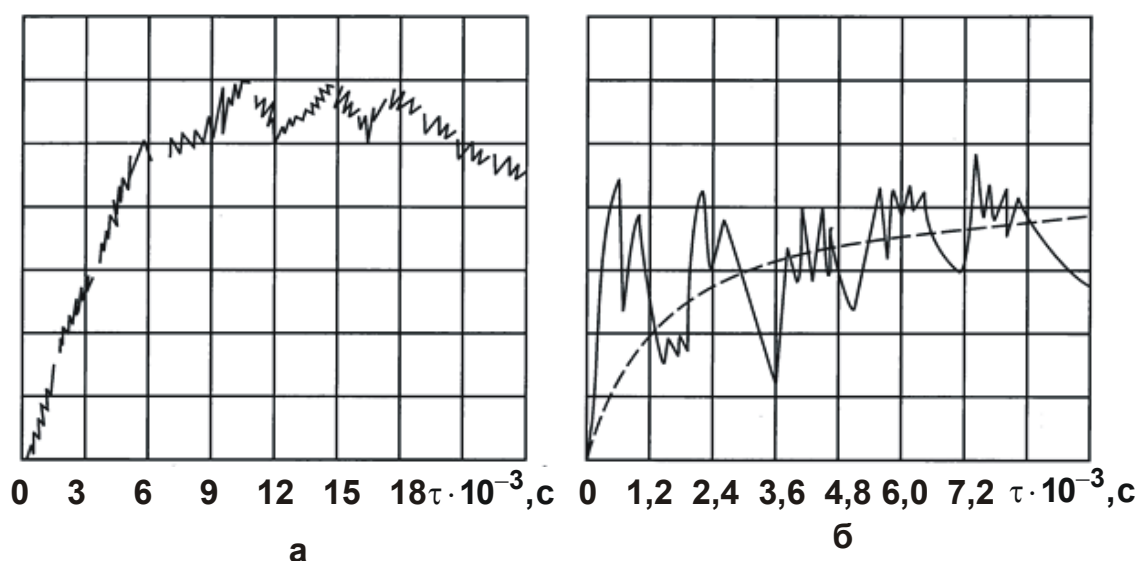


Рис. 2.3. Осциллограммы изменения температуры на плоскости среза при обычном (а) и прерывистом (б) шлифовании ($l_1 = 30$ мм; $l_2 = 22,4$ мм):

$$V_{кр} = 30 \text{ м/с}; \quad V_{дет} = 5 \text{ м/мин}; \quad t = 0,15 \text{ мм}$$

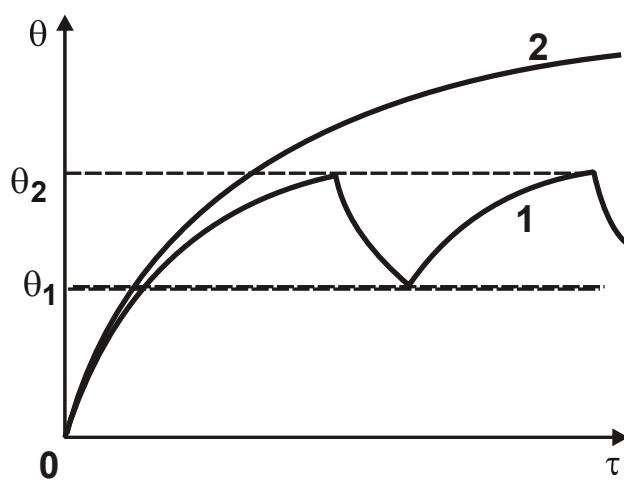


Рис. 2.4. Зависимость температуры резания от времени обработки при шлифовании прерывистым (1) и сплошным (2) кругом

Многочисленные теоретические и экспериментальные исследования, а также опыт промышленного внедрения [1; 131; 133; 142; 143 141] показали, что применение прерывистых кругов является важным резервом повышения качества и производительности обработки. При этом, как установлено в работах [12; 126], в процессе прерывистого

шлифования в технологической системе возбуждаются высокочастотные вынужденные колебания, которые улучшают условия самозатачивания круга и обеспечивают его высокую режущую способность, что создает дополнительный эффект снижения температуры шлифования (рис. 2.5). Как следует из рис. 2.5, режущая способность прерывистых кругов после правки примерно на 20 – 25 % выше режущей способности обычных шлифовальных кругов. По мере засаливания рабочей поверхности обычных шлифовальных кругов наблюдается резкое снижение удельного съема металла. При этом режущая способность прерывистого круга, оставаясь неизменной, возрастает по сравнению с обычным кругом примерно в 2,2 – 2,5 раза.

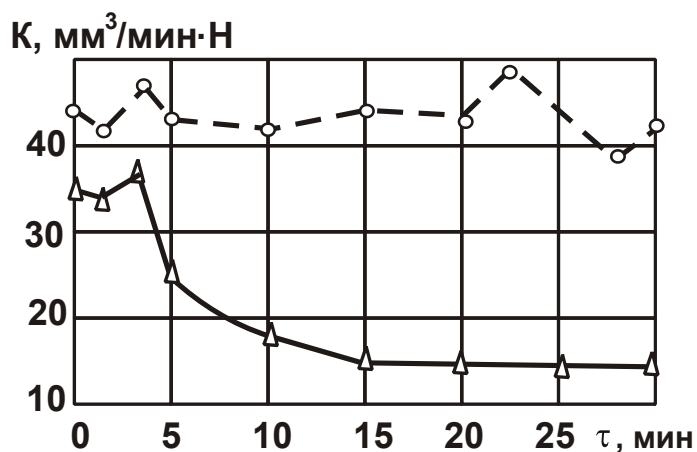


Рис. 2.5. Зависимость удельного съема металла K от времени τ шлифования деталей из стали X12M : круг Э9А25СМ2К; $V_{кр} = 25$ м/с; $V = 10$ м/мин, контурная линия – сплошной круг; штриховая линия – прерывистый круг

Таким образом, при прерывистом шлифовании снижение температуры происходит за счет прерывистого характера взаимодействия круга с обрабатываемой деталью и за счет поддержания при шлифовании высокой режущей способности прерывистого круга.

2.3. Теоретический анализ условий уменьшения температуры резания при шлифовании

Традиционно расчеты температуры резания при шлифовании θ производятся с использованием уравнения теплопроводности в трехмерной системе координат x, y, z [142]:

$$\frac{\partial \theta}{\partial \tau} = a^2 \cdot \left(\frac{\partial^2 \theta}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \theta}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \theta}{\partial z^2} \right), \quad (2.4)$$

где $a^2 = \lambda / c \cdot \rho$ – коэффициент температуропроводности обрабатываемого материала, m^2/c ;

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

λ – коэффициент теплопроводности обрабатываемого материала, Вт/м·К;

ρ – плотность обрабатываемого материала, кг/м³;

τ – время обработки, с.

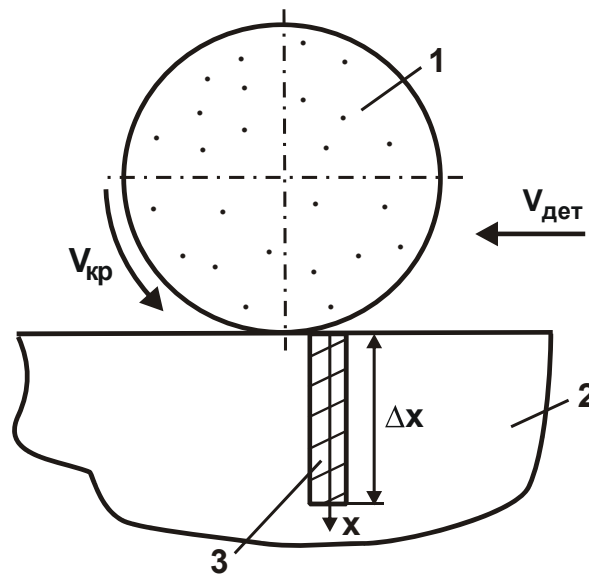


Рис. 2.7. Расчетная схема температуры резания при шлифовании:
1 – круг; 2 – деталь; 3 – адиабатический стержень

Решение этого уравнения, как правило, представляет значительные сложности. Поэтому в работе профессора Якимова А. В. [142] получено решение уравнения (2.4) на основе использования упрощенной расчетной схемы процесса шлифования (рис. 2.7), в которой шлифовальный круг движется вдоль обрабатываемой (плоской) поверхности, а обрабатываемая деталь представлена пакетом элементарных бесконечно тонких адиабатических стержней. В этом случае образующееся при шлифовании тепло распространяется лишь вдоль адиабатического стержня, т.е. в направлении оси координат x . Поэтому принято, что стенки стержня изолированы, и теплообмен между ними не происходит. Тогда анализ тепловых процессов можно производить на основе упрощенного решения уравнения теплопроводности (для неустановившегося во времени теплового процесса) в одномерной системе координат:

$$\frac{\partial \theta(x, \tau)}{\partial \tau} = a^2 \cdot \frac{\partial^2 \theta(x, \tau)}{\partial x^2}. \quad (2.5)$$

Для расчета температуры резания при шлифовании приняты следующие начальные и краевые условия:

$$\theta(x, \tau)|_{\tau=0} = \theta_0; \quad \theta(x, \tau)|_{x=0} = \theta_{и}; \quad \left. \frac{\partial \theta(x, \tau)}{\partial x} \right|_{x=0} = 0, \quad (2.6)$$

где θ_0 – начальная температура детали, равная температуре среды;

$\theta_{и}$ – температура зоны контакта;

τ – время действия теплового источника на торец выделенного элементарного стержня, с.

В итоге установлен характер распределения температуры по глубине обрабатываемого образца (элементарного стержня) в зоне шлифования с учетом времени воздействия источника теплоты на торец выделенного элементарного стержня $\tau = 2h / V_{дет}$ и плотности теплового потока q :

$$\theta_y = \frac{q}{2} \cdot \sqrt{\frac{2\pi \cdot h}{\lambda \cdot c \cdot \rho \cdot V_{дет}}} \cdot \left[1 - \operatorname{erf} \left(\frac{x \cdot \sqrt{V_{дет}}}{2 \cdot \sqrt{a^2 \cdot h}} \right) \right], \quad (2.7)$$

где $2h$, $V_{дет}$ – ширина и скорость перемещения источника теплоты.

Максимальная температура достигается на торце выделенного элементарного стержня, т.е. в месте контакта стержня с шлифовальным кругом. С увеличением координаты x температура θ_y непрерывно уменьшается, никогда не достигая нулевого значения. Это не позволяет установить конечное значение глубины проникновения тепла в поверхностный слой обрабатываемой детали и вполне однозначно определить толщину поверхностного слоя, нарушенного в результате теплового воздействия.

Исходя из зависимости (2.7), уменьшить температуру в зоне шлифования можно за счет уменьшения плотности теплового потока q и времени действия теплового источника τ .

Аналогичное решение для граничного $\left. \frac{\partial \theta}{\partial x} \right|_{x=0} = -\frac{1}{\lambda} \cdot q_0$ и начального $\theta|_{\tau=0} = 0$ условий получено в работе [138] с использованием метода интегрального преобразования. В расчетах принято, что на торец

полубесконечного стержня действует источник тепла с постоянной плотностью q_0 , т.е. тепло распространяется в полубесконечном стержне, а начальная температура стержня равна нулю. В результате получено следующее решение дифференциального уравнения (2.5):

$$\theta(x, \tau) = 2 \cdot a \cdot \sqrt{\frac{\tau}{\pi}} \cdot \frac{q_0}{\lambda} \cdot e^{-\frac{x^2}{4 \cdot a^2 \cdot \tau}} - \frac{q_0}{\lambda} \cdot x \cdot \left[1 - \operatorname{erf}\left(\frac{x}{2 \cdot a \cdot \sqrt{\tau}}\right) \right], \quad (2.8)$$

где $a^2 = \frac{\lambda}{c \cdot \rho}$ – коэффициент температуропроводности обрабатываемого материала, $\text{м}^2/\text{с}$;

x – координата, м ;

τ – время, с .

Необходимо отметить, что в математике $\operatorname{erf}x = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \cdot \int_0^x e^{-t^2} \cdot dt$ является табулированной неэлементарной функцией (называется "функция ошибок"), применяемой в теории вероятностей, статистике и теории дифференциальных уравнений в частных производных. Функция табулирована в работе [37].

На рис. 2.8 и в табл. 2.1 приведены график и расчетные значения функции $\operatorname{erf}x$.

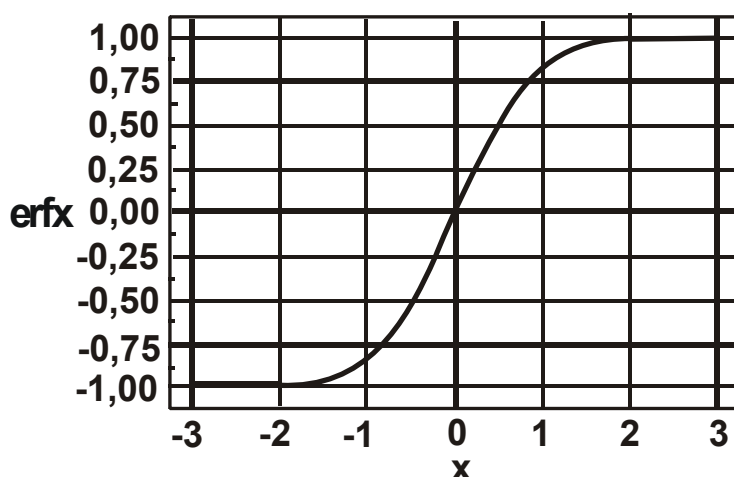


Рис. 2.8. График функции $\operatorname{erf}x$

С увеличением координаты x первое слагаемое зависимости (2.8) уменьшается, а второе увеличивается, т.е. координата x неоднозначно влияет на температуру θ . Зависимость (2.8) можно преобразовать, используя новую безразмерную величину:

Таблица 2.1

Расчетные значения функции erfz

x	0	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5	0,6	0,7	0,8	0,9	1	1,1	1,2
erfz	0	0,112	0,223	0,329	0,428	0,52	0,604	0,678	0,742	0,797	0,843	0,88	0,91
x	1,3	1,4	1,5	1,6	1,7	1,8	1,9	2	2,1	2,2	2,3	2,4	2,5
erfz	0,934	0,952	0,966	0,976	0,984	0,989	0,993	0,995	0,997	0,998	0,999	0,999	1

Таблица 2.2

Расчетные значения функции erf z , первого $\frac{e^{-z^2}}{\sqrt{\pi}}$ и второго z · (1 - erfz) слагаемых безразмерной функции температуры $\bar{\theta}(z)$ и функции $\bar{\theta}(z)$

z	0	0,2	0,4	0,6	0,8	1	1,2	1,5	2	2,1	2,2	2,3
erf z	0	0,223	0,428	0,604	0,742	0,843	0,91	0,96	0,995	0,997	0,998	0,999
$\frac{e^{-z^2}}{\sqrt{\pi}}$	0,5641	0,542	0,48	0,393	0,297	0,207	0,133	0,059	0,0103	0,006	0,0044	0,002
z · (1 - erfz)	0	0,155	0,228	0,237	0,206	0,157	0,108	0,051	0,01	0,006	0,0044	0,002
$\bar{\theta}(z)$	0,5641	0,386	0,251	0,156	0,091	0,05	0,025	0,008	0,0003			

$$z = \frac{x}{2 \cdot a \cdot \sqrt{\tau}}. \quad (2.9)$$

Тогда зависимость (2.8) примет вид:

$$\theta(z, \tau) = 2 \cdot a \cdot \sqrt{\tau} \cdot \frac{q_0}{\lambda} \cdot \left[\frac{1}{\sqrt{\pi}} \cdot e^{-z^2} - z \cdot (1 - \operatorname{erf}z) \right] \quad (2.10)$$

или в относительных величинах:

$$\theta(z, \tau) = 2 \cdot a \cdot \sqrt{\tau} \cdot \frac{q_0}{\lambda} \cdot \bar{\theta}(z), \quad (2.11)$$

где $\bar{\theta}(z) = \left[\frac{1}{\sqrt{\pi}} \cdot e^{-z^2} - z \cdot (1 - \operatorname{erf}z) \right]$ – безразмерная функция температуры.

В табл. 2.2 приведены расчетные значения функции $\operatorname{erf}z$ [37] (рис. 2.8), а также расчетные значения первого и второго слагаемых безразмерной функции температуры $\bar{\theta}(z)$ и самой функции $\bar{\theta}(z)$. Как видно, первое слагаемое всегда больше второго и поэтому температура $\bar{\theta}(z)$ никогда не принимает нулевое значение (она асимптотически приближается к нулю, рис. 2.9,а). Следовательно, координата z (или x), определяющая глубину проникновения тепла в поверхностный слой обрабатываемой детали, уходит в бесконечность, тогда как с физической точки зрения, она должна быть конечной, поскольку тепло в теле не может распространяться с бесконечно большой скоростью. Из этого вытекает, что зависимость (2.8) позволяет вполне однозначно определить максимальную температуру шлифования (температуру на торце адиабатического полубесконечного стержня – в точке его контакта с шлифовальным кругом):

$$\theta(x = 0, \tau) = \theta_{\max_1} = 2 \cdot a \cdot \sqrt{\frac{\tau}{\pi}} \cdot \frac{q_0}{\lambda} = 1,129 \cdot a \cdot \frac{q_0}{\lambda} \cdot \sqrt{\tau}, \quad (2.12)$$

однако не позволяет определить истинное значение глубины z проникновения тепла в поверхностный слой обрабатываемой детали. Его можно установить с лишь наперед заданной степенью точности, например, принимая $z = 1; 1,5; 2$ и т.д. Однако, по сути, это лишено физического смысла. Поэтому для определения истинного значения глубины z проникновения тепла в поверхностный слой обрабатываемой детали необходимо использовать более приемлемый подход.

Плотность теплового потока $q(x, \tau) = -\lambda \cdot \frac{\partial \theta}{\partial x}(x, \tau)$ учетом зависимости (2.8) определяется:

$$q(x, \tau) = \frac{q_0 \cdot x}{a \cdot \sqrt{\pi \cdot \tau}} \cdot e^{-\frac{x^2}{4a^2 \cdot \tau}} + q_0 \cdot \left[1 - \operatorname{erf}\left(\frac{x}{2a \cdot \sqrt{\tau}}\right) \right] - q_0 \cdot x \cdot \left[\operatorname{erf}\left(\frac{x}{2a \cdot \sqrt{\tau}}\right) \right]'_x =$$

$$= q_0 \cdot \left[1 - \operatorname{erf}\left(\frac{x}{2a \cdot \sqrt{\tau}}\right) \right], \quad (2.13)$$

где $\left[\operatorname{erf}\left(\frac{x}{2a \cdot \sqrt{\tau}}\right) \right]'_x = \frac{1}{a \cdot \sqrt{\pi \cdot \tau}} \cdot e^{-\frac{x^2}{4a^2 \cdot \tau}}$.

Тогда функция $q(z, \tau)$ с учетом зависимости (2.9) примет вид:

$$q(z, \tau) = q_0 \cdot \bar{q}(z), \quad (2.14)$$

где $\bar{q}(z) = 1 - \operatorname{erf} z$ – безразмерная функция плотности теплового потока.

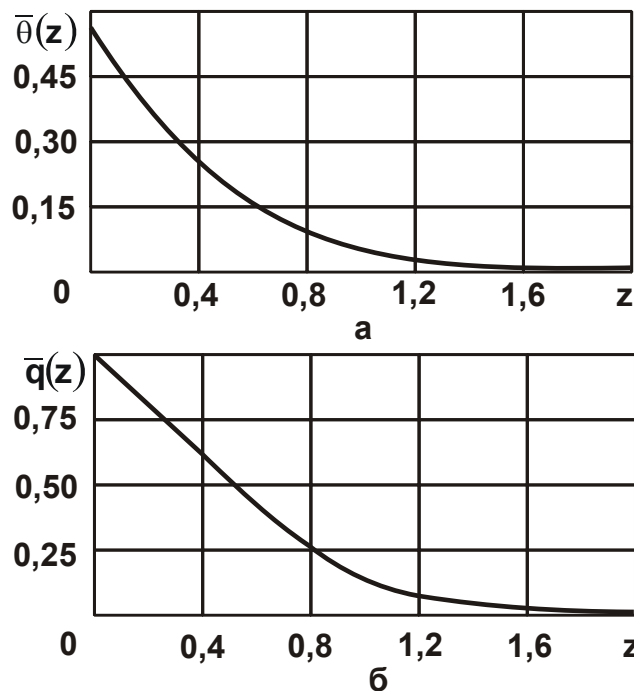


Рис. 2.9. Характер изменения функций: а – $\bar{\theta}(z)$; б – $\bar{q}(z)$

Как следует из зависимости (2.14), безразмерная функция плотности теплового потока $\bar{q}(z)$ противоположна функции $\operatorname{erf} z$. График изменения функции $\bar{q}(z)$ показан на рис. 2.9,б, а расчетные значения функции $\bar{q}(z)$ приведены в табл. 2.3. С увеличением параметра z функция $\bar{q}(z)$ неограниченно уменьшается, асимптотически приближаясь к нулю. Необходимо отметить, что с увеличением параметра z функция $\bar{q}(z)$ уменьшается с интенсивностью, ниже линейной зависимости (а в диапазоне $0 < z < 0,8$ – близкой к линейной зависимости).

Таблица 2.3

Расчетные значения функции $\bar{q}(z)$

z	0	0,2	0,4	0,6	0,8	1	1,2	1,5	2	2,1	2,2	2,3
erf z	0	0,223	0,428	0,604	0,742	0,843	0,91	0,966	0,995	0,997	0,998	0,999
$\bar{q}(z)$	1	0,777	0,572	0,396	0,258	0,157	0,09	0,034	0,005	0,003	0,002	0,001

Из приведенных зависимостей вытекает, что температура $\theta(z)$ и плотность теплового потока $q(z)$ по глубине поверхностного слоя обрабатываемого материала непрерывно уменьшаются, асимптотически приближаясь к нулевому значению (рис. 2.9).

Как и в предыдущем случае, глубина проникновения тепла в поверхностный слой материала бесконечна и поэтому нельзя однозначно определить ее истинное значение, т.е. толщину нарушенного (дефектного с точки зрения теплового воздействия) слоя обрабатываемого материала.

В связи с этим для решения данной задачи в работе [84] предложен упрощенный подход к определению температуры шлифования, основанный на упрощении дифференциального уравнения (2.5) и представлении его в виде:

$$\theta = a^2 \cdot \tau \cdot \frac{d^2\theta}{dx^2}. \quad (2.15)$$

Такое упрощение возможно, поскольку при выводе дифференциального уравнения (2.5) первоначально было получено уравнение (2.15), а затем, принимая $\tau \rightarrow 0$ получено уравнение (2.5).

Решение дифференциального уравнения (2.15) общеизвестно:

$$\theta = C_1 \cdot e^{\alpha \cdot x} + C_2 \cdot e^{-\alpha \cdot x}, \quad (2.16)$$

где $\alpha = 1/(a \cdot \sqrt{\tau})$.

Постоянные интегрирования C_1 и C_2 определяются из граничных условий:

$$\begin{cases} \theta(x = \Delta x) = 0; \\ q(x = 0) = q_0. \end{cases} \quad (2.17)$$

Подчиняя зависимость (2.16) граничным условиям (2.17), с учетом $q = -\lambda \cdot \frac{d\theta}{dx}$, получены выражения для определения постоянных интегрирования C_1 , C_2 и, соответственно, температуры шлифования:

$$C_1 = -\frac{q_0}{\lambda \cdot \alpha} \cdot \frac{1}{(1 + e^{2\alpha \cdot \Delta x})}; \quad C_2 = \frac{q_0}{\lambda \cdot \alpha} \cdot \frac{1}{(1 + e^{-2\alpha \cdot \Delta x})};$$

$$\theta = \frac{q_0}{\lambda \cdot \alpha} \cdot \left[\frac{e^{-\alpha \cdot x}}{(1 + e^{-2\alpha \cdot \Delta x})} - \frac{e^{\alpha \cdot x}}{(1 + e^{2\alpha \cdot \Delta x})} \right]. \quad (2.18)$$

Неизвестную величину Δx можно определить, подчиняя уравнение (2.18) граничному условию $q(x = \Delta x) = 0$. В результате получено следующее уравнение:

$$\frac{1}{e^{\alpha \cdot \Delta x} \cdot (1 + e^{-2\alpha \cdot \Delta x})} = 0. \quad (2.19)$$

Очевидно, решением (2.19) является $\Delta x \rightarrow \infty$. Следовательно, как и в зависимости (2.8), в данном случае нельзя определить конечное значение глубины проникновения тепла в поверхностный слой обрабатываемой детали Δx . С учетом условия $\Delta x \rightarrow \infty$ зависимость (2.18) окончательно выразится:

$$\theta = a \cdot \sqrt{\tau} \cdot \frac{q_0}{\lambda} \cdot e^{-\frac{x}{a \cdot \sqrt{\tau}}}. \quad (2.20)$$

Графически зависимости (2.8) и (2.20), преобразованные с учетом безразмерной величины $z = \frac{x}{2 \cdot a \cdot \sqrt{\tau}}$ к виду:

$$\theta = 2 \cdot a \cdot \sqrt{\tau} \cdot \frac{q_0}{\lambda} \cdot \left[\frac{1}{\sqrt{\pi}} \cdot e^{-z^2} - z \cdot (1 - \operatorname{erf}z) \right]; \quad (2.21)$$

$$\theta = a \cdot \sqrt{\tau} \cdot \frac{q_0}{\lambda} \cdot e^{-2z}, \quad (2.22)$$

показаны на рис. 2.10 (при условии $a \cdot \sqrt{\tau} \cdot \frac{q_0}{\lambda} = 1$).

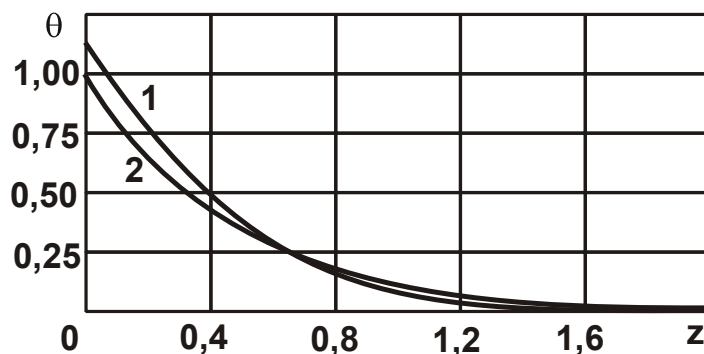


Рис. 2.10. Зависимость θ от z :

1 – расчет по зависимости (2.21); 2 – расчет по зависимости (2.22)

Как видно, максимальные значения температуры шлифования θ_{\max} , рассчитанные по зависимостям (2.21) и (2.22) при условии $z = 0$ и, соответственно, $x = 0$, отличаются незначительно (в пределах 11 %). Это указывает на то, что с достаточной для практики точностью расчеты θ_{\max} можно производить как по зависимости (2.8), так и по зависимости (2.20), которая при условии $x = 0$ выражается:

$$\theta_{\max} = a \cdot \sqrt{\tau} \cdot \frac{q_0}{\lambda}. \quad (2.23)$$

Из зависимости (2.23) вытекает, что основными путями уменьшения максимальной температуры шлифования θ_{\max} является уменьшение параметров q_0 и τ . Очевидно, плотность теплового потока q_0 в большей степени влияет на максимальную температуру шлифования θ_{\max} , чем время контакта круга с обрабатываемой деталью τ . Поэтому уменьшить θ_{\max} можно, прежде всего, за счет уменьшения плотности теплового потока q_0 , которая зависит от режима шлифования.

Если рассматривать параметры q_0 и τ невзаимосвязанными, что имеет место, например, при шлифовании кругами с прерывистой рабочей поверхностью, то, уменьшая $\tau \rightarrow 0$, можно добиться существенного снижения максимальной температуры шлифования θ_{\max} . Это подтверждается экспериментальными данными [140], согласно которым применение прерывистого шлифования позволяет до 2-х раз уменьшить температуру шлифования и тем самым повысить качество обработки без снижения производительности.

Рассмотрим случай шлифования, когда параметры q_0 и τ взаимосвязаны посредством параметров режима резания. С учетом известных соотношений [78]: $q_0 = \sigma \cdot V_{\text{рез}}$ и $\tau = t/V_{\text{рез}}$ зависимость (2.23) можно представить в виде:

$$\theta_{\max} = \frac{a \cdot \sigma}{\lambda} \cdot \sqrt{t \cdot V_{\text{рез}}}, \quad (2.24)$$

где σ – условное напряжение резания, Н/м²;

$V_{\text{рез}}$ – скорость перерезания адиабатического стержня (рис. 2.7), м/с;

t – глубина шлифования, м.

Согласно зависимости (2.24), уменьшить максимальную температуру шлифования θ_{\max} можно уменьшением параметров σ , $V_{\text{рез}}$ и

t . Поскольку с уменьшением параметров $V_{рез}$ и t уменьшается производительность обработки (что неэффективно), то основным путем уменьшения θ_{max} является снижение условного напряжения резания σ за счет повышения режущей способности круга и снижения интенсивности трения в зоне шлифования.

В работе [78] установлено: $V_{рез} = V_{дет} \cdot \sqrt{t/D_{кр}}$, где $V_{дет}$ – скорость детали, м/с; $D_{кр}$ – диаметр круга, м. С учетом удельной производительности обработки $Q_{уд} = t \cdot V_{дет}$ зависимость (2.24) примет вид:

$$\theta_{max} = \frac{a \cdot \sigma}{\lambda} \cdot \sqrt{Q_{уд}} \cdot \sqrt{\frac{t}{D_{кр}}} \quad (2.25)$$

Из зависимости (2.25) следует, что уменьшить θ_{max} при обеспечении заданной $Q_{уд}$ можно уменьшением глубины шлифования t и увеличением скорости детали $V_{дет}$.

2.4. Расчет параметров неустановившегося во времени теплового процесса

Проведем анализ уравнения теплопроводности [142] применительно к шлифованию прямолинейного адиабатического стержня, на торце которого действует тепловой источник с постоянной плотностью q_0 (рис. 2.11,а).

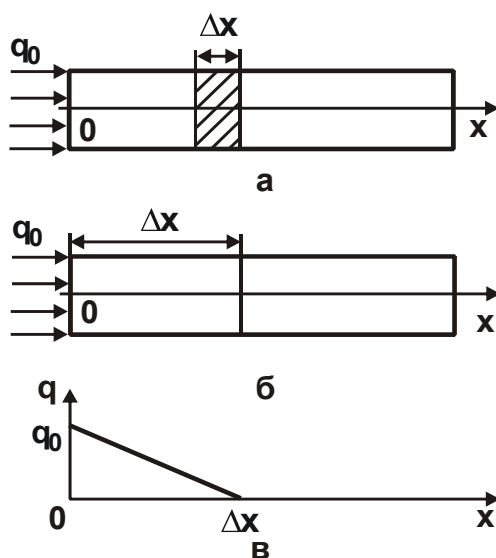


Рис. 2.11. Расчетные схемы температуры шлифования (а, б) и плотности теплового потока вдоль адиабатического стержня

При составлении уравнения теплопроводности исходили из условия, что количество тепла, вошедшее в элементарный объем стержня длиной Δx вследствие теплопроводности материала, равно $\lambda \cdot \frac{\partial \theta}{\partial x}(x, \tau) \cdot S \cdot \Delta \tau$, а количество тепла, которое вышло из данного элементарного объема, равно $\lambda \cdot \frac{\partial \theta}{\partial x}(x + \Delta x, \tau) \cdot S \cdot \Delta \tau$. Тогда количество тепла Q_1 , оставшееся в элементарном объеме, выразится [80]:

$$Q_1 = \lambda \cdot \frac{\partial \theta}{\partial x}(x, \tau) \cdot S \cdot \Delta \tau - \lambda \cdot \frac{\partial \theta}{\partial x}(x + \Delta x, \tau) \cdot S \cdot \Delta \tau. \quad (2.26)$$

С другой стороны, количество тепла, необходимое для нагревания элементарного объема адиабатического стержня до температуры θ за время $\Delta \tau$, равно

$$Q_2 = c \cdot \rho \cdot S \cdot \Delta x \cdot \theta. \quad (2.27)$$

Сравнивая величины Q_1 и Q_2 , получено дифференциальное уравнение теплопроводности:

$$\frac{\partial \theta}{\partial \tau} = a^2 \cdot \frac{\partial^2 \theta}{\partial x^2}. \quad (2.28)$$

В случае действия теплового источника с постоянной плотностью q_0 в течении весьма малого промежутка времени $\Delta \tau$, когда тепло распространяется вдоль адиабатического стержня на небольшую глубину Δx (рис. 2.11,б), решение можно упростить. Допустим, что характер изменения плотности теплового потока q подчиняется зависимости, показанной на рис. 2.11,в. В точке $x = \Delta x$ плотность теплового потока q равна нулю. Тогда в зависимости (2.14) второе слагаемое можно принять равным нулю, а первое слагаемое – равным $q_0 \cdot S \cdot \Delta \tau$:

$$Q_1 = q_0 \cdot S \cdot \Delta \tau. \quad (2.29)$$

Зависимость (2.27) представлена в виде:

$$Q_2 = c \cdot \rho \cdot S \cdot \int_0^{\Delta x} \theta(x) \cdot dx. \quad (2.30)$$

Температура $\theta(x)$ определяется на основе преобразования зависимости $q(x) = -\lambda \cdot \frac{\partial \theta}{\partial x}$:

$$d\theta(x) = -\frac{1}{\lambda} \cdot q(x) \cdot dx. \quad (2.31)$$

Тогда

$$\theta(x) = -\frac{1}{\lambda} \cdot \int q(x) \cdot dx. \quad (2.32)$$

Плотность теплового потока $q(x)$ (рис. 2.11,в) аналитически описывается зависимостью:

$$q(x) = q_0 \cdot \left(1 - \frac{x}{\Delta x}\right). \quad (2.33)$$

Тогда температура $\theta(x)$ выразится:

$$\theta(x) = -\frac{q_0}{\lambda} \cdot \int \left(1 - \frac{x}{\Delta x}\right) \cdot dx = -\frac{q_0}{\lambda} \cdot \left(x - \frac{x^2}{2 \cdot \Delta x}\right) + C_1. \quad (2.34)$$

Постоянная интегрирования C_1 определяется из граничного условия $\theta(x = \Delta x) = 0$:

$$C_1 = \frac{q_0}{\lambda} \cdot \frac{\Delta x}{2}. \quad (2.35)$$

Тогда температура $\theta(x)$ примет вид:

$$\theta(x) = \frac{q_0}{\lambda} \cdot \frac{\Delta x}{2} - \frac{q_0}{\lambda} \cdot \left(x - \frac{x^2}{2 \cdot \Delta x}\right) = \frac{q_0}{\lambda} \cdot \frac{\Delta x}{2} \cdot \left(1 - \frac{x}{\Delta x}\right)^2. \quad (2.36)$$

С увеличением координаты x температура $\theta(x)$ уменьшается и при значении $x = \Delta x$ равна нулю. Максимальная температура θ_{\max_2} достигается при значении $x = 0$:

$$\theta(x = 0) = \theta_{\max_2} = \frac{q_0}{\lambda} \cdot \frac{\Delta x}{2}. \quad (2.37)$$

С учетом (2.37) зависимость (2.36) выразится:

$$\theta(x) = \theta_{\max_2} \cdot \left(1 - \frac{x}{\Delta x}\right)^2. \quad (2.38)$$

Подставляя зависимость (2.34) в (2.30), определена величина:

$$Q_2 = c \cdot \rho \cdot S \cdot \frac{q_0}{\lambda} \cdot \frac{(\Delta x)^2}{6}. \quad (2.39)$$

Сравнивая величины Q_1 и Q_2 , получено:

$$\Delta x = \sqrt{\frac{6 \cdot \lambda}{c \cdot \rho}} \cdot \Delta \tau = 2,45 \cdot a \cdot \sqrt{\Delta \tau}. \quad (2.40)$$

Как видно, глубина Δx проникновения тепла в адиабатический стержень определяется временем действия теплового источника $\Delta \tau$.

Чем меньше $\Delta\tau$, тем меньше Δx . Плотность теплового потока q_0 не входит в зависимость (2.40). Поэтому можно считать, что величина Δx не зависит от плотности теплового потока q_0 , действующего на торце адиабатического стержня. После подстановки зависимости (2.40) в (2.37) определена максимальная температура $\theta(x=0) = \theta_{\max_2}$:

$$\theta(x=0) = \theta_{\max_2} = 1,225 \cdot a \cdot \frac{q_0}{\lambda} \cdot \sqrt{\Delta\tau}. \quad (2.41)$$

Зависимость для определения максимальной температуры $\theta(x=0) = \theta_{\max_2}$ имеет вид, аналогичный зависимости (2.12), отличие состоит лишь в числовом коэффициенте (рассматривая $\Delta\tau = \tau$). Расхождение расчетных значений максимальной температуры, установленных по зависимостям (2.12) и (2.41), составляет всего 7,8 %. Следовательно, рассматривая функцию плотности теплового потока $q(x)$ в виде, показанном на рис. 2.11,в, приходим к решению, близкому к решению, описываемому зависимостью (2.12).

Координату x можно выразить через безразмерную величину:

$$z = \frac{x}{2 \cdot a \cdot \sqrt{\Delta\tau}}, \quad (2.42)$$

определяемую зависимостью (2.9) при $\Delta\tau = \tau$.

Тогда с учетом (2.40) зависимости (2.38) и (2.33) примут вид:

$$\theta(z) = \theta_{\max_2} \cdot (1 - 0,816 \cdot z)^2 = \theta_{\max_2} \cdot \bar{\theta}(z); \quad (2.43)$$

$$q(z) = q_0 \cdot (1 - 0,816 \cdot z) = q_0 \cdot \bar{q}(z), \quad (2.44)$$

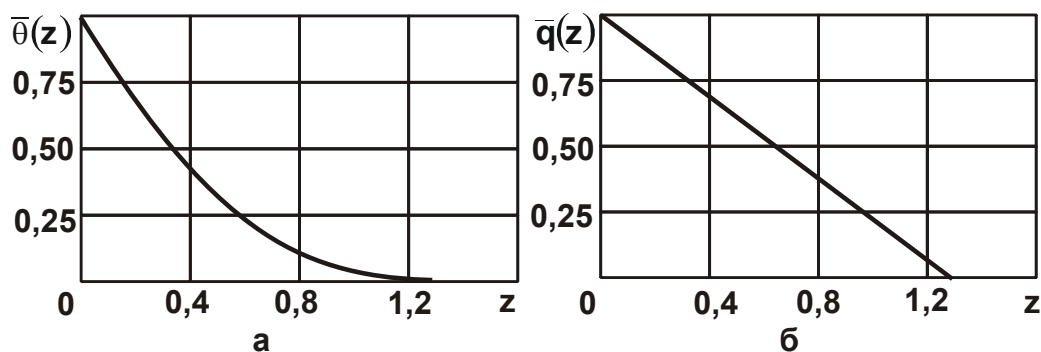
где $\bar{\theta}(z) = (1 - 0,816 \cdot z)^2$ – безразмерная функция температуры;

$\bar{q}(z) = (1 - 0,816 \cdot z)$ – безразмерная функция плотности теплового потока.

В табл. 2.4 приведены расчетные значения функций $\bar{\theta}(z)$ и $\bar{q}(z)$, а на рис. 2.12,а. представлены графики этих функций. Как видно, при $z = 1,225$ функции $\bar{\theta}(z)$ и $\bar{q}(z)$ принимают нулевые значения. Следовательно, при $z = 1,225$ значение координаты x , определяемой зависимостью (2.9), будет равно значению величины Δx , определяемому зависимостью (2.40). В этом случае исключается расхождение значений глубины проникновения тепла в адиабатический стержень для двух рассматриваемых решений, тогда как расхождение значений максимальной температуры по-прежнему будет составлять 7,8 %.

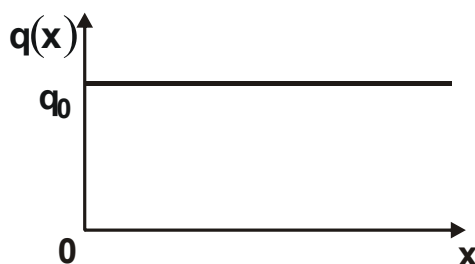
Расчетные значения функций $\bar{\theta}(z)$ и $\bar{q}(z)$

z	0	0,2	0,4	0,6	0,8	1,0	1,2	1,225
$\bar{\theta}(z)$	1	0,7	0,454	0,26	0,12	0,034	0,0004	0
$\bar{q}(z)$	1	0,837	0,674	0,51	0,347	0,184	0,02	0

Рис. 2.12. Характер изменения функций: а – $\bar{\theta}(z)$; б – $\bar{q}(z)$

Представляет интерес анализ максимальной температуры $\theta(x=0)$ и величины Δx для случая $q(x) = q_0$ (рис. 2.13). Тогда величина Q_1 описывается зависимостью (2.29), а температура $\theta(x)$, в соответствии с зависимостью (2.32), выражается:

$$\theta(x) = -\frac{q_0}{\lambda} \cdot \int dx = -\frac{q_0}{\lambda} \cdot x + C_1. \quad (2.45)$$

Рис. 2.13. График функции $q(x)$

Постоянная интегрирования C_1 определяется из граничного условия $\theta(x = \Delta x) = 0$:

$$C_1 = \frac{q_0}{\lambda} \cdot \Delta x. \quad (2.46)$$

Тогда температура $\theta(x)$ опишется:

$$\theta(x) = \frac{q_0}{\lambda} \cdot (\Delta x - x). \quad (2.47)$$

С увеличением координаты x температура $\theta(x)$ уменьшается и при значении $x = \Delta x$ равна нулю. Максимальная температура достигается при значении $x = 0$ и равна:

$$\theta(x = 0) = \theta_{\max_3} = \frac{q_0}{\lambda} \cdot \Delta x. \quad (2.48)$$

Тогда зависимость (2.47) можно представить в виде:

$$\theta(x) = \theta_{\max_3} \cdot \left(1 - \frac{x}{\Delta x}\right). \quad (2.49)$$

Подставляя зависимость (2.48) в (2.30) определена величина Q_2 :

$$Q_2 = c \cdot \rho \cdot S \cdot \frac{q_0}{\lambda} \cdot \frac{(\Delta x)^2}{2}. \quad (2.50)$$

При сравнении величин Q_1 и Q_2 получено:

$$\Delta x = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho}} \cdot \Delta \tau = 1,414 \cdot a \cdot \sqrt{\Delta \tau}. \quad (2.51)$$

Подставляя зависимость (2.51) в (2.48), определена максимальная температура $\theta(x = 0)$:

$$\theta(x = 0) = \theta_{\max_3} = 1,414 \cdot a \cdot \frac{q_0}{\lambda} \cdot \sqrt{\Delta \tau}. \quad (2.52)$$

В итоге пришли к зависимостям (2.51) и (2.52), аналогичным зависимостям (2.40) и (2.41) и отличающимся от них лишь числовыми коэффициентами. Расхождение значений максимальной температуры $\theta(x = 0)$ незначительно (13,7 %), тогда как расхождение значений Δx больше и составляет 42 %. Зависимость (2.52) также отличается от аналогичной зависимости (2.12) лишь числовым коэффициентом. Расхождение значений максимальной температуры, рассчитанных по данным зависимостям, составляет 20 %.

Выразим в зависимости (2.49) координату x через безразмерную величину $z = \frac{x}{2 \cdot a \cdot \sqrt{\Delta \tau}}$, определяемую зависимостью (2.9) при $\Delta \tau = \tau$.

Тогда с учетом (2.51) зависимость (2.49) примет вид:

$$\theta(z) = \theta_{\max_3} \cdot (1 - 1,414 \cdot z) = \theta_{\max_3} \cdot \bar{\theta}(z), \quad (2.53)$$

где $\bar{\theta}(z) = (1 - 1,414 \cdot z)$ – безразмерная функция температуры.

В табл. 2.5 приведены расчетные значения функции $\bar{\theta}(z)$, а на рис. 2.14,а. представлен график функции $\bar{\theta}(z)$. Как видно, при $z = 0,707$

функция $\bar{\theta}(z)$ принимает нулевое значение. Следовательно, при $z=0,707$ значение координаты x , определяемой зависимостью (2.9), равно значению величины Δx , определяемому зависимостью (2.51). В результате исключается расхождение значений глубины проникновения тепла в адиабатический стержень для двух рассматриваемых решений, тогда как расхождение значений максимальной температуры по-прежнему будет составлять 20 %.

Таблица 2.5

Расчетные значения функции $\bar{\theta}(z)$

z	0	0,2	0,4	0,6	0,707
$\bar{\theta}(z)$	1	0,717	0,434	0,152	0

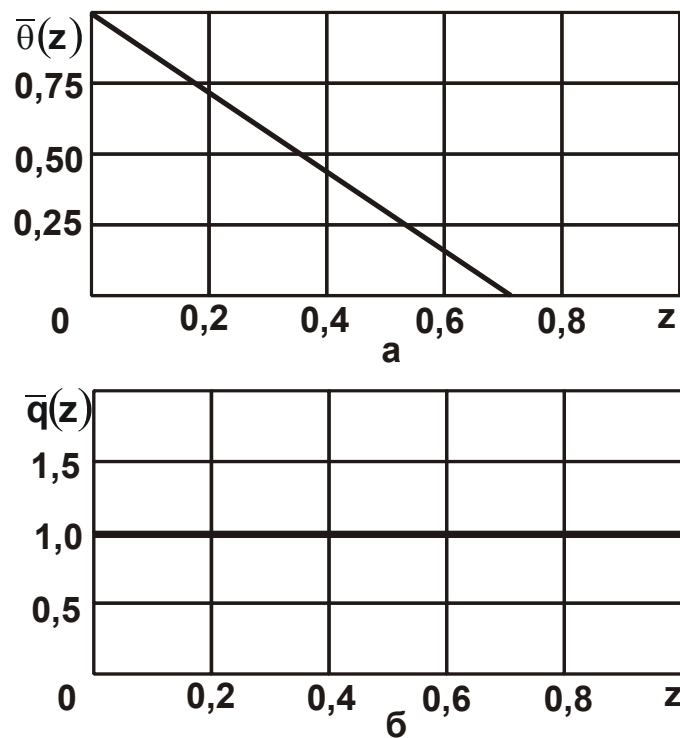


Рис. 2.14. Характер изменения функций: а – $\bar{\theta}(z)$; б – $\bar{q}(z)$

Рассматривая плотность теплового потока в виде:

$$q(z) = q_0 \cdot \bar{q}(z) \quad (2.54)$$

(где $\bar{q}(z) = 1$ – безразмерная функция плотности теплового потока), на рис. 2.14,б приведен график изменения функции $\bar{q}(z)$. Таким образом показано, что случай $q(x) = q_0 \cdot \left(1 - \frac{x}{\Delta x}\right)$, в отличие от случая $q(x) = q_0$, в большей степени соответствует решению, описываемому (2.12), хотя и

случай $q(x) = q_0$ в первом приближении можно также рассматривать достаточно близким к уточненному решению (2.12).

Для более наглядного представления о характере изменения функции $\theta(z)$ для трех рассматриваемых в работе случаев следует представить их графически в обобщенном виде. Расчет значений $\theta(z)$ произведен по преобразованным зависимостям (2.10), (2.43) и (2.44):

$$\theta(z) = 2 \cdot a \cdot \sqrt{\tau} \cdot \frac{q_0}{\lambda} \cdot \left[\frac{1}{\sqrt{\pi}} \cdot e^{-z^2} - z \cdot (1 - \operatorname{erf} z) \right]; \quad (2.55)$$

$$\theta(z) = 1,225 \cdot a \cdot \sqrt{\tau} \cdot \frac{q_0}{\lambda} \cdot (1 - 0,816 \cdot z)^2; \quad (2.56)$$

$$\theta(z) = 1,414 \cdot a \cdot \sqrt{\tau} \cdot \frac{q_0}{\lambda} \cdot (1 - 1,414 \cdot z). \quad (2.57)$$

Для удобства анализа следует принять $a \cdot \sqrt{\tau} \cdot \frac{q_0}{\lambda} = 1$. В табл. 2.6 приведены рассчитанные по зависимостям (2.55), (2.56) и (2.57) значения функции $\theta(z)$, а на рис. 2.15 – графики функции $\theta(z)$. Как видно, значение максимальной температуры шлифования $\theta(z)$, установленное на основе зависимости (2.57), наибольшее, а установленное на основе зависимости (2.55), – наименьшее. Во всем диапазоне изменения функции $\theta(z)$, описываемой зависимостью (2.56), ее значения незначительно отличаются от значений функции $\theta(z)$, описываемой зависимостью (2.55). В диапазоне $z < 0,7$ значения функции $\theta(z)$, описываемой зависимостью (2.57), также отличаются несущественно от значений $\theta(z)$, рассчитанных по зависимостям (2.55), (2.56). Это указывает на то, что температуру шлифования $\theta(z)$, в особенности максимальную температуру шлифования, с достаточной для практики точностью можно описать упрощенными зависимостями (2.56) и (2.57), полученными на основе упрощенных расчетов, не требующих решения сложного дифференциального уравнения теплопроводности (2.28).

Таблица 2.6

Расчетные значения функции $\theta(z)$

z	0	0,4	0,8	1,2	1,6	2,0
Зависимость (2.55)	1,129	0,5	0,182	0,051	0,016	0,0006
Зависимость (2.56)	1,225	0,556	0,147	0,005	–	–
Зависимость (2.57)	1,414	0,614	–	–	–	–

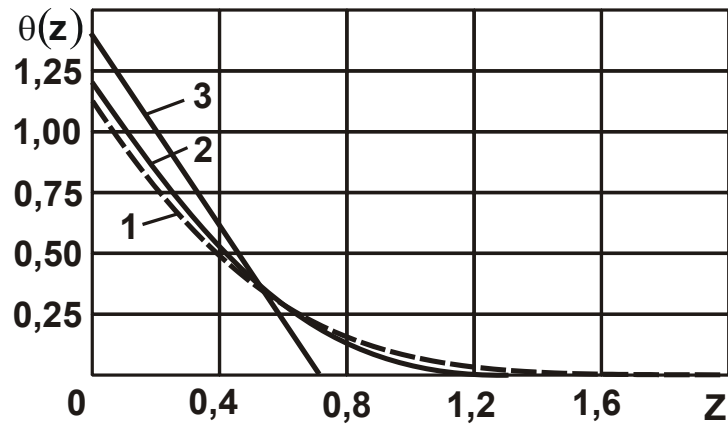


Рис. 2.15. Графики функции $\theta(z)$: 1 – расчет по зависимости (2.55); 2 – расчет по зависимости (2.56); 3 – расчет по зависимости (2.57)

Необходимо отметить, что, согласно полученным приближенным решениям (2.56) и (2.57), температура шлифования $\theta(z)$ с увеличением координаты z уменьшается от максимального значения до нуля, тогда как в уточненном решении (2.55), она непрерывно уменьшается, асимптотически приближаясь к нулю, но не достигая нулевого значения. В этом отличие приведенных решений.

На рис. 2.16 в обобщенном виде представлены графики безразмерных функций плотности теплового потока $\bar{q}(z)$, описываемых соответственно зависимостями (2.14), (2.44) и (2.54). Как видно, расхождения значений $\bar{q}(z)$ больше, чем расхождения значений $\theta(z)$. Для случаев, описываемых зависимостями (2.14) и (2.44), эти расхождения находятся в пределах 25 % (табл. 2.7).



Рис. 2.16. Графики функции $\bar{q}(z)$: 1 – расчет по зависимости (2.14); 2 – расчет по зависимости (2.44); 3 – расчет по зависимости (2.54)

Из зависимости (2.52) следует, что максимальная температура шлифования θ зависит от двух изменяющихся параметров: плотности теплового потока q_0 и времени его действия $\Delta\tau$. При этом плотность

теплового потока q_0 более интенсивно влияет на температуру шлифования θ , чем время $\Delta\tau$. Следовательно, уменьшить температуру шлифования θ можно, прежде всего, за счет уменьшения плотности теплового потока q_0 , определяемого зависимостью $q_0 = N/S$, где N – мощность теплового потока (мощность резания), Вт.

При шлифовании мощность резания определяется зависимостью: $N = P_z \cdot V_{кр} = \sigma \cdot S_{мгн} \cdot V_{кр} = \sigma \cdot Q$, где $S_{мгн} = Q/V_{кр}$ – мгновенная суммарная площадь поперечного сечения среза всеми одновременно работающими зернами шлифовального круга, m^2 ; Q – производительность обработки, m^3/c .

Таблица 2.7

Расчетные значения $\bar{q}(z)$

z	0	0,2	0,4	0,6	0,8	1,0	1,2	1,5
Зависимость (2.14)	1	0,747	0,572	0,396	0,258	0,151	0,09	0,034
Зависимость (2.44)	1	0,837	0,674	0,51	0,347	0,184	0,02	–
Расхождения значений $\bar{q}(z)$, %	0	7,1	15,1	22,3	25,6	14,6	–	–

При растачивании (точении) мощность резания определяется зависимостью: $N = P_z \cdot V = \sigma \cdot F \cdot V = \sigma \cdot Q$, где V – скорость резания, m/c ; $F = t \cdot S_{прод}$ – площадь поперечного сечения среза, m^2 ; t – глубина резания, m ; $S_{прод}$ – продольная подача, $m/об.$; $Q = t \cdot S_{прод} \cdot V$.

Как видно, при шлифовании и растачивании мощность теплового источника (мощность резания) N определяется одной зависимостью. Поэтому уменьшить мощность резания N можно уменьшением условного напряжения резания σ (энергоемкости обработки) и производительности обработки Q . Выше показано, что условное напряжение резания σ при растачивании меньше, чем при шлифовании. Следовательно, в условиях растачивания при одних значениях производительность обработки Q и времени действия теплового потока $\Delta\tau$ температура резания меньше. Это вытекает из зависимости (2.52):

$$\theta = \frac{\sigma \cdot Q}{S} \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda}} \cdot \Delta\tau. \quad (2.58)$$

Поэтому при растачивании по сравнению с шлифованием можно существенно увеличить производительность обработки в пределах заданной температуры резания.

2.5. Расчет параметров установившегося во времени теплового процесса

Для более полного анализа полученного решения необходимо определить температуру резания при установившемся во времени тепловом процессе, используя методику, приведенную в работе [131]. Уравнение теплопроводности (2.28) примет вид:

$$\frac{d^2\theta}{dx^2} = 0. \quad (2.59)$$

Если предположить, что на торце адиабатического стержня ($x = 0$) длиной Δx действует тепловой поток с постоянной плотностью q_0 , а при значении $x = \Delta x$ температура резания $\theta = \theta_0$, тогда граничные условия опишутся:

$$\begin{cases} q(x = 0) = q_0 \\ \theta(x = \Delta x) = \theta_0 \end{cases}. \quad (2.60)$$

После двойного интегрирования уравнения (2.59) получено:

$$\theta(x) = C_1 \cdot x + C_2, \quad (2.61)$$

где C_1, C_2 – постоянные интегрирования.

Учитывая, что плотность теплового потока $q(x)$ и температура $\theta(x)$ связаны зависимостью $q(x) = -\lambda \cdot \frac{d\theta(x)}{dx}$, имеем:

$$q(x) = -\lambda \cdot C_1. \quad (2.62)$$

Подчиняя зависимость (2.62) первому граничному условию $q(x = 0) = q_0$, имеем:

$$C_1 = \frac{q_0}{\lambda}. \quad (2.63)$$

Подчиняя зависимость (2.62) второму граничному условию $\theta(x = \Delta x) = \theta_0$, имеем:

$$C_2 = \theta_0 - \frac{q_0}{\lambda} \cdot \Delta x. \quad (2.64)$$

После подстановки постоянных интегрирования C_1 и C_2 в зависимость (2.61) получено:

$$\theta(x) = \frac{q_0}{\lambda} \cdot (\Delta x - x) + \theta_0. \quad (2.65)$$

Максимальная температура достигается при условии $x = 0$:

$$\theta(x=0) - \theta_0 = \frac{q_0}{\lambda} \cdot \Delta x. \quad (2.66)$$

При условии $\theta_0 = 0$, получено:

$$\theta(x=0) = \frac{q_0}{\lambda} \cdot \Delta x. \quad (2.67)$$

Тогда плотность теплового потока $q(x)$ опишется:

$$q(x) = -\lambda \cdot \frac{d\theta(x)}{dx} = q_0. \quad (2.68)$$

Как видно, температура резания $\theta(x)$ с увеличением x уменьшается и при $x = \Delta x$ равна нулю, а плотность теплового потока $q(x)$ остается постоянной. По сути, пришли к решению (2.47), полученному для неустановившегося во времени теплового процесса (рис. 2.13). Поскольку решение (2.47) несущественно отличается от уточненного решения (2.8) для неустановившегося во времени теплового процесса, то и решение (2.68) можно считать близким к уточненному решению (2.8). Этим установлено, что в первом приближении неустановившийся во времени тепловой процесс при механической обработке можно рассматривать как установившийся, поскольку расчетные зависимости для определения температуры резания отличаются лишь численными коэффициентами. Причем их расхождение не превышает 20 %, что вполне приемлемо для выполнения приближенных расчетов максимальной температуры резания. Для уточненных расчетов, естественно, необходимо использовать зависимость (2.12) или же приближенную, но более точную зависимость (2.41).

Сравнивая приведенные выше решения с аналогичным решением [142], описываемым зависимостью (2.7) без учета распределения температуры по глубине, видно, что они также отличаются лишь численными коэффициентами. Зависимость (2.7) можно представить:

$$\theta = 0,886 \cdot a \cdot \frac{q_0}{\lambda} \cdot \sqrt{\tau}. \quad (2.69)$$

Расхождение значений максимальной температуры шлифования, установленных по зависимостям (2.12) и (2.69) составляет 21,5 %. Расхождение значений максимальной температуры шлифования, установленных по зависимостям (2.41) и (2.69) составляет 27,6 %, а установленных по зависимостям (2.52) и (2.69) – 37 %. Как видно, расхождения не столь значительны, хотя решения получены для различ-

ных начальных и граничных условий. Из этого можно заключить, что значения максимальной температуры шлифования, рассчитанные на основе приведенных аналитических зависимостей, установленных по различным методикам, отличаются незначительно. Следовательно, все вышеуказанные зависимости можно использовать для практических расчетов, чем, собственно, и объясняется то, что различные методики расчета температуры резания (опубликованные в научно-технической литературе) приводят к достаточно высокой степени сходимости расчетных и экспериментальных данных. С физической точки зрения это связано с примерно одинаковым характером изменения температуры резания по координате x , поскольку температура $\theta(x)$ уменьшается по линейному (при установившемся во времени тепловом процессе) или близкому к линейному (при неустановившемся во времени тепловом процессе) закону. Температура может как асимптотично приближаться к нулю, так и достигать нулевого значения, все зависит от методики определения температуры. Таким образом, произведена комплексная оценка закономерностей распространения тепла и изменения температуры в полубесконечном стержне, а также существующих теоретических подходов к ее определению.

2.6. Определение оптимальных условий обработки с учетом ограничения по температуре шлифования

На основе полученной зависимости (2.52) определены оптимальные условия шлифования по критерию наименьшего основного времени с учетом ограничения по температуре шлифования, выражая плотность теплового потока q_0 зависимостью $q_0 = \sigma \cdot V_{\text{рез}}$ [78; 83]:

$$\theta_{\text{max}} = 1,414 \cdot a \cdot \frac{\sigma \cdot V_{\text{рез}}}{\lambda} \cdot \sqrt{\Delta\tau}, \quad (2.70)$$

где $V_{\text{рез}}$ – скорость перерезания адиабатического стержня (рис. 2.7), м/с.

Представляя в зависимости (2.70) скорость $V_{\text{рез}}$ отношением $V_{\text{рез}} = \Pi / \Delta\tau$, получено:

$$\theta_{\text{max}} = 1,414 \cdot a \cdot \frac{\sigma}{\lambda} \cdot \sqrt{\frac{\Pi^2}{\Delta\tau}}, \quad (2.71)$$

где Π – величина снятого припуска за время $\Delta\tau$, м.

Из зависимости (2.71) можно определить величину $\Delta\tau$ для заданного значения снимаемого припуска Π и предельной температуры шлифования θ_{\max_0} :

$$\Delta\tau = \left(\frac{1,414 \cdot a \cdot \sigma \cdot \Pi}{\lambda \cdot \theta_{\max_0}} \right)^2. \quad (2.72)$$

Как видно, уменьшить основное время обработки $\Delta\tau$ можно уменьшением параметров σ , Π и увеличением θ_{\max_0} . Очевидно, для заданных значений Π и θ_{\max_0} уменьшить $\Delta\tau$ можно исключительно за счет уменьшения энергоемкости обработки σ путем повышения режущей способности шлифовального круга и уменьшения интенсивности трения в зоне шлифования.

Из зависимости (2.72) вытекает еще один путь уменьшения основного время обработки $\Delta\tau$ – это уменьшение параметра Π за счет удаления снимаемого припуска частями (разбивая припуск Π на n частей и обеспечивая периодическое прерывание процесса шлифования). Так, рассматривая в зависимости (2.72) вместо параметра Π параметр Π/n , имеем:

$$\Delta\tau_n = \left(\frac{1,414 \cdot a \cdot \sigma \cdot \Pi}{\lambda \cdot \theta_{\max_0} \cdot n} \right)^2. \quad (2.73)$$

Тогда

$$\Delta\tau = n \cdot \Delta\tau_n = \frac{2}{n} \cdot \left(\frac{a \cdot \sigma \cdot \Pi}{\lambda \cdot \theta_{\max_0}} \right)^2. \quad (2.74)$$

С увеличением n основное время обработки $\Delta\tau$ существенно уменьшается. Однако для реализации данной закономерности необходимо обеспечить полное охлаждение обрабатываемой детали в период прерывания процесса шлифования. В противном случае данная закономерность не выполняется и температура шлифования θ_{\max} с каждым последующим прерыванием процесса шлифования увеличивается, что нивелирует эффект обработки. Это вытекает из зависимости (2.71), рассматривая в ней вместо $\Delta\tau$ время $\Delta\tau_n$, определяемое зависимостью (2.73):

$$\theta_{\max} = n \cdot \theta_{\max_0}. \quad (2.75)$$

С увеличением количества прерываний процесса шлифования n температура шлифования θ_{\max} пропорционально увеличивается (рис. 2.17). Следовательно, эффект обработки, связанный с прерывистостью процесса шлифования, как уже показано, можно реализовать лишь при условии полного охлаждения обрабатываемой детали в период прерывания процесса. При неполном (частичном) охлаждении обрабатываемой детали температура шлифования θ_{\max} с увеличением n также увеличивается, однако с меньшей интенсивностью (на рис. 2.17 показано штриховой линией). Поэтому задача оптимизации условий обработки состоит, во-первых, в определении количества прерываний процесса шлифования n , при которых обеспечивается полное охлаждение обрабатываемой детали в период прерывания процесса. Во-вторых, в определении количества прерываний процесса шлифования n , при которых происходит частичное охлаждение обрабатываемой детали, но температура шлифования не превышает предельного значения. Очевидно, и в первом, и во втором случаях сложно обеспечить условия охлаждения детали. Поэтому вполне возможно, что температура шлифования превышает предельные значения, что приведет к образованию прижогов на обрабатываемой поверхности.

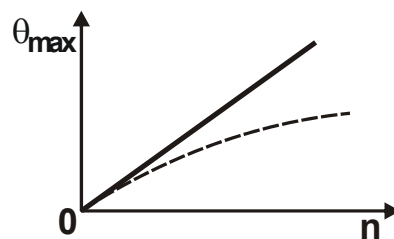


Рис. 2.17. Зависимость температуры шлифования θ_{\max} от количества прерываний процесса шлифования n

Чтобы гарантированно обеспечить высокое качество обработки, необходимо, во-первых, с определенным запасом устанавливать количество прерываний процесса шлифования n , а, во-вторых, съём заданного припуска производить за одно прерывание процесса шлифования (рис. 2.18). В этом случае, естественно, основное время обработки наибольшее, но гарантировано обеспечивается высокое качество обработки. Скорость $V_{\text{рез}}$ будет наименьшей, также как наименьшей будет и производительность обработки $Q = V_{\text{рез}} \cdot S$, где S – площадь поперечного сечения адиабатического стержня. Следо-

вательно, для обеспечения высокого качества обработки необходимо уменьшать производительность обработки.



Рис. 2.18. Структурная схема условий уменьшения основного времени обработки с учетом ограничения по температуре шлифования

Для количественной оценки полученного решения установлена аналитическая зависимость для определения температуры шлифования с учетом периодического нагревания и охлаждения обрабатываемой детали. Принято, что в течение времени τ_1 на торце адиабатического стержня (рис. 2.7) действует тепловой поток с постоянной плотностью q_0 . Поэтому в течение этого времени адиабатический стержень нагревается, а в течение времени τ_2 происходит его охлаждение ($q_0 = 0$). Далее, процесс нагревания и охлаждения адиабатического стержня периодически повторяется (рис. 2.19). С физической точки зрения это означает, что на адиабатический стержень периодически действуют тепловые импульсы с постоянной плотностью теплового потока q_0 . Уравнение баланса тепла в течение времени $\tau_1 + \tau_2$ может быть выражено:

$$Q_1 - Q_2 = \Delta Q_1, \quad (2.76)$$

где $Q_1 = q_0 \cdot S \cdot \tau_1$ – количество тепла, вошедшее в адиабатический стержень в течение времени τ_1 от действия теплового потока с постоянной плотностью q_0 , Дж;

S – площадь поперечного сечения адиабатического стержня, м^2 ;
 $Q_2 = \alpha \cdot (\theta - \theta_0) \cdot S \cdot \tau_2$ – количество тепла, выделившегося из адиабатического стержня за время τ_2 при его охлаждении, Дж;
 α – коэффициент теплоотдачи, $\text{Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$;
 θ – температура нагревания адиабатического стержня за время τ_1 , К;
 θ_0 – температура образца после его охлаждения (в течение времени τ_2), К;
 ΔQ_1 – количество тепла, оставшегося в адиабатическом стержне после охлаждения, Дж.

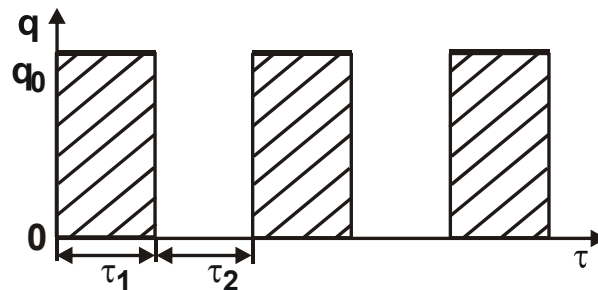


Рис. 2.19. Схема действия тепловых импульсов на адиабатический стержень

Величину ΔQ_1 , аналогично величине Q_1 , можно выразить зависимостью $\Delta Q_1 = q_0 \cdot S \cdot \Delta \tau_1$, где $\Delta \tau_1$ – время нагревания адиабатического стержня до температуры θ_0 , с. Тогда уравнение (2.76) после преобразований примет вид:

$$q_0 \cdot (\tau_1 - \Delta \tau_1) = \alpha \cdot (\theta - \theta_0) \cdot \tau_2. \quad (2.77)$$

С учетом зависимости (2.52), представленной в виде

$$(\theta - \theta_0) = \frac{q_0}{\lambda} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho}} \cdot (\tau_1 - \Delta \tau_1), \quad (2.78)$$

уравнение (2.77) выразится:

$$(\tau_1 - \Delta \tau_1) = \alpha \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda}} \cdot (\tau_1 - \Delta \tau_1) \cdot \tau_2, \quad (2.79)$$

откуда

$$\Delta \tau_1 = \tau_1 - \frac{2 \cdot \alpha^2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \tau_2^2. \quad (2.80)$$

Максимальная температура после охлаждения адиабатического стержня определяется:

$$\theta_0 = q_0 \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \Delta\tau_1} = q_0 \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \left(\tau_1 - \frac{2 \cdot \alpha^2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \tau_2^2 \right)}. \quad (2.81)$$

Как видно, после охлаждения адиабатического стержня его максимальная температура меньше, чем до охлаждения ($\tau_2 = 0$):

$$\theta_0 = q_0 \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \tau_1}. \quad (2.82)$$

При условии $\tau_1 = \frac{2 \cdot \alpha^2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \tau_2^2$ температура θ_0 , описываемая зависимостью (2.81), равна нулю. Это означает, что количество тепла, вошедшее в адиабатический стержень за время τ_1 , и вышедшее из стержня за время τ_2 , одинаковы (рис. 2.20).

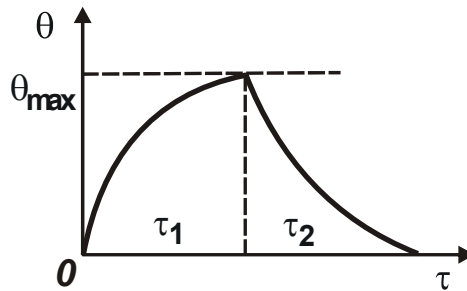


Рис. 2.20. Характер изменения температуры шлифования θ во времени τ

С учетом плотности теплового потока $q_0 = \sigma \cdot V_{\text{рез}}$ [78] зависимости (2.81) и (2.82) окончательно примут вид:

$$\theta_0 = \sigma \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \Pi^2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \left(\frac{1}{\tau_1} - \frac{2 \cdot \alpha^2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{\tau_2^2}{\tau_1^2} \right)}; \quad (2.83)$$

$$\theta = \sigma \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{\Pi^2}{\tau_1}}, \quad (2.84)$$

где $V_{\text{рез}} = \Pi / \tau_1$.

После действия на адиабатический стержень второго теплового импульса (т.е. в момент времени $2 \cdot \tau_1 + \tau_2$, рис. 2.19) температура шлифования θ в соответствии с зависимостью (2.82) выразится:

$$\theta_0 = q_0 \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot (\Delta\tau_1 + \tau_1)} = q_0 \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \left(2 \cdot \tau_1 - \frac{2 \cdot \alpha^2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \tau_2^2 \right)}. \quad (2.85)$$

После охлаждения адиабатического стержня в момент времени $2 \cdot \tau_1 + 2 \cdot \tau_2$ (рис. 2.19) температура θ_0 , аналогично (2.82), определится:

$$\theta_0 = q_0 \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \Delta\tau_2}. \quad (2.86)$$

Для определения времени $\Delta\tau_2$ следует составить уравнение, аналогичное уравнению (2.77):

$$q_0 \cdot [(\Delta\tau_1 + \tau_1) - \Delta\tau_2] = \alpha \cdot (\theta - \theta_0) \cdot \tau_2. \quad (2.87)$$

С учетом зависимости (2.78), представленной в виде

$$(\theta - \theta_0) = \frac{q_0}{\lambda} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot [(\Delta\tau_1 + \tau_1) - \Delta\tau_2]}, \quad (2.88)$$

уравнение (2.87) выразится:

$$[(\Delta\tau_1 + \tau_1) - \Delta\tau_2] = \alpha \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot [(\Delta\tau_1 + \tau_1) - \Delta\tau_2]} \cdot \tau_2 \quad (2.89)$$

или

$$[(\Delta\tau_1 + \tau_1) - \Delta\tau_2] = \frac{2 \cdot \alpha^2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \tau_2^2; \quad (2.90)$$

$$\Delta\tau_2 = (\Delta\tau_1 + \tau_1) - \frac{2 \cdot \alpha^2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \tau_2^2 = 2 \cdot \tau_1 - 2 \cdot \frac{2 \cdot \alpha^2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \tau_2^2 = 2 \cdot \left(\tau_1 - \frac{2 \cdot \alpha^2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \tau_2^2 \right). \quad (2.91)$$

Подставляя зависимость (2.91) в (2.86), получено:

$$\theta_0 = q_0 \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot 2 \cdot \left(\tau_1 - \frac{2 \cdot \alpha^2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \tau_2^2 \right)}. \quad (2.92)$$

После действия на стержень третьего теплового импульса (т.е. в момент времени $3 \cdot \tau_1 + 2 \cdot \tau_2$, рис. 2.19) температура шлифования θ , аналогично зависимости (2.85), выразится:

$$\theta = q_0 \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot (\Delta\tau_2 + \tau_1)} = q_0 \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \left(3 \cdot \tau_1 - 2 \cdot \frac{2 \cdot \alpha^2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \tau_2^2 \right)}. \quad (2.93)$$

После охлаждения адиабатического стержня в момент времени $3 \cdot \tau_1 + 3 \cdot \tau_2$ (рис. 2.19) температура шлифования θ_0 опишется:

$$\theta_0 = q_0 \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \Delta\tau_3}. \quad (2.94)$$

Время $\Delta\tau_3$ определяется из уравнения, аналогичного полученному уравнению (2.87):

$$q_0 \cdot [(\Delta\tau_2 + \tau_1) - \Delta\tau_3] = \alpha \cdot (\theta - \theta_0) \cdot \tau_2. \quad (2.95)$$

С учетом зависимости

$$(\theta - \theta_0) = \frac{q_0}{\lambda} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot [(\Delta\tau_2 + \tau_1) - \Delta\tau_3]} \quad (2.96)$$

уравнение (2.87) выразится:

$$[(\Delta\tau_2 + \tau_1) - \Delta\tau_3] = \alpha \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot [(\Delta\tau_2 + \tau_1) - \Delta\tau_3]} \cdot \tau_2 \quad (2.97)$$

или

$$[(\Delta\tau_2 + \tau_1) - \Delta\tau_3] = \frac{2 \cdot \alpha^2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \tau_2^2, \quad (2.98)$$

$$\Delta\tau_3 = (\Delta\tau_2 + \tau_1) - \frac{2 \cdot \alpha^2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \tau_2^2 = 3 \cdot \left(\tau_1 - \frac{2 \cdot \alpha^2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \tau_2^2 \right). \quad (2.99)$$

С учетом зависимости (2.99) температура θ_0 определяется:

$$\theta_0 = q_0 \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot 3 \cdot \left(\tau_1 - \frac{2 \cdot \alpha^2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \tau_2^2 \right)}. \quad (2.100)$$

Аналогично можно определить время $\Delta\tau_n$ и температуру шлифования θ_0 после действия n -го теплового импульса и охлаждения адиабатического стержня:

$$\Delta\tau_n = n \cdot \left(\tau_1 - \frac{2 \cdot \alpha^2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \tau_2^2 \right); \quad (2.101)$$

$$\theta_0 = q_0 \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot n \cdot \left(\tau_1 - \frac{2 \cdot \alpha^2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \tau_2^2 \right)}. \quad (2.102)$$

Максимальная температура θ_{\max} после действия n -го теплового импульса с учетом соотношения $q_0 = \sigma \cdot V_{\text{рез}} = \sigma \cdot (\Pi / m \cdot \tau_1)$ определится:

$$\theta_{\max} = \sigma \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{\Pi^2}{m^2 \cdot \tau_1^2} \left(n \cdot \tau_1 - (n-1) \cdot \frac{2 \cdot \alpha^2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \tau_2^2 \right)}, \quad (2.103)$$

где m – количество разбиений припуска Π на части.

Из зависимости (2.102) вытекает, что при заданном значении плотности теплового потока q_0 температура шлифования θ_0 с увели-

чением количества тепловых импульсов n непрерывно увеличивается (рис. 2.21,а).

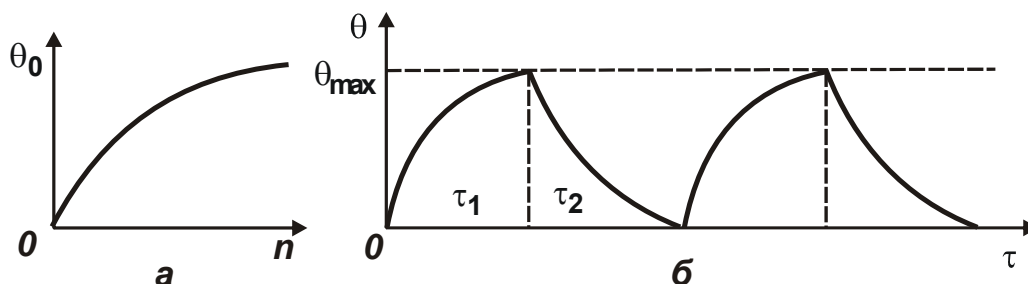


Рис. 2.21. Характер изменения температуры θ_0 от количества тепловых импульсов n (а) и температуры шлифования θ от времени τ (б)

При условии $\tau_1 = \frac{2 \cdot \alpha^2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \tau_2^2$ температура θ_0 равна нулю независимо от количества тепловых импульсов n . Это означает, что характер изменения температуры шлифования θ подчиняется зависимости, графически показанной на рис. 2.21,б. В этом случае количество тепла, входящего в адиабатический стержень за время действия теплового импульса τ_1 , равно количеству тепла, выходящего из стержня за время его охлаждения τ_2 . С учетом $q_0 = \sigma \cdot V_{\text{рез}} = \sigma \cdot (\Pi/m \cdot \tau_1)$ зависимость (2.100) принимает вид:

$$\theta_0 = \sigma \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \Pi^2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{n}{m^2} \cdot \left(\frac{1}{\tau_1} - \frac{2 \cdot \alpha^2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{\tau_2^2}{\tau_1^2} \right)}. \quad (2.104)$$

Количество тепловых импульсов $n \leq m$. При $n = m$, имеем:

$$\theta_0 = \sigma \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \Pi^2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{1}{m} \cdot \left(\frac{1}{\tau_1} - \frac{2 \cdot \alpha^2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{\tau_2^2}{\tau_1^2} \right)}. \quad (2.105)$$

Как видно, с увеличением количества разбиений припуска Π на m частей температура θ_0 уменьшается. При условии $\tau_1 = \frac{2 \cdot \alpha^2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \tau_2^2$ температура $\theta_0 = 0$ независимо от количества тепловых импульсов m , т.е. характер изменения температуры шлифования θ с увеличением n подчиняется закономерности, графически показанной на рис. 2.21,а.

Из зависимости (2.105) вытекают три основных условия уменьшения температуры θ_0 . Первое условие состоит в уменьшении энер-

гоемкости обработки σ . Второе условие состоит в увеличении количества разбиений припуска Π на m частей, а третье – в обеспечении равенства слагаемых подкоренного выражения $\frac{1}{\tau_1} = \frac{2 \cdot \alpha^2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{\tau_2^2}{\tau_1^2}$. Очевидно,

реализация третьего случая предполагает стабилизацию во времени (с увеличением n) максимального значения температуры θ_{\max} (рис. 2.21,б), тогда как в первых двух случаях температура шлифования θ с течением времени обработки увеличивается (рис. 2.21,а), причем, тем интенсивнее, чем меньше время охлаждения адиабатического стержня τ_2 . Следовательно, добиться уменьшения температуры θ_0 можно повышением режущей способности шлифовального круга и снижением интенсивности трения в зоне шлифования, применением многопроходного шлифования и обеспечением условий полного или частичного охлаждения адиабатического стержня в периоды прерывания процесса шлифования.

Рассмотрим третий случай, когда первое слагаемое подкоренного выражения зависимости (2.105) равно второму слагаемому:

$\tau_1 = \frac{2 \cdot \alpha^2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \tau_2^2$. С увеличением времени охлаждения адиабатического стержня τ_2 время действия теплового импульса τ_1 увеличивается по квадратичной зависимости, а отношение τ_1/τ_2 увеличивается по линейной зависимости. В табл. 2.8 и на рис. 2.22. приведены расчетные значения времени τ_1 и отношения τ_1/τ_2 в зависимости от времени охлаждения адиабатического стержня τ_2 для исходных данных:

$\rho = 14,5 \cdot 10^3$ кг/м³; $c = 40$ кал/(кг·град); $\lambda = 14$ кал/(м·с·град); $\alpha = 10^4$ кал/(м²·с·град); $\theta_{\max} = 1000$ °С; $\sigma = 10^5$ Н/мм²; $\Pi = 0,1$ мм;

$$\left(\frac{c \cdot \rho \cdot \lambda}{2} \right) \cdot \left(\frac{\theta_{\max}}{\sigma} \right)^2 = 7 \cdot 10^{-9} \text{ м}^2/\text{с}; \quad \frac{2 \cdot \alpha^2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} = 25 \text{ с}^{-1}.$$

Таблица 2.8

Расчетные значения параметров τ_1 и τ_1/τ_2

$\tau_2, \text{ с}$	0,02	0,04	0,06	0,08	0,1
$\tau_1, \text{ с}$	0,01	0,04	0,09	0,16	0,25
τ_1/τ_2	0,5	1	1,5	2	2,5

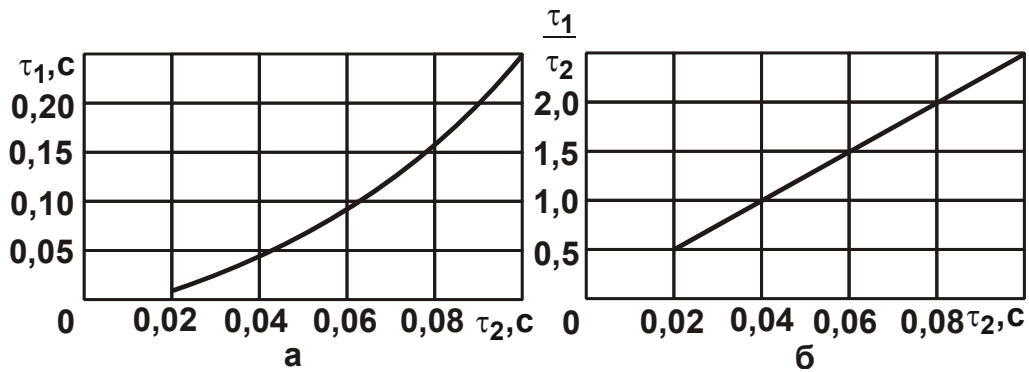


Рис. 2.22. Зависимости параметров τ_1 (а) и τ_1/τ_2 (б) от τ_2

Как видно, в третьем случае отношение τ_1/τ_2 принимает значения, близкие к единице.

2.7. Определение наименьшего основного времени обработки с учетом ограничения по температуре шлифования

2.7.1. Определение наименьшего основного времени обработки для условия полного охлаждения обрабатываемой детали в период прерывания процесса шлифования

Используя приведенные выше теоретические решения, определено наименьшее основное время обработки τ с учетом ограничения по максимальной температуре шлифования θ_{\max} для условий полного и частичного охлаждения обрабатываемой детали в период прерывания процесса шлифования [83]. Первоначально рассмотрен случай полного охлаждения обрабатываемой детали в период прерывания процесса шлифования, когда $\theta_0 = 0$. Тогда, исходя из зависимости

$$(2.105), \text{ имеем: } \tau_1 = \frac{2 \cdot \alpha^2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \tau_2^2.$$

Основное время обработки τ в общем случае определяется зависимостью:

$$\tau = m \cdot \tau_1 + (m - 1) \cdot \tau_2 = m \cdot \tau_1 + (m - 1) \cdot \sqrt{\frac{c \cdot \rho \cdot \lambda}{2 \cdot \alpha^2}} \cdot \tau_1. \quad (2.106)$$

Время τ_1 определяется из зависимости (2.101) при условии $n = 1$:

$$\tau_1 = \left(\frac{\sigma \cdot \Pi}{\theta_{\max} \cdot m} \right)^2 \cdot \frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda}. \quad (2.107)$$

Соответственно зависимость (2.106) принимает вид:

$$\tau = \left(\frac{\sigma \cdot \Pi}{\theta_{\max}} \right)^2 \cdot \frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{1}{m} + \left(\frac{\sigma \cdot \Pi}{\theta_{\max}} \right) \cdot \frac{1}{\alpha} \cdot \frac{(m-1)}{m}. \quad (2.108)$$

Из зависимости (2.108) вытекает, что основное время обработки τ тем меньше, чем меньше величина $\left(\frac{\sigma \cdot \Pi}{\theta_{\max}} \right)$ и больше количество

прерываний процесса шлифования m и коэффициент теплоотдачи α . В табл. 2.9 – табл. 2.13 приведены расчетные значения параметров τ_1 , τ_2 , τ_1/τ_2 (соответственно τ_2/τ_1) и τ для различных значений условного напряжения резания σ . Расчеты произведены для рассмотренных в п. 2.6 исходных данных: $\rho = 14,5 \cdot 10^3$ кг/м³; $c = 40$ кал/(кг·град); $\lambda = 14$ кал/(м·с·град); $\alpha = 10^4$ кал/(м²·с·град); $\theta_{\max} = 1000$ °С; $\Pi = 0,1$ мм;

$\left(\frac{c \cdot \rho \cdot \lambda}{2} \right) \cdot \left(\frac{\theta_{\max}}{\sigma} \right)^2 = 7 \cdot 10^{-9}$ м²/с; $\frac{2 \cdot \alpha^2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} = 25$ с⁻¹. Расчет параметра τ_2

произведен по зависимости $\tau_2 = \sqrt{\frac{c \cdot \rho \cdot \lambda}{2 \cdot \alpha^2}} \cdot \tau_1$.

В табл. 2.9 – табл. 2.13 также приведены значения длины рабочего выступа прерывистого круга $l = V_{\text{кр}} \cdot \tau_1$ для заданной скорости круга $V_{\text{кр}} = 30$ м/с. Они дают наглядное представление о возможностях прерывистого шлифования с точки зрения уменьшения времени обработки τ (повышения производительности обработки).

Таблица 2.9

Расчетные значения основных параметров обработки
(для $\sigma = 10^5$ Н/мм²)

m	1	2	3	4	8	16	32	64
τ_1 , с	1,43	0,355	0,158	0,089	0,0222	0,00554	0,00139	0,000347
τ_2 , с	–	0,12	0,08	0,06	0,03	0,015	0,0075	0,00375
τ_1/τ_2	–	2,96	1,98	1,48	0,74	0,37	0,185	0,092
τ_2/τ_1	–	0,338	0,505	0,676	1,351	2,7	5,4	10,87
τ , с	1,43	0,83	0,63	0,535	0,388	0,313	0,277	0,258
l, м	–	10,65	4,74	2,67	0,666	0,166	0,042	0,01

Таблица 2.10

Расчетные значения основных параметров обработки
(для $\sigma = 0,707 \cdot 10^5 \text{ Н/мм}^2$)

m	1	2	3	4	8	16	32	64
$\tau_1, \text{ с}$	0,71	0,1775	0,079	0,0444	0,0111	0,00277	0,00069	0,000173
$\tau_2, \text{ с}$	–	0,085	0,0566	0,0425	0,0213	0,0106	0,0053	0,00266
τ_1/τ_2	–	2,09	1,396	1,045	0,52	0,261	0,13	0,065
τ_2/τ_1	–	0,479	0,7164	0,957	1,92	3,827	7,68	15,376
$\tau, \text{ с}$	0,71	0,44	0,35	0,305	0,237	0,204	0,187	0,178
$l, \text{ м}$	–	5,325	2,37	1,332	0,333	0,0831	0,021	0,0052

Таблица 2.11

Расчетные значения основных параметров обработки
(для $\sigma = 0,5 \cdot 10^5 \text{ Н/мм}^2$)

m	1	2	3	4	8	16	32	64
$\tau_1, \text{ с}$	0,355	0,0888	0,0394	0,0222	0,0056	0,00139	0,00035	0,000087
$\tau_2, \text{ с}$	–	0,06	0,04	0,03	0,015	0,0075	0,00375	0,00188
τ_1/τ_2	–	1,48	0,985	0,74	0,37	0,185	0,092	0,046
τ_2/τ_1	–	0,676	1,015	1,351	2,7	5,4	10,8	21,65
$\tau, \text{ с}$	0,355	0,2375	0,2	0,179	0,15	0,135	0,127	0,1236
$l, \text{ м}$	–	2,66	1,182	0,666	0,166	0,0417	0,01	0,0025

Таблица 2.12

Расчетные значения основных параметров обработки
(для $\sigma = 0,354 \cdot 10^5 \text{ Н/мм}^2$)

m	1	2	3	4	8	16	32	64
$\tau_1, \text{ с}$	0,1775	0,0443	0,0197	0,0111	0,0028	0,0069	0,00017	0,000043
$\tau_2, \text{ с}$	–	0,0425	0,0283	0,0212	0,01	0,0053	0,00266	0,00133
τ_1/τ_2	–	1,0417	0,696	0,523	0,277	0,13	0,065	0,0325
τ_2/τ_1	–	0,96	1,436	1,91	3,61	7,68	15,375	30,72
$\tau, \text{ с}$	0,1775	0,1311	0,1157	0,108	0,0922	0,0905	0,088	0,0866
$l, \text{ м}$	–	1,33	0,591	0,33	0,0831	0,0207	0,00519	0,0013

Из этих таблиц следует, что с увеличением количества прерываний процесса шлифования m параметры τ_1 , τ_2 , τ_1/τ_2 и τ уменьшаются. Чем меньше энергоёмкость обработки σ , тем меньшие значения

принимают данные параметры, т.е. с уменьшением энергоемкости обработки σ основное время обработки τ уменьшается для заданной максимальной температуры шлифования $\theta_{\max} = 1000$ °С.

Таблица 2.13

Расчетные значения основных параметров обработки
(для $\sigma = 0,25 \cdot 10^5$ Н/мм²)

m	1	2	3	4	8	16	32	64
τ_1 , с	0,0888	0,0222	0,0099	0,00555	0,00139	0,00035	0,000087	0,000022
τ_2 , с	–	0,03	0,02	0,015	0,0075	0,00375	0,00188	0,000938
τ_1/τ_2	–	0,74	0,495	0,37	0,185	0,0926	0,0462	0,023
τ_2/τ_1	–	1,35	2,02	2,7	5,4	10,8	21,6	43,43
τ , с	0,0888	0,0744	0,0697	0,0672	0,0636	0,0618	0,061	0,06
l, м	–	0,666	0,297	0,166	0,0417	0,01	0,0026	0,00065

На рис. 2.23 для наглядности приведены графики зависимостей τ и τ_2/τ_1 от m для различных значений σ , построенных на основе табличных данных.

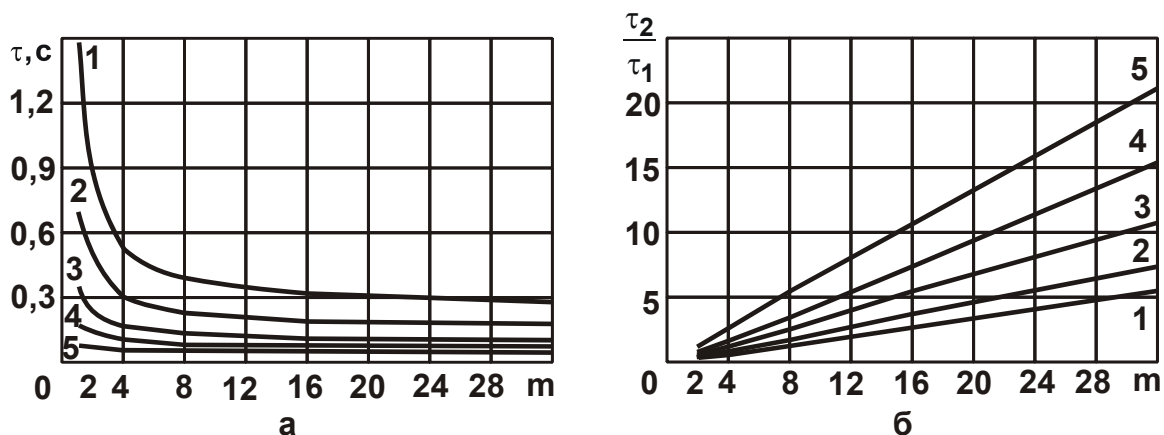


Рис. 2.23. Зависимости τ (а) и τ_2/τ_1 (б) от m:

- 1 – $\sigma = 10^5$ Н/мм²; 2 – $\sigma = 0,707 \cdot 10^5$ Н/мм²; 3 – $\sigma = 0,5 \cdot 10^5$ Н/мм²;
4 – $\sigma = 0,354 \cdot 10^5$ Н/мм²; 5 – $\sigma = 0,25 \cdot 10^5$ Н/мм²

Как следует из рис. 2.23,а, с увеличением количества прерываний процесса шлифования m основное время обработки τ непрерывно уменьшается, асимптотически приближаясь к определенному значению. Исходя из зависимости (2.108) и с учетом $m \rightarrow \infty$, это значение можно определить по зависимости:

$$\tau^* = \left(\frac{\sigma \cdot \Pi}{\theta_{\max}} \right) \cdot \frac{1}{\alpha}. \quad (2.109)$$

Для значения $\sigma = 10^5 \text{ Н/мм}^2$ отношение наибольшего значения τ_1 и значения τ_* равно $\tau_1/\tau_* = 1,42/0,24 = 5,9$.

Для $\sigma = 0,707 \cdot 10^5 \text{ Н/мм}^2$ – отношение $\tau_1/\tau_* = 0,71/0,17 = 4,18$;

для $\sigma = 0,5 \cdot 10^5 \text{ Н/мм}^2$ – отношение $\tau_1/\tau_* = 0,355/0,12 = 2,96$;

для $\sigma = 0,354 \cdot 10^5 \text{ Н/мм}^2$ – отношение $\tau_1/\tau_* = 0,1775/0,085 = 2,09$;

для $\sigma = 0,25 \cdot 10^5 \text{ Н/мм}^2$ – отношение $\tau_1/\tau_* = 0,8875/0,06 = 1,48$.

Как видно, с уменьшением энергоемкости обработки σ отношение τ_1/τ_* существенно уменьшается, что снижает эффективность периодического прерывания процесса шлифования. Следовательно, чем выше режущая способность круга, тем меньше эффект от прерывания процесса шлифования.

Из рис. 2.23,б следует, что с увеличением m отношение τ_2/τ_1 увеличивается, т.е. для достижения указанного выше эффекта обработки необходимо увеличивать время охлаждения τ_2 адиабатического стержня. Чем меньше энергоемкость обработки σ , тем больше должно быть отношение τ_2/τ_1 .

Необходимо отметить, что такой эффект обработки достигается при условии полного охлаждения адиабатического стержня в период прерывания процесса шлифования. При частичном охлаждении адиабатического стержня в период прерывания процесса шлифования отношение τ_2/τ_1 меньше и в зависимости от времени охлаждения τ_2 изменяется от значения τ_1/τ_* до единицы. Условие $\tau_2/\tau_1 = 1$ выполняется при отсутствии прерывания процесса шлифования и охлаждении адиабатического стержня.

2.7.2. Определение наименьшего основного времени обработки для условия частичного охлаждения обрабатываемой детали в период прерывания процесса шлифования

Следует провести анализ изменения времени τ для различных значений m .

Случай $m = 1$. При съеме припуска Π за одно прерывание процесса шлифования температура θ определяется зависимостью (2.101) и с учетом текущего времени обработки $\tau = \Delta\tau$ и $V_{\text{рез}} = \Pi/\tau_1$ описывается:

$$\theta = \sigma \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{\Pi^2}{\tau_1^2} \cdot \tau}. \quad (2.110)$$

При условии $\tau = \tau_1$ температура шлифования θ принимает максимальное значение θ_{\max} и время τ_1 выражается:

$$\tau_1 = \left(\frac{\sigma}{\theta_{\max}} \right)^2 \cdot \frac{2 \cdot \Pi^2}{c \cdot \rho \cdot \lambda}. \quad (2.111)$$

В итоге пришли к зависимости (2.72), которая подробно рассмотрена в п. 2.6.

Случай $m=2$. При съеме припуска Π за два прерывания процесса шлифования адиабатического стержня максимальная температура шлифования θ_{\max} с учетом $q_0 = \sigma \cdot V_{\text{рез}} = \sigma \cdot \frac{\Pi}{2 \cdot \tau_1}$ в общем виде определяется зависимостью (2.103). После первого ($n=1$) прерывания процесса шлифования θ_{\max} описывается:

$$\theta_{\max} = \sigma \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{\Pi^2}{4 \cdot \tau_1}}. \quad (2.112)$$

Максимальная температура шлифования θ_{\max} после второго прерывания ($n=2$) процесса определяется преобразованной зависимостью (2.112):

$$\theta_{\max} = \sigma \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{\Pi^2}{4 \cdot \tau_1^2} \cdot (\tau_1 + \Delta\tau_1)} = \sigma \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{\Pi^2}{4 \cdot \tau_1} \cdot \left(1 + \frac{\Delta\tau_1}{\tau_1}\right)}. \quad (2.113)$$

Здесь время τ_1 определяет время съема припуска величиной $\Pi/2$, а время $\Delta\tau_1$ выражается зависимостью (2.80). Соответственно после первого прерывания процесса шлифования и охлаждения адиабатического стержня температура θ_0 , определяемая (2.105), после преобразований выразится:

$$\theta_0 = \sigma \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{\Pi^2}{4 \cdot \tau_1} \cdot \Delta\tau_1}. \quad (2.114)$$

Задавая значения θ_{\max} , из зависимости (2.113) можно определить время τ_1 и $\Delta\tau_1$ для заданного времени охлаждения адиабатического стержня τ_2 :

$$\tau_1 = \left(\frac{\sigma}{\theta_{\max}} \right)^2 \cdot \frac{\Pi^2}{2 \cdot c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \left(1 + \frac{\Delta\tau_1}{\tau_1} \right), \quad (2.115)$$

откуда

$$\Delta\tau_1 = \frac{\tau_1 \cdot (\tau_1 - D)}{D}, \quad (2.116)$$

где $D = \left(\frac{\sigma}{\theta_{\max}} \right)^2 \cdot \frac{\Pi^2}{2 \cdot c \cdot \rho \cdot \lambda}.$

Время охлаждения адиабатического стержня τ_2 определяется:

$$\tau_2 = \sqrt{\frac{c \cdot \rho \cdot \lambda}{2 \cdot \alpha^2} \cdot (\tau_1 - \Delta\tau_1)}. \quad (2.117)$$

Для выполнения численных расчетов приняты следующие исходные данные: $\rho = 14,5 \cdot 10^3$ кг/м³; $c = 40$ кал/(кг·град); $\lambda = 14$ кал/(м·с·град); $\alpha = 10^4$ кал/(м²·с·град); $\theta_{\max} = 1000$ °С; $\sigma = 10^5$ Н/мм²; $\Pi = 0,1$ мм;

$$\left(\frac{c \cdot \rho \cdot \lambda}{2} \right) \cdot \left(\frac{\theta_{\max}}{\sigma} \right)^2 = 7 \cdot 10^{-9} \text{ м}^2/\text{с}; \quad \frac{2 \cdot \alpha^2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} = 25 \text{ с}^{-1}.$$

Из зависимости (2.115) вытекает, что при $\Delta\tau_1 = 0$ время $\tau_1 = 0,355$ с. Тогда в соответствии с зависимостью (2.117) время охлаждения адиабатического стержня $\tau_2 = 0,12$ с. В этом случае, исходя из зависимости (2.114), температура θ_0 после охлаждения адиабатического стержня равна нулю. График изменения температуры шлифования θ во времени показан на рис. 2.24,а (кривая 1). Для сравнения на рис. 2.24,а приведен график изменения температуры шлифования θ во времени для случая $m = 1$ (кривая 2).

В табл. 2.14 приведены расчетные значения основного времени обработки $\tau = 2 \cdot \tau_1 + \tau_2$ при съеме припуска Π за два прерывания процесса шлифования. Как видно, по сравнению со съемом припуска Π за одно прерывание, в данном случае основное время обработки τ уменьшилось с 1,43 с до 0,83 с.

В табл. 2.14 также приведены расчетные значения всех рассматриваемых параметров. С увеличением времени τ_1 от 0,355 с до 0,714 с время охлаждения адиабатического стержня τ_2 уменьшилось от 0,12 с до нуля, а основное время обработки $\tau = 2 \cdot \tau_1 + \tau_2$, наоборот, увеличилось от 0,83 с до 1,43 с.

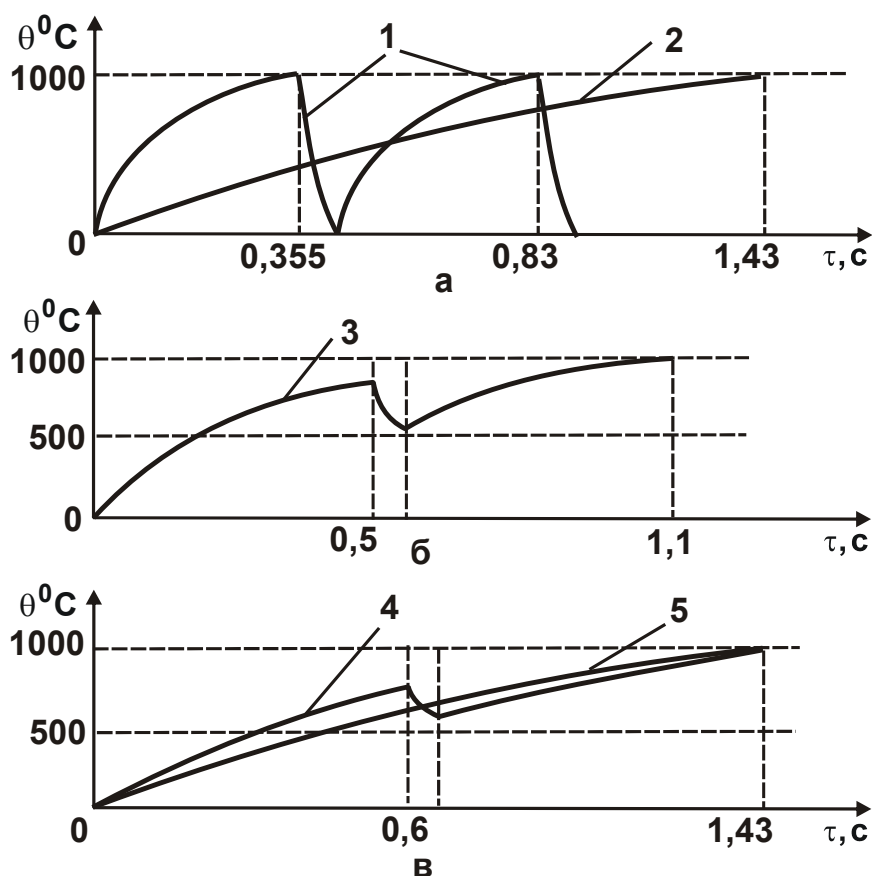


Рис. 2.24. Характер изменения температуры шлифования θ от основного времени обработки τ : 1 – $\tau_1 = 0,355$ с; 2 – $\tau_1 = 1,43$ с; 3 – $\tau_1 = 0,5$ с; 4 – $\tau_1 = 0,6$ с; 5 – $\tau_1 = 0,714$ с

Таблица 2.14

Расчетные значения параметров процесса шлифования

τ_1 , с	0,355	0,5	0,6	0,714
τ_2 , с	0,12	0,11	0,0863	0
τ_2/τ_1	0,338	0,22	0,144	0
τ , с	0,83	1,11	1,286	1,43
$\theta_{\max 1}$, град	1000	842	769	1000
θ_0 , град	0	530	638	–
$\theta_{\max 2}$, град	1000	1000	1000	–

Графики изменения температуры шлифования θ во времени для разных значений τ_1 показаны на рис. 2.24. При $\tau_1 = 0,5$ с (кривая 3) температура шлифования θ первоначально увеличивается от нуля до 842 °С, затем уменьшается до значения 530 °С, после чего увеличивается до заданного значения 1000 °С. При $\tau_1 = 0,6$ с (кривая 4) темпера-

тура шлифования θ увеличивается от нуля до 769°C , затем уменьшается до значения 638°C , после чего увеличивается до заданного значения 1000°C . При $\tau_1 = 0,714$ с (кривая 5) температура шлифования θ непрерывно увеличивается от нуля до заданного значения 1000°C . В этом случае отсутствует охлаждение адиабатического стержня и поэтому график зависимости $\theta(\tau)$ принимает такой же вид, как и график зависимости, показанный на рис. 2.24,а (кривая 2). Из этого вытекает, что за счет прерывания процесса шлифования и осуществления охлаждения адиабатического стержня в период прерывания основное время обработки $\tau = 2 \cdot \tau_1 + \tau_2$ уменьшилось от 1,43 с до 0,83 с, т.е. на 42 %.

Случай $m = 3$. Согласно зависимости (2.103), максимальная температура шлифования θ_{\max} для $n = 3$ определяется:

$$\theta_{\max} = \sigma \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{\pi^2}{9 \cdot \tau_1^2} \cdot \left(3 \cdot \tau_1 - 2 \cdot \frac{2 \cdot \alpha^2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \tau_2^2 \right)}. \quad (2.118)$$

Тогда $\left(\frac{\sigma}{\theta_{\max}} \right)^2 \cdot \frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} = 0,158 \text{ с/м}^2$; $\frac{2 \cdot \alpha^2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} = 25 \text{ с}^{-1}$.

Разрешая зависимость (2.118) относительно τ_2 , имеем:

$$\tau_2 = \sqrt{\frac{\tau_1 \cdot (0,474 - \tau_1)}{7,9}}. \quad (2.119)$$

Температура $\theta_{\max 1}$ после первого прерывания процесса и температура θ_{01} после первого охлаждения адиабатического стержня:

$$\theta_{\max 1} = 397,5 \cdot \sqrt{\frac{1}{\tau_1}}; \quad (2.120)$$

$$\theta_{01} = 397,5 \cdot \sqrt{\frac{1}{\tau_1^2} \cdot (\tau_1 - 25 \cdot \tau_2^2)}. \quad (2.121)$$

Температура $\theta_{\max 2}$ после второго прерывания процесса и температура θ_{02} после второго охлаждения адиабатического стержня соответственно выражаются:

$$\theta_{\max 2} = 397,5 \cdot \sqrt{\frac{1}{\tau_1^2} \cdot (2 \cdot \tau_1 - 25 \cdot \tau_2^2)}; \quad (2.122)$$

$$\theta_{02} = 397,5 \cdot \sqrt{\frac{1}{\tau_1^2} \cdot (2 \cdot \tau_1 - 50 \cdot \tau_2^2)}. \quad (2.123)$$

Температура шлифования $\theta_{\max 3}$ после третьего прерывания процесса описывается зависимостью:

$$\theta_{\max 3} = 397,5 \cdot \sqrt{\frac{1}{\tau_1^2} \cdot (3 \cdot \tau_1 - 50 \cdot \tau_2^2)}. \quad (2.124)$$

На рис. 2.25 и в табл. 2.15 приведены расчетные значения параметров τ_1 , τ_2 , τ_2/τ_1 , $\tau = 3 \cdot \tau_1 + 2 \cdot \tau_2$, $\theta_{\max 1}$, θ_{01} , $\theta_{\max 2}$, θ_{02} , $\theta_{\max 3}$.

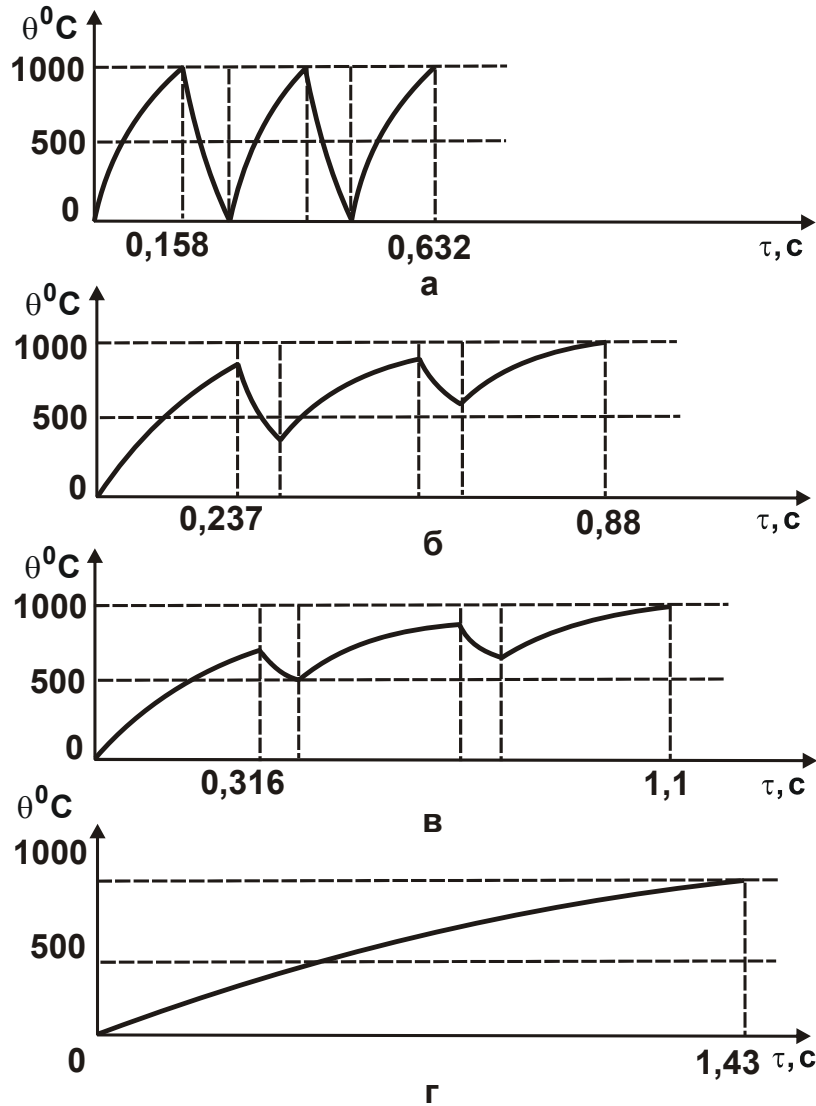


Рис. 2.25. Характер изменения температуры шлифования θ от основного времени обработки τ :

а - $\tau_1 = 0,158$ с; б - $\tau_1 = 0,237$ с; в - $\tau_1 = 0,316$ с; г - $\tau_1 = 0,474$ с

Как видно, при $\tau_1 = 0,158$ с и $\tau_2 = 0,0795$ с за время прерывания процесса шлифования происходит полное охлаждение адиабатического стержня, и температура шлифования периодически изменяется

от нуля до заданного значения (1000 °С). В других случаях (с увеличением времени τ_1) имеет место частичное охлаждение адиабатического стержня, и температура шлифования скачкообразно увеличивается от нуля до заданного значения (1000 °С). При этом основное время обработки $\tau = 3 \cdot \tau_1 + 2 \cdot \tau_2$ увеличивается от 0,632 с до 1,43 с, т.е. почти на 56 %. По сравнению с предыдущим случаем ($m=2$), основное время обработки τ уменьшилось более чем в 2 раза, т.е. чем больше количество прерываний процесса шлифования, тем меньше τ .

Таблица 2.15

Расчетные значения параметров процесса шлифования

τ_1 , с	0,158	0,237	0,316	0,474
τ_2 , с	0,0795	0,0843	0,0795	0
τ_2/τ_1	0,503	0,2278	0,252	0
τ , с	0,632	0,8794	1,107	1,43
$\theta_{\max 1}$, град	1000	816,5	707,1	1000
θ_{01} , град	0	408,6	500	–
$\theta_{\max 2}$, град	1000	913	866	–
θ_{02} , град	0	577,8	707,1	–
$\theta_{\max 3}$, град	1000	1000	1000	–

Случай $m=4$. Согласно зависимости (2.103), максимальная температура шлифования θ_{\max} для $n=4$ определяется:

$$\theta_{\max} = \sigma \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{\Pi^2}{16 \cdot \tau_1^2} \cdot \left(4 \cdot \tau_1 - 3 \cdot \frac{2 \cdot \alpha^2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \tau_2^2 \right)}. \quad (2.125)$$

Тогда $\left(\frac{\sigma}{\theta_{\max}} \right)^2 \cdot \frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} = 0,089 \text{ с/м}^2$; $\frac{2 \cdot \alpha^2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} = 25 \text{ с}^{-1}$. Разрешая зависимость (2.125) относительно времени охлаждения τ_2 , имеем:

$$\tau_2 = \sqrt{\frac{\tau_1 \cdot (4 - 11,236 \cdot \tau_1)}{75}}. \quad (2.126)$$

Температура $\theta_{\max 1}$ после первого прерывания и температура θ_{01} после первого охлаждения адиабатического стержня выражаются:

$$\theta_{\max 1} = 298,3 \cdot \sqrt{\frac{1}{\tau_1}}; \quad (2.127)$$

$$\theta_{01} = 298,3 \cdot \sqrt{\frac{1}{\tau_1^2} \cdot (\tau_1 - 25 \cdot \tau_2^2)}. \quad (2.128)$$

Температура $\theta_{\max 2}$ после второго прерывания процесса и температура θ_{02} после второго охлаждения адиабатического стержня:

$$\theta_{\max 2} = 298,3 \cdot \sqrt{\frac{1}{\tau_1^2} \cdot (2 \cdot \tau_1 - 25 \cdot \tau_2^2)}; \quad (2.129)$$

$$\theta_{02} = 298,3 \cdot \sqrt{\frac{2}{\tau_1^2} \cdot (\tau_1 - 25 \cdot \tau_2^2)}. \quad (2.130)$$

Температура $\theta_{\max 3}$ после третьего прерывания процесса и температура θ_{03} после третьего охлаждения адиабатического стержня:

$$\theta_{\max 3} = 298,3 \cdot \sqrt{\frac{1}{\tau_1^2} \cdot (3 \cdot \tau_1 - 50 \cdot \tau_2^2)}; \quad (2.131)$$

$$\theta_{03} = 298,3 \cdot \sqrt{\frac{3}{\tau_1^2} \cdot (\tau_1 - 25 \cdot \tau_2^2)}. \quad (2.132)$$

Температура шлифования $\theta_{\max 4}$ после четвертого прерывания:

$$\theta_{\max 4} = 298,3 \cdot \sqrt{\frac{1}{\tau_1^2} \cdot (4 \cdot \tau_1 - 75 \cdot \tau_2^2)}. \quad (2.133)$$

В табл. 2.16 и на рис. 2.26 приведены расчетные значения τ_1 , τ_2 , τ_2/τ_1 , $\tau = 4 \cdot \tau_1 + 3 \cdot \tau_2$, $\theta_{\max 1}$, θ_{01} , $\theta_{\max 2}$, θ_{02} , $\theta_{\max 3}$, θ_{03} , $\theta_{\max 4}$.

Таблица 2.16

Расчетные значения параметров процесса шлифования

τ_1 , с	0,089	0,178	0,267	0,356
τ_2 , с	0,06	0,0689	0,06	0
τ_2/τ_1	0,674	0,387	0,225	0
τ , с	0,535	0,919	1,247	1,43
$\theta_{\max 1}$, град	1000	706,3	577,3	1000
θ_{01} , град	0	408,16	470	-
$\theta_{\max 2}$, град	1000	816,4	744,4	-
θ_{02} , град	0	577,2	664,7	-
$\theta_{\max 3}$, град	1000	912,7	880,4	-
θ_{03} , град	0	707	814,1	-
$\theta_{\max 4}$, град	1000	1000	1000	-

При значениях $\tau_1 = 0,089$ с и $\tau_2 = 0,06$ с за время прерывания процесса шлифования происходит полное охлаждение адиабатического стержня, и температура шлифования периодически изменяется от нуля до заданного значения (1000°C).

С увеличением времени τ_1 происходит частичное охлаждение адиабатического стержня, и температура шлифования скачкообразно увеличивается от нуля до заданного значения (1000°C). При этом основное время обработки $\tau = 3 \cdot \tau_1 + 2 \cdot \tau_2$ увеличивается от $0,535$ с до $1,43$ с, т.е. почти на 63% . Это больше, чем в случаях $m = 1 \dots 3$. Отношение τ_2/τ_1 с увеличением времени τ_1 уменьшается от $0,674$ с до нуля, т.е. при $\tau_1 = 0,089$ с и $\tau_2 = 0,06$ с отношение $\tau_2/\tau_1 \rightarrow 1$.

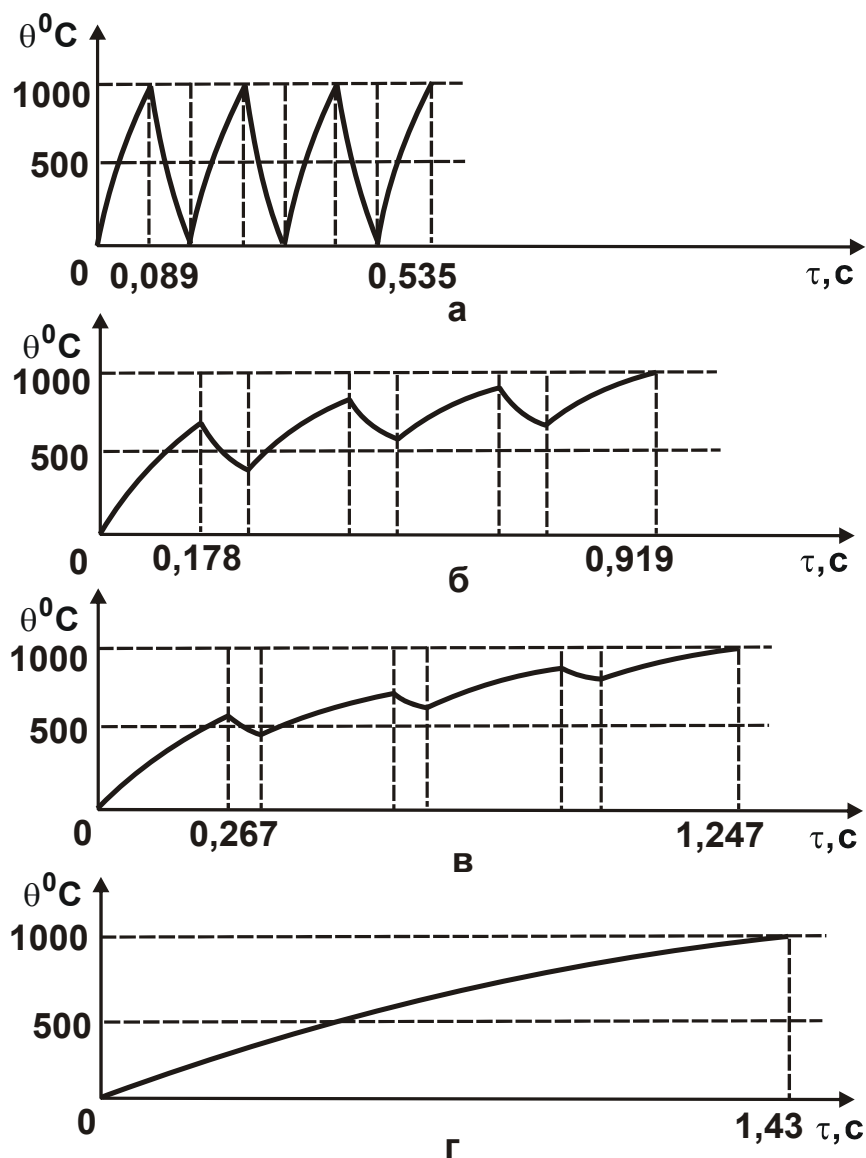


Рис. 2.26. Характер изменения температуры шлифования θ от основного времени обработки τ :
а - $\tau_1 = 0,089$ с; б - $\tau_1 = 0,178$ с; в - $\tau_1 = 0,267$ с; г - $\tau_1 = 0,356$ с

2.8. Упрощенный расчет параметров теплового процесса при шлифовании

В рассмотренных выше методиках расчета температуры при шлифовании исходили из расчетной схемы перемещения теплового источника по полуплоскости. Такая схема фактически соответствует условиям трения шлифовального круга с обрабатываемым материалом и не учитывает процесс снятия припуска, который в предложенных профессором Якимовым А. В. расчетных схемах представлен множеством адиабатических стержней. Эти стержни нагреваются до температуры шлифования за время контакта их с шлифовальным кругом. В последующих работах, чтобы учесть физику резания (съема припуска), профессор Якимов А. В. предложил рассматривать условия перерезания адиабатических стержней в пределах толщины снимаемого припуска. В этом случае предполагается, что адиабатические стержни выступают над обработанной поверхностью на величину, равную глубине шлифования, и в процессе шлифования перерезаются. В итоге пришли к задаче о нагревании адиабатического стержня от действия теплового источника, приложенного на его свободном конце и движущегося с определенной скоростью вдоль стержня.

Рассмотрим расчетную схему шлифования прямолинейного образца, движущего по нормали к кругу со скоростью $V_{рез}$ (рис. 2.27).

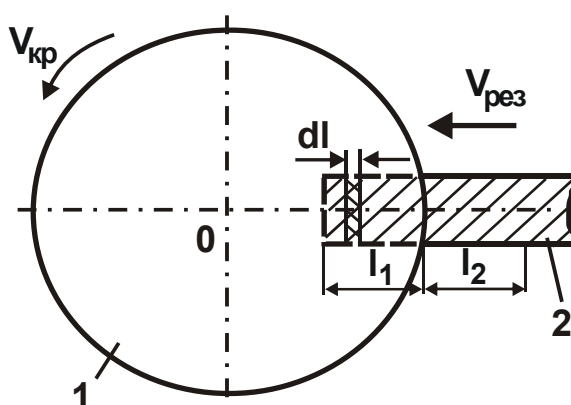


Рис. 2.27. Расчетная схема температуры шлифования:
1 – круг; 2 – образец

Пусть за время τ сошлифован слой материала l_1 . Количество выделившегося при этом тепла равно:

$$Q_0 = Q_1 + Q_2, \quad (2.134)$$

где Q_1 – количество тепла, которое затрачено на нагревание сошлифованного слоя материала толщиной l_1 ;

Q_2 – количество тепла, которое затрачено на нагревание (вследствие теплопроводности материала) части образца толщиной l_2 .

Параметры Q_1 и Q_2 определяются зависимостями:

$$Q_1 = c \cdot \rho \cdot S \cdot \int_0^{l_1} \theta(l) \cdot dl = c \cdot \rho \cdot S \cdot \int_0^{\tau} \theta(\tau) \cdot V_{\text{рез}} \cdot d\tau; \quad (2.135)$$

$$Q_2 = c \cdot \rho \cdot S \cdot l_2 \cdot \theta(\tau), \quad (2.136)$$

где c – теплопроводность обрабатываемого материала, Дж/(кг·К);

ρ – плотность обрабатываемого материала, кг/м³;

S – площадь поперечного сечения образца, м²;

$\theta(l)$, $\theta(\tau)$ – функции изменения температуры сошлифованного слоя материала от l и τ , град;

$dl = V_{\text{рез}} \cdot d\tau$ – элементарный участок сошлифованного слоя материала.

С учетом известного соотношения

$$Q = q \cdot S \cdot \tau = \lambda \cdot S \cdot \frac{0,5 \cdot \theta(\tau)}{l_2} \cdot \tau \quad (2.137)$$

параметр l_2 выражается:

$$l_2 = \frac{0,5 \cdot \lambda \cdot \theta(\tau)}{q}, \quad (2.138)$$

где λ – коэффициент теплопроводности, Вт/(м·К);

$q = \frac{P_z \cdot V_{\text{кр}}}{S}$ – плотность теплового потока, Вт/м²;

$P_z = \sigma \cdot \frac{Q_{\text{тек}}}{V_{\text{кр}}}$ – тангенциальная составляющая силы резания, Н;

$Q_{\text{тек}}$ – производительность обработки, м³/с.

Подставляя зависимость (2.138) в зависимость (2.136), получено:

$$Q_2 = c \cdot \rho \cdot S \cdot \frac{\lambda}{q} \cdot 0,5 \cdot \theta^2(\tau). \quad (2.139)$$

С учетом $Q_0 = q \cdot S \cdot \tau$ уравнение (2.134) примет вид:

$$c \cdot \rho \cdot V_{\text{рез}} \cdot \int_0^{\tau} \theta(\tau) \cdot d\tau + \frac{0,5 \cdot c \cdot \rho \cdot \lambda}{q} \cdot \theta^2(\tau) - q \cdot \tau = 0. \quad (2.140)$$

Получено интегральное уравнение, из которого можно определить функцию $\theta(\tau)$. Решить уравнение аналитически сложно, поэтому получим частное решение путем подбора функции $\theta(\tau)$. Принимая в первом приближении $e^{-\alpha\tau} \approx e^{-2\alpha\tau}$, видно, что функция

$$\theta(\tau) = A - B \cdot e^{-\alpha\tau} \quad (2.141)$$

позволяет обратить в нуль все слагаемые левой части уравнения (при соответствующих значениях параметров A , B , α). Следовательно, функция $\theta(\tau)$, описываемая зависимостью (2.141), является решением уравнения (2.140). После подстановки зависимости (2.141) в уравнение (2.140) получено:

$$\begin{aligned} & c \cdot \rho \cdot \left(\frac{0,5 \cdot \lambda}{q} \cdot A^2 - V_{\text{рез}} \cdot \frac{B}{\alpha} \right) + (c \cdot \rho \cdot V_{\text{рез}} \cdot A - q) \cdot \tau + \\ & + \left(\frac{V_{\text{рез}}}{\alpha} - \frac{\lambda}{q} \cdot A \right) \cdot c \cdot \rho \cdot B \cdot e^{-\alpha\tau} + \frac{0,5 \cdot c \cdot \rho \cdot \lambda}{q} \cdot B^2 \cdot e^{-2\alpha\tau} = 0. \end{aligned} \quad (2.142)$$

Уравнение (2.142) справедливо при условии равенства нулю коэффициентов при переменных τ^0 , τ , $e^{-\alpha\tau}$ (с учетом $e^{-\alpha\tau} \approx e^{-2\alpha\tau}$). В результате получена система уравнений:

$$\begin{cases} \frac{0,5 \cdot c \cdot \rho \cdot \lambda}{q} \cdot A^2 - c \cdot \rho \cdot V_{\text{рез}} \cdot \frac{B}{\alpha} = 0 \\ c \cdot \rho \cdot V_{\text{рез}} \cdot A - q = 0 \\ c \cdot \rho \cdot V_{\text{рез}} \cdot \frac{B}{\alpha} - \frac{c \cdot \rho \cdot \lambda}{q} \cdot A \cdot B + \frac{0,5 \cdot c \cdot \rho \cdot \lambda}{q} \cdot B^2 = 0. \end{cases} \quad (2.143)$$

Решая систему уравнений (2.143), определены постоянные A , B , α :

$$\begin{cases} A = \frac{q}{c \cdot \rho \cdot V_{\text{рез}}} \\ B = A = \frac{q}{c \cdot \rho \cdot V_{\text{рез}}} \\ \alpha = \frac{2 \cdot c \cdot \rho \cdot V_{\text{рез}}^2}{\lambda} \end{cases} \quad (2.144)$$

Функция $\theta(\tau)$ описывается:

$$\theta(\tau) = \frac{q}{c \cdot \rho \cdot V_{\text{рез}}} \cdot \left(1 - e^{-\frac{2 \cdot c \cdot \rho \cdot V_{\text{рез}}^2}{\lambda} \cdot \tau} \right). \quad (2.145)$$

С учетом преобразований параметра q функция $\theta(\tau)$ окончательно выразится:

$$\theta(\tau) = \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot \left(1 - e^{-\frac{2 \cdot c \cdot \rho \cdot V_{\text{рез}}^2 \cdot \tau}{\lambda}} \right). \quad (2.146)$$

С увеличением времени обработки τ температура шлифования $\theta(\tau)$ увеличивается, асимптотически приближаясь к значению $\sigma/(c \cdot \rho)$ (рис. 2.28), определяющему тепловое насыщение обрабатываемого материала. Значение температуры $\sigma/(c \cdot \rho)$ обусловлено балансом тепла, которое уходит на нагревание образующихся стружек и обрабатываемой детали. Чем больше параметры c , ρ , $V_{\text{рез}}$ и меньше λ , тем значительнее увеличение температуры шлифования $\theta(\tau)$ с течением времени обработки. Наибольшее влияние на интенсивность увеличения $\theta(\tau)$ оказывает параметр $V_{\text{рез}}$.

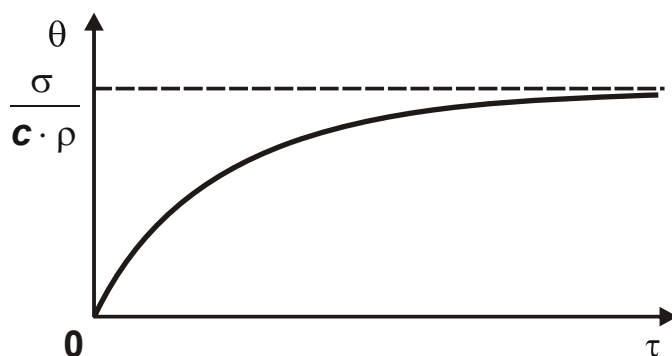


Рис. 2.28. Зависимость температуры шлифования θ от времени τ

Наличие в зависимости (2.146) второго слагаемого связано с теплопроводностью обрабатываемого материала, определяемого параметром λ . При условии $\lambda = 0$ второе слагаемое обращается в нуль.

Таким образом, за счет отвода части тепла в обрабатываемый материал в начальный момент шлифования температура $\theta(\tau)$ меньше максимального значения $\sigma/(c \cdot \rho)$. Чем больше теплопроводность обрабатываемого материала λ , тем продолжительнее переходный процесс и меньше температура шлифования.

Полученная зависимость (2.146) позволяет определить общие условия снижения температуры шлифования. Они состоят:

1) в уменьшении множителя $\sigma/(c \cdot \rho)$, т.е. уменьшении условного напряжения резания σ ;

2) в увеличении второго слагаемого зависимости путем уменьшения времени τ (принимая его меньшим значения τ , соответствующего условию примерной стабилизации температуры шлифования).

Первое условие выполняется за счет повышения режущей способности круга, применения эффективных технологических сред и способов правки алмазных кругов на металлических связках, уменьшающих или исключаящих трение материала со связкой (как основного фактора повышения параметров σ и $\theta(\tau)$) и т.д.

Возможности второго условия уменьшения $\theta(\tau)$ можно оценить, после преобразования зависимости (2.146) к виду:

$$\tau = \frac{\lambda}{2 \cdot c \cdot \rho \cdot V_{\text{рез}}^2} \cdot \ln \left| \frac{1}{1 - \theta(\tau) \cdot c \cdot \frac{\rho}{\sigma}} \right|. \quad (2.147)$$

Чем меньше текущее значение температуры шлифования $\theta(\tau)$ отличается от максимального значения температуры $\sigma/(c \cdot \rho)$, тем меньше должно быть время шлифования ($\tau \rightarrow 0$). Следовательно, уменьшить $\theta(\tau)$ можно путем прерывания процесса шлифования, исключая тепловое насыщение обрабатываемого материала, соответствующее температуре $\sigma/(c \cdot \rho)$. Задавая относительный уровень понижения температуры шлифования $100 \% \cdot \theta(\tau) \cdot \frac{c \cdot \rho}{\sigma}$, по зависимости (2.147) определяется время обработки τ . На практике такое условие можно реализовать за счет цикличности шлифования. Например, путем применения круга с прерывистой поверхностью или пульсирующей подачей (в том числе наложением на круг ультразвуковых колебаний от специального генератора), обеспечивая, таким образом, охлаждение образца в момент прерывания его контакта с кругом и поддержание на заданном уровне максимальной температуры шлифования. Время контакта шлифовального круга с обрабатываемым образцом (рис. 2.27) связано с толщиной снимаемого слоя материала l_1 зависимостью:

$$\tau = \frac{l_1}{V_{\text{рез}}}. \quad (2.148)$$

После подстановки зависимости (2.148) в (2.134) определена толщина l_1 :

$$l_1 = \frac{\lambda}{2 \cdot c \cdot \rho \cdot V_{\text{рез}}} \cdot \ln \left| \frac{1}{1 - \theta(\tau) \cdot c \cdot \frac{\rho}{\sigma}} \right|. \quad (2.149)$$

При заданном значении $\frac{\theta(\tau) \cdot c \cdot \rho}{\sigma}$ толщина l_1 тем больше, чем меньше скорость резания $V_{\text{рез}}$. Количество прерываний контакта круга с образцом определяется из отношения величины снимаемого припуска Π и толщины l_1 .

Рассмотрим расчетную схему плоского шлифования периферией круга, где снимаемый материал представлен в виде множества прямолинейных элементарных адиабатических стержней длиной, равной глубине шлифования t (рис. 2.29).

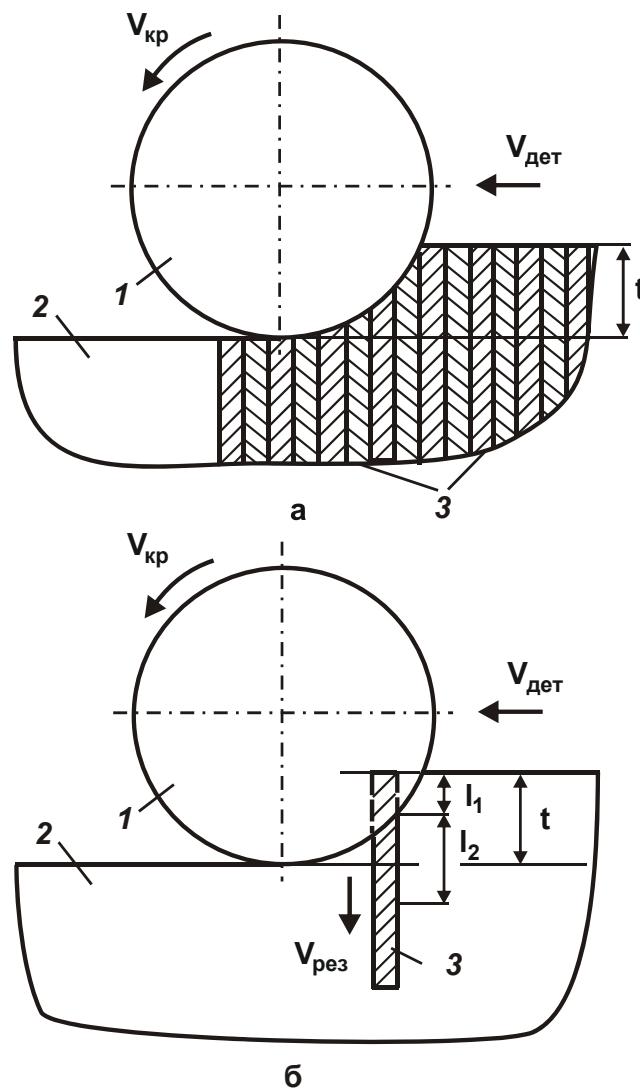


Рис. 2.29. Расчетная схема температуры резания при плоском шлифовании: 1 – круг; 2 – деталь; 3 – адиабатический стержень

В процессе шлифования адиабатические стержни перерезаются шлифовальным кругом со скоростью:

$$V_{\text{рез}} = V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{\frac{t}{D_{\text{кр}}}}, \quad (2.150)$$

где $V_{\text{дет}}$ – скорость детали, м/с;

$D_{\text{кр}}$ – диаметр круга, м.

Тогда температура резания $\theta(\tau)$ элементарного адиабатического стержня в момент выхода его из контакта с кругом $\tau = t/V_{\text{рез}}$ (с учетом зависимости (2.145)) выражается:

$$\theta = \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot \left(1 - e^{-\frac{2 \cdot c \cdot \rho}{\lambda} \cdot V_{\text{дет}} \cdot t \cdot \sqrt{\frac{t}{D_{\text{кр}}}}} \right). \quad (2.151)$$

Из зависимости (2.151) следует, что с увеличением глубины шлифования t до определенного значения $t = t^*$ температура шлифования увеличивается, после чего стабилизируется (рис. 2.30). Следовательно, в формировании температуры участвует слой припуска толщиной t^* . Тепло, выделяющееся при съеме припуска $(t - t^*)$, уносится стружками и не оказывает влияния на температуру резания θ , определяемую зависимостью (2.151). Уменьшить температуру резания θ можно уменьшением глубины шлифования $t \leq t^*$ (при пропорциональном увеличении $V_{\text{рез}}$ для поддержания заданной производительности обработки $Q_{\text{тек}} = S_0 \cdot t \cdot V_{\text{дет}}$, где S_0 – продольная подача, м/об.) или уменьшением условного напряжения резания σ .

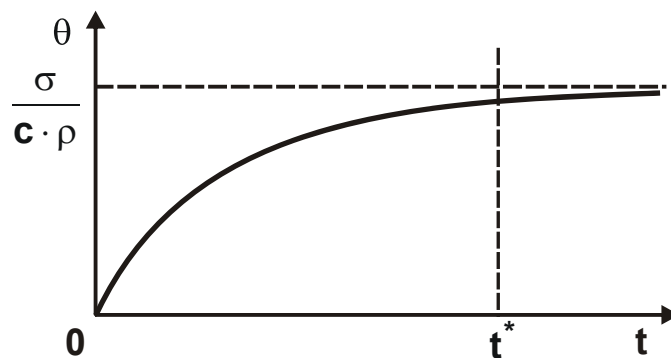


Рис. 2.30. Зависимость температуры шлифования θ от глубины шлифования t

Во втором случае появляется возможность реализовать условие $t > t^*$, т.е. условие неограниченного увеличения $Q_{\text{тек}}$ при заданной температуре шлифования. Причем, увеличить $Q_{\text{тек}}$ можно как за счет увеличения $V_{\text{дет}}$, так и за счет увеличения глубины шлифования $t > t^*$, поскольку при достижении значения $t > t^*$ второе слагаемое зависимости (2.151) стремится к нулю. Полученное теоретическое решение согласуется с экспериментальными данными. Так, установлено, что при глубинном шлифовании [13] температура резания не зависит от глубины шлифования (производительности обработки), рис. 2.31. Это предопределяет основной эффект глубинного шлифования.

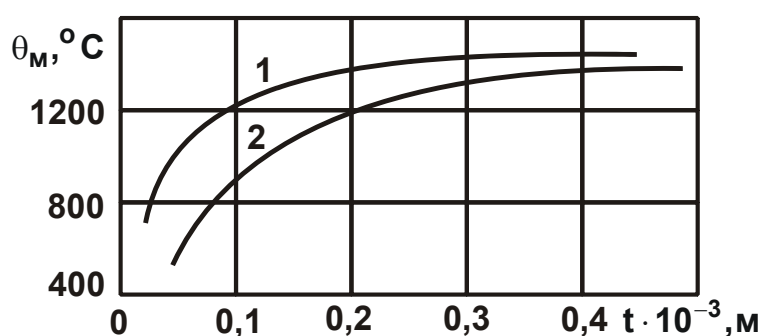


Рис. 2.31. Температурные зависимости при шлифовании образца из стали 40X на станке 3E722 кругом 24A4ОПСМ16К:

- 1 – врезное шлифование $V_{\text{кр}} = 30$ м/с; $V_{\text{дет}} = 0,55$ м/с; $t = 0,04$ м/с;
- 2 – с поперечной подачей $S = 0,03$ м; $V_{\text{дет}} = 0,25$ м/с

В зарубежной литературе [145] приводятся экспериментальные данные, согласно которым температура шлифования с увеличением глубины шлифования первоначально увеличивается до определенной величины, после чего уменьшается (рис. 2.32).

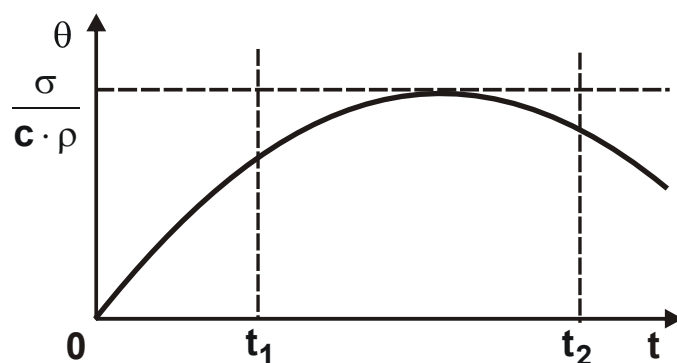


Рис. 2.32. Зависимость температуры шлифования θ от глубины шлифования t

Исходя из зависимости (2.151), уменьшение температуры шлифования при условии $t > t^*$ может быть связано с уменьшением условного напряжения резания σ в результате увеличения толщины среза a_z отдельным зерном круга и, соответственно, увеличения отношения a_z/ρ , где ρ – радиус округления вершины режущего зерна.

Уменьшение условного напряжения резания σ при условии $t > t^*$ может быть также связано с изменением механизма износа круга: при условии $t > t^*$ нагрузка, действующая на зерна круга, достигает предельного значения и приводит к их интенсивному разрушению и выпадению из связки круга, что способствует самозатачиванию круга и повышению его режущей способности.

Эта закономерность была выявлена при глубинном алмазном круглом наружном шлифовании твердосплавных инструментов, когда после достижения определенной глубины шлифования t условное напряжение резания σ резко уменьшалось (при этом коэффициент шлифования $K_{ш} = P_z/P_y$ увеличивался), а удельный расход алмаза q после прохождения точки минимума начинал увеличиваться (имела место экстремальная зависимость $q-t$), рис. 2.33 – рис. 2.35 [113].

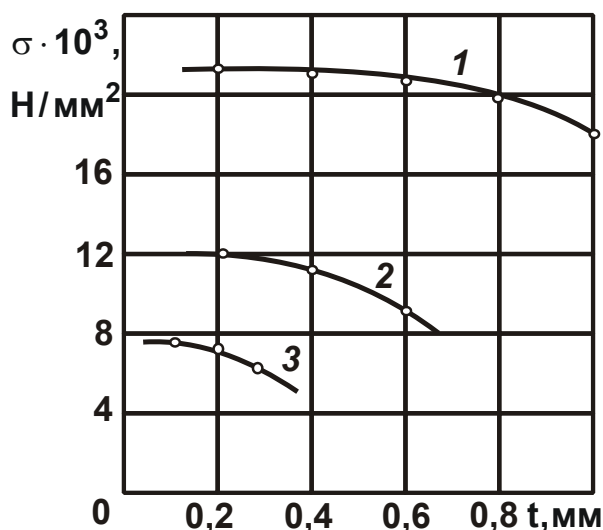


Рис. 2.33. Зависимость условного напряжения резания σ от глубины шлифования t : 1 – $V_{дет} = 2,5$ м/мин; 2 – $V_{дет} = 5$ м/мин; 3 – $V_{дет} = 10$ м/мин

Условия проведения экспериментов: алмазный круг – 1А1 300×25×5 АС6 200/160 4 М2-10; обрабатываемый материал – твердый сплав Т5К10; $V_{кр} = 35$ м/с; $S_{прод} = 22,5$ мм/об. [113]

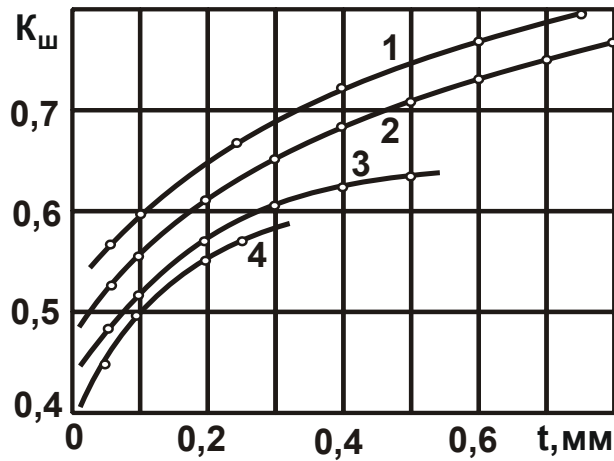


Рис. 2.34. Зависимость коэффициента шлифования $K_{ш}$ от глубины шлифования t : 1 – $V_{дет} = 1$ м/мин; 2 – $V_{дет} = 2,5$ м/мин; 3 – $V_{дет} = 5$ м/мин; 4 – $V_{дет} = 10$ м/мин

Условия проведения экспериментов: алмазный круг – 1А1 300×25×5 АС6 200/160 4 М2-10; обрабатываемый материал – твердый сплав Т5К10; $V_{кр} = 35$ м/с; $S_{прод} = 22,5$ мм/об. [113]

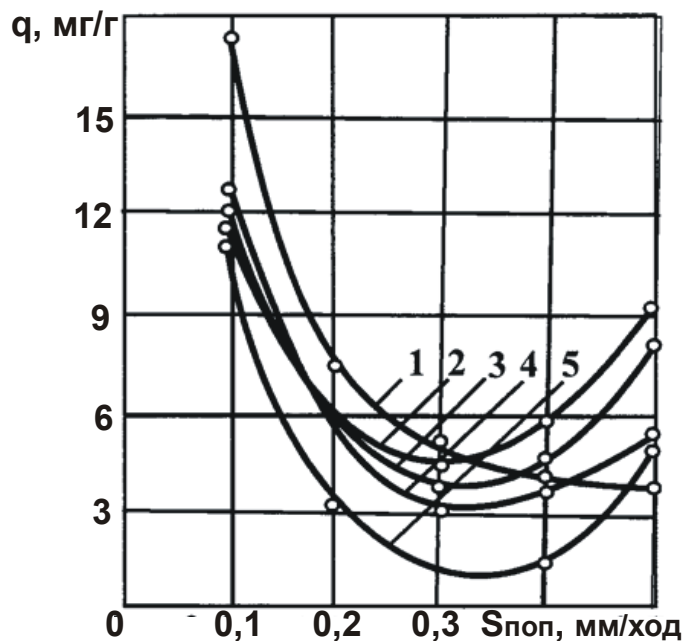


Рис. 2.35. Зависимость относительного расхода алмаза q от поперечной подачи $S_{поп}$:
 1 – АС6 200/160 М1-01; 2 – АС6 200/160 М016; 3 – АС6 200/160-ПМ12;
 4 – АС6 200/160 М04; 5 – АС6 200/160 М04.
 Обрабатываемый материал – быстрорежущая сталь Р6М5;
 $V_{кр} = 35$ м/с; $V_{дет} = 1$ м/мин; $S_{прод} = 0,45$ м/мин [113]

Таким образом, точку $t = t^*$ необходимо рассматривать своего рода «тепловым барьером», после прохождения которого наблюдаются аномальные явления при шлифовании: температура шлифования уменьшается с увеличением глубины шлифования (производительности обработки).

В работе [13] также экспериментально установлено падение температуры шлифования с увеличением скорости детали (производительности обработки) при глубинном абразивном шлифовании $t > t^*$ (рис. 1.42), что подтверждает правомочность теоретической зависимости (2.151).

Для установления связи температуры шлифования θ с производительностью обработки $Q_{\text{тек}}$ следует разрешить зависимость (2.151) относительно $V_{\text{дет}}$:

$$V_{\text{дет}} = \frac{\lambda}{2 \cdot c \cdot \rho \cdot t} \cdot \sqrt{\frac{D_{\text{кр}}}{t}} \cdot \ln \left| \frac{1}{1 - \frac{\theta \cdot c \cdot \rho}{\sigma}} \right|. \quad (2.152)$$

Соответственно, производительность обработки $Q_{\text{тек}} = B \cdot V_{\text{дет}} \cdot t$ выразится:

$$Q_{\text{тек}} = \frac{B \cdot \lambda}{2 \cdot c \cdot \rho} \cdot \sqrt{\frac{D_{\text{кр}}}{t}} \cdot \ln \left| \frac{1}{1 - \frac{\theta \cdot c \cdot \rho}{\sigma}} \right|, \quad (2.153)$$

где B – ширина шлифования, м.

Исходя из зависимости (2.153), отношение $\frac{\theta(\tau) \cdot c \cdot \rho}{\sigma}$ изменяется в пределах $0 \dots 1$, асимптотически приближаясь к единице. Следовательно, чем оно больше, тем больше производительность обработки (фактически $Q_{\text{тек}} \rightarrow \infty$).

С увеличением глубины шлифования t при фиксированном значении температуры шлифования θ производительность обработки уменьшается, т.е. в этом случае эффективно применять многопроходное шлифование, характеризующееся небольшими значениями глубины шлифования t и повышенными значениями скорости детали $V_{\text{дет}}$.

Анализируя исходную аналитическую зависимость (2.146) и рис. 2.28, видно, что с увеличением времени обработки τ температу-

ра шлифования $\theta(\tau)$ увеличивается, асимптотически приближаясь к значению $\sigma/(c \cdot \rho)$. Это новая закономерность изменения температуры шлифования во времени, т.к. исходя из известной и широко применяемой зависимости (2.3), полученной без учета перерезания адиабатических стержней, температура шлифования непрерывно увеличивается с увеличением времени τ . Вместе с тем, анализируя методику установления данного решения (2.146), следует отметить, что она основана на получении частного приближенного решения интегрального уравнения с принятыми допущениями и требует уточнения. Иными словами, требуется решение данной задачи другим методом с целью получения не частного приближенного, а общего уточненного аналитического решения.

2.9. Уточненный расчет параметров теплового процесса при шлифовании

2.9.1. Математическая модель определения температуры при шлифовании на основе учета баланса тепла, уходящего в образующиеся стружки и обрабатываемую деталь

Основываясь на известных подходах к расчету температуры резания при шлифовании, предложенных профессором Якимовым А. В. в работах [1; 119; 121; 123; 140 – 143], можно произвести ее уточненный расчет с учетом перерезания шлифовальным кругом адиабатических стержней, которыми условно представлен обрабатываемый материал (рис. 2.29,а). Для этого достаточно рассмотреть движение теплового источника вглубь поверхностного слоя обрабатываемой детали, считая, что в процессе шлифования часть адиабатического стержня, равная величине снимаемого припуска (или в первом приближении – равная глубине шлифования t), перерезается шлифовальным кругом (рис. 2.29,б).

Предположим, что за время действия теплового источника τ произошло перерезание адиабатического стержня длиной l_1 , т.е. тепловой источник переместился вдоль адиабатического стержня на величину $l_1 = V_{\text{рез}} \cdot \tau$, и за это время в результате резания выделено количество тепла Q (где $V_{\text{рез}}$ – скорость перерезания стержня, м/с) [79]. Это тепло

уходит на нагревание участка адиабатического стержня длиной l_1 (затрачивается количество тепла Q_1) и на нагревание участка адиабатического стержня длиной l_2 за счет теплопроводности обрабатываемого материала (затрачивается количество тепла Q_2), рис. 2.29,б:

$$Q = Q_1 + Q_2. \quad (2.154)$$

Для определения количества тепла Q_1 следует условно разделить адиабатический стержень длиной l_1 на бесконечное множество элементарных участков длиной Δl (рис. 2.36,а).

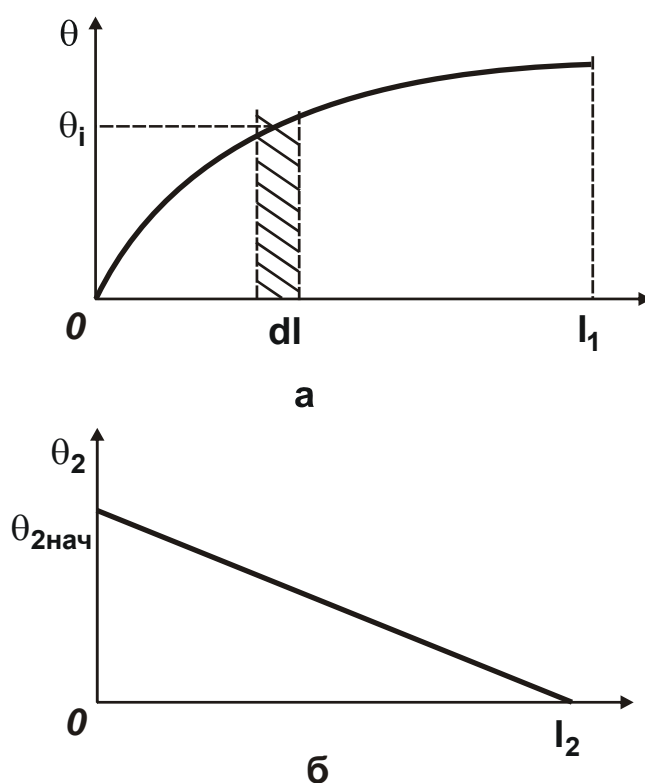


Рис. 2.36. Характер изменения температуры по длине первого l_1 (а) и второго l_2 (б) участков адиабатического стержня

В процессе шлифования каждый из них нагревается до разной температуры: первый – до температуры θ_1 , второй – до температуры θ_2 и т.д. Тогда количество тепла, затраченное на нагрев первого участка адиабатического стержня длиной l_1 , равно:

$$Q_{11} = c \cdot m_1 \cdot \theta_1, \quad (2.155)$$

где $m_1 = \rho \cdot \vartheta_1 = \rho \cdot S \cdot \Delta l$ – масса первого участка адиабатического стержня длиной Δl , кг;

ϑ_1 – объем первого участка адиабатического стержня длиной Δl , m^3 ;

S – площадь поперечного сечения адиабатического стержня, м^2 .

После преобразования зависимость (2.155) примет вид:

$$Q_{11} = c \cdot \rho \cdot S \cdot \Delta l \cdot \theta_1. \quad (2.156)$$

Аналогично определяются значения количества тепла Q_{12} и Q_{1n} , затрачиваемые на нагревание второго и n -го участков адиабатического стержня:

$$Q_{12} = c \cdot \rho \cdot S \cdot \Delta l \cdot \theta_2; \quad (2.157)$$

$$Q_{1n} = c \cdot \rho \cdot S \cdot \Delta l \cdot \theta_n. \quad (2.158)$$

Суммарное количество тепла, затрачиваемое на нагревание n участков адиабатического стержня длиной l_1 , определяется:

$$Q_1 = Q_{11} + Q_{12} + \dots + Q_{1n} = \sum_i^n Q_{1i}. \quad (2.159)$$

С учетом зависимостей (2.156) – (2.158) зависимость (2.159) выразится:

$$Q_1 = c \cdot \rho \cdot S \cdot \sum_i^n \theta_i \cdot \Delta l, \quad (2.160)$$

где θ_i – температура нагревания i -го (текущего) участка адиабатического стержня длиной l_1 .

В зависимости (2.160) сумму слагаемых необходимо представить в виде интеграла:

$$Q_1 = c \cdot \rho \cdot S \cdot \int_0^{l_1} \theta \cdot dl, \quad (2.161)$$

где θ – функция температуры нагрева участка адиабатического стержня длиной l_1 от времени;

$$dl = \Delta l = V_{\text{рез}} \cdot d\tau;$$

$V_{\text{рез}}$ – скорость перерезания адиабатического стержня, м/с ;

$d\tau$ – время, за которое происходит перерезание адиабатического стержня длиной dl .

После преобразований зависимость (2.161) принимает вид:

$$Q_1 = c \cdot \rho \cdot S \cdot V_{\text{рез}} \cdot \int_0^{\tau} \theta(\tau) \cdot d\tau. \quad (2.162)$$

Для установления количества тепла Q_2 , затрачиваемого на нагревание участка адиабатического стержня длиной l_2 (рис. 2.36,б),

следует воспользоваться известной из курса физики зависимостью для определения количества тепла, протекшего через участок адиабатического стержня длиной l_2 в результате его теплопроводности:

$$Q_2 = \lambda \cdot S \cdot \frac{\theta_{2\text{нач}} - \theta_{2\text{кон}}}{l_2} \cdot \tau_2, \quad (2.163)$$

где λ – коэффициент теплопроводности обрабатываемого материала, Вт/м·К;

$\theta_{2\text{нач}}$ – температура на торце оставшейся после перерезания участка адиабатического стержня длиной l_2 ;

$\theta_{2\text{кон}} = 0$ – температура на конце участка адиабатического стержня длиной l_2 (условно равна нулю);

τ_2 – время нагревания участка адиабатического стержня длиной l_2 .

Характер изменения температуры по длине l_2 участка адиабатического стержня в результате его теплопроводности показан на рис. 2.36,б. Тогда количество тепла, затрачиваемое на нагревание участка адиабатического стержня длиной l_2 ,

$$Q_2 = c \cdot m \cdot \theta_2 \cdot 0,5 \quad (2.164)$$

равно количеству тепла, определяемому зависимостью (2.163), протекшего через участок адиабатического стержня длиной l_2 в результате его теплопроводности.

В зависимости (2.164) приняты следующие обозначения: m – масса участка адиабатического стержня длиной l_2 , кг; ρ – плотность обрабатываемого материала, кг/м³; ϑ_2 – объем части адиабатического стержня длиной l_2 , м³; S – площадь поперечного сечения адиабатического стержня, м²; $\theta_2 = \theta_{2\text{нач}}$ – температура на торце оставшегося после перерезания участка адиабатического стержня длиной l_2 . Введенный в зависимость (2.164) коэффициент 0,5 определяет среднюю температуру нагревания участка адиабатического стержня длиной l_2 .

После преобразований зависимость (2.164) принимает вид:

$$Q_2 = 0,5 \cdot c \cdot \rho \cdot S \cdot l_2 \cdot \theta_2. \quad (2.165)$$

Длину участка адиабатического стержня l_2 следует представить с учетом зависимости (2.163), принимая: $Q_2 = N \cdot \tau_2$; $\theta_{2\text{нач}} - \theta_{2\text{кон}} = \theta_2$, где N – мощность теплового источника, Вт.

Разрешая зависимость (2.163) относительно длины

$$l_2 = \frac{\lambda \cdot S \cdot \theta_2}{N} \quad (2.166)$$

и, подставляя полученную зависимость (2.166) в (2.165), имеем:

$$Q_2 = 0,5 \cdot c \cdot \rho \cdot \lambda \cdot S^2 \cdot \frac{\theta_2^2}{N}. \quad (2.167)$$

В результате определено количество тепла Q_2 , затрачиваемое на нагревание участка адиабатического стержня длиной l_2 .

Подставляя полученные зависимости (2.162) и (2.167) в зависимость (2.154), можно определить общее количество тепла, затрачиваемое на нагревание двух участков адиабатического стержня длиной $(l_1 + l_2)$:

$$Q = c \cdot \rho \cdot S \cdot V_{\text{рез}} \cdot \int_0^{\tau} \theta(\tau) \cdot d\tau + 0,5 \cdot c \cdot \rho \cdot \lambda \cdot S^2 \cdot \frac{\theta_2^2}{N}. \quad (2.168)$$

Общее количество тепла Q можно также представить:

$$Q = N \cdot \tau, \quad (2.169)$$

где τ – время перерезания участка адиабатического стержня длиной l_1 , равное времени действия теплового источника, c .

Подставляя зависимость (2.169) в (2.168), имеем:

$$c \cdot \rho \cdot S \cdot V_{\text{рез}} \cdot \int_0^{\tau} \theta(\tau) \cdot d\tau + 0,5 \cdot c \cdot \rho \cdot \lambda \cdot S^2 \cdot \frac{\theta_2^2}{N} = N \cdot \tau \quad (2.170)$$

или

$$c \cdot \rho \cdot V_{\text{рез}} \cdot \int_0^{\tau} \theta(\tau) \cdot d\tau + 0,5 \cdot c \cdot \rho \cdot \lambda \cdot \frac{\theta_2^2}{q} = q \cdot \tau. \quad (2.171)$$

В итоге получено интегральное уравнение, которое идентично интегральному уравнению (2.140) и в котором неизвестны величины θ и θ_2 , зависящие от времени τ .

Для упрощения решения уравнения (2.170) аналитически следует продифференцировать его правую и левую части по времени τ , т.е. продифференцировать все слагаемые уравнения (2.170):

$$c \cdot \rho \cdot S \cdot V_{\text{рез}} \cdot \theta(\tau) + c \cdot \rho \cdot \lambda \cdot S^2 \cdot \frac{\theta_2 \cdot \theta_2'}{N} = N, \quad (2.172)$$

где θ_2' – первая производная функции θ_2 по времени τ ;

$\theta(\tau)$ – температура на последнем элементарном участке адиабатического стержня длиной l_1 .

Принимая $\theta(\tau) = \theta_2$, уравнение (2.172) выразится:

$$c \cdot \rho \cdot S \cdot V_{\text{рез}} \cdot \theta_2 + c \cdot \rho \cdot \lambda \cdot S^2 \cdot \frac{\theta_2 \cdot \theta_2'}{N} = N. \quad (2.173)$$

В итоге получено дифференциальное уравнение первого порядка, которое в обобщенном виде выражается:

$$\theta_2' \cdot \theta_2 + A \cdot \theta_2 = B, \quad (2.174)$$

где $A = \frac{V_{\text{рез}} \cdot N}{\lambda \cdot S};$

$$B = \frac{N^2}{c \cdot \rho \cdot \lambda \cdot S^2}.$$

Для удобства расчетов следует рассматривать условие $\theta_2 = \theta$, тогда дифференциальное уравнение (2.174) окончательно аналитически выразится:

$$\theta' \cdot \theta + A \cdot \theta = B \quad (2.175)$$

или

$$\frac{d\theta}{d\tau} \cdot \theta + A \cdot \theta = B. \quad (2.176)$$

Для решения дифференциального уравнения (2.175) можно воспользоваться методикой, приведенной в работах [10; 11], разделив все слагаемые на величину θ :

$$\theta' + A = \frac{B}{\theta}, \quad (2.177)$$

или

$$\theta' = \frac{B - A \cdot \theta}{\theta}. \quad (2.178)$$

С учетом выражения $\theta' = \frac{d\theta}{d\tau}$, имеем:

$$\frac{\theta \cdot d\theta}{(B - A \cdot \theta)} = d\tau. \quad (2.179)$$

В итоге получено дифференциальное уравнение с разделяющимися переменными. Для его решения следует проинтегрировать обе части уравнения:

$$\int \frac{\theta \cdot d\theta}{(B - A \cdot \theta)} = \int d\tau + C, \quad (2.180)$$

где C – постоянная интегрирования.

Интеграл, находящийся в левой части уравнения, равен:

$$\int \frac{\theta \cdot d\theta}{(B - A \cdot \theta)} = -\frac{1}{A} \int \frac{-A \cdot \theta \cdot d\theta}{(B - A \cdot \theta)} = -\frac{1}{A} \int \frac{(B - A \cdot \theta) - B}{(B - A \cdot \theta)} \cdot d\theta =$$

$$= -\frac{1}{A} \cdot \left[\int d\theta - \int \frac{B \cdot d\theta}{(B - A \cdot \theta)} \right] = -\frac{1}{A} \left[\theta + \frac{B}{A} \cdot \ln(B - A \cdot \theta) \right]. \quad (2.181)$$

Подставляя выражение (2.181) в уравнение (2.180), имеем:

$$-\frac{1}{A} \left[\theta + \frac{B}{A} \cdot \ln(B - A \cdot \theta) \right] = \tau + C. \quad (2.182)$$

Постоянная интегрирования C определяется из начального условия:

$$\theta(\tau = 0) = 0. \quad (2.183)$$

Подчиняя уравнение (2.182) начальному условию (2.183), имеем:

$$C = -\frac{B}{A^2} \cdot \ln B. \quad (2.184)$$

Подставляя зависимость (2.184) в уравнение (2.182), получено:

$$-\frac{1}{A} \cdot \theta - \frac{B}{A^2} \cdot \ln(B - A \cdot \theta) = \tau - \frac{B}{A^2} \cdot \ln B \quad (2.185)$$

или

$$\ln \left(1 - \frac{A}{B} \cdot \theta \right) = -\frac{A^2}{B} \cdot \left(\tau + \frac{\theta}{A} \right). \quad (2.186)$$

Откуда

$$\theta = \frac{B}{A} \cdot \left[1 - e^{-\frac{A^2}{B} \cdot \left(\tau + \frac{\theta}{A} \right)} \right]. \quad (2.187)$$

Как видно, характер изменения температуры резания θ от времени τ подчиняется сложной закономерности, поскольку температура резания θ входит в левую и правую части зависимости. Решить уравнение (2.187) можно лишь численным методом. Поэтому важно провести его предварительный анализ.

С увеличением времени τ температура резания θ , входящая в левую часть зависимости, увеличивается. Увеличение температуры резания θ в правой части зависимости также приводит к увеличению θ в левой части, т.е. имеет место вполне однозначный характер изменения температуры резания θ от времени τ (рис. 2.37). Поэтому с увеличением времени τ температура резания θ увеличивается по

экспоненциальной зависимости, неограниченно приближаясь к значению B/A .

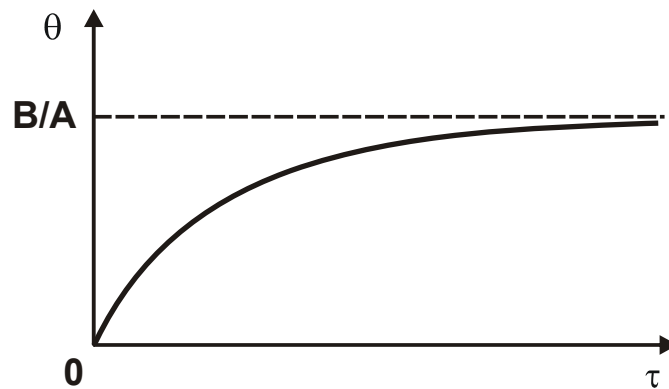


Рис. 2.37. Зависимость температуры резания θ от времени τ

Как видно, в данном случае температура резания θ является ограниченной величиной, поскольку в известном аналогичном решении, не учитывающем перерезание адиабатических стержней, которыми условно представлен снимаемый припуск, температура резания θ неограниченно увеличивается с увеличением τ в соответствии с зависимостью (2.3). Величины A , B и, соответственно, отношения B/A , $1/A$ и B/A^2 , входящие в зависимость (2.187), с учетом плотности теплового потока $q = N/S$ определяются:

$$A = \frac{V_{\text{рез}} \cdot q}{\lambda}; \quad (2.188)$$

$$B = \frac{q^2}{c \cdot \rho \cdot \lambda}; \quad (2.189)$$

$$\frac{B}{A} = \frac{q}{c \cdot \rho \cdot V_{\text{рез}}}; \quad (2.190)$$

$$\frac{1}{A} = \frac{\lambda}{V_{\text{рез}} \cdot q}; \quad (2.191)$$

$$\frac{B}{A^2} = \frac{\lambda}{c \cdot \rho \cdot V_{\text{рез}}^2}. \quad (2.192)$$

Подставляя зависимости (2.190) – (2.192) в (2.187), получено:

$$\theta = \frac{q}{c \cdot \rho \cdot V_{\text{рез}}} \cdot \left[1 - e^{-\left(\frac{c \cdot \rho \cdot V_{\text{рез}}^2}{\lambda} \cdot \tau + \frac{c \cdot \rho \cdot V_{\text{рез}}}{q} \cdot \theta \right)} \right]. \quad (2.193)$$

Плотность теплового потока q можно выразить аналитически с учетом соотношений, приведенных в работе [79]:

$$q = \frac{N}{S} = \frac{P_z \cdot V_{кр}}{S} = \frac{\sigma \cdot S_{мгн} \cdot V_{кр}}{S} = \frac{\sigma \cdot V_{кр}}{S} \cdot \frac{Q_{пр}}{V_{кр}} = \frac{\sigma \cdot S \cdot V_{рез}}{S} = \sigma \cdot V_{рез}, \quad (2.194)$$

где $P_z = \sigma \cdot S_{мгн}$ – тангенциальная составляющая силы резания, Н;

$S_{мгн} = Q_{пр} / V_{кр}$ – мгновенная суммарная площадь поперечного сечения среза всеми одновременно работающими зернами шлифовального круга, м²;

$Q_{пр} = S \cdot V_{рез}$ – производительность обработки, м³/с;

S – площадь поперечного сечения адиабатического стержня, м²;

$V_{рез}$ – скорость перерезания адиабатического стержня, м/с.

Тогда зависимости (2.190) и (2.191) выразятся:

$$\frac{B}{A} = \frac{\sigma}{c \cdot \rho}; \quad (2.195)$$

$$\frac{1}{A} = \frac{\lambda}{\sigma \cdot V_{рез}^2}. \quad (2.196)$$

Соответственно, зависимость (2.187) примет вид:

$$\theta = \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot \left[1 - e^{-\frac{c \cdot \rho \cdot V_{рез}^2 \cdot \tau}{\lambda}} \cdot e^{-\frac{c \cdot \rho}{\sigma} \cdot \theta} \right] \quad (2.197)$$

или с учетом соотношения $l_1 = V_{рез} \cdot \tau$:

$$\theta = \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot \left[1 - e^{-\frac{c \cdot \rho \cdot V_{рез} \cdot l_1}{\lambda}} \cdot e^{-\frac{c \cdot \rho}{\sigma} \cdot \theta} \right]. \quad (2.198)$$

Как видно, температура резания θ с увеличением времени τ увеличивается, асимптотически приближаясь к максимальному значению $\sigma / c \cdot \rho$ (рис. 2.28).

Представляя зависимость (2.166) с учетом выражения $q = N / S$ и $\theta_2 = \theta$ в виде

$$\theta = \frac{q \cdot l_2}{\lambda} = \frac{\sigma \cdot V_{рез} \cdot l_2}{\lambda}, \quad (2.199)$$

и подставляя ее в уравнение (2.198) имеем:

$$\bar{l}_2 = \left[1 - e^{-(\bar{l}_1 + \bar{l}_2)} \right], \quad (2.200)$$

где $\bar{l}_1 = \frac{c \cdot \rho \cdot V_{\text{рез}}}{\lambda} \cdot l_1;$

$$\bar{l}_2 = \frac{c \cdot \rho \cdot V_{\text{рез}}}{\lambda} \cdot l_2.$$

Параметр l_2 определяется зависимостью [79]:

$$l_2 = \sqrt{\frac{2 \cdot \tau}{c \cdot \rho \cdot \lambda}}, \quad (2.201)$$

рассматривая в ней вместо времени τ действия теплового источника время τ_n нагрева части адиабатического стержня длиной $l_2 = l_{2n}$:

$$l_{2n} = \sqrt{\frac{2 \cdot \tau_n}{c \cdot \rho \cdot \lambda}}. \quad (2.202)$$

Подставляя зависимость (2.202) в уравнение (2.200), имеем:

$$\sqrt{\tau_n} = \frac{1}{m} \cdot \left(1 - e^{-\frac{m^2}{2} \tau - m \cdot \sqrt{\tau_n}} \right), \quad (2.203)$$

где $m = 2 \cdot V_{\text{рез}} \cdot \sqrt{\frac{c \cdot \rho}{2 \cdot \lambda}}.$

Таким образом, получено уравнение (2.203), в котором неизвестной величиной является время τ_n (время τ задается).

Уравнение (2.203) сложно аналитически разрешить относительно неизвестной функции τ_n . Поэтому для установления зависимости τ_n от τ необходимо задавать значения τ_n и на основе уравнения (2.203) определять значения τ .

Как следует из уравнения (2.203), функция τ_n с увеличением переменной величины τ увеличивается по экспоненциальному закону, асимптотически приближаясь к определенной постоянной (максимальной) величине. Для ее определения уравнение (2.203) необходимо подчинить условию $\tau \rightarrow \infty$. В результате получено:

$$e^{-\frac{m^2}{2} \tau - m \cdot \sqrt{\tau_n}} \rightarrow 0. \quad (2.204)$$

Тогда, исходя из уравнения (2.203), имеем:

$$\sqrt{\tau_n} = \frac{1}{m}. \quad (2.205)$$

Откуда определяются постоянные (максимальные) величины:

$$\tau_n = \frac{1}{m^2} = \frac{\lambda}{2 \cdot c \cdot \rho \cdot V_{\text{рез}}^2} = \frac{a}{2 \cdot V_{\text{рез}}^2}; \quad (2.206)$$

$$l_{2n} = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho}} \cdot \tau_n = \frac{\lambda}{c \cdot \rho} \cdot \frac{1}{V_{\text{рез}}} = \frac{a}{V_{\text{рез}}}. \quad (2.207)$$

Как видно, параметры τ_n и l_{2n} вполне однозначно определяются скоростью перемещения теплового источника $V_{\text{рез}}$ вдоль адиабатического стержня: чем она больше, тем меньше параметры τ_n и l_{2n} , причем, τ_n уменьшается с большей интенсивностью, чем l_{2n} (рис. 2.38).

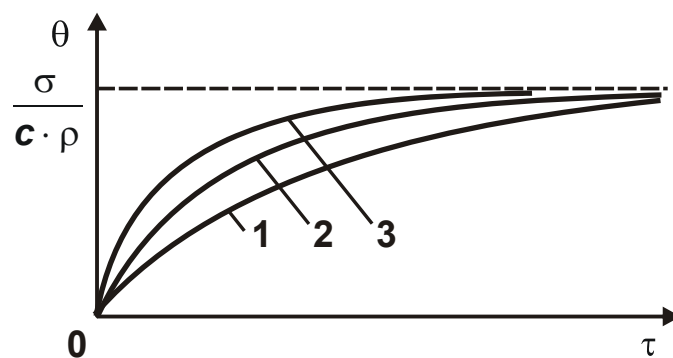


Рис. 2.38. Характер изменения температуры резания θ для различных значений скорости $V_{\text{рез}}$ ($V_{\text{рез}1} < V_{\text{рез}2} < V_{\text{рез}3}$)

Зная максимальное значение τ_n , определяемое зависимостью (2.206), и уменьшая его до нуля, по преобразованному уравнению (2.203)

$$\tau = -\frac{2}{m} \cdot \left[\sqrt{\tau_n} + \frac{1}{m} \cdot \ln \left(\frac{1}{m} - \sqrt{\tau_n} \right) \right] + \frac{2}{m^2} \cdot \ln \frac{1}{m} = -\frac{2}{m} \cdot \sqrt{\tau_n} - \frac{2}{m^2} \cdot \ln(1 - m \cdot \sqrt{\tau_n}) \quad (2.208)$$

можно установить значения времени τ и, соответственно, зависимость τ_n от τ . Таким образом, определены параметры τ_n и l_{2n} , при достижении которых происходит стабилизация во времени теплового процесса при шлифовании. В табл. 2.17, табл. 2.18 и на рис. 2.39, рис. 2.40 приведены значения τ_n и τ_n / τ , рассчитанные на основе зависимости (2.208) для различных значений τ . Исходные данные для расчета: обрабатываемый материал – сталь ШХ15 (коэффициент температуропроводности

$$a = \frac{\lambda}{c \cdot \rho} = 8,4 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2/\text{с}; \quad V_{\text{рез}} = 3,33 \text{ мм/с.}$$

Таблица 2.17

Значения τ_n , рассчитанные по зависимости (2.208)

τ, C	τ_n, C	τ, C	τ_n, C	τ, C	τ_n, C	τ, C	τ_n, C
0,049616	0,0387	1,453787	0,3367	1,682609	0,3479	1,696	0,348452
0,10108	0,0706	1,46971	0,3376	1,683812	0,34795	1,696073	0,348455
0,152789	0,0979	1,484167	0,3384	1,684775	0,34799	1,696122	0,348457
0,204159	0,1216	1,498923	0,3392	1,685016	0,348	1,696147	0,348458
0,255487	0,1426	1,513988	0,34	1,686223	0,34805	1,696196	0,34846
0,306241	0,1612	1,525498	0,3406	1,68719	0,34809	1,696245	0,348462
0,3561	0,1777	1,537196	0,3412	1,687916	0,34812	1,696269	0,348463
0,405658	0,1926	1,547092	0,3417	1,688401	0,34814	1,696294	0,348464
0,45448	0,206	1,559149	0,3423	1,689371	0,34818	1,696318	0,348465
0,50298	0,2182	1,569354	0,3428	1,689613	0,34819	1,696343	0,348466
0,550522	0,2292	1,577622	0,3432	1,689856	0,34820	1,696392	0,348468
0,59686	0,2391	1,585987	0,3436	1,690342	0,34822	1,696416	0,348469
0,642851	0,2482	1,59445	0,344	1,691071	0,34825	1,696419	0,3484691
0,688037	0,2565	1,600863	0,3443	1,691557	0,34827	1,696441	0,34847
0,731893	0,264	1,609503	0,3447	1,692044	0,34829	1,696465	0,348471
0,775766	0,271	1,616051	0,345	1,692288	0,3483	1,696478	0,3484715
0,816613	0,2771	1,62045	0,3452	1,692775	0,34832	1,696492	0,3484721
0,857995	0,2829	1,627099	0,3455	1,693019	0,34833	1,696507	0,3484727
0,902171	0,2887	1,631566	0,3457	1,693263	0,34834	1,696522	0,3484733
0,935282	0,2928	1,638318	0,346	1,693507	0,34835	1,696536	0,3484739
0,973624	0,2973	1,640583	0,3461	1,693751	0,34836	1,696566	0,3484751
1,009648	0,3013	1,645134	0,3463	1,693995	0,34837	1,696581	0,3484757
1,045748	0,3051	1,649714	0,3465	1,694239	0,34838	1,696583	0,3484758
1,079757	0,3085	1,652014	0,3466	1,694484	0,34839	1,696588	0,348476
1,112313	0,3116	1,656638	0,3468	1,694728	0,3484	1,696595	0,3484763
1,144232	0,3145	1,658961	0,3469	1,69485	0,348405	1,696603	0,3484766
1,175338	0,3172	1,661291	0,347	1,694899	0,348407	1,69661	0,3484769
1,20544	0,3197	1,663629	0,3471	1,695046	0,348413	1,696612	0,348477
1,233052	0,3219	1,665975	0,3472	1,695217	0,34842	1,69662	0,3484773
1,260335	0,32399	1,668328	0,3473	1,695315	0,348424	1,696622	0,3484774
1,286232	0,3259	1,670688	0,3474	1,695413	0,348428	1,69663	0,3484777
1,310972	0,32766	1,673057	0,3475	1,695535	0,348433	1,696632	0,3484778
1,334686	0,32929	1,673057	0,3475	1,695608	0,348436	1,696634	0,3484779
1,357235	0,33079	1,675433	0,3476	1,695682	0,348439		
1,378477	0,33216	1,677817	0,3477	1,695755	0,348442		
1,398754	0,33343	1,678773	0,34774	1,695829	0,348445		
1,417793	0,33459	1,680209	0,3478	1,695902	0,348448		
1,43599	0,33567	1,681408	0,34785	1,695976	0,348451		

Таблица 2.18

Значения τ_n / τ , рассчитанные по зависимости (2.208)

τ, c	τ_n / τ	τ, c	τ_n / τ	τ, c	τ_n / τ	τ, c	τ_n / τ
0,049616	0,77999	1,453787	0,231602	1,682609	0,206762	1,696	0,205455
0,10108	0,698457	1,46971	0,229705	1,683812	0,206644	1,696073	0,205448
0,152789	0,640753	1,484167	0,228007	1,684775	0,20655	1,696122	0,205443
0,204159	0,595614	1,498923	0,226296	1,685016	0,206526	1,696147	0,205441
0,255487	0,55815	1,513988	0,224572	1,686223	0,206408	1,696196	0,205436
0,306241	0,526383	1,525498	0,223271	1,68719	0,206313	1,696245	0,205431
0,3561	0,499017	1,537196	0,221963	1,687916	0,206242	1,696269	0,205429
0,405658	0,474784	1,547092	0,220866	1,688401	0,206195	1,696294	0,205427
0,45448	0,453265	1,559149	0,219543	1,689371	0,2061	1,696318	0,205424
0,50298	0,433814	1,569354	0,218434	1,689613	0,206077	1,696343	0,205422
0,550522	0,416332	1,577622	0,217543	1,689856	0,206053	1,696392	0,205417
0,59686	0,400596	1,585987	0,216647	1,690342	0,206006	1,696416	0,205415
0,642851	0,386093	1,59445	0,215748	1,691071	0,205935	1,696419	0,205415
0,688037	0,3728	1,600863	0,215071	1,691557	0,205887	1,696441	0,205412
0,731893	0,360708	1,609503	0,214165	1,692044	0,20584	1,696465	0,20541
0,775766	0,349332	1,616051	0,213483	1,692288	0,205816	1,696478	0,205409
0,816613	0,339328	1,62045	0,213027	1,692775	0,205769	1,696492	0,205407
0,857995	0,329722	1,627099	0,212341	1,693019	0,205745	1,696507	0,205406
0,902171	0,320006	1,631566	0,211882	1,693263	0,205721	1,696522	0,205405
0,935282	0,313061	1,638318	0,211192	1,693507	0,205697	1,696536	0,205403
0,973624	0,305354	1,640583	0,210962	1,693751	0,205674	1,696566	0,2054
1,009648	0,298421	1,645134	0,2105	1,693995	0,20565	1,696581	0,205399
1,045748	0,291753	1,649714	0,210036	1,694239	0,205626	1,696583	0,205399
1,079757	0,285712	1,652014	0,209805	1,694484	0,205602	1,696588	0,205398
1,112313	0,280137	1,656638	0,20934	1,694728	0,205579	1,696595	0,205397
1,144232	0,274857	1,658961	0,209107	1,69485	0,205567	1,696603	0,205397
1,175338	0,26988	1,661291	0,208874	1,694899	0,205562	1,69661	0,205396
1,20544	0,265214	1,663629	0,20864	1,695046	0,205548	1,696612	0,205396
1,233052	0,26106	1,665975	0,208406	1,695217	0,205531	1,69662	0,205395
1,260335	0,257067	1,668328	0,208172	1,695315	0,205522	1,696622	0,205395
1,286232	0,253376	1,670688	0,207938	1,695413	0,205512	1,69663	0,205394
1,310972	0,249937	1,673057	0,207704	1,695535	0,2055	1,696632	0,205394
1,334686	0,246717	1,673057	0,207704	1,695608	0,205493	1,696634	0,205394
1,357235	0,243723	1,675433	0,207469	1,695682	0,205486		
1,378477	0,240962	1,677817	0,207234	1,695755	0,205479		
1,398754	0,238376	1,678773	0,207139	1,695829	0,205472		
1,417793	0,235994	1,680209	0,206998	1,695902	0,205465		
1,43599	0,233755	1,681408	0,20688	1,695976	0,205458		

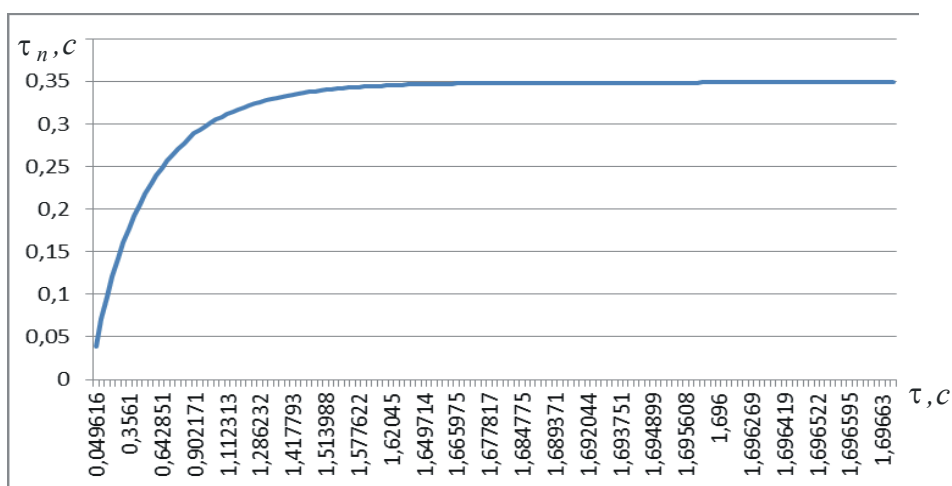


Рис. 2.39. Зависимость τ_n от τ , полученная по формуле (2.208)

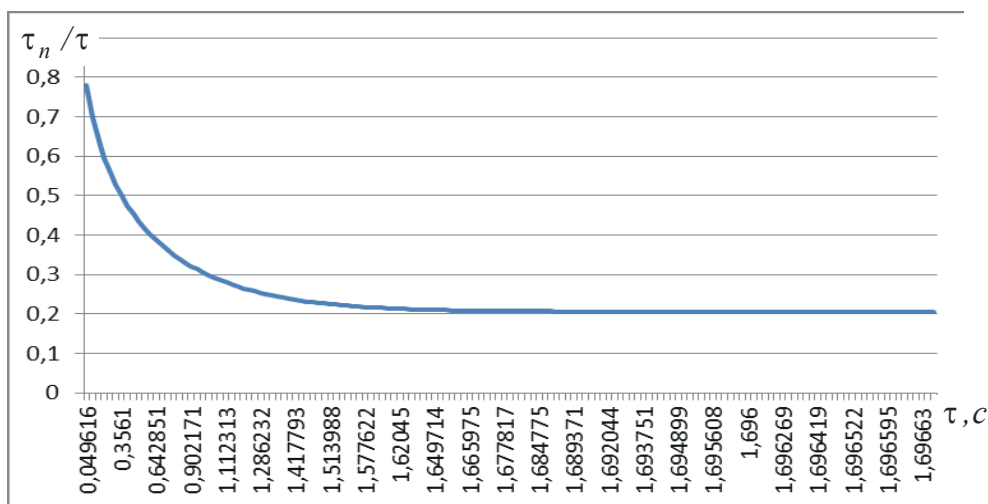


Рис. 2.40. Зависимость τ_n / τ от τ , полученная по формуле (2.208)

Как видно, отношение τ_n / τ всегда меньше единицы, т.е. $\tau_n < \tau$. Это связано с тем, что параметр τ_n определяет время нагревания части адиабатического стержня длиной $l_2 = l_{2n}$ (рис. 2.29,б), а параметр τ – общее время действия теплового источника. Следовательно, время $(\tau - \tau_n)$ – это время нагревания части адиабатического стержня длиной l_1 , т.е., по сути, время нагревания образующихся при шлифовании стружек. Поэтому, чем больше отношение $\tau_n / \tau \rightarrow 1$, тем меньше выделившегося при шлифовании тепла уходит в образующиеся стружки, и больше – в поверхностный слой обрабатываемой детали.

При условии $\tau_n / \tau \rightarrow 0$, наоборот, в поверхностный слой обрабатываемой детали уходит меньше тепла, чем в образующиеся стружки.

Этот случай осуществим, например, при высокопроизводительном шлифовании, т.е. при обработке с увеличенной глубиной шлифования.

Используя расчетные значения параметра τ_n (табл. 2.17), на рис. 2.41 и в табл. 2.19 приведены расчетные значения глубины проникновения тепла в адиабатический стержень

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

для шлифования стали ШХ15 (коэффициент температуропроводности

$$a = \frac{\lambda}{c \cdot \rho} = 8,4 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2/\text{с}.$$

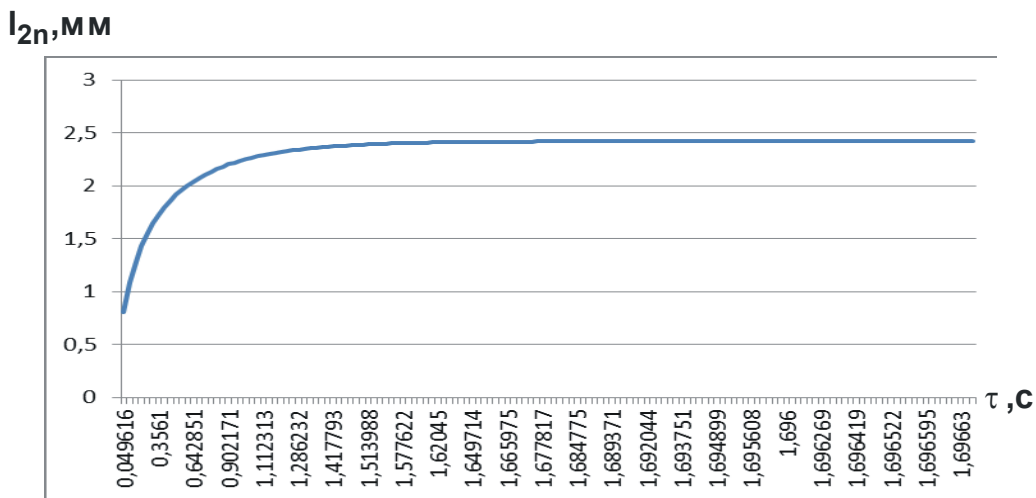


Рис. 2.41. Зависимость l_{2n} от τ , полученная по формуле (2.202)

Используя полученное решение, можно определить температуру шлифования θ на основе упрощенной зависимости (2.199) с учетом расчетных значений параметра l_{2n} (табл. 2.19). В табл. 2.20 и на рис. 2.42 приведены расчетные значения температуры шлифования θ , полученные с учетом следующих исходных данных.

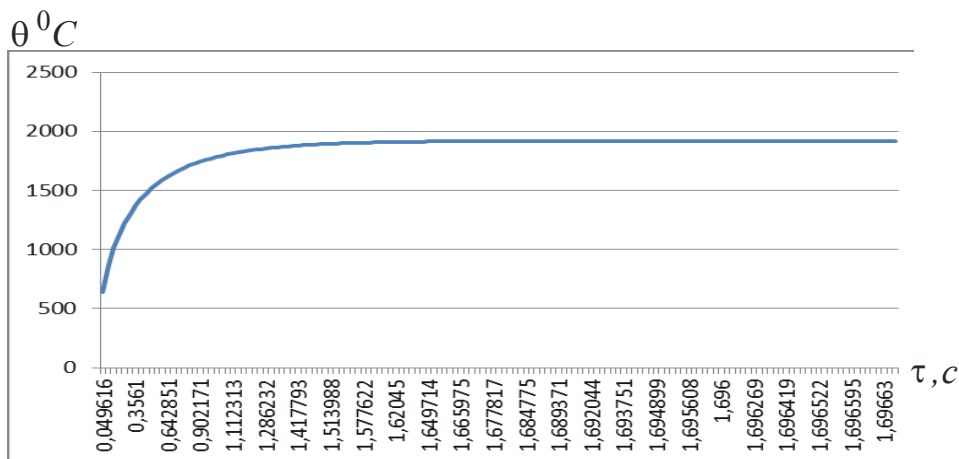


Рис. 2.42. Зависимость θ от τ , полученная по формуле (2.199)

Таблица 2.19

Значения l_{2n} , рассчитанные по формуле (2.202)

τ , с	l_{2n} , мм	τ , с	l_{2n} , мм	τ , с	l_{2n} , мм	τ , с	l_{2n} , мм
0,049616	0,806565	1,453787	2,37906	1,682609	2,418305	1,696	2,420223
0,10108	1,089397	1,46971	2,382238	1,683812	2,418479	1,696073	2,420233
0,152789	1,282848	1,484167	2,385058	1,684775	2,418618	1,696122	2,42024
0,204159	1,429719	1,498923	2,387876	1,685016	2,418653	1,696147	2,420244
0,255487	1,548259	1,513988	2,39069	1,686223	2,418826	1,696196	2,420251
0,306241	1,646139	1,525498	2,392799	1,68719	2,418965	1,696245	2,420257
0,3561	1,728334	1,537196	2,394905	1,687916	2,419069	1,696269	2,420261
0,405658	1,799335	1,547092	2,39666	1,688401	2,419139	1,696294	2,420264
0,45448	1,860876	1,559149	2,398763	1,689371	2,419278	1,696318	2,420268
0,50298	1,915187	1,569354	2,400514	1,689613	2,419313	1,696343	2,420271
0,550522	1,962868	1,577622	2,401914	1,689856	2,419347	1,696392	2,420278
0,59686	2,004812	1,585987	2,403314	1,690342	2,419417	1,696416	2,420282
0,642851	2,042607	1,59445	2,404712	1,691071	2,419521	1,696419	2,420282
0,688037	2,076479	1,600863	2,40576	1,691557	2,419591	1,696441	2,420285
0,731893	2,106618	1,609503	2,407157	1,692044	2,41966	1,696465	2,420289
0,775766	2,134364	1,616051	2,408205	1,692288	2,419695	1,696478	2,42029
0,816613	2,158252	1,62045	2,408903	1,692775	2,419764	1,696492	2,420293
0,857995	2,180722	1,627099	2,409949	1,693019	2,419799	1,696507	2,420295
0,902171	2,202963	1,631566	2,410647	1,693263	2,419834	1,696522	2,420297
0,935282	2,218551	1,638318	2,411692	1,693507	2,419868	1,696536	2,420299
0,973624	2,235534	1,640583	2,412041	1,693751	2,419903	1,696566	2,420303
1,009648	2,250523	1,645134	2,412738	1,693995	2,419938	1,696581	2,420305
1,045748	2,26467	1,649714	2,413434	1,694239	2,419973	1,696583	2,420305
1,079757	2,277254	1,652014	2,413783	1,694484	2,420007	1,696588	2,420306
1,112313	2,288667	1,656638	2,414479	1,694728	2,420042	1,696595	2,420307
1,144232	2,299292	1,658961	2,414827	1,69485	2,42006	1,696603	2,420308
1,175338	2,309141	1,661291	2,415175	1,694899	2,420066	1,69661	2,420309
1,20544	2,318223	1,663629	2,415523	1,695046	2,420087	1,696612	2,42031
1,233052	2,326186	1,665975	2,415871	1,695217	2,420112	1,69662	2,420311
1,260335	2,333725	1,668328	2,416219	1,695315	2,420126	1,696622	2,420311
1,286232	2,340594	1,670688	2,416567	1,695413	2,420139	1,69663	2,420312
1,310972	2,346905	1,673057	2,416914	1,695535	2,420157	1,696632	2,420312
1,334686	2,352736	1,673057	2,416914	1,695608	2,420167	1,696634	2,420313
1,357235	2,358088	1,675433	2,417262	1,695682	2,420178		
1,378477	2,362966	1,677817	2,41761	1,695755	2,420188		
1,398754	2,367479	1,678773	2,417749	1,695829	2,420198		
1,417793	2,371594	1,680209	2,417957	1,695902	2,420209		
1,43599	2,375418	1,681408	2,418131	1,695976	2,420219		

Таблица 2.20

Значения θ , рассчитанные по формуле (2.199)

τ , с	θ , град.	τ , с	θ , град.	τ , с	θ , град.	τ , с	θ , град.
0,049616	639,3502	1,453787	1885,84	1,682609	1916,949	1,696	1918,469
0,10108	863,5464	1,46971	1888,359	1,683812	1917,087	1,696073	1918,477
0,152789	1016,892	1,484167	1890,595	1,684775	1917,197	1,696122	1918,483
0,204159	1133,314	1,498923	1892,829	1,685016	1917,224	1,696147	1918,486
0,255487	1227,278	1,513988	1895,059	1,686223	1917,362	1,696196	1918,491
0,306241	1304,866	1,525498	1896,731	1,68719	1917,472	1,696245	1918,497
0,3561	1370,02	1,537196	1898,401	1,687916	1917,555	1,696269	1918,499
0,405658	1426,302	1,547092	1899,791	1,688401	1917,61	1,696294	1918,502
0,45448	1475,085	1,559149	1901,458	1,689371	1917,72	1,696318	1918,505
0,50298	1518,136	1,569354	1902,846	1,689613	1917,748	1,696343	1918,508
0,550522	1555,932	1,577622	1903,956	1,689856	1917,775	1,696392	1918,513
0,59686	1589,18	1,585987	1905,066	1,690342	1917,83	1,696416	1918,516
0,642851	1619,139	1,59445	1906,174	1,691071	1917,913	1,696419	1918,516
0,688037	1645,989	1,600863	1907,005	1,691557	1917,968	1,696441	1918,519
0,731893	1669,88	1,609503	1908,113	1,692044	1918,023	1,696465	1918,521
0,775766	1691,874	1,616051	1908,943	1,692288	1918,051	1,696478	1918,523
0,816613	1710,809	1,62045	1909,496	1,692775	1918,106	1,696492	1918,525
0,857995	1728,621	1,627099	1910,325	1,693019	1918,133	1,696507	1918,526
0,902171	1746,251	1,631566	1910,878	1,693263	1918,161	1,696522	1918,528
0,935282	1758,607	1,638318	1911,707	1,693507	1918,188	1,696536	1918,529
0,973624	1772,07	1,640583	1911,984	1,693751	1918,216	1,696566	1918,533
1,009648	1783,951	1,645134	1912,536	1,693995	1918,243	1,696581	1918,534
1,045748	1795,165	1,649714	1913,088	1,694239	1918,271	1,696583	1918,535
1,079757	1805,14	1,652014	1913,364	1,694484	1918,298	1,696588	1918,535
1,112313	1814,187	1,656638	1913,916	1,694728	1918,326	1,696595	1918,536
1,144232	1822,61	1,658961	1914,192	1,69485	1918,34	1,696603	1918,537
1,175338	1830,417	1,661291	1914,468	1,694899	1918,345	1,69661	1918,538
1,20544	1837,616	1,663629	1914,744	1,695046	1918,362	1,696612	1918,538
1,233052	1843,927	1,665975	1915,02	1,695217	1918,381	1,69662	1918,539
1,260335	1849,904	1,668328	1915,295	1,695315	1918,392	1,696622	1918,539
1,286232	1855,349	1,670688	1915,571	1,695413	1918,403	1,69663	1918,54
1,310972	1860,352	1,673057	1915,847	1,695535	1918,417	1,696632	1918,54
1,334686	1864,973	1,673057	1915,847	1,695608	1918,425	1,696634	1918,54
1,357235	1869,216	1,675433	1916,122	1,695682	1918,433		
1,378477	1873,083	1,677817	1916,398	1,695755	1918,442		
1,398754	1876,66	1,678773	1916,508	1,695829	1918,45		
1,417793	1879,922	1,680209	1916,673	1,695902	1918,458		
1,43599	1882,954	1,681408	1916,811	1,695976	1918,466		

Условное напряжение резания σ определяется зависимостью [130]: $\sigma = 2\sigma_{сж} / K_{рез}$, где $\sigma_{сж}$ – предел прочности на сжатие обрабатываемого материала (для стали ШХ15: $\sigma_{сж} = 2000 \text{ Н/мм}^2$); $K_{рез} = 0,4$ – коэффициент резания при шлифовании. Тогда $\sigma = 10\ 000 \text{ Н/мм}^2 = 10^{10} \text{ Н/м}^2$. Скорость резания $V_{рез} = 3,33 \text{ мм/с}$; $\lambda = 42 \text{ Вт/(м}\cdot\text{градус)}$.

Как следует из рис. 2.42, с увеличением времени τ температура резания при шлифовании θ непрерывно увеличивается, асимптотически приближаясь к определенному максимальному значению. Максимальное значение θ_{max} можно определить из зависимости (2.197) при условии $\tau \rightarrow \infty$:

$$\theta_{max} = \frac{\sigma}{c \cdot \rho}. \quad (2.209)$$

Из зависимости (2.209) вытекает, что максимальное значение температуры резания при шлифовании θ_{max} явно не зависит от параметров режимов шлифования, а определяется исключительно условным напряжением резания σ , которое при шлифовании описывается приведенной выше зависимостью $\sigma = 2\sigma_{сж} / K_{рез}$. Очевидно, чем меньше условное напряжение резания σ , тем меньше максимальное значение температуры резания при шлифовании θ_{max} .

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

стержень l_2 определяется зависимостью [79]: $l_2 = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot \tau} = \sqrt{2 \cdot a \cdot \tau}$, а с

учетом перерезания адиабатического стержня – зависимостью

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

Как показано выше, справедливо условие: $\tau > \tau_n$. Поэтому, учитывая перерезание адиабатического стержня, величина l_{2n} всегда меньше величины l_2 . Для оценки степени уменьшения величины l_{2n} по отношению к величине l_2 , в табл. 2.21 на рис. 2.43 показан характер изменения отношения $\sqrt{\tau_n / \tau}$ в зависимости от времени обработки τ .

Таблица 2.21

Значения $\sqrt{\tau_n/\tau}$, рассчитанные по формуле (2.208)

τ, c	$\sqrt{\tau_n/\tau}$	τ, c	$\sqrt{\tau_n/\tau}$	τ, c	$\sqrt{\tau_n/\tau}$	τ, c	$\sqrt{\tau_n/\tau}$
0,0496	0,883171	1,4538	0,48125	1,6826	0,454711	1,696	0,453272
0,1011	0,835737	1,4697	0,479276	1,6838	0,454581	1,6961	0,453264
0,1528	0,80047	1,4842	0,4775	1,6848	0,454478	1,6961	0,453259
0,2042	0,77176	1,4989	0,475706	1,685	0,454452	1,6961	0,453256
0,2555	0,747094	1,514	0,473891	1,6862	0,454322	1,6962	0,453251
0,3062	0,725522	1,5255	0,472516	1,6872	0,454217	1,6962	0,453245
0,3561	0,706411	1,5372	0,471129	1,6879	0,454139	1,6963	0,453243
0,4057	0,689046	1,5471	0,469964	1,6884	0,454087	1,6963	0,45324
0,4545	0,67325	1,5591	0,468554	1,6894	0,453983	1,6963	0,453238
0,503	0,658646	1,5694	0,467369	1,6896	0,453957	1,6963	0,453235
0,5505	0,645238	1,5776	0,466415	1,6899	0,453931	1,6964	0,45323
0,5969	0,632927	1,586	0,465454	1,6903	0,453878	1,6964	0,453227
0,6429	0,621363	1,5945	0,464487	1,6911	0,4538	1,6964	0,453227
0,688	0,610573	1,6009	0,463758	1,6916	0,453748	1,6964	0,453224
0,7319	0,60059	1,6095	0,46278	1,692	0,453696	1,6965	0,453222
0,7758	0,591043	1,6161	0,462043	1,6923	0,45367	1,6965	0,45322
0,8166	0,582519	1,6205	0,461549	1,6928	0,453617	1,6965	0,453219
0,858	0,574214	1,6271	0,460805	1,693	0,453591	1,6965	0,453217
0,9022	0,565691	1,6316	0,460307	1,6933	0,453565	1,6965	0,453216
0,9353	0,559518	1,6383	0,459557	1,6935	0,453539	1,6965	0,453214
0,9736	0,552588	1,6406	0,459306	1,6938	0,453513	1,6966	0,453211
1,0096	0,546279	1,6451	0,458802	1,694	0,453486	1,6966	0,453209
1,0457	0,540142	1,6497	0,458297	1,6942	0,45346	1,6966	0,453209
1,0798	0,534521	1,652	0,458044	1,6945	0,453434	1,6966	0,453209
1,1123	0,52928	1,6566	0,457536	1,6947	0,453408	1,6966	0,453208
1,1442	0,524268	1,659	0,457282	1,6949	0,453395	1,6966	0,453207
1,1753	0,5195	1,6613	0,457027	1,6949	0,45339	1,6966	0,453206
1,2054	0,51499	1,6636	0,456772	1,695	0,453374	1,6966	0,453206
1,2331	0,51094	1,666	0,456516	1,6952	0,453355	1,6966	0,453205
1,2603	0,507017	1,6683	0,456259	1,6953	0,453345	1,6966	0,453205
1,2862	0,503364	1,6707	0,456003	1,6954	0,453334	1,6966	0,453204
1,311	0,499937	1,6731	0,455745	1,6955	0,453321	1,6966	0,453204
1,3347	0,496706	1,6731	0,455745	1,6956	0,453314	1,6966	0,453204
1,3572	0,493684	1,6754	0,455487	1,6957	0,453306		
1,3785	0,490878	1,6778	0,455229	1,6958	0,453298		
1,3988	0,488238	1,6788	0,455126	1,6958	0,45329		
1,4178	0,485792	1,6802	0,45497	1,6959	0,453282		
1,436	0,483482	1,6814	0,454841	1,696	0,453274		

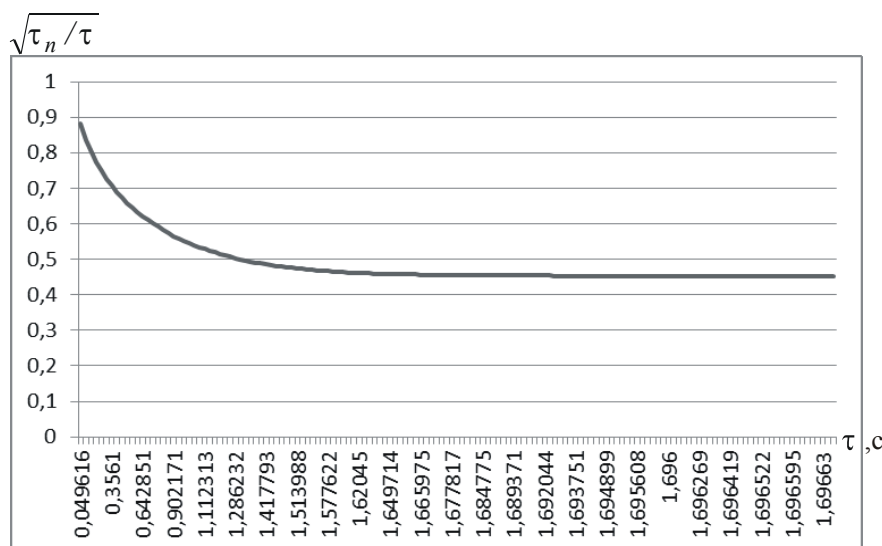


Рис. 2.43. Расчетные значения $\sqrt{\tau_n/\tau}$ в зависимости от времени обработки τ

Как видно, с течением времени обработки τ отношение $\sqrt{\tau_n/\tau}$ уменьшается более чем в 2 раза. Следовательно, во столько же раз уменьшится и величина l_{2n} и температура резания при шлифовании θ , которая изменяется по закону изменения величины l_{2n} .

2.9.2. Определение количества тепла, уходящего в образующиеся стружки и обрабатываемую деталь при шлифовании

В общем случае количество тепла, образующегося при шлифовании, равно $Q = N \cdot \tau$, где $N = q \cdot F$ – мощность шлифования, Вт; $q = \sigma \cdot V_{рез}$ – плотность теплового потока, Вт/м²; F – площадь поперечного сечения адиабатического стержня, м². Тогда количество тепла, уходящего в адиабатический стержень, равно: $Q_{стерж} = N \cdot \tau_n$, а количество тепла, уходящего в образующиеся стружки – $Q_{стружка} = N \cdot (\tau - \tau_n)$.

Таким образом, зная значения τ и τ_n , можно определить количество тепла, образующегося при шлифовании, которое уходит в стружки и в адиабатический стержень, т.е. в поверхностный слой обрабатываемой детали. Очевидно, в адиабатический стержень уходит тепло, определяемое временем τ_n , а в образующиеся стружки – тепло, определяемое временем $\tau - \tau_n$.

Этим показано, что параметры τ_n и τ количественно отличаются, для них справедливо соотношение $\tau_n < \tau$. Следовательно, формирование температуры шлифования в условиях движения теплового источника вдоль адиабатического стержня подчиняется иным закономерностям по сравнению со случаем действия на адиабатический стержень неподвижного теплового источника. В этом случае $\tau_n = \tau$, т.е. все тепло, образующееся в процессе шлифования, уходит на нагревание адиабатического стержня. В случае же действия на адиабатический стержень движущегося теплового источника основная часть тепла уходит в образующиеся стружки и лишь небольшая часть тепла, определяемая временем $\tau_n < \tau$, уходит на нагревание адиабатического стержня, т.е. на нагревание поверхностного слоя обрабатываемой детали. Поэтому температура шлифования меньше, чем в случае действия на адиабатический стержень неподвижного теплового источника.

Для упрощения расчетов температуры резания θ можно воспользоваться уравнением (2.200), задавая значения безразмерной величины $\bar{l}_1 + \bar{l}_2$ и определяя значения безразмерной величины \bar{l}_2 . По разности значений $\bar{l}_1 + \bar{l}_2$ и \bar{l}_2 определяется значение безразмерной величины \bar{l}_1 . Это позволило протабулировать безразмерную величину \bar{l}_2 в зависимости от безразмерной величины \bar{l}_1 (Приложение А, табл. А.1).

Используя расчетные данные, приведенные в табл. А.1, можно решать практические задачи по выбору оптимальных условий шлифования и лезвийной обработки. Для этого необходимо первоначально определить значение $\bar{l}_1 = \frac{c \cdot \rho \cdot V_{\text{рез}}}{\lambda} \cdot l_1$ и по нему из табл. А.1 (Приложение А) выбрать соответствующее значение \bar{l}_2 . Затем определить величину $l_2 = a \cdot \bar{l}_2 / V_{\text{рез}}$, где $a = \lambda / (c \cdot \rho)$ – коэффициент температуропроводности обрабатываемого материала, м²/с.

Исходя из зависимости $l_2 = l_{2n} = \sqrt{\frac{2 \cdot \tau_n}{c \cdot \rho \cdot \lambda}}$, для известного значения l_2 можно определить время нагрева адиабатического стержня τ_n и отношения τ_n / τ , $(\tau - \tau_n) / \tau$, определяющие соответственно доли тепла, уходящего в поверхностный слой обрабатываемой детали и в образующиеся стружки.

В табл. 2.22 в качестве примера приведены расчетные значения параметров теплового процесса при плоском шлифовании стали ШХ15 шлифовальным кругом радиусом $R_{кр}=150$ мм со скоростью детали $V_{дет} = 10$ м/мин для различных значений глубины шлифования t .

Таблица 2.22

Расчетные значения параметров теплового процесса при шлифовании

Показатели	Глубина шлифования t , мм								
	0,01	0,1	0,4	0,5	0,6	0,7	1,0	5,0	15,0
l , мм	1,73	5,473	10,946	12,238	13,406	14,48	17,3	38,684	67
τ , с	0,01	0,0328	0,0657	0,0734	0,08	0,0869	0,1038	0,232	0,4
$V_{рез}$, мм/с	1	3,049	6,088	6,812	7,5	8,055	9,634	21,551	37,5
l_1 , мм	0,01	0,1	0,4	0,5	0,6	0,7	1,0	5,0	15,0
\bar{l}_1	0,0012	0,0363	0,29	0,4054	0,5357	0,6713	1,1469	12,828	67
\bar{l}_2	0,0488	0,2442	0,581	0,6535	0,7135	0,7607	0,867	1,0	1,0
$\bar{l}_1 + \bar{l}_2$	0,05	0,28	0,87	1,06	1,25	1,43	2,01	13,828	68,0
l_2 , мм	0,411	0,6728	0,802	0,8058	0,8	0,7933	0,756	0,39	0,224
$l_1 + l_2$, мм	0,421	0,7728	1,202	1,3058	1,4	1,4933	1,7559	5,39	15,224
τ_n , с	0,01	0,0269	0,0383	0,0386	0,038	0,0375	0,034	0,009	0,003
τ_n / τ , %	100	82,15	58,2	52,3	47,6	43,1	32,8	3,9	0,7
$(\tau - \tau_n)$, с	0	0,0029	0,0274	0,0348	0,042	0,05	0,0698	0,223	0,397
$(\tau - \tau_n) / \tau$, %	0	17,85	41,8	47,7	52,4	56,9	67,2	96,1	99,3
$(\tau - \tau_n) / \tau_n$	0	0,217	0,718	0,912	1,1	1,32	2,049	24,641	132,3
$\theta \cdot \lambda / \sigma$	0,411	2,05	4,883	5,489	6,0	5,39	7,283	8,405	8,405
$Q_{уд}$, мм ² /мин	100	1000	4000	5000	6000	7000	10000	50000	150000

Время τ контакта шлифовального круга с фиксированным адиабатическим стержнем и скорость $V_{рез}$ перерезания адиабатического стержня (рис. 2.29,б) определяются по зависимости: $\tau = l / V_{дет}$; $V_{рез} = l_1 / \tau$, где $l = \sqrt{2 \cdot t \cdot R_{кр}}$ – длина дуги контакта шлифовального круга с адиабатическим стержнем, м; $l_1 = t$. Температура резания θ определяется по зависимости (2.199), преобразованной к виду:

$$\theta \cdot \frac{\lambda}{\sigma} = V_{рез} \cdot l_2 = \bar{l}_2 \cdot a. \quad (2.210)$$

Из табл. А.1 (Приложение А) вытекает, что безразмерная величина \bar{l}_2 асимптотически приближается к значению $\bar{l}_2 = 1$. Следовательно, при условии $\bar{l}_2 \rightarrow 1$ температура резания θ принимает фактически постоянное максимальное значение.

Условное напряжение резания σ можно рассматривать постоянной величиной, а величины $V_{рез}$ и l_2 – переменными. В таком представлении температура резания θ определяется произведением параметров $V_{рез} \cdot l_2$.

Как следует из табл. 2.22, с увеличением глубины шлифования t до значения 0,6 мм величина l_2 первоначально увеличивается, а затем уменьшается. Соответственно, отношение τ_n / τ , определяющее долю тепла, уходящего в поверхностный слой обрабатываемой детали, с увеличением глубины шлифования t непрерывно уменьшается вплоть до нуля. Так, при $t = 5$ мм отношение τ_n / τ принимает весьма малое значение – 3,9 %, а при $t = 15$ мм – еще меньшее значение, равное 0,7 %. Это указывает на то, что с переходом в область глубинного шлифования доля тепла, уходящего в образующиеся стружки, непрерывно увеличивается, вплоть до 100 %.

Температура резания θ с увеличением глубины шлифования до значения $t = 5$ мм увеличивается, а затем остается фактически постоянной, принимая значения, близкие к максимально возможному значению, при условии $\theta \cdot \frac{\lambda}{\sigma} = 8,4$. Следовательно, при глубине шлифования $t \geq 5$ мм можно фактически неограниченно увеличивать производительность обработки при неизменной температуре резания. В этом, по сути, состоит эффект глубинного шлифования, широко разрекламированного в индустриально развитых странах еще в послевоенные годы. В зарубежных литературных источниках также показано, что эффект глубинного шлифования проявляется при достижении глубины шлифования приблизительно равной 5 мм, а при дальнейшем увеличении глубины шлифования этот эффект усиливается за счет увеличения производительности обработки при неизменной температуре резания. В связи с этим рекомендуется обработку осуществлять с глубиной шлифования, достигающей 17 – 20 мм и более, например, при вышлифовывании канавок у сверл.

Примерами практического осуществления схемы глубинного шлифования следует рассматривать процессы разрезания материалов на части, вышлифовывании пазов и канавок шлифовальным кругом. В этих случаях глубина шлифования может принимать значения в несколько раз превышающие 20 мм. При этом температура резания, как правило, менее $1000\text{ }^{\circ}\text{C}$, что позволяет производить высококачественную обработку без образования температурных дефектов на обрабатываемых поверхностях.

Вместе с тем, как следует из табл. 2.22, с увеличением глубины шлифования интенсивно увеличивается удельная производительность обработки $Q_{уд}$, достигая чрезвычайно больших значений, не реализуемых на практике. Так, известно [115], что с точки зрения работоспособности абразивного круга процесс глубинного шлифования может осуществляться с удельной производительностью обработки, изменяющейся в пределах $Q_{уд} = 2000 \dots 5000\text{ мм}^2/\text{мин}$. Исходя из табл. 2.22, это возможно при глубине шлифования $t = 0,2 \dots 0,5\text{ мм}$ и температуре резания, примерно в 2 раза меньшей максимально возможной. Очевидно, для достижения максимально возможной температуры резания при глубинном шлифовании с удельной производительностью обработки $Q_{уд} = 2000 \dots 5000\text{ мм}^2/\text{мин}$ необходимо уменьшать скорость детали $V_{дет}$.

Изменение отношения τ_n / τ (табл. 2.22) в широких пределах свидетельствует о том, что при расчете температуры резания необходимо учитывать как долю тепла, уходящего в поверхностный слой обрабатываемой детали, так и долю тепла, уходящего в образующиеся стружки. В зависимости (2.3) это учитывается поправочным коэффициентом ψ , который устанавливается экспериментально и существенно ограничивает возможности выбора оптимальных условий шлифования.

Согласно предложенному в настоящей работе решению, распределение тепла, уходящего в поверхностный слой обрабатываемой детали и в образующиеся стружки, в расчетах учитывается автоматически, поскольку баланс тепла основан на учете этих двух составляющих и не требует применения поправочного коэффициента. Поэтому предложенная методика расчета параметров теплового процесса при шлифовании является наиболее приемлемой для решения практиче-

ских задач. Выбор оптимальной глубины шлифования в данном случае необходимо производить из условия достижения предельной температуры резания.

В работе [131] экспериментально доказана эффективность применения метода глубинного шлифования с точки зрения повышения производительности обработки при обеспечении заданной температуры резания.

В табл. 2.23 и табл. 2.24 показан характер изменения параметров теплового процесса при плоском шлифовании с увеличением скорости детали $V_{дет}$. Как видно, с увеличением $V_{дет}$ величина l_2 и отношение τ_n / τ непрерывно уменьшаются вплоть до нуля. Это свидетельствует об уменьшении доли тепла, уходящего в поверхностный слой обрабатываемой детали, и увеличении доли тепла, уходящего в образующиеся стружки.

Таблица 2.23

Расчетные значения параметров теплового процесса при шлифовании для $t=0,01$ мм

Показатели обработки	Скорость детали $V_{дет}$, м/мин				
	10	50	500	5000	50000
l , мм	1,73	1,73	1,73	1,73	1,73
τ , с	0,01	0,002	0,0002	0,00002	0,000002
$V_{рез}$, мм/с	1,0	5,0	50,0	500,0	5000,0
l_1 , мм	0,01	0,01	0,01	0,01	0,01
\bar{l}_1	0,0012	0,006	0,0595	0,595	5,95
\bar{l}_2	0,0488	0,1	0,3093	0,7355	0,999
$\bar{l}_1 + \bar{l}_2$	0,05	0,11	0,37	1,33	6,949
l_2 , мм	0,411	0,168	0,052	0,0123	0,00123
$l_1 + l_2$, мм	0,421	0,178	0,062	0,0223	0,01123
τ_n , с	0,01	0,0168	0,00016	0,000009	0,00000009
τ_n / τ , %	100	84	80	45	4,5
$(\tau - \tau_n) / \tau$, %	0	16	20	55	95,5
$(\tau - \tau_n) / \tau_n$	0	0,19	0,25	0,82	22,2
$\theta \cdot \frac{\lambda}{\sigma}$	0,441	0,84	2,6	6,15	8,4
$Q_{уд}$, мм ² /мин	100	500	5000	50000	500000

Таблица 2.24

Расчетные значения параметров теплового процесса
при шлифовании для $t=0,1$ мм

Показатели обработки	Скорость детали $V_{дет}$, м/мин					
	5	10	50	100	1000	3000
l , мм	5,473	5,473	5,473	5,473	5,473	5,473
τ , с	0,0656	0,0328	0,00656	0,00328	0,000328	0,00011
$V_{рез}$, мм/с	1,524	3,049	15,244	30,488	304,88	914,64
l_1 , мм	0,1	0,1	0,1	0,1	0,1	0,1
\bar{l}_1	0,0181	0,0363	0,1815	0,363	3,63	10,89
\bar{l}_2	0,1813	0,2442	0,4883	0,6284	0,99	1
$\bar{l}_1 + \bar{l}_2$	0,2	0,28	0,67	0,99	4,62	11,89
l_2 , мм	1,0	0,6728	0,269	0,173	0,0272	0,0092
$l_1 + l_2$, мм	1,1	0,7728	0,369	0,273	0,1272	0,1092
τ_n , с	0,0595	0,0269	0,0043	0,00178	0,000044	0,000005
τ_n / τ , %	90,7	82,15	65,7	54	13,62	4,5
$(\tau - \tau_n) / \tau$, %	9,3	17,85	34,3	46	86,38	95,5
$(\tau - \tau_n) / \tau_n$	0,102	0,217	0,522	0,852	6,455	22
$\theta \cdot \frac{\lambda}{\sigma}$	1,525	2,051	4,1	5,274	8,316	8,4
$Q_{уд}$, мм ² /мин	500	1000	5000	10000	100000	300000

Температура резания при этом непрерывно увеличивается, асимптотически приближаясь к максимально возможному значению, соответствующему условию $\theta \cdot \frac{\lambda}{\sigma} = 8,4$. Таким образом, с увеличением скорости детали $V_{дет}$ до определенного значения (при $t=0,1$ мм приблизительно равного $V_{дет} = 3000$ м/мин) температура резания увеличивается, а затем остается почти неизменной. Это позволяет увеличить производительность обработки без увеличения температуры резания, обеспечивая высокие показатели качества обрабатываемых поверхностей. Однако при этом удельная производительность обработки принимает чрезвычайно большие значения, не реализуемые на практике (из-за интенсивного износа абразивного круга и потери его режущей способности). Как показано выше (табл. 2.22), на практике

могут быть реализованы значения $Q_{уд} = 2000 \dots 5000 \text{ мм}^2/\text{мин}$. Тогда, исходя из табл. 2.23, для $t = 0,01 \text{ мм}$ скорость детали может принимать значения $V_{дет} < 500 \text{ м/мин}$, а для $t = 0,1 \text{ мм}$ – $V_{дет} < 50 \text{ м/мин}$. Температура резания при этом более чем в 2 раза меньше максимально возможной температурой резания.

Из приведенных расчетных данных (табл. 2.22 – табл. 2.24) следует, что основным условием достижения максимально возможной температуры резания является уменьшение времени τ_n , определяемого зависимостью (2.206). В эту зависимость из переменных параметров входит лишь скорость $V_{рез}$, причем, во второй степени. Поэтому, увеличивая ее, можно добиться существенного уменьшения времени τ_n и реализовать условие достижения максимально возможной температуры резания, т.е. условие полного перехода возникающего при шлифовании тепла в образующиеся стружки. В этом случае, исходя из рис. 2.40, отношение $\tau_n / \tau < 1$. В первом приближении его можно принять равным 0,3, поскольку при этом значении происходит наиболее интенсивный изгиб кривой $\theta - \tau$ (рис. 2.42) и температуру резания θ можно рассматривать фактически неизменной величиной. Тогда с учетом зависимости (2.206) имеем:

$$0,3 \cdot \tau = \frac{a}{2 \cdot V_{рез}^2}, \quad (2.211)$$

где $\tau = t / V_{рез}$ (рис. 2.29,б).

Преобразуя зависимость (2.211), получено:

$$V_{рез} = \frac{a}{0,6 \cdot t}. \quad (2.212)$$

Из зависимости (2.212) вытекает, что чем больше глубина шлифования t , тем меньше скорость $V_{рез}$, которая определяется зависимостью:

$$V_{рез} = \frac{t}{\tau} = \frac{t}{l} \cdot V_{дет} = V_{дет} \cdot \sqrt{\frac{t}{2 \cdot R_{кр}}}. \quad (2.213)$$

Подставляя зависимость (2.213) в (2.211), получено:

$$V_{дет} = \frac{a}{0,6 \cdot t} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot R_{кр}}{t}}. \quad (2.214)$$

Как видно, выполнить условие (2.214) можно различными сочетаниями параметров режима шлифования t и $V_{дет}$. Для удобства анализа зависимости (2.214) ее следует преобразовать с учетом выражения удельной производительности обработки $Q_{уд} = t \cdot V_{дет}$:

$$Q_{уд} = \frac{a}{0,6} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot R_{кр}}{t}}. \quad (2.215)$$

Следовательно, чем больше глубина шлифования t , тем меньше $Q_{уд}$. В табл. 2.25 приведены рассчитанные по зависимостям (2.214) и (2.215) значения параметров $V_{дет}$ и $Q_{уд}$, которые, очевидно, являются весьма большими для практической реализации. Исключением являются лишь условия глубинного шлифования ($t \geq 5$ мм), которые можно реализовать на практике. Это согласуется с известными экспериментальными данными [145].

Таблица 2.25

Расчетные значения параметров $V_{дет}$ и $Q_{уд}$ для $R_{кр} = 150$ мм

t , мм	0,01	0,1	0,5	1,0	5,0	15,0
$V_{дет}$, м/мин	14534,5	459,5	41	14,5	1,3	0,25
$Q_{уд}$, мм ² /мин	145346	45962	20554,5	14535,5	6500	3739,6

Исходя из зависимостей (2.214) и (2.215), уменьшить параметры $V_{дет}$ и $Q_{уд}$ можно за счет уменьшения радиуса круга $R_{кр}$. Поэтому в табл. 2.26 приведены расчетные значения параметров $V_{дет}$ и $Q_{уд}$ для $R_{кр} = 50$ мм.

Таблица 2.26

Расчетные значения параметров $V_{дет}$ и $Q_{уд}$ для $R_{кр} = 50$ мм

t , мм	0,01	0,1	0,5	1,0	5,0	15,0
$V_{дет}$, м/мин	8391	265,4	23,6	8,3	0,75	0,14
$Q_{уд}$, мм ² /мин	83916	26537	11868	8392	3753	2166

В этом случае практически возможна реализация глубинного шлифования, начиная с глубины шлифования $t > 0,5$ мм, что расширяет возможности обеспечения установившейся максимально возможной температуры резания и, соответственно, увеличения производительности обработки (без увеличения температуры резания).

Необходимо отметить, что расчетные данные, приведенные в табл. А1, можно использовать и для определения оптимальных параметров лезвийной обработки. Очевидно, в этих условиях безразмерная величина \bar{I}_1 принимает, как правило, значения более 10 и тогда температура резания достигает максимального значения $\theta = \sigma / (c \cdot \rho)$, что позволяет фактически неограниченно увеличивать производительность обработки без увеличения температуры резания. Это согласуется с экспериментальными данными, приведенными в табл. 2.23 и табл. 2.24.

Выводы

1. Разработаны математические модели определения параметров теплового процесса при механической обработке, включая процессы лезвийной обработки и шлифования. Показано, что на финишных операциях шлифования из всех основных технологических показателей обработки наиболее сложно обеспечить параметры качества поверхностного слоя обрабатываемой детали в связи с высокой температурой резания. Этим можно объяснить повышенные требования к осуществлению процесса шлифования с точки зрения уменьшения температуры резания, а также необходимость постоянного поиска новых условий снижения тепловой напряженности процесса шлифования и температуры резания.

2. Предложено упрощенное решение уравнения теплопроводности применительно к расчету температуры шлифования, позволяющее получить значения температуры, незначительно отличающиеся от значений, установленных на основе классического решения (расхождение в пределах 11 %). Это открывает новые возможности расчета и анализа по упрощенным зависимостям температуры шлифования, определения условий ее уменьшения. Теоретически установлено, что основными путями уменьшения температуры шлифования являются снижение условного напряжения резания за счет повышения режущей способности круга и снижения интенсивности трения в зоне шлифования, а также применение многопроходного шлифования.

3. Показано, что основным недостатком полученного упрощенного решения, также как и классического решения уравнения тепло-

проводности, является невозможность определения конечной глубины проникновения тепла в поверхностный слой обрабатываемой детали, поскольку температура резания по глубине поверхностного слоя обрабатываемого материала непрерывно уменьшается, асимптотически приближаясь к нулевому значению. Это означает, что по сути глубина проникновения тепла в поверхностный слой материала бесконечна и поэтому нельзя аналитически определить истинное значение нарушенного (дефектного с точки зрения теплового воздействия) слоя обрабатываемого материала

4. В работе получила дальнейшее развитие математическая модель определения температуры резания при шлифовании на основе описания распределения тепла в бесконечно тонких адиабатических стержнях, которыми условно представлен снимаемый припуск и которые расположены перпендикулярно направлению движения шлифовального круга. Задавая закон распределения плотности теплового потока по глубине поверхностного слоя обрабатываемого материала, получено теоретическое решение, в котором глубина проникновения тепла в поверхностный слой материала является конечной величиной, что позволяет вполне однозначно определить нарушенный тепловым воздействием слой обрабатываемого материала.

5. Расчетами установлено, что принятые законы изменения плотности теплового потока по глубине поверхностного слоя обрабатываемого материала (уменьшающийся по линейной зависимости и постоянный) приводят к относительно небольшим различиям максимальной температуры шлифования и глубины проникновения тепла в поверхностный слой материала (в пределах 20 %). Причем, значения максимальной температуры шлифования незначительно отличаются (на уровне 15 %) от аналогичного значения, полученного на основе классического решения уравнения теплопроводности. Следовательно, с достаточной для практики точностью расчет максимальной температуры шлифования (возникающей в месте действия теплового источника) и глубины проникновения тепла в поверхностный слой материала можно производить на основе предложенного упрощенного решения.

6. На основе полученных решений установлено, что различные методики расчета температуры шлифования (в том числе опубликованные в научно-технической литературе) приводят к достаточно высокой степени сходимости расчетных и экспериментальных данных.

Это связано с примерно одинаковым характером изменения температуры шлифования по глубине поверхностного слоя материала, поскольку температура уменьшается по линейному (при установившемся во времени тепловом процессе) или близкому к линейному (при не установившемся во времени тепловом процессе) закону. При этом температура может как асимптотично приближаться к нулю, так и достигать нулевого значения, все зависит от методики определения температуры шлифования.

7. Определены условия уменьшения основного времени обработки с учетом ограничения по температуре шлифования. Они состоят в снижении условного напряжения резания и в периодическом прерывании процесса шлифования при условии полного или частичного охлаждения обрабатываемой детали в периоды прерывания. Расчетами установлено, что чем больше количество прерываний процесса при съеме заданного припуска с учетом ограничения по температуре, тем меньше основное время обработки. Данная закономерность справедлива как при частичном, так и полном охлаждении обрабатываемой детали в периоды прерывания процесса шлифования.

8. Установлено, что учет движения теплового источника вдоль бесконечно тонких адиабатических стержней, которыми условно представлен снимаемый припуск, в процессе шлифования позволяет уточнить известное решение о характере изменения глубины проникновения тепла в поверхностный слой обрабатываемой детали при шлифовании и температуры резания при шлифовании с увеличением времени контакта шлифовального круга с адиабатическим стержнем и выявить новые закономерности их формирования, связанные с достижением состояния температурного насыщения поверхностного слоя обрабатываемой детали и стабилизацией во времени глубины проникновения тепла в поверхностный слой обрабатываемой детали при шлифовании и температуры резания при шлифовании. Это обусловлено тем, что время нагрева адиабатического стержня при его перерезании шлифовальным кругом меньше времени контакта шлифовального круга с адиабатическим стержнем. В результате часть тепла уходит в поверхностный слой обрабатываемой детали, а часть тепла – в образующиеся стружки, что приводит в соответствие теорию и практику определения температуры резания при шлифовании и открывает новые технологические возможности интенсификации процесса шлифования при одновременном обес-

печении высокого качества обрабатываемых поверхностей. Используя полученные результаты расчетов, можно производить выбор оптимальных параметров режима шлифования по критерию наименьшей температуры шлифования.

9. Разработана математическая модель определения температуры резания при шлифовании с учетом закономерностей изменения температуры в слое снимаемого припуска для вполне конкретной глубины проникновения тепла в поверхностный слой обрабатываемой детали. На примере решения задачи о перерезании шлифовальным кругом бесконечно тонких адиабатических стержней, которыми условно представлен снимаемый припуск, получена новая аналитическая зависимость для определения температуры резания с учетом изменения времени контакта шлифовального круга с адиабатическим стержнем. Приведены примеры расчета температуры резания для конкретных условий шлифования. Установлено, что с течением времени температура резания при шлифовании непрерывно увеличивается, приближаясь к значению энергетического равновесия, равного отношению условного напряжения резания к произведению удельной теплоемкости и плотности обрабатываемого материала. При этом количество тепла, образующегося при шлифовании и уходящего в поверхностный слой обрабатываемой детали, непрерывно уменьшается, а количество тепла, уходящего в образующиеся стружки, наоборот, увеличивается. Это позволяет расчетным путем, не прибегая к экспериментальным исследованиям, прогнозировать распределение тепла в зоне резания и установить предельные значения параметров режима резания, при которых происходит фактически стабилизация температуры резания и появляется возможность увеличения производительности обработки без увеличения температуры резания.

10. Расчетами установлено, что при шлифовании реализовать условия стабилизации температуры резания можно применением метода высокопроизводительного глубинного шлифования с относительно небольшой скоростью детали и глубиной шлифования более 5 мм. Это подтверждается результатами экспериментальных исследований. На этой основе обоснованы условия уменьшения температуры резания при шлифовании и даны практические рекомендации.

Раздел 3

Повышение эффективности операций зубошлифования и шлифования внутренних поверхностей зубчатых колес

3.1. Анализ действующих операций зубошлифования зубчатых колес

Зубчатые колеса являются одними из основных и наиболее ответственных деталей машин, широко применяемых в современном машиностроении и работающих в условиях интенсивного трения и износа. Вместе с тем, они являются и одними из наиболее трудноизготавливаемых деталей машин в связи с высокими требованиями к точности и качеству обработки сложнопрофильных рабочих поверхностей. Одним из эффективных путей повышения работоспособности зубчатых колес является совершенствование операций их финишной механической обработки, где окончательно формируются параметры качества и точности обрабатываемых поверхностей. Поэтому решение задачи технологического обеспечения качества обработки зубчатых колес на финишных операциях представляется важной и актуальной, направленной на развитие отечественного машиностроения.

В особой мере это относится к зубчатым колесам редукторов приводов шахтных конвейеров, которые работают в условиях больших нагрузок и поэтому должны обладать высоким уровнем надежности и ресурса работы. Однако при изготовлении зубчатых колес редукторов приводов шахтных конвейеров постоянно возникают проблемы качества их механической обработки. В значительной степени это обусловлено образованием на операциях зубошлифования температурных дефектов на обрабатываемых поверхностях, а также относительно низкими показателями точности и шероховатости их обработки, в результате чего происходят частые поломки зубьев колес, снижается их износостойкость и долговечность, а это требует ремонта редукторов приводов в тяжелых шахтных условиях.

Известно, что повысить качество обработки зубчатых колес и, соответственно, их надежность и ресурс работы можно путем примене-

ния эффективных технологий зубошлифования, обеспечивающих снижение тепловой и силовой напряженности процесса и повышение производительности обработки. В настоящее время накоплен определенный опыт совершенствования технологии зубошлифования, получено большое количество результатов экспериментальных исследований, анализ которых подтверждает технологические возможности и резервы зубошлифования. Однако для их максимального использования необходимы новые теоретические разработки критериев определения оптимальных режимов шлифования с учетом ограничений по температуре шлифования, точности и шероховатости обрабатываемых поверхностей, поскольку экспериментальных данных недостаточно для выбора оптимального варианта обработки. Это требует проведения дальнейших исследований по установлению технологических закономерностей формирования параметров качества обработки зубчатых колес приводов шахтных конвейеров и условий их повышения на операциях зубошлифования, которые к тому же характеризуются и чрезвычайно высокой трудоемкостью [133; 140 – 143].

Наглядным тому примером являются операции зубошлифования зубчатых колес редукторов приводов шахтных конвейеров, применяемых в основном производстве ПАО "Свет шахтера" (рис. 3.1). Такие зубчатые колеса изготавливают из сталей 18ХГН2МФБ, 20ХН3А, 40Х и других, твердость которых после цементации и последующей закалки составляет HRC₃ 57–63.

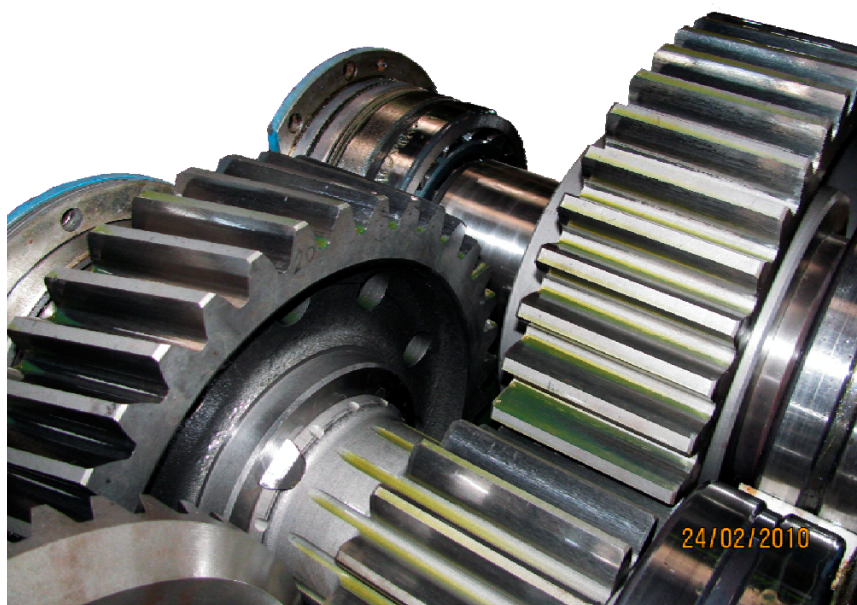
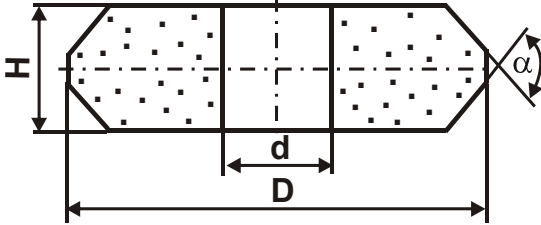


Рис. 3.1. Зубчатая передача

Необходимо отметить, что традиционно эти зубчатые колеса не подвергались зубошлифованию. Однако в последние годы с целью повышения работоспособности зубчатых колес было принято решение производить их зубошлифование с обеспечением 8-й степени точности. Это связано с тем, что изготавливаемые редукторы приводов шахтных конвейеров работают в тяжелых шахтных условиях, а зубчатые колеса подвергаются интенсивному абразивному износу и преждевременно выходят из строя. Зубошлифование зубчатых колес производится на зубошлифовальном станке модели 5843ЕМ, работающем по методу обкатывания кругом с двухсторонним коническим профилем типа 2П (табл. 3.1, табл. 3.2).

Таблица 3.1

Круги с двухсторонним коническим профилем типа 2П

						
D	H	d	α^0	Марка абразивного материала	Зернистость	Связка
мм						
250	10	76	40	2А; 6С	2	К; Б
	16			2А	25	
	13; 16			6С	40	К
	20			2А; 6С	25; 40	
	25					
300	20	127	60	2А; 6С	25; 40	К; Б
	25; 32					
350	8	127	40	2А	12-4	К
	13; 25			2А; 6С	40-16	
	32				40-12	
400	16	203	60	2А; 6С		40-12
	20; 25					
	32					
	8; 10					
500	13	203	40	2А; 6С	40-12	К; Б
	32					

Примечания. Обозначения абразивных материалов: 2А – белый электрокорунд; 6С – зеленый карбид кремния. Связки: К – керамическая; Б – бакелитовая.

Таблица 3.2

Характеристики кругов, рекомендуемых для зубошлифования

Тип круга	Модуль шлифуемого колеса, мм	Марка абразивного материала	Характеристика круга				Модель станка
			Зернистость	Твердость	Структура	Связка	
ПП	0,2 – 0,4	24А	3 – 8	СМ2	8	К7	5В830, 5В833, 5Д833, 5В836
	0,5 – 0,8		6 – 12	СМ2			
	1,0 – 1,75		10 – 16	СМ2–СМ1			
	2 – 4		12 – 20	СМ1–М3			
	5 – 6		16 – 25	СМ1–М3			
	7 – 8		20 – 32	С3			
2П	1 – 3	24А	16 – 25	СМ2–СМ1	8	К7	5А841, 5М841, 5843, 5А868, 5А868Д
	3 – 5		25 – 32	СМ1			
	5 – 12		32 – 40	М3 – М2			
3П	1 – 16	24А	25	СМ1	8	К7	5А893С, 5851, 5А851, 5853, 5891С
Т	2 – 4		12 – 16	СМ2			
	4 – 8		16 – 25	СМ1			
	8 – 12		25 – 40	М3 – М2			
2Т 2П	1 – 8	24А 63С	16 – 25	М3 – СМ2	7 – 8	К	5870В
	0,3 – 3		6 – 16	М3–Т2	7 – 8	К, Б	587В
ЧЦ	10	24А	16 – 40	М3–С1	7 – 8	Б	5А870В, 5А872В, 5878С
ЧК	10	24А	16 – 40	М3–С1	7–8	В	
12А2 (ЛТ)	4 – 10	ЛО	200/160	–	–	Б1,	5851,
12V9 (Л4Т)	4 – 10	ЛП Л, ЛП	315/250 160/125, 200/160	– СМ1–С2	– 7 – 8	КБ, К	5М841

Примечание: относительная концентрация кругов из эльбора на связках КБ и К – 100, на связке Б1 – 150.

Применяемые режимы шлифования: скорость круга – не более 30 м/с; глубина резания – 0,06 ... 0,07 мм. В качестве абразивных кругов первоначально использовали круги формы 2П 400×32×127

24A10CM2K6 (табл. 3.1, табл. 3.2), а затем абразивные круги T1ESP 400×32×127 93A46M15WPG11W (производства компании "Винтертур", Австрия), которые являются высокопористыми и обладают высокой режущей способностью вследствие обеспечения их работы в режиме интенсивного самозатачивания. При правильно выбранном режиме шлифования, как показано в работе [30] (табл. 3.3, табл. 3.4), они обеспечивают высококачественную бездефектную обработку: на обрабатываемых поверхностях отсутствуют прижоги, микротрещины и другие температурные дефекты, а параметры точности и шероховатости поверхности отвечают требованиям на обработку. Так, экспериментально установлено, что при зубошлифовании абразивным кругом 2П 400×32×127 24A10CM2K6 съём припуска величиной 0,4 мм на сторону производится за 3 черновых, 2 предварительных, 2 окончательных прохода и 1–2 прохода при выхаживании. В условиях зубошлифования абразивным кругом T1ESP 400×32×127 93A46M15WPG11W съём того же припуска производится за 3 черновых прохода, 1 чистовой проход и 1 проход при выхаживании. В итоге обеспечивается снижение трудоемкости обработки в 2 раза, а шероховатость обработки составляет $R_a = 0,6$ мкм, что вполне соответствует технологическим требованиям на обработку.

Как известно [30], рабочие поверхности зубьев колес должны иметь следующие параметры шероховатости поверхности: для 4 – 5-й степени точности $R_a = 0,2 \dots 0,6$ мкм; для 6 – 7-й степени точности $R_a = 0,8 \dots 1,4$ мкм.

Таблица 3.3

Припуски (в мм) на зубошлифование

Модуль, мм	Диаметр колеса, мм				
	до 100	100–200	200–500	500–800	Св. 800
Припуск на толщину зуба, мм					
До 3	0,15–0,20	0,15–0,25	0,18–0,30	–	–
3 – 5	0,18–0,25	0,18–0,30	0,20–0,35	0,25–0,45	0,30–0,50
5 – 10	0,25–0,40	0,30–0,50	0,35–0,60	0,40–0,70	0,50–0,80
10 – 20	0,35–0,50	0,40–0,60	0,50–0,70	0,50–0,70	0,60–0,80
Допуск припуска на толщину зуба (в тело), мм					
3 – 20	0,07	0,10	0,12	0,15	0,18

Примечание: Меньшие значения припуска относятся к колесам, имеющим малую склонность к поводке после термической обработки.

Таблица 3.4

Режимы зубошлифования при работе коническим кругом

Мо- дуль, мм	Подача при обкатке $S_{обк}$, мм/дв.ход круга, колес с числом зубьев							Подача S_1 (мм/ход) на глубину шлифования	
	до 10	20	30	40	50	70	св. 70	предвари- тельная	оконча- тельная
1,5	0,15	0,25	0,4	0,6	0,75	1,0	1,75	0,05 – 0,10	0,01 – 0,02
2	0,2	0,3	0,5	0,75	0,95	1,2	1,45		
4	0,25	0,45	0,75	0,95	1,15	1,75	1,8		
6	0,3	0,65	0,95	1,15	1,35	1,7	2,1	0,05 – 0,12	
8	0,45	0,75	1,1	1,35	1,6	1,95	2,35		
10	0,55	0,9	1,25	1,55	1,9	2,2	2,6		
12	0,7	1,2	1,6	2,0	2,3	2,55	3,4	0,05 – 0,15	
16	0,8	1,4	1,85	2,3	2,65	3,0	3,8		
20	0,9	1,55	2,1	2,55	2,95	3,3	4,2		

Вместе с тем, как показывает практика, применяемая технология зубошлифования, реализующая схему обкатывания и многопроходного шлифования, характеризуется достаточно высокой трудоемкостью и низкой производительностью обработки. Это стало особенно заметно, когда фактически все зубчатые колеса, изготавливаемые на заводе, стали подвергаться зубошлифованию. Увеличение объемов производства потребовало поиска новых технологических решений существенного повышения производительности обработки на операциях зубошлифования, естественно, при одновременном обеспечении высоких показателей точности и качества обрабатываемых поверхностей зубчатых колес.

Следует отметить, что данная задача является актуальной не только для ПАО "Свет шахтера", но и для многих других машиностроительных предприятий, занимающихся производством зубчатых колес, например, для таких предприятий как ГП ХМЗ "ФЭД", ПАО "МоторСич", специализирующихся на изготовлении авиационной техники и т.д. Поэтому определение новых технологических возможностей зубошлифования является чрезвычайно важной задачей для современного машиностроения. Это вызвано еще и тем, что, как отмечалось ранее, зубошлифование является наиболее трудновыполнимой операцией в технологии машиностроения и поэтому постоянно требует совершенствования.

Перспективным направлением решения данной задачи в последние годы стало применение зубошлифования по методу профильного копирования [114], которое всегда считалось менее эффективным по сравнению с зубошлифованием по методу обкатывания. Эффект обработки достигается благодаря применению высокопористых абразивных кругов, обладающих высокой режущей способностью и позволяющих повысить качество и производительность обработки. В этом случае съём припуска происходит, по сути, по схеме глубинного (однопроходного) шлифования, что снижает вспомогательное время обработки, связанное с реверсированием стола станка, по сравнению со съёмом припуска по схеме многопроходного шлифования. В результате может быть увеличена производительность обработки. Однако, как известно [30], технология зубошлифования по методу профильного копирования характеризуется относительно низкой точностью обработки и поэтому зубошлифование по методу обкатывания считается более эффективным. Поэтому, как показано в работе [30], эффективной областью применения зубошлифования по методу профильного копирования является обработка зубчатых колес невысокой точности (7 – 8 степени точности), а эффективной областью применения зубошлифования по методу обкатывания – обработка ответственных зубчатых колес (4 – 7 степени точности). Для сравнения в табл. 3.5 [30] приведены технические характеристики зубошлифовальных станков для обработки цилиндрических колес, реализующие метод обкатывания коническим кругом и метод профильного копирования.

Очевидно, основная причина низкой точности обработки зубьев колес при зубошлифовании по методу профильного копирования связана с увеличением глубины шлифования (по сравнению с зубошлифованием по методу обкатывания) и, соответственно, силы резания, которые приводят к значительным погрешностям обработки и снижают точность обрабатываемых поверхностей. Естественно, повысить точность обработки в этих условиях можно снижением силовой напряженности процесса шлифования за счет применения абразивных кругов, обладающих повышенной режущей способностью. Как показано в работе [114], перспективным решением данной задачи является применение высокопористых абразивных кругов, работающих в режиме самозатачивания и обеспечивающих существенное снижение интенсивности трения в зоне резания.

Таблица 3.5

Технические характеристики зубошлифовальных станков
для обработки цилиндрических колес

Параметр	Модель			
	5М841	5843	5А868	5А868Д
Тип круга	Конический		Профильный	
Размеры обрабатываемого зубчатого колеса, мм:				
наружный диаметр	30 – 320	80 – 800	150 – 800	200 – 600
модуль	1,5 – 8	2 – 12	1,5 – 12	1,5 – 9
число зубьев	10 – 200	14 – 300	12 – 200	12 – 200
наибольшая ширина венца	160	220	200	150
наибольший угол наклона зуба, °	± 45	± 45	–	–
Расстояние между центрами, мм	150 – 440	335 – 575	120 – 700	–
Перемещение стола, мм				
продольное	240	445	680	680
поперечное	165	254	–	–
Наибольшие размеры шли- фовального круга, мм	350×32× 127	400×32× 127	400×40× 127	350×32× 127
Частота:				
вращения шлифовального круга, мин ⁻¹	1920	1750	1088 – –1652	1295 – –1812
перемещения бабки изделия, дв.ход/мин	–	–	–	–
движения ползуна, дв.ход/мин	50 – 280	35 – 200	–	–
Наибольший ход ползуна, мм	170	230	–	–
Подача изделия на врезание, мм	–	–	–	–
Наибольшая скорость пере- мещения стола, м/мин	–	–	6 – 15	6 – 15
Частота одинарных обкатов, обк./мин	–	–	–	–
Продольная подача стола, мм/мин	–	–	–	–
Продольная подача на один обкат, мм	–	–	–	–
Диапазон подач шлифовального круга, мм:				
на врезание	–	–	0,005–0,28	0,005–0,28
на правку	–	–	–	–

Вертикальная подача суппорта, мм/мин:				
при рабочем ходе (подача обката)	(6 – 800)	(6 – 800)	–	–
при ускоренном ходе	–	–	–	–
Диапазон автоматической радиальной подачи шлифовальной бабки за один ход суппорта, мм	–	–	–	–
Класс точности станка	B	B	A	A
Мощность электродвигателя привода шлифовального круга, кВт	1,5	2	15	7,5
Габариты станка, мм	длина	2850	3390	5100
	ширина	2315	2720	3425
	высота	2085	2194	2315
Масса станка, кг	6900	9200	13000	13000

Необходимо отметить, что применение прогрессивных высокопористых абразивных кругов открыло новые технологические возможности осуществления операций зубошлифования по методу профильного копирования. Появилась возможность достижения 4 степени точности обработки [58; 114]. В результате зубошлифование по методу профильного копирования стало вполне конкурентоспособным с традиционными технологиями зубошлифования по методу обкатывания. Причем, эффект достигается как с точки зрения повышения точности, так и производительности обработки, поскольку съем припуска в данном случае осуществляется за один или несколько проходов круга по схеме глубинного шлифования (с относительно небольшой скоростью продольной подачи). Кроме того, обеспечение высокой производительности обработки в данном случае позволяет осуществлять процесс нарезания зубьев колес по методу профильного шлифования взамен применяемых технологий лезвийной обработки (зубофрезерования, зубодолбления или зубострогания) [114].

Как известно [114], традиционно формирование зубьев колес производится за 5 операций: предварительное профилирование зубьев методом лезвийной обработки, чистовое шлифование зубьев, термообработка (закалка) или химико-термическая обработка (цементации).

ция, азотирование, нитроцементация с последующей закалкой), чистовое зубошлифование. Согласно предложенной в работе [114] новой технологии формирования зубьев колес, обработка производится за 3 операции: профилирование зубьев глубинным шлифованием, химико-термическая обработка и чистовое зубошлифование.

На рис. 3.2 [114] приведены графики себестоимости обработки зубчатого колеса из закаленной до твердости HRC 40 стали 16ХЗНВФМБ-Ш с модулем 3 мм, числом зубьев 35 и шириной венца 60 мм для двух указанных технологий.

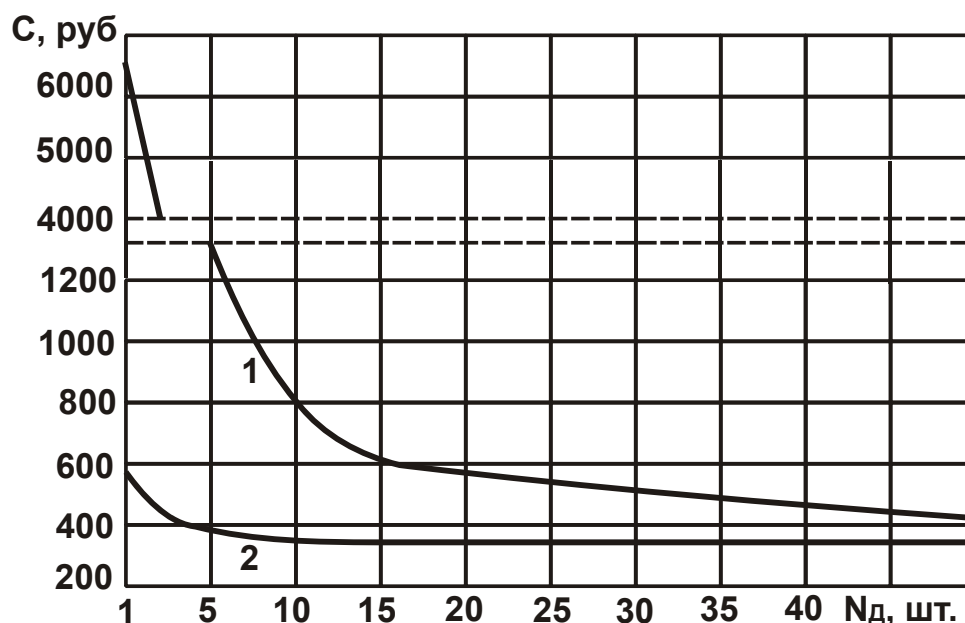


Рис. 3.2 Зависимости себестоимости профилирования зубчатого колеса зубофрезерованием (1) и профильным глубинным шлифованием (2) от количества изготавливаемых деталей

Как видно, в первом случае (т.е. при использовании традиционной технологии) себестоимость больше и лишь с увеличением партии деталей (до 50 штук) приближается к себестоимости обработки по новой технологии. Таким образом установлено, что применение новой технологии профилирования зубчатых колес эффективно для небольшой партии. Эффект обработки достигается за счет снижения затрат на инструментальное обеспечение, поскольку при зубофрезеровании значительны затраты на проектирование, изготовление и эксплуатацию (переточку) специальных червячных фрез под каждый конкретный профиль зубчатого колеса. При профильном глубинном шлифовании затраты на инструментальное обеспечение меньше и включают лишь

стоимость высокопористого шлифовального круга и алмазного правящего ролика с учетом их износа на каждой операции. Для осуществления профильного глубинного шлифования в качестве режущего инструмента рекомендуется использовать высокопористые абразивные круги, позволяющие уменьшить тепловую и силовую напряженности процесса шлифования и, соответственно, температуру резания.

В связи с этим проведены экспериментальные исследования технологических закономерностей зубошлифования зубчатых колес приводов шахтных конвейеров по методу профильного копирования на зубошлифовальном станке модели HOFLEER RAPID 1250 (рис. 3.3, рис. 3.4 [58]) с использованием высокопористых абразивных кругов, которые показали положительные результаты с точки зрения повышения производительности обработки, что открывает новые возможности интенсификации процесса зубошлифования.

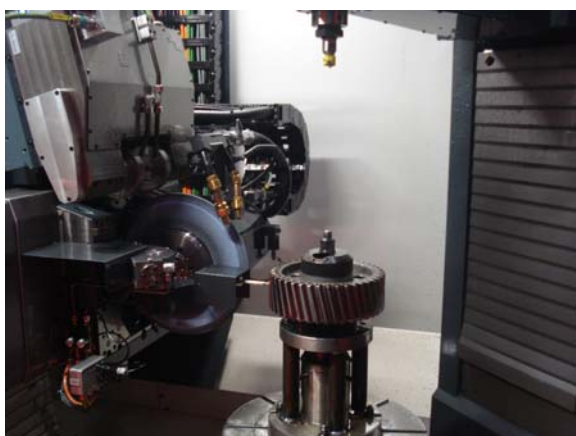


Рис. 3.3. Обработка на зубошлифовальном станке модели HOFLEER RAPID 1250



Рис. 3.4. Общий вид круга для шлифования по методу профильного копирования

Установлено, что в этом случае припуск величиной 0,4 мм целесообразно удалять за 4 прохода круга, осуществляя обработку со скоростью вращения круга 35 м/с и глубиной шлифования на первом проходе 0,37 мм и на трех последующих прохода – 0,01 мм. Скорость поступательного перемещения круга вдоль обрабатываемого зуба зубчатого колеса принималась равной 3 м/мин. При этом обеспечивалась необходимая точность обработки – в пределах 0,01 мм, на обрабатываемых поверхностях отсутствовали прижоги и другие температурные дефекты, что свидетельствовало об относительно низкой температуре

шлифования и высокой режущей способности круга в условиях глубинного шлифования. По сравнению с традиционно применяемой схемой зубошлифования по методу обката это позволило в несколько раз повысить производительность обработки.

Необходимо отметить, что разработанная технология профильного шлифования зубчатых колес имеет большое практическое значение, особенно в современных условиях производства, когда требуется изготавливать небольшие партии зубчатых колес и быстро перестраивать производство на новые типоразмеры колес.

Для оценки температуры резания θ при глубинном шлифовании периферией круга (температуры поверхностного слоя детали) и определения условий ее уменьшения можно использовать аналитическую зависимость [65; 86]:

$$\theta = \frac{0,96 \cdot \sigma}{\lambda \cdot \sqrt{R_{кр}}} \cdot \left(1,088 \cdot \sqrt{\frac{\lambda}{c \cdot \rho}} \cdot \sqrt{R_{кр} \cdot t \cdot Q_{уд}} - \sqrt{t} \cdot Q_{уд} \right), \quad (3.1)$$

где σ – условное напряжение резания, Н/м²;

λ – коэффициент теплопроводности обрабатываемого материала, Вт/м·К;

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

ρ – плотность обрабатываемого материала, кг/м³;

$R_{кр}$ – радиус шлифовального круга, м;

$Q_{уд} = t \cdot V_{дет}$ – удельная производительность обработки, м³/(с·м);

t – глубина шлифования, м.

Постоянство производительности обработки достигалось за счет пропорционального уменьшения скорости детали $V_{дет}$ с увеличением глубины шлифования t по зависимости $V_{дет} = Q/(B \cdot t)$, где B – ширина шлифования, м. Как установлено расчетами, температура шлифования θ имеет экстремум (максимум) от переменной величины $\sqrt{t} \cdot Q_{уд}$ (рис. 3.5). Исходя из этого, уменьшить температуру шлифования θ можно за счет осуществления многопроходного или глубинного шлифования. Экстремальные значения температуры шлифования θ и переменной величины $\sqrt{t} \cdot Q_{уд}$ определяются:

$$\left(\sqrt{t} \cdot Q_{уд} \right)_{экстр} = \frac{0,25 \cdot \lambda \cdot \sqrt{R_{кр}}}{c \cdot \rho}; \quad (3.2)$$

$$\theta_{\max} = \frac{0,25 \cdot \sigma}{c \cdot \rho} \quad (3.3)$$

Американским инженером Вернером Г. [145] экспериментально установлена экстремальная зависимость температуры шлифования периферией круга от глубины шлифования t при заданной производительности обработки Q (рис. 3.6). Это является подтверждением правильности полученной аналитической зависимости (3.1).

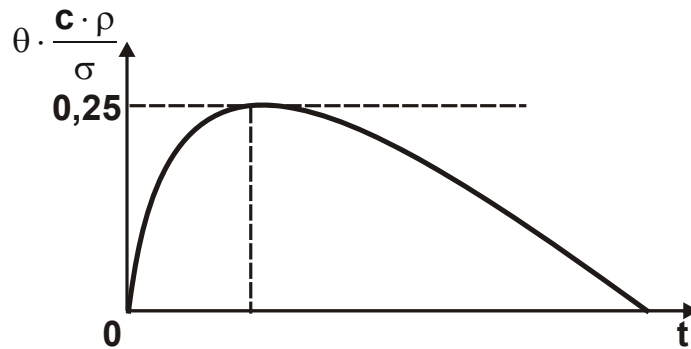


Рис. 3.5. Зависимость безразмерной величины $\theta \cdot \frac{c \cdot \rho}{\sigma}$ от глубины шлифования t

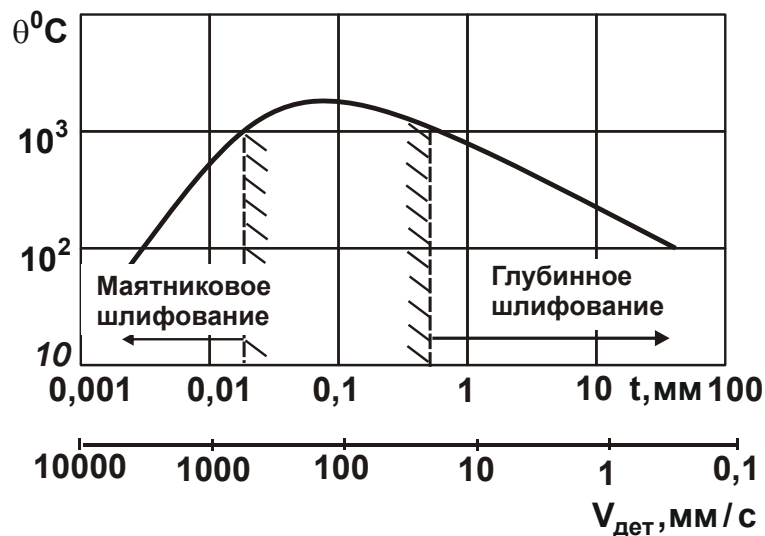


Рис. 3.6. Зависимость температуры шлифования θ от глубины шлифования t (скорости детали $V_{дет}$)

Из зависимостей (3.2) и (3.3) также вытекает, что максимальная температура шлифования θ_{\max} однозначно определяется условным напряжением резания σ , а переменная величина $\sqrt{t} \cdot Q_{уд}$ определяется коэффициентом температуропроводности обрабатываемого материала $a = \lambda / (c \cdot \rho)$ и радиусом шлифовального круга $R_{кр}$.

Таким образом показано, что применение глубинного шлифования является одним из путей уменьшения температуры шлифования при одновременном обеспечении высокой производительности обработки. Следовательно, в условиях глубинного шлифования можно повысить как производительность, так и качество обработки, исключить температурные дефекты на обрабатываемых поверхностях. Этим, собственно, и объясняется возможность реализации на практике высокопроизводительного глубинного (однопроходного) шлифования без ухудшения качества обработки.

В зарубежных изданиях описаны примеры эффективного применения на практике глубинного шлифования. В частности, много примеров приведено по глубинному шлифованию ответственных деталей авиационных двигателей, когда традиционные операции лезвийной обработки (фрезерования и точения) заменяются операциями глубинного шлифования с реализацией глубин шлифования до 50 мм [145]. Отмечается, что в этих условиях достигается многократное увеличение производительности обработки (по сравнению с действующими технологиями лезвийной обработки) при обеспечении высокого качества обрабатываемых поверхностей (исключаются прижоги и микротрещины). Вместе с тем, в этих работах отсутствует четкое теоретическое обоснование эффекта снижения температуры и увеличения производительности обработки при глубинном шлифовании, так же как и отсутствует теоретическое обоснование возможности уменьшения температуры резания лезвийными инструментами. Это не позволяет производить сопоставимые сравнения различных методов механической обработки (резания лезвийными инструментами и шлифования) с точки зрения снижения температуры и увеличения производительности обработки, а в конечном итоге – выбирать лучшие варианты обработки по критериям качества и производительности. В этой связи следует использовать математическую модель определения температуры резания и баланса тепла при механической обработке, приведенную в разделе 2. Она позволяет с единых позиций сравнить процессы резания лезвийными инструментами и шлифования по температурному критерию и оценить возможности перехода на новую технологию профилирования зубьев колес (исключающую применение лезвийных зубообрабатывающих инструментов), т.е. технологию профильного глубинного шлифования, включающую операции шлифования "по цело-

му" заготовки и финишную операцию зубошлифования зубчатого колеса после термической обработки (закалки) или химико-термической обработки. В результате можно установить более общие теоретические решения по выбору рационального варианта механической обработки.

Необходимо отметить, что вопросы расчета температурных полей при зубошлифовании решены достаточно полно. Заслуга в этом принадлежит, прежде всего, профессору Якимову А. В., который с единых позиций провел теоретический анализ температуры для различных схем зубошлифования по методу обкатывания [119; 121; 142; 143]. Это позволило определить параметры режима шлифования и характеристики кругов, применение которых гарантированно обеспечивает отсутствие на обрабатываемых поверхностях зубьев колес температурных дефектов, традиционно имеющих место при зубошлифовании.

Исходя из рис. 3.7 [134], нагрев поверхностного слоя обрабатываемой детали при шлифовании приводит к уменьшению микротвердости поверхности детали, подвергнутой термической обработке (закалке) или химико-термической обработки перед операцией зубошлифования, а это снижает эксплуатационные свойства обрабатываемой детали (ее надежность и ресурс работы).

Практика зубошлифования показывает, что существенным фактором образования температурных дефектов на обрабатываемых зубьях колес является неравномерность снимаемого припуска. В результате при обработке отдельных зубьев существенно увеличивается фактическая глубина шлифования и, соответственно, температура шлифования, а это приводит к образованию различного рода температурных дефектов на обрабатываемых поверхностях. Поэтому в условиях зубошлифования по методу профильного копирования особенно важно уменьшить неравномерность снимаемого припуска, поскольку фактическая глубина шлифования может принимать весьма большие значения и вызывать существенное увеличение температуры шлифования. Однако добиться выполнения этого условия на практике, осуществляя процесс глубинного шлифования, весьма сложно, что является основным ограничением применения прогрессивной технологии зубошлифования по методу профильного копирования. В итоге предпочтение, как правило, отдается технологии зубошлифования по методу обкатывания, обеспечивающей более высокие показатели качества обрабатываемых поверхностей.

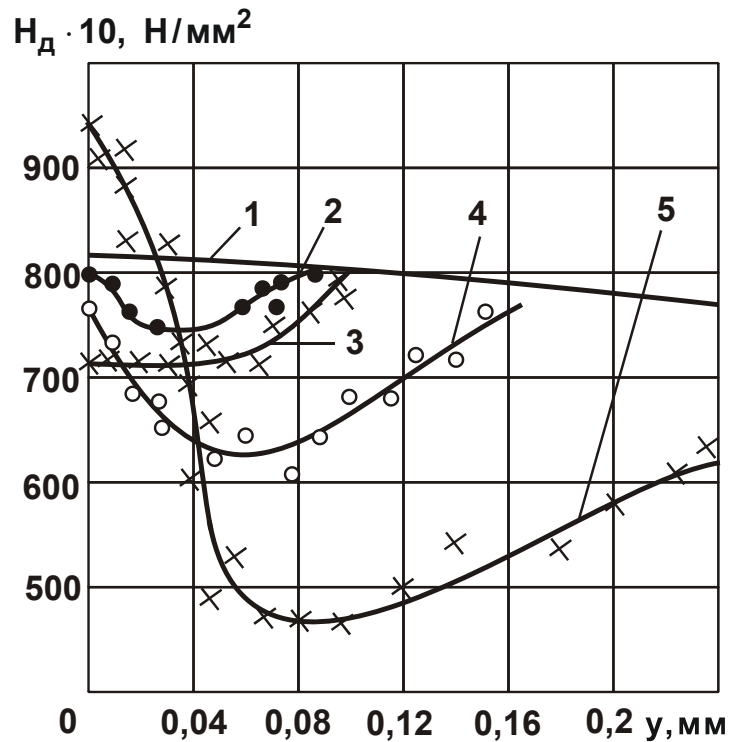


Рис. 3.7. Кривые изменения микротвердости и микроструктуры (x100) цементируемой стали 12X2H4A после шлифования с разными глубинами: 1 – исходная твердость до шлифования; 2 – после шлифования с $t = 0,01$ мм; 3 – после шлифования с $t = 0,02$ мм; 4 – после шлифования с $t = 0,03$ мм; 5 – после шлифования с $t = 0,05$ мм

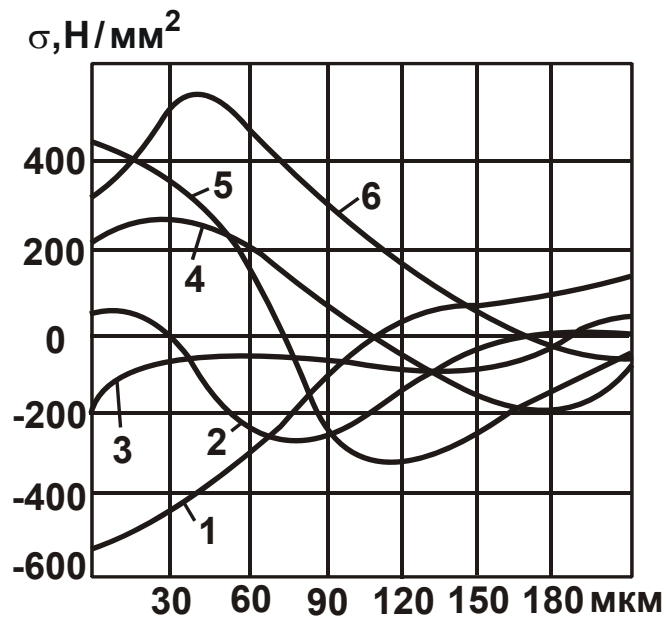


Рис. 3.8. Кривые распределения остаточных напряжений в поверхностных слоях зубьев (1, ..., 6) колеса из стали 12X2H4A (HRC 64 – 65) после зубошлифования

На рис. 3.8 [133] приведены графики изменения остаточных напряжений, возникающих в поверхностных слоях обработанных зубьев колес после шлифования в связи с неравномерностью снимаемых припусков. Как видно, имеет место значительный разброс значений остаточных напряжений, что является, очевидно, основной причиной снижения износостойкости обработанных поверхностей зубьев колес и преждевременного выхода из строя зубчатого колеса.

Перечень причин образования температурных дефектов на обрабатываемых поверхностях при зубошлифовании можно было бы расширить, однако и этого достаточно, чтобы сделать вывод о важности управления теплонапряженностью процесса зубошлифования с целью обеспечения бездефектной высококачественной обработки. Поэтому необходимо обосновать условия обработки, гарантированно обеспечивающие заданную температуру шлифования, независимо от условий проявления различных факторов нестабильности процесса, главным образом, неравномерности снимаемого припуска, который может колебаться в значительных пределах.

Как отмечалось выше, точность обработки при зубошлифовании по методу профильного копирования ниже, чем при зубошлифовании по методу обкатывания. Это связано, прежде всего, в увеличении глубины шлифования. Поэтому неравномерность снимаемого припуска во впадине двух смежных обрабатываемых зубьев приводит к возникновению в технологической системе упругих перемещений и, соответственно, погрешностей обработки. Очевидно, чем выше жесткость технологической системы, тем меньше проявляется влияние упругих перемещений на возникновение погрешностей обработки. Однако в конечном итоге величина погрешности обработки зависит от силы резания: с ее увеличением, естественно, погрешности обработки увеличиваются. Поэтому при зубошлифовании по методу профильного копирования особенно важно правильно выбирать технологические базы и производить настройку станка для минимизации неравномерности снимаемого припуска по обрабатываемым зубьям колес и снижения величины упругого перемещения в технологической системе, а также погрешностей обработки. Для обоснования условий уменьшения шероховатости поверхности при зубошлифовании по методу профильного копирования следует воспользоваться расчетной зависимостью параметра шероховатости поверхности R_a , приведенной в работе [89] применительно к процессу шлифования периферией круга:

$$R_a = 2 \cdot 5 \sqrt{\frac{(1-\eta)^4}{(1+\eta)^2} \cdot \left(\frac{\pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{\text{дет}}}{\text{tg} \gamma \cdot m \cdot V_{\text{кр}}} \right)^2 \cdot \left(\frac{1}{R_{\text{кр}}} + \frac{1}{R_{\text{дет}}} \right)}, \quad (3.4)$$

где \bar{X} – зернистость круга, м;

m – объемная концентрация зерен в круге;

2γ – угол при вершине конусообразного зерна;

$V_{\text{кр}}, V_{\text{дет}}$ – соответственно скорости круга и детали, м/с;

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

η – безразмерный параметр, учитывающий степень затупления зерен круга, изменяется в пределах $0 \dots 1$ ($\eta \rightarrow 0$ – для острого зерна, $\eta \rightarrow 1$ – для затупленного зерна).

Особенностью данной зависимости является то, что она не содержит глубины шлифования. Следовательно, с одинаковой эффективностью (с точки зрения достижения требуемой шероховатости) можно применять как многопроходное, так и глубинное шлифование. Однако, как известно [89], при глубинном шлифовании можно многократно увеличивать производительность обработки. Исходя из этого, технологию зубошлифования по методу профильного копирования следует рассматривать весьма перспективной в плане замены традиционной малопроизводительной технологии зубошлифования по методу обкатывания. Вместе с тем, приведенная зависимость (3.4) справедлива для процесса шлифования периферией круга. В случае шлифования профильным кругом, естественно, закономерности формирования шероховатости поверхности будут иными.

В работе [58] установлено, что при зубошлифовании по методу обкатывания кругом с двухсторонним коническим профилем и углом при вершине α формирование шероховатости поверхности подчиняется закономерностям, отличающимся от закономерностей формирования шероховатости поверхности при шлифовании периферией и торцом круга (рис. 3.9). В этом случае условный радиус шлифования $R_{\text{усл}}$ (конической части круга, рис. 3.10) больше радиуса круга $R_{\text{кр}}$ и определяется зависимостью:

$$R_{\text{усл}} = \frac{R_{\text{кр}}}{\sin \frac{\alpha}{2}}. \quad (3.5)$$

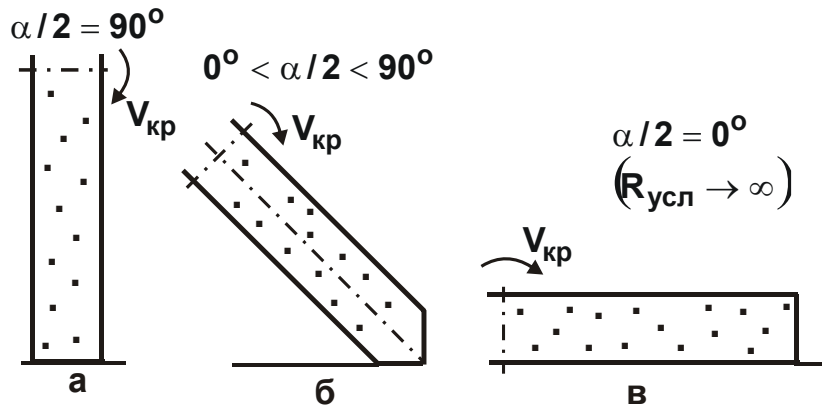


Рис. 3.9. Схема перехода от шлифования периферией круга (а) к шлифованию кругом с двухсторонним коническим профилем (б) и к шлифованию торцом круга (в)

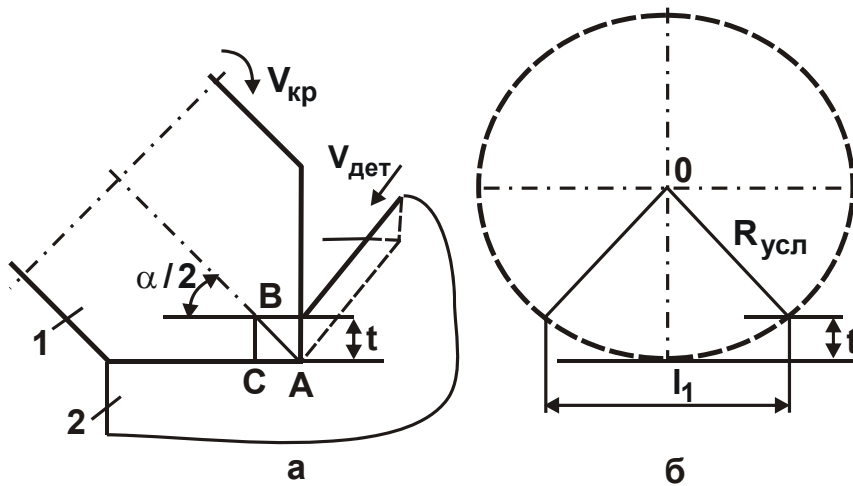


Рис. 3.10. Схема шлифования кругом с двухсторонним коническим профилем (а) и условная окружность контура рабочей части круга (б):
1 – круг; 2 – деталь

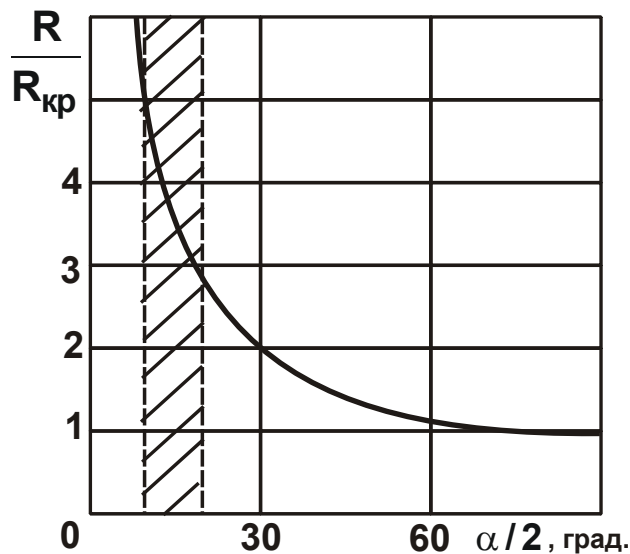


Рис. 3.11. Зависимость отношения $R_{усл} / R_{кр}$ от угла $\alpha/2$

Следовательно, уменьшить шероховатость поверхности можно за счет применения конусного круга, уменьшая угол α (рис. 3.11), поскольку в резании участвует большее количество зерен круга. Поэтому, при зубошлифовании по методу профильного копирования остаются справедливыми закономерности изменения параметра шероховатости поверхности R_a , вытекающие из зависимости (3.4).

3.2. Теоретический анализ условий повышения качества и производительности обработки на операциях зубошлифования зубчатых колес приводов шахтных конвейеров

Как отмечалось ранее, основными недостатками операций зубошлифования являются низкое качество обработки (обусловленное образованием на обрабатываемых поверхностях температурных дефектов) и низкие показатели точности и шероховатости обрабатываемых поверхностей. Снижение режимов резания позволяет повысить качество обработки, однако это приводит к уменьшению производительности обработки, что малоэффективно. В связи с этим, следует провести научно обоснованный выбор оптимальных режимов резания и характеристик шлифовальных кругов с учетом температурного фактора. Для этого в настоящей работе обоснованы условия повышения качества и производительности обработки при зубошлифовании на основе установления аналитической связи между температурой шлифования θ и глубиной l_2 проникновения тепла в поверхностный слой обрабатываемой детали при торцовом шлифовании (рис. 3.12) [71; 117]:

$$\theta = \frac{2 \cdot \sigma \cdot l_1}{c \cdot \rho \cdot l_2}, \quad (3.6)$$

$$\frac{l_1}{l_2} = \sqrt{\frac{c \cdot \rho}{2 \cdot \lambda} \cdot V_{\text{рез}} \cdot l_1} = \sqrt{\frac{c \cdot \rho}{2 \lambda} \cdot \frac{t}{B} \cdot Q_{\text{уд}}}, \quad (3.7)$$

где σ – условное напряжение резания, Н/м²;

τ – время обработки, с;

c – удельная теплоемкость материала, Дж/(кг·К);

ρ – плотность материала, кг/м³;

λ – коэффициент теплопроводности материала, Вт/м·К;

l_1 – толщина слоя снятого материала, равная при торцовом шлифовании глубине шлифования t , м;

$V_{рез} = t \cdot V_{дет} / B$ – скорость перерезания адиабатического стержня, которыми представлен снимаемый припуск, м/с;

$V_{дет}$ – скорость детали, м/с;

B – длина рабочей части круга (длина контакта круга с деталью), м;

$Q_{уд} = t \cdot V_{дет}$ – удельная производительность обработки, м²/с.

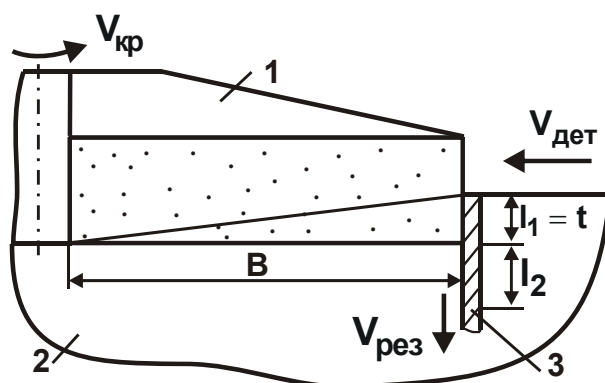


Рис. 3.12. Расчетная схема параметров торцового шлифования:
1 – круг; 2 – обрабатываемый материал; 3 – адиабатический стержень

Из зависимости (3.6) вытекает, что уменьшение температуры шлифования θ предполагает увеличение глубины l_2 . Следовательно, единственно возможным путем одновременного уменьшения параметров θ , l_2 и за счет этого повышения качества обработки является уменьшение условного напряжения резания σ в результате снижения интенсивности трения в зоне шлифования и повышения режущей способности круга. Расчетами установлено, что при шлифовании стали ШХ15 ($c \cdot \rho = 5 \cdot 10^6$ Дж/м³·град.) отношение $l_1/l_2 < 1$ (рис. 3.13,а). Установлено также, что обеспечение значений θ , меньших температуры плавления стали ШХ15 ($\theta_{пл} = 1500$ °С), возможно при условии $l_1/l_2 \ll 1$ (рис. 3.13,б). Это связано с относительно большими значениями условного напряжения резания $\sigma = \sigma_{сж} \cdot \left(1 + \sqrt{1 + K_{ш}^2}\right) / K_{ш}$, достигаемыми при шлифовании. Здесь $K_{ш} = P_z / P_y = 0,1 \dots 1$; P_z , P_y – тангенциальная и радиальная составляющие силы резания, Н; $\sigma_{сж}$ – предел прочности на сжатие обрабатываемого материала, Н/м² (для стали ШХ15 –

$\sigma_{сж} = 2 \cdot 10^9 \text{ Н/м}^2$). Поэтому весьма сложно одновременно уменьшить температуру шлифования θ до требуемого уровня и выполнить условие $l_1/l_2 \rightarrow 1$ и таким образом добиться повышения качества обработки. Реально можно выполнить лишь одно условие: уменьшить θ за счет увеличения l_2 . В этом случае исключается образование на обрабатываемых поверхностях прижогов. Однако, в связи с увеличением l_2 возможны структурные изменения поверхностного слоя обрабатываемой детали, которые не всегда можно устранить на последующем проходе круга, т.к. $l_1/l_2 \ll 1$. Поэтому, наряду с обеспечением заданного значения θ , необходимо стремиться к уменьшению параметра l_2 за счет уменьшения условного напряжения резания σ .

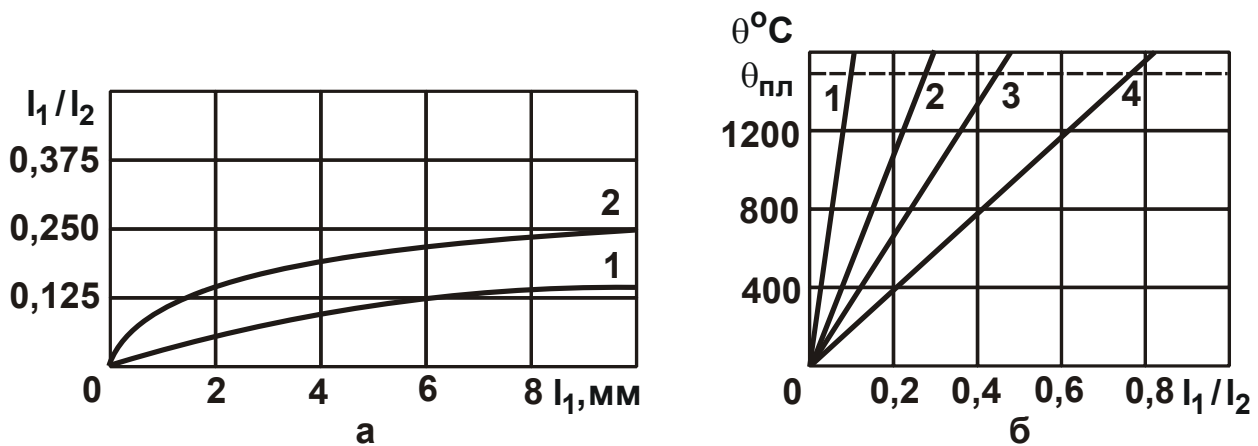


Рис. 3.13. Зависимости l_1/l_2 от l_1 (1 – $V_{рез} = 2$ мм/мин; 2 – $V_{рез} = 10$ мм/мин) (а) и θ от l_1/l_2 (1 – $K_{ш} = 0,1$; 2 – $K_{ш} = 0,3$; 3 – $K_{ш} = 0,5$; 4 – $K_{ш} = 1$) (б)

При шлифовании на обрабатываемых поверхностях, кроме прижогов, образуются микротрещины, обусловленные высоким градиентом температуры:

$$\text{grad}\theta = \frac{\theta}{l_2} = \sigma \cdot \frac{1}{\lambda} \cdot \frac{t}{B} \cdot V_{дет} \quad (3.8)$$

Уменьшить $\text{grad}\theta$ и исключить образование микротрещин, исходя из зависимости (3.8), можно уменьшением температуры шлифования θ и увеличением глубины l_2 , что соответствует установленному выше условию исключения прижогов и достигается уменьшением параметров σ , t , $V_{дет}$ и увеличением B . Поэтому добиться одновременного

уменьшения $\text{grad}\theta$, температуры шлифования θ и глубины l_2 и таким образом исключить образование микротрещин и прижогов на обрабатываемой поверхности (при заданной производительности обработки) можно лишь за счет уменьшения условного напряжения резания σ .

Зависимость (3.6) с учетом зависимости (3.7) можно представить:

$$\theta = \sigma \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{t}{V} \cdot Q_{\text{уд}}} \quad (3.9)$$

Как видно, уменьшить температуру шлифования θ при одной производительности обработки можно уменьшением глубины шлифования t , т.е. увеличивая количество проходов круга при съеме заданного припуска Π . Однако с увеличением количества проходов возрастает доля вспомогательного времени, связанного с реверсированием стола станка. Поэтому должно быть оптимальное количество проходов круга n , при котором штучное время обработки принимает минимальное значение. Для решения оптимизационной задачи в качестве целевой функции необходимо рассмотреть штучное время обработки $T_{\text{шт}}$, представляя его как сумму основного $T_{\text{осн}}$ и вспомогательного $T_{\text{всп}}$ времени обработки на операции зубошлифования:

$$T_{\text{шт}} = T_{\text{осн}} + T_{\text{всп}} = 2 \cdot z \cdot n \cdot k \cdot (\tau_{\text{осн}} + \tau_{\text{всп}}), \quad (3.10)$$

где $T_{\text{осн}} = 2 \cdot z \cdot n \cdot k \cdot \tau_{\text{осн}}$;

$T_{\text{всп}} = 2 \cdot z \cdot n \cdot k \cdot \tau_{\text{всп}}$;

z – количество зубьев;

k – количество двойных возвратно-поступательных движений круга вдоль обрабатываемого зуба за один проход;

$\tau_{\text{осн}} = L / V_{\text{дет}}$ и $\tau_{\text{всп}}$ – основное и вспомогательное время обработки за один двойной ход круга, с;

L – длина продольного хода круга, м.

Коэффициент 2 в зависимости (3.10) учитывает обработку зуба с двух сторон. Скорость детали $V_{\text{дет}}$ можно установить из условия обеспечения заданной температуры шлифования θ на основе зависимости (3.6), разрешая которую с учетом $t = \Pi / n$, имеем:

$$V_{\text{дет}} = \left(\frac{\theta}{\sigma}\right)^2 \cdot \frac{c \cdot \rho \cdot \lambda}{2} \cdot \frac{V \cdot n^2}{\Pi^2} \quad (3.11)$$

Подставим зависимость (3.11) в (3.10):

$$T_{\text{шт}} = 2 \cdot z \cdot k \cdot \left[\left(\frac{\sigma}{\theta} \right)^2 \cdot \frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{\Pi^2 \cdot L}{n \cdot B} + \tau_{\text{всп}} \cdot n \right]. \quad (3.12)$$

Как видно, параметр n неоднозначно влияет на $T_{\text{шт}}$, поскольку первое слагаемое, определяющее $\tau_{\text{осн}}$, уменьшается, а второе слагаемое, определяющее $\tau_{\text{всп}}$, увеличивается (рис. 3.14,а), т.е. имеет место экстремум $T_{\text{шт}}$ от n (рис. 3.14,б). Поэтому следует подчинить зависимость (3.12) необходимому условию экстремума $T'_{\text{шт}n} = 0$:

$$n_{\text{экстр}} = \frac{\sigma}{\theta} \cdot \Pi \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{L}{B \cdot \tau_{\text{всп}}}}. \quad (3.13)$$

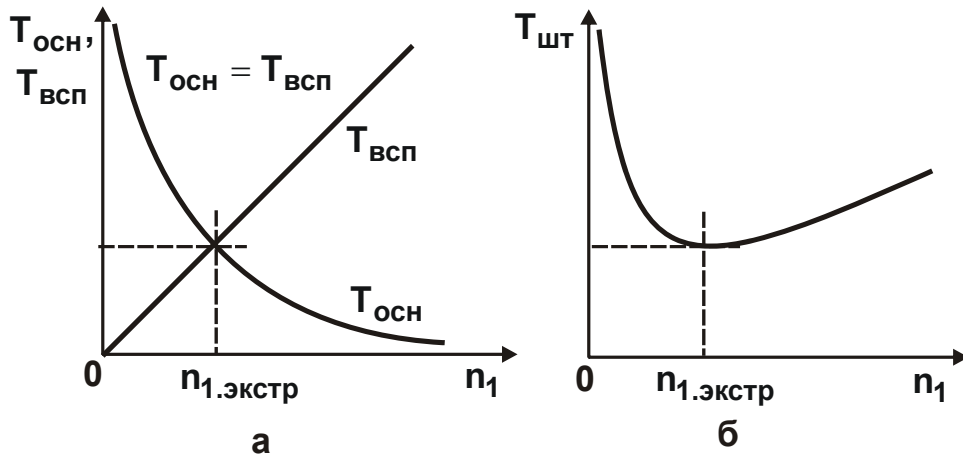


Рис. 3.14. Зависимости $T_{\text{осн}}$, $T_{\text{всп}}$ (а) и $T_{\text{шт}}$ (б) от n

Поскольку $T''_{\text{шт}n} > 0$, то имеет место минимум $T_{\text{шт}}$. Подставляя зависимость (3.13) в (3.12), определено минимальное значение $T_{\text{шт}}$:

$$T_{\text{шт}min} = 2 \cdot z \cdot k \cdot n_{\text{экстр}} \cdot (\tau_{\text{всп}} + \tau_{\text{всп}}) = 4 \cdot z \cdot k \cdot \frac{\sigma}{\theta} \cdot \Pi \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{L}{B \cdot \tau_{\text{всп}}}}. \quad (3.14)$$

Как видно, первое и второе слагаемые (3.14) равны, т.е. равны основное $\tau_{\text{осн}}$ и вспомогательное $\tau_{\text{всп}}$ время обработки. Уменьшить $T_{\text{шт}min}$ можно уменьшением σ , Π , L , $\tau_{\text{всп}}$ и увеличением θ и B . Причем, наибольший эффект достигается от уменьшения σ и Π при заданной температуре шлифования θ . Параметры L , B и $T_{\text{всп}}$ влияют на $T_{\text{шт}min}$ в меньшей степени.

Подставляя зависимость (3.13) в (3.11), определено экстремальное значение $V_{\text{дет}} = L / \tau_{\text{всп}}$. В данном случае $V_{\text{дет}}$ тем больше, чем

больше L и меньше $\tau_{всп}$. Как видно, $V_{дет}$ не зависит от параметров σ и θ . Варьируя параметрами L и $\tau_{всп}$, можно в широких пределах изменять параметры $V_{дет}$, n и t .

Для удобства анализа зависимости (3.12) следует выразить первое слагаемое параметром $n_{экстр}$, определяемым зависимостью (3.13):

$$T_{шт} = 2 \cdot z \cdot k \cdot \tau_{всп} \cdot \left(\frac{n_{экстр}^2}{n} + n \right) = 2 \cdot z \cdot k \cdot \tau_{всп} \cdot \gamma, \quad (3.15)$$

где $\gamma = \left(\frac{n_{экстр}^2}{n} + n \right)$ – безразмерная величина.

Как следует из рис. 3.15, с увеличением n величина безразмерная γ изменяется по экстремальной зависимости, проходя точку минимума. Чем больше $n_{экстр}$, тем больше величина γ , а минимум γ смещается в область больших значений n .

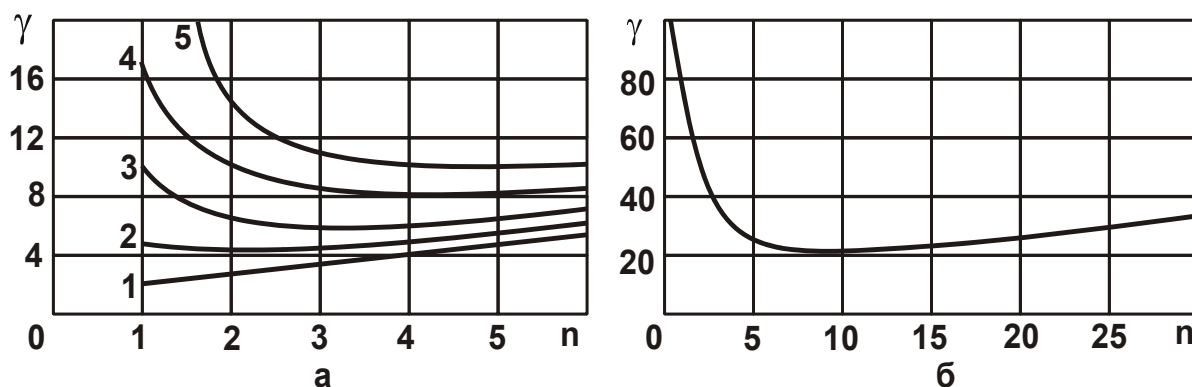


Рис. 3.15. Зависимость γ от n :

а – 1; ...; 5 – $n_{экстр} = 1; \dots; 5$; б – $n_{экстр} = 10$

Используя полученные зависимости, можно произвести расчет оптимальных параметров обработки плоского шлифования твердого сплава ВК8 торцом круга: $\rho = 14,5 \cdot 10^3$ кг/м³; $c = 40$ кал/(кг·град); $\lambda = 14$ кал/(м·с·град); $\sigma = 10^5$ Н/мм²; $\theta = 1000$ °С; $\Pi = 0,4$ мм; $L = 100$ мм; $B = 30$ мм; $\tau_{всп} = 1$ с. Подставляя исходные данные в зависимости (3.13), (3.11) и $t = \Pi/n$, получено: $n_{экстр} = 9$; $V_{дет} = 6$ м/мин; $t = 0,045$ мм. При шлифовании сталей условное напряжение резания σ меньше, поэтому меньше количество проходов n и больше глубина шлифования t .

Из рис. 3.15,б (для $n_{\text{экстр}} = 10$) следует, что параметр γ не столь существенно изменяется в диапазоне $n = 5 \dots 20$. Следовательно, съём припуска (для $n_{\text{экстр}} = 10$) почти с одинаковой производительностью обработки можно производить за 4 ... 20 проходов круга (для $n = 4$ имеем $t = 0,1$ мм). Это свидетельствует об эффективности съема припуска за небольшое количество проходов круга.

В работе также определены условия одновременного обеспечения требований по точности и качеству обработки при шлифовании, обусловленных заданными значениями величины упругого перемещения y , возникающего в технологической системе, и температуры шлифования θ :

$$y = \frac{P_y}{C} = \frac{\sigma}{C \cdot K_{\text{ш}}} \cdot \frac{h \cdot t \cdot V_{\text{дет}}}{V_{\text{кр}}}; \quad (3.16)$$

$$\theta = \sigma \cdot t \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{V_{\text{дет}}}{B}}, \quad (3.17)$$

где C – приведенная жесткость технологической системы, Н/м;

h – ширина шлифования, м.

Исходя из зависимостей (3.16) и (3.17), это достигается уменьшением параметров σ , t , $V_{\text{дет}}$ и, соответственно, производительности обработки. Причем, для обеспечения заданной величины упругого перемещения y требуется более существенное уменьшение производительности обработки. Это предполагает применение как предварительного, так и окончательного шлифования. При предварительном шлифовании целесообразно обеспечить заданную температуру θ за счет выбора оптимальной глубины шлифования t , удовлетворяющей зависимости (3.17). При окончательном шлифовании необходимо обеспечить заданную величину упругого перемещения y , устанавливая глубину шлифования t в соответствии с зависимостью: $y = t/\varepsilon$, и количество проходов n при выхаживании в соответствии с зависимостью $y = t/\varepsilon^n$, где $\varepsilon = (1 + \alpha)$ – уточнение; $\alpha = \frac{C \cdot K_{\text{ш}} \cdot V_{\text{кр}}}{\sigma \cdot h \cdot V_{\text{дет}}}$ – безразмерный параметр.

Расчетами установлено, что с увеличением величин n и α (т.е. уменьшением скорости детали $V_{\text{дет}}$) в одинаковое количество раз (что

соответствует одинаковому уменьшению производительности обработки) безразмерная величина y/t уменьшается с разной интенсивностью (рис. 3.16,а): более интенсивно – с увеличением n . Это свидетельствует об эффективности применения схемы выхаживания по сравнению с шлифованием по жесткой схеме.

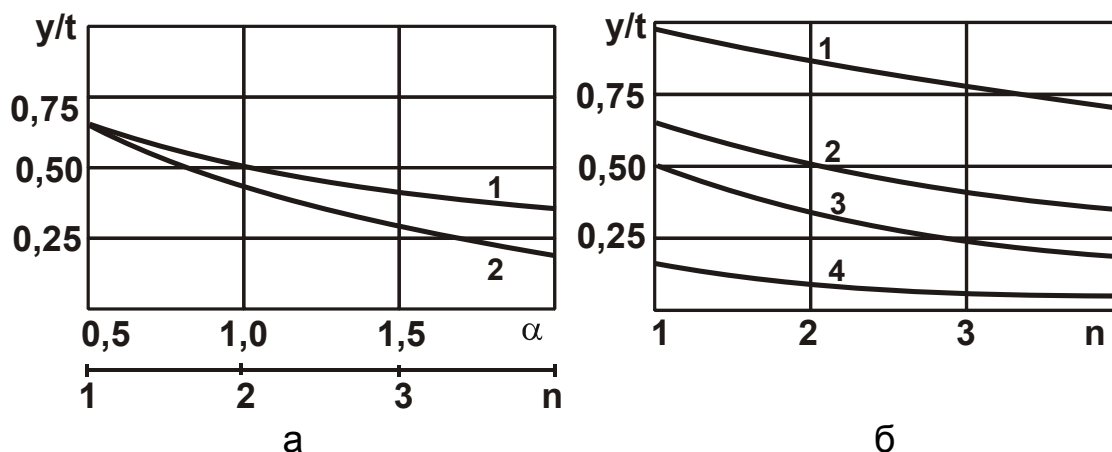


Рис. 3.16. Зависимость y/t от величин α (1) и n (2) для $\alpha_0 = 0,5$ (а) и зависимость y/t от n при выхаживании (б):
 1 – $\alpha_0 = 0,1$; 2 – $\alpha_0 = 0,5$; 3 – $\alpha_0 = 1$; 4 – $\alpha_0 = 5$

Установлено также, что при начальном значении $\alpha = \alpha_0 \geq 5$ величина y/t с увеличением n уменьшается более чем по линейной зависимости (рис. 3.16,б). Это превосходит интенсивность уменьшения величины y/t в зависимости от n при условии уменьшения глубины шлифования t . Поэтому при $\alpha < 1$ (или $\varepsilon < 2$) целесообразно использовать шлифование по жесткой схеме, а при $\alpha \geq 1$ (или $\varepsilon \geq 2$) – шлифование по схеме выхаживания, исключая из технологического процесса операцию окончательного шлифования. Из этого вытекает, что коэффициент α , а, следовательно, и уточнение $\varepsilon = (1 + \alpha)$ определяют оптимальный маршрут обработки (рис. 3.17). Однако для его определения необходимо располагать количественными значениями уточнения ε , которые устанавливаются расчетно-экспериментальным путем.

Для оценки достоверности теоретических решений проведены экспериментальные исследования параметров процесса зубошлифования зубчатых колес приводов шахтных конвейеров. Экспериментально установлено, что при шлифовании стали 18ХГН2МФБ твердостью HRC 57 – 63 энергоемкость обработки (условное напряжение ре-

зания) σ изменяется в пределах 13117 ... 16964 МПа, а установленное расчетно-экспериментальным путем отношение $l_1/l_2 < 0,2$ (рис. 3.18). Поэтому на каждом последующем проходе круга нельзя устранить нарушенный на предыдущем проходе (в результате теплового воздействия) поверхностный слой детали. Повысить качество обработки в этих условиях можно лишь за счет уменьшения температуры шлифования θ путем уменьшения энергоемкости обработки (условного напряжения резания σ), что достигается применением кругов с более высокой режущей способностью. Полученные экспериментальные данные согласуются с теоретическими решениями.

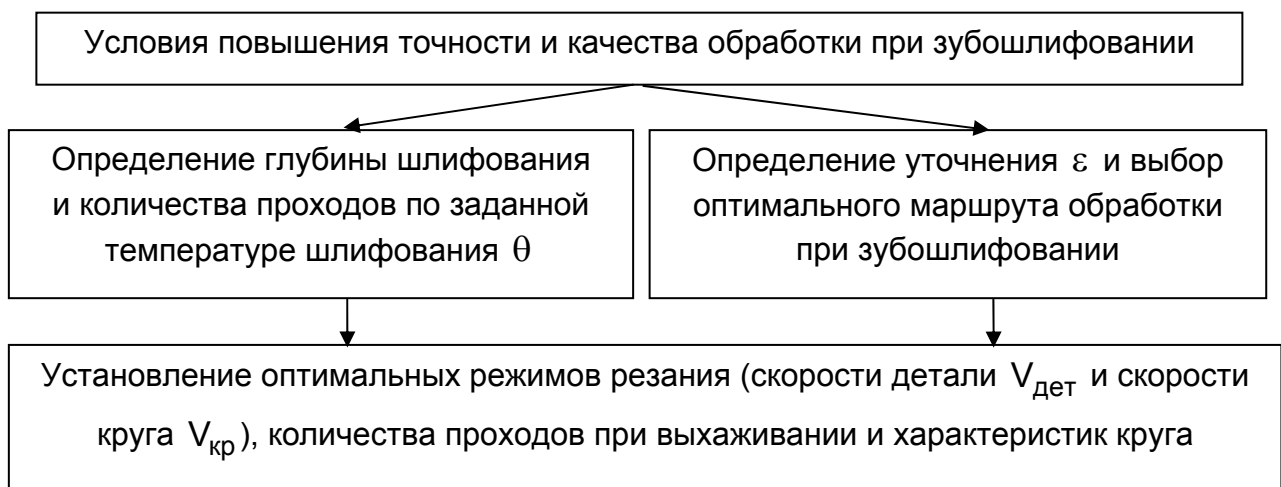


Рис. 3.17. Структурная схема условий повышения точности и качества обработки при зубошлифовании

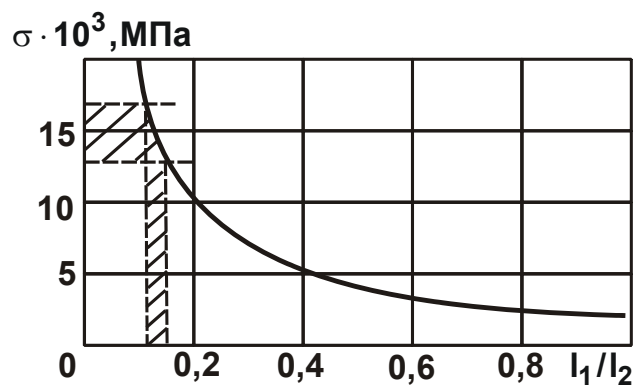


Рис. 3.18. Зависимость условного напряжения резания σ от отношения l_1/l_2 при температуре $\theta = 800^\circ\text{C}$

Используя экспериментальные значения энергоемкости обработки, произведены расчеты по зависимостям (3.13) и (3.14) оптимальных параметров режима шлифования зубчатого колеса из стали

18ХГН2МФБ твердостью HRC 57 – 63 по критерию наименьшего штучного времени обработки с учетом ограничения по температуре шлифования θ . Теоретически установлено, что при зубошлифовании на станке модели 5843EM (работающем по методу обкатывания кругом конического профиля) кругом 2П 400×32×127 24А10СМ2К6 съем припуска 0,4 мм можно произвести за 5 проходов круга с глубиной шлифования $t=0,08$ мм и скоростью детали $V_{дет} = 12$ м/мин. Исходные данные для расчета: $c \cdot \rho = 5 \cdot 10^6$ Дж/(м³·град); $\lambda = 42$ Вт/(м·град); $\sigma = 15 \cdot 10^3$ Н/мм²; $\theta = 800$ °С; $\Pi = 0,4$ мм; $L = 100$ мм; $\tau_{всп} = 0,5$ с; $B = 6,32$ мм. Экспериментальные исследования показали, что исключить образование прижогов на обрабатываемой поверхности при шлифовании данным кругом можно при глубине шлифования не более 0,07 мм (рис. 3.19). Это указывает на незначительное расхождение расчетных и экспериментальных данных (в пределах 15 %) и свидетельствует о достоверности теоретических решений.

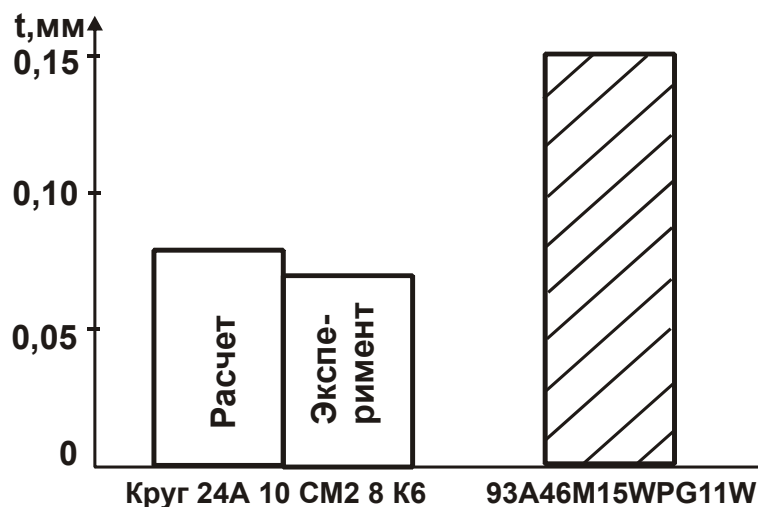


Рис. 3.19. Расчетные и экспериментальные значения предельной глубины шлифования t

Экспериментально установлено, что шлифование абразивным кругом T1ESP 400×32×127 93А46М15WPG11W, обладающим повышенной режущей способностью, позволяет увеличить предельную глубину шлифования и скорость круга (при которых исключается образование на обрабатываемых поверхностях прижогов) соответственно до значений 0,15 мм и 40 м/с. Твердость обработанной поверхности детали в диапазоне $t = 0,01 \dots 0,1$ мм фактически не изменяется, тогда как при шлифовании кругом 2П 400×32×127 24А 10 СМ2 8 К6 –

уменьшается (рис. 3.20), что, естественно, снижает износостойкость обработанной поверхности зубчатого колеса. Следовательно, применение данного круга позволяет съём заданного припуска 0,4 мм осуществить за 4 прохода, гарантированно исключая образование прижогов и микротрещин на обрабатываемых поверхностях. При этом увеличиваются стойкость круга между правками с одной до трех смен и срок работы круга до его полного износа с одного до трех месяцев.

Полученные результаты свидетельствуют об увеличении производительности обработки и о возможности реализации теоретически установленного наименьшего штучного времени обработки для заданной температуры шлифования.

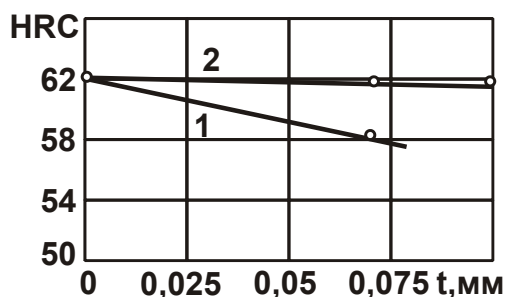


Рис. 3.20. Зависимость твердости HRC обработанной поверхности детали от t: 1 – круг 24A 10 CM2 8 K6; 2 – 93A46M15WPG11W

По данным компании "Винтертур", высокая пористость абразивного круга T1ESP 400×32×127 93A46M15WPG11W обеспечивает его работу в режиме интенсивного самозатачивания, поддерживая, таким образом, в процессе шлифования высокую режущую способность круга. Это достигается благодаря уменьшению количества абразивных зерен, расположенных на единице площади рабочей поверхности круга. В результате увеличивается сила резания, действующая на отдельное зерно, что обеспечивает его разрушение, т.е. приводит к самозатачиванию и повышению остроты режущих кромок зерна.

На рис. 3.21 показаны схемы шлифования кругами с искусственной пористостью и стандартной структурой. Как следует из рисунка, в первом случае абразивные зерна расположены реже на рабочей поверхности круга, что предопределяет его работу в режиме самозатачивания.

На рис. 3.22 приведены фотографии микроструктуры абразивных кругов с искусственной пористостью.

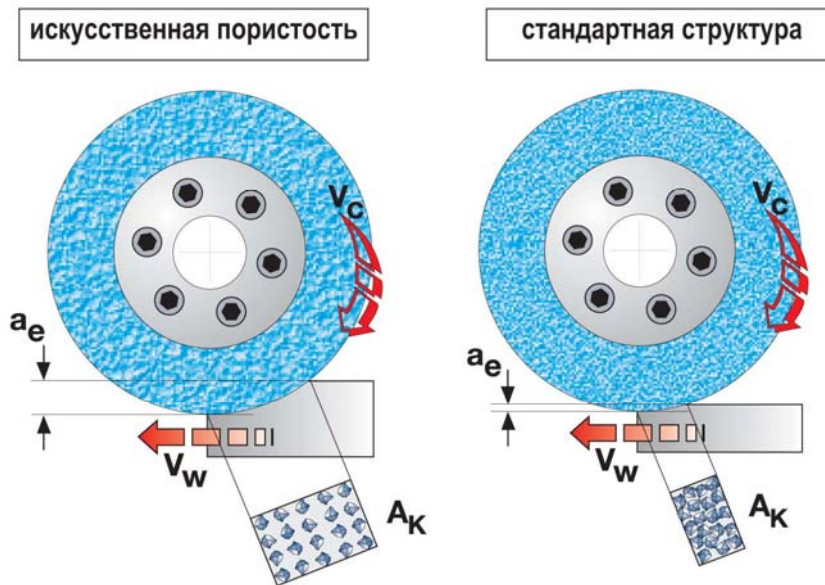
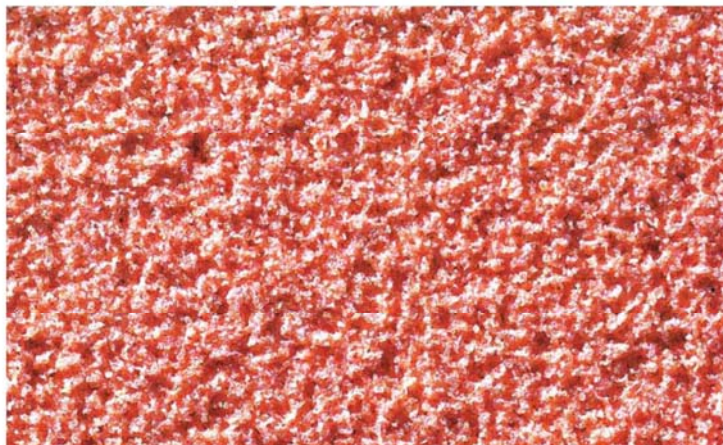
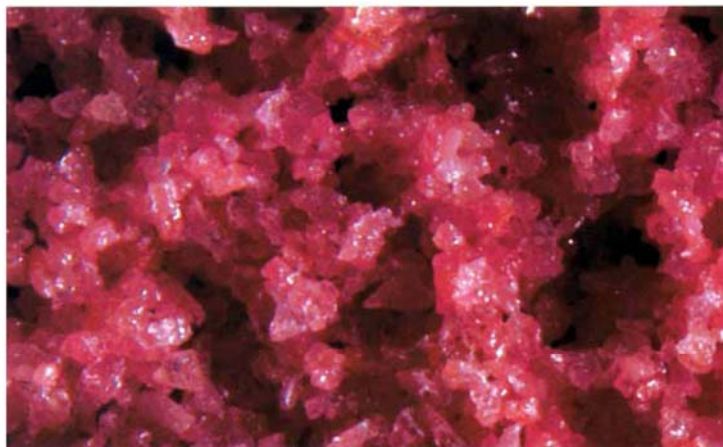


Рис. 3.21. Схемы шлифования кругами с искусственной пористостью и стандартной структурой

Микроструктурные круги с искусственной пористостью



53A120 L15VPMF302W (средняя пористость для круглого шлифования)



57A46 H18VPHHGG900W (высокопористая структура с крупными порами для максимального среза материала; в основном применяется для деталей авиационной промышленности, с трудом поддающихся шлифованию).

Рис. 3.22. Микроструктура кругов с искусственной пористостью

На рис. 3.23 показаны поверхности режущих зерен из обычных и спеченных корундов. В первом случае поверхность зерна гладкая, а во втором случае – с острыми кромками, являющимися результатом расщепления зерна вследствие его самозатачивания. По сути, режущие зерна из обычных корундов являются затупленными, а режущие зерна из спеченных корундов – самозатачивающимися. Для того чтобы полностью использовать потенциальные возможности зерен из спеченных корундов компания "Винтертур" разработала соответствующую систему связки, которая способствует реализации свойств самозатачивания зерен. Применение зерен из электрокорунда высшего качества и спеченных корундов, благодаря работе круга в режиме самозатачивания, позволяет существенно повысить производительность обработки и стойкость круга (рис. 3.24), уменьшить температуру и силы резания, увеличить интервалы времени между правками круга.

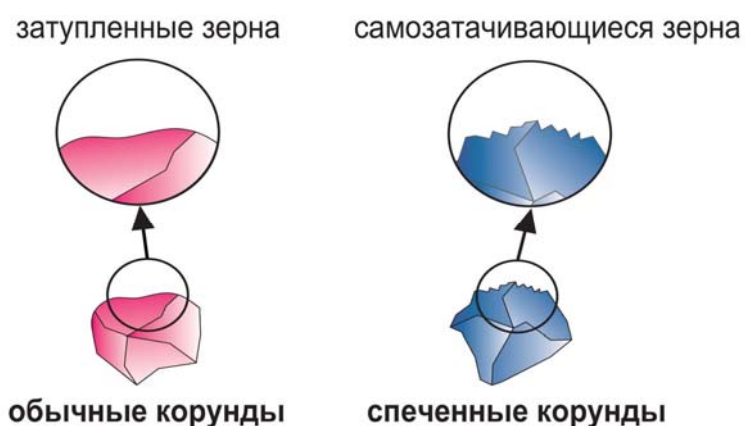


Рис. 3.23. Поверхности режущих зерен из обычных и спеченных корундов

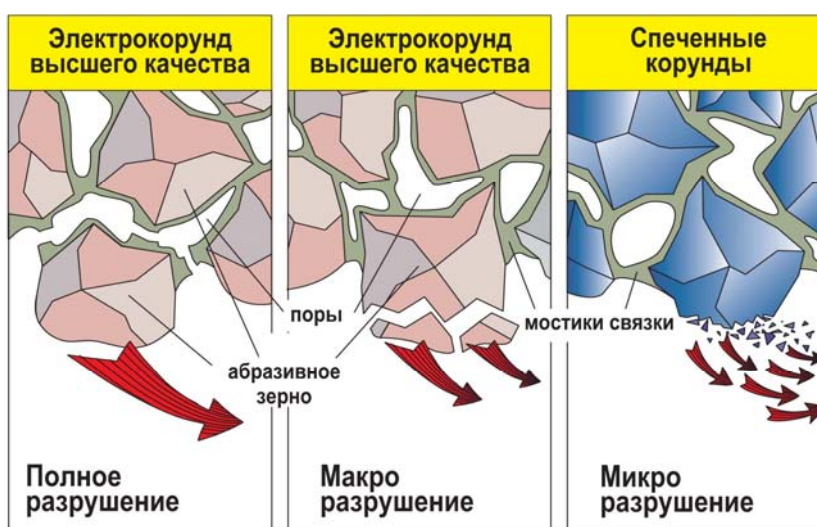


Рис. 3.24. Характер разрушения рабочей поверхности круга

Экспериментально установлено, что с уменьшением глубины шлифования условное напряжение резания (энергоёмкость обработки) σ увеличивается, а уточнение ε уменьшается (рис. 3.25). Такая же закономерность вытекает из полученной выше зависимости

$$\frac{\sigma \cdot B \cdot V_{\text{дет}}}{C \cdot K_{\text{ш}} \cdot V_{\text{кр}}} \cdot (\varepsilon - 1) = 1, \quad (3.18)$$

т.е. чем больше энергоёмкость обработки σ , тем меньше уточнение ε .

Этим и объясняется высокая трудоёмкость достижения на практике повышенных показателей точности обработки за счет уменьшения глубины шлифования. Из этого также вытекает, что наиболее полное представление о физической сущности и технологических возможностях шлифования можно получить на основе анализа по зависимости (3.18) двух взаимосвязанных между собой параметров: энергоёмкости обработки и уточнения, которые определяют силовую напряженность шлифования в направлении действия тангенциальной и радиальной составляющих силы резания.

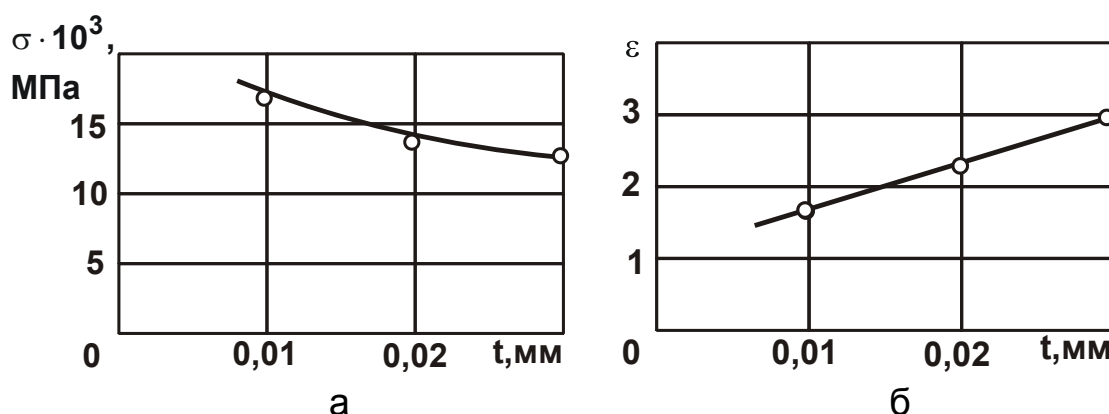


Рис. 3.25. Зависимости σ (а) и ε (б) от глубины шлифования t

Экспериментально установлено, что применение абразивного круга с двухсторонним коническим профилем типа 2П при зубошлифовании на указанных режимах резания позволяет стабильно обеспечить требуемые значения шероховатости обработки $R_a < 0,6$ мкм.

В работе обоснована эффективность применения современной координатно-измерительной машины (КИМ) GLOBAL Perfomance 122210 производства итальянской фирмы DEA (концерн Hexagon) для измерения параметров точности обработки зубчатых колес [57]. Установлено, что при этом существенно сокращается время и повышается точность и стабильность измерений, снижается потребность в допол-

нительной контрольной оснастке, появляется возможность измерения тех размеров, которые ранее имеющимися техническими средствами не могли быть измерены.

Разработаны "Правила пользования протоколами КИМ для зубчатых передач", которые позволяют учесть разницу в показателях между стандартом ISO и действующими ГОСТами, по которым разрабатывается заводская техническая документация. Установлено также, что, используя результаты измерений зубчатых колес с помощью координатно-измерительной машины, можно сократить сроки и повысить качество и надежность наладки зубошлифовального станка с целью обеспечения требований по точности обработки зубчатых колес. Это позволяет уменьшить количество проходов при окончательном шлифовании и выхаживании и, соответственно, снизить до 2-х раз трудоемкость обработки. Так установлено, что при обработке зубчатого колеса ($m=10$; $z=41$; $\beta=15^{\circ}$; $B=105$ мм) съём припуска величиной 0,4 мм можно осуществить за 3 черновых прохода, 1 чистовой проход и 1 проход при выхаживании. Обработка производится за 5 черновых проходов, 2 чистовых и 1 – 2 прохода при выхаживании.

Полученные в работе результаты исследований были использованы для выбора оптимальных условий обработки при зубошлифовании на станке модели HOFLER RAPID 1250 (рис. 3.3), обеспечивающем шлифование по методу профильного копирования за счет применения специального профильного абразивного круга. Разработанные эффективные операции зубошлифования зубчатых колес внедрены в основное производство ОАО "Свет шахтера". При этом гарантированно обеспечиваются требования по качеству, точности и шероховатости ($R_a < 0,6$ мкм) обрабатываемых поверхностей зубчатых колес приводов шахтных конвейеров, что позволило повысить надежность и ресурс их работы до уровня мировых производителей данной продукции.

3.3. Совершенствование операций зубошлифования зубчатых колес приводов шахтных конвейеров

В настоящее время накоплен богатый опыт совершенствования технологии зубошлифования, получено большое количество результатов экспериментальных исследований и в целом сложилось достаточ-

но полное представление о технологических возможностях и имеющихся резервах зубошлифования [30; 142]. Вместе с тем, для их максимального использования необходимы новые более глубокие теоретические знания о критериях определения оптимальных режимов шлифования с учетом ограничений по температуре шлифования, точности и шероховатости обработки, поскольку имеющихся экспериментальных данных все же недостаточно для правильного принятия решения о выборе оптимального варианта обработки. Все это требует проведения дальнейших исследований по обоснованию условий повышения качества, точности и производительности обработки зубчатых колес приводов шахтных конвейеров на операциях зубошлифования.

Для достижения поставленной цели первоначально проведены экспериментальные исследования основных параметров обработки при плоском шлифовании на плоскошлифовальном станке модели 3Г71 (с использованием абразивного круга 1А1 250×15×76 24А 40 СМ1 К6) специально изготовленных пластин из закаленной стали 18ХГН2МФБ твердостью HRC 57 – 63 с шириной шлифования $B = 12$ мм, скоростью круга $V_{кр} = 35$ м/с и скоростью детали $V_{дет} = 4,2$ м/мин при различных глубинах резания (за один проход круга) [81]. Шлифование осуществлялось без применения СОЖ.

На рис. 3.26 приведены экспериментальные значения отношения фактической и номинальной глубин шлифования $t_{ф}/t$ в зависимости от номинальной глубины шлифования t . Фактическая глубина шлифования $t_{ф}$ равна разности номинальной глубины шлифования (устанавливаемой по лимбу станка) и величины упругого перемещения, возникающего в технологической системе. Как видно, с увеличением t отношение $t_{ф}/t$ уменьшается, т.е. с увеличением t величина упругого перемещения меньше влияет на изменение $t_{ф}$.

На рис. 3.26,г показан характер изменения величины упругого перемещения y с увеличением t . В отличие от отношения $t_{ф}/t$, величина упругого перемещения увеличивается с увеличением t , что ведет к снижению точности обработки. С этой точки зрения глубина шлифования t должна быть ограничена. Уточнение $\varepsilon = t/y$ (рис. 3.26,в) увеличивается с увеличением глубины шлифования t и принимает значения в диапазоне $t = 1,67 \dots 3$.

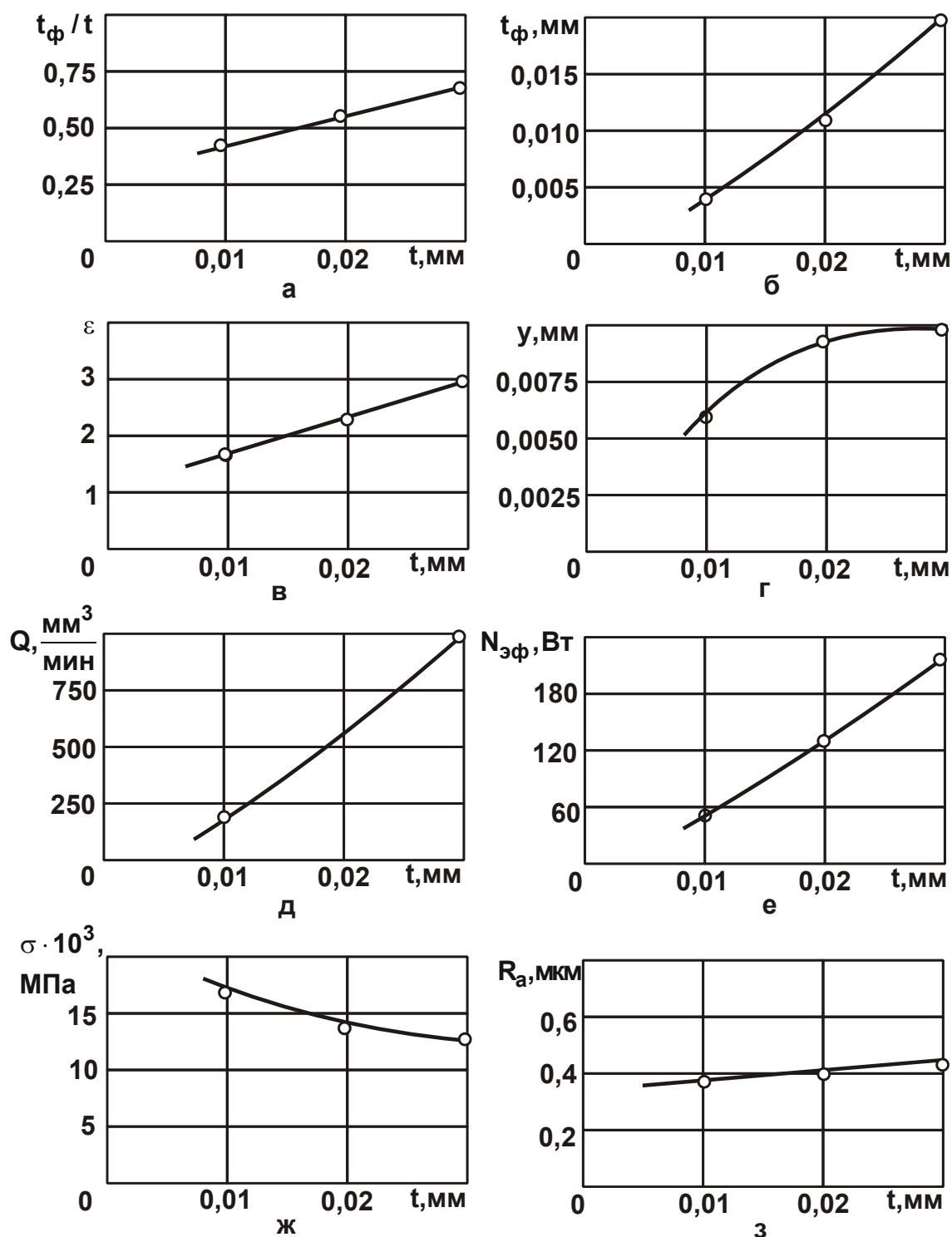


Рис. 3.26. Зависимости параметров t_{ϕ} / t (а), t_{ϕ} (б), ε (в), y (г), Q (д), $N_{\text{эф}}$ (е), σ (ж), R_a (з) от номинальной глубины шлифования t

На рис. 3.26 показан характер изменения эффективной мощности шлифования $N_{\text{эф}}$ и производительности обработки $Q = V \cdot V_{\text{дет}} \cdot t_{\phi}$, в зависимости от t . Как видно, оба параметра увеличиваются с увеличением t примерно с одинаковой интенсивностью. Энергоемкость об-

работки (условное напряжение резания) σ несущественно уменьшается с увеличением глубины шлифования t .

В табл. 3.6 приведены рассчитанные значения энергоемкости обработки – условного напряжения резания $\sigma = 0,5 \cdot c \cdot \rho \cdot \theta / (l_1 / l_2)$ при шлифовании стали 18ХГН2МФБ для различных температур шлифования θ и отношений l_1 / l_2 , где $l_1 \leq t$ – длина срезанной части адиабатического стержня, которыми условно представлен снимаемый припуск, м (рис. 2.29,б [78]); l_2 – глубина проникновения тепла в поверхностный слой обрабатываемой детали, м. Значения температуры шлифования $\theta = 700 \dots 1000$ °С соответствуют критической температуре шлифования, при достижении которой на обрабатываемой поверхности образца, изготовленного из стали 18ХГН2МФБ, образуются прижоги. Сравнивая значения условного напряжения резания σ (приведенные на рис. 3.26,ж и в табл. 3.6), видно, что установленные экспериментально значения σ реализуются при относительно небольших значениях $l_1 / l_2 = 0,1 \dots 0,2$. Графически характер изменения условного напряжения резания σ от отношения l_1 / l_2 при условии $\theta = 800$ °С показан на рис. 3.18.

Таблица 3.6

Расчетные значения параметра σ (в Н/мм²) для $c \cdot \rho = 5$ Н/(мм²/град)

θ , град	l_1 / l_2					
	0,1	0,2	0,4	0,6	0,8	1,0
700	17500	8750	4375	2917	2188	1750
800	20000	10000	5000	335	2500	2000
1000	25000	12500	6250	4165	3125	2500

Таким образом, экспериментально установленные значения $\sigma = (13,117 \dots 16,964) \cdot 10^3$ МПа (рис. 3.26,ж) реализуются при условии $l_1 / l_2 < 0,2$. Следовательно, одновременно уменьшить температуру шлифования θ до требуемого уровня (приблизительно 800 °С) и выполнить условие $l_1 / l_2 \rightarrow 1$ не представляется возможным. Реально можно лишь уменьшить θ до требуемого значения за счет существенного уменьшения отношения $l_1 / l_2 \ll 1$ и увеличения глубины l_2 проникновения тепла в поверхностный слой обрабатываемой детали. А это исключает возможность удаления на каждом последующем проходе круга поверхностный слой обрабатываемой детали, подвергну-

тый на предшествующем проходе тепловому воздействию на глубину l_2 . Поэтому задача обеспечения бездефектной обработки сводится к уменьшению температуры шлифования θ до необходимого уровня, что достигается реализацией условия $l_1/l_2 < 0,2$. Это требует установления оптимальных значений глубины шлифования t и скорости детали $V_{дет}$, согласно преобразованной зависимости (3.7):

$$\frac{l_1}{l_2} = t \cdot \sqrt{\frac{c \cdot \rho}{2\lambda} \cdot \frac{V_{дет}}{B}}. \quad (3.19)$$

Используя приведенные на рис. 3.26 экспериментальные значения энергоемкости обработки (условного напряжения резания) σ и уточнения ε , можно установить взаимосвязь между ними на основе зависимости [88]:

$$\frac{\sigma \cdot B \cdot V_{дет}}{C \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}} \cdot (\varepsilon - 1) = 1. \quad (3.20)$$

Из зависимости (3.20) следует, что чем больше σ , тем меньше ε . Данная закономерность также вытекает из рис. 3.26: при $t = 0,01$ мм условное напряжение резания σ больше, а уточнение ε меньше, чем при $t = 0,03$ мм. Следовательно, теоретические результаты согласуются с экспериментальными данными. Увеличение условного напряжения резания σ и уменьшение ε с уменьшением глубины шлифования t (рис. 3.25) указывает на низкую эффективность финишных операций шлифования с точки зрения показателей точности и трудоемкости обработки. Обеспечение высоких показателей точности обработки предполагает увеличение трудоемкости, что подтверждается практически данными.

Необходимо отметить, что в научно-технической литературе анализ взаимосвязи между параметрами σ и ε не проводился. Поэтому выявленная в настоящей работе связь между данными параметрами может иметь большое значение при определении новых технологических возможностей процесса шлифования.

С физической точки зрения условное напряжение резания σ определяет силовую напряженность процесса шлифования в направлении действия тангенциальной составляющей силы резания P_z , а уточнение ε определяет силовую напряженность процесса шлифования в направлении действия радиальной составляющей силы реза-

ния R_y . Исходя из этого можно сделать вывод о том, что более полное представление о физической сущности и технологических возможностях процесса шлифования можно получить лишь на основе анализа по зависимости (3.20) двух взаимосвязанных между собой технологических параметров σ и ε .

В процессе исследований также проводились измерения параметра шероховатости обработанной поверхности R_a . Как следует из рис. 3.26,з, с увеличением глубины шлифования t параметр R_a незначительно увеличивается (в пределах 0,5 ... 0,6 мкм).

Экспериментально установленные значения условного напряжения резания σ при шлифовании стали 18ХГН2МФБ позволяют рассчитать оптимальные параметры режима резания многопроходного зубошлифования, обеспечивающие наименьшее штучное время обработки (представляя его как сумму основного и вспомогательного времени обработки) для заданной температуры шлифования. Для этого следует использовать зависимость (3.13) для определения экстремального количества проходов круга $n_{\text{экстр}}$ и зависимость для определения скорости детали $V_{\text{дет}}$ [71]:

$$V_{\text{дет}} = \frac{L}{\tau_{\text{всп}}}, \quad (3.21)$$

где L – длина продольного хода круга, м;

$\tau_{\text{всп}}$ – вспомогательное время обработки за один двойной ход круга, с.

Параметр B можно установить, используя расчетную схему, приведенную на рис. 3.27:

$$B = \sqrt{2 \cdot R_{\text{кр}} \cdot h_{\text{T}}}, \quad (3.22)$$

где $R_{\text{кр}}$ – радиус круга, м;

h_{T} – текущее значение ширины контакта конусного круга с обрабатываемой поверхностью, м.

Таблица 3.7

Расчетные значения параметров B и $n_{\text{экстр}}$ для $R_{\text{кр}} = 200$ мм

h_{T} , мм	0,1	0,5	1,0	2,0	4,0
B , мм	6,32	14,14	20,0	28,28	40,0
$n_{\text{экстр}}$	4,22	2,82	2,36	1,98	1,67

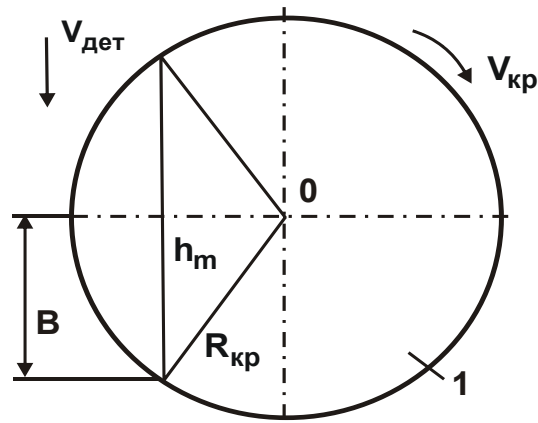


Рис. 3.27. Расчетная схема параметра В: 1 – шлифовальный круг

В табл. 3.7 приведены рассчитанные по зависимостям (3.13) и (3.22) значения параметра В и количество проходов круга $n_{\text{экстр}}$ для следующие данные: $c \cdot \rho = 5 \cdot 10^6$ Дж/(м³·град); $\lambda = 42$ Вт/(м·град); $\sigma = 15 \cdot 10^3$ МПа; $\theta = 800$ °С; $\Pi = 0,4$ мм; $L = 100$ мм; $\tau_{\text{всп}} = 0,5$ с.

С уменьшением h_T параметр В уменьшается, а $n_{\text{экстр}}$ увеличивается, что свидетельствует о более высокой тепловой напряженности процесса шлифования. Следовательно, для обеспечения заданной температуры шлифования θ , исключающей образование прижогов на обрабатываемой поверхности, необходимо принимать максимальное значение $n_{\text{экстр}}$, ограничиваясь значением $h_T \approx 0,1$ мм (рис. 3.28).

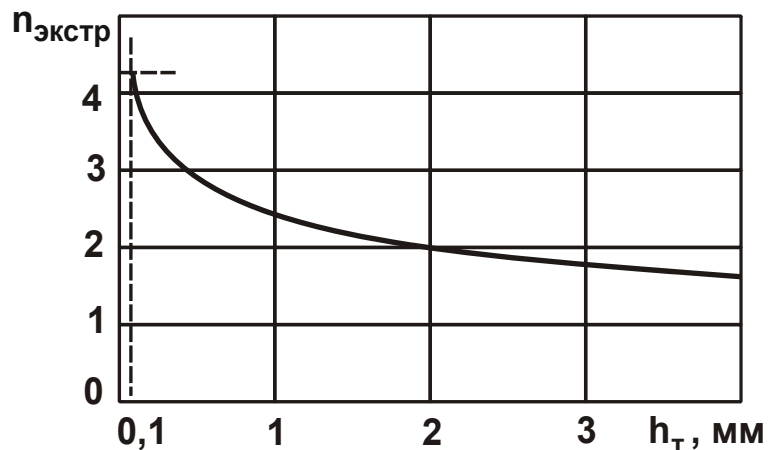


Рис. 3.28. Зависимость $n_{\text{экстр}}$ от h_T

При значениях $h_T < 0,1$ мм в общем энергетическом балансе процесса шлифования преобладает доля энергии резания, а доля энергии трения значительно меньше. Поэтому меньше тепловая напряженность процесса и вероятность появления прижогов на обрабатываемой

мых поверхностях. Следовательно, случай $h_T \approx 0,1$ мм следует рассматривать как наиболее опасный с точки зрения образования прижогов на обрабатываемых поверхностях. Поэтому в расчетах необходимо принимать значение $n_{\text{эктр}} = 5$, тогда $t = \pi/5 = 0,08$ мм, а в соответствии с зависимостью (3.21) скорость детали равна $V_{\text{дет}} = 12$ м/мин.

Для оценки достоверности теоретического решения проведены экспериментальные исследования процесса зубошлифования на станке модели 5843EM абразивными кругами с двухсторонним коническим профилем типа 2П (табл. 3.1). Установлено, что при шлифовании абразивным кругом 1A1 400×32×127 24A10CM2K6 с $t=0,08$ мм и $V_{\text{дет}} = 12$ м/мин на обрабатываемых поверхностях образуются прижоги, исключить которые можно уменьшением глубины шлифования до значения $t=0,07$ мм. Таким образом доказано, что расхождение расчетных и экспериментальных значений глубины шлифования незначительно (в пределах 15 %), рис. 3.19 и рис. 3.29. Это свидетельствует о достоверности полученного теоретического решения.

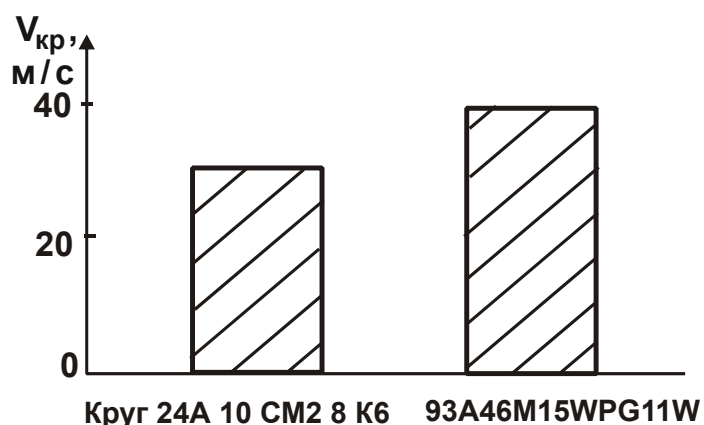


Рис. 3.29. Экспериментальные значения предельной скорости круга $V_{кр}$, при которых образуются прижоги на обрабатываемой поверхности

С целью определения технологических возможностей интенсификации процесса шлифования проведены испытания абразивного круга T1ESP 400×32×127 93A46M15WPG11W (производства Австрии). Установлено, что при его использовании образование прижогов на обрабатываемых поверхностях происходит при большей глубине шлифования $t=0,15$ мм (рис. 3.19). Следовательно, такой круг обладает более высокой режущей способностью по сравнению с кругом 1A1 400×32×127 24A10CM2K6, что позволяет снизить тепловую напря-

женность процесса шлифования и, соответственно, энергоемкость обработки σ . После преобразования зависимостей (3.6) и (3.7), имеем:

$$\theta = \frac{2 \cdot \sigma}{c \cdot \rho} \cdot t \cdot \sqrt{\frac{c \cdot \rho}{2\lambda} \cdot \frac{V_{дет}}{B}}. \quad (3.23)$$

Как видно, условное напряжение резания (энергоемкость обработки) σ и глубина шлифования t в одинаковой степени влияют на температуру шлифования θ . Во сколько раз увеличивается предельная глубина шлифования t (вызывающая образование прижогов на обрабатываемой поверхности), во столько же раз уменьшается энергоемкость обработки σ при обеспечении одной и той же температуры шлифования θ . По сути, произведение параметров $\sigma \cdot t$ остается постоянным. Следовательно, при шлифовании абразивным кругом T1ESP 400×32×127 93A46M15WPG11W увеличение приблизительно в 2 раза предельной глубины шлифования предполагает уменьшение в 2 раза энергоемкости обработки σ . При этом отношение l_1/l_2 также увеличится приблизительно в 2 раза и может достигать значения 0,4, что существенно уменьшит глубину l_2 проникновения тепла в поверхностный слой обрабатываемой детали. Это способствует повышению качества и производительности обработки. Используя такой абразивный круг, можно съём припуска 0,4 мм произвести за 4 прохода круга. При этом, как установлено экспериментально, стойкость данного круга между правками составляет 3 смены, тогда как стойкость круга 1A1 400×32×127 24A10CM2K6 – 1 смена. Срок работы абразивного круга T1ESP 400×32×127 93A46M15WPG11W до полного износа составляет 3 месяца, а круга 1A1 400×32×127 24A10CM2K6 – 1 месяц.

Теоретически установлено, что одновременно уменьшить температуру шлифования θ и величину упругого перемещения y (т.е. повысить качество и точность обработки) можно уменьшением условного напряжения резания σ . Поэтому применение абразивного круга T1ESP 400×32×127 93A46M15WPG11W, наряду с уменьшением энергоемкости обработки, позволяет потенциально уменьшить и величину упругого перемещения y за счет снижения силовой напряженности процесса шлифования. Естественно, это будет способствовать повышению точности обработки.

Кроме того, уменьшение условного напряжения резания σ , как установлено экспериментально, позволяет увеличить скорость круга с

30 до 40 м/с, что обеспечивает бесприжоговую обработку (рис. 3.29). Однако, как установлено экспериментально, достигнутые при этом параметры точности обработки все же не соответствуют заданным требованиям. Поэтому полученные результаты можно использовать при предварительном шлифовании (при съеме основной части припуска с обеспечением бесприжоговой обработки). Параметры точности и шероховатости должны формироваться при окончательном шлифовании, что требует контроля параметров точности обработки и подналадки станка. Учитывая сложность измерения точностных параметров зубчатых колес традиционными методами, была использована координатно-измерительная машина (КИМ) GLOBAL Perfomance 122210 производства итальянской фирмы DEA (концерн Hexagon).

Полученные результаты положены в основу разработки операций зубошлифования зубчатых колес, согласно которым обработка производится кругом T1ESP 400×32×127 93A46M15WPG11W, характеризующимся повышенной режущей способностью и позволяющим повысить скорость резания до 40 м/с. В результате обеспечивается бездефектная обработка (исключается образование прижогов и микротрещин на обрабатываемых поверхностях) при увеличенных глубинах шлифования. Это позволяет уменьшить количество проходов круга и снизить трудоемкость обработки. Вместе с тем, после термической обработки зубчатого колеса образуются значительные погрешности, которые приводят к отклонению параметров: длины общей нормали, направления зуба, профиля эвольвенты, торцового и радиального биения относительно центрального отверстия и торцов ступицы колеса. Эти погрешности не устраняются при зубошлифовании на черновых проходах. Поэтому для их устранения необходимо производить подналадку станка на основе контроля на координатно-измерительной машине фактических отклонений указанных выше точностных параметров. Такой контроль и подналадку станка следует производить после черновых проходов (перед чистовыми проходами), а также перед выхаживанием. Окончательно контроль всех параметров в соответствии с чертежом (по ГОСТ 1643-81) следует производить после полной обработки зубчатого колеса.

Реализуя предложенный подход, установлено, что операция зубошлифования зубчатого колеса ($m = 10$; $z = 41$; $\beta = 15^0$; $B = 105$ мм) при съеме припуска величиной 0,4 мм может осуществляться за 3 чер-

новых прохода, 1 чистовой проход и 1 проход при выхаживании. При этом обеспечивается бездефектная обработка с достижением требуемых параметров точности и шероховатости поверхности ($R_a < 0,6$ мкм). Для получения правильной формы эвольвенты зуба колеса необходимо правку круга производить перед окончательным шлифованием.

Заслуживает внимания тот факт, что при зубошлифовании абразивным кругом с двухсторонним коническим профилем типа 2П параметр шероховатости обработки R_a принимает относительно небольшие значения (в пределах 0,6 мкм) в широких диапазонах изменения параметров режимов шлифования. Следовательно, применение полученных результатов исследований позволило уменьшить общее количество проходов и, как установлено экспериментально, снизить трудоемкость обработки до 2 раз. Повышение качества обработки зубчатых колес также позволило повысить надежность и ресурс работы зубчатых передач в приводах шахтных конвейеров до уровня мировых производителей аналогичной продукции. Разработанные операции зубошлифования зубчатых колес внедрены в основное производство ОАО "Свет шахтера".

3.4. Оптимизация структуры и параметров операции шлифования внутренних цилиндрических поверхностей зубчатых колес по критерию наименьшего основного времени обработки

Обеспечение высоких показателей точности обработки деталей машин является важнейшим условием повышения их эксплуатационных свойств и надежности работы машины в целом. Поэтому вопросам точности обработки деталей в технологии машиностроения постоянно уделяется большое внимание [38; 46; 142]. В значительной степени это относится к финишной обработке внутренних цилиндрических поверхностей деталей редукторов приводов шахтных конвейеров (зубчатых колес), к которым предъявляются высокие требования по точности обработки. Однако их выполнение характеризуется высокой трудоемкостью финишных операций, в частности, операций внутреннего шлифования (рис. 3.30). Как показывает практика, основной причиной низкой эффективности обработки является возникновение значительных

упругих перемещений в технологической системе в связи с относительно низкой жесткостью ее элементов при внутреннем шлифовании. Применение абразивных кругов с повышенной режущей способностью в полном объеме данную задачу не решает. Перспективным направлением ее решения является оптимальное управление упругими перемещениями в процессе внутреннего шлифования, для чего необходимо математически описать закономерности их изменения во времени и на этой основе провести оптимизацию структуры и параметров внутреннего шлифования по критерию наименьшего основного времени обработки с учетом ограничения по точности размера обрабатываемой поверхности. В связи с этим решение задачи повышения эффективности финишной обработки внутренних цилиндрических поверхностей деталей редукторов приводов шахтных конвейеров имеет большое научное и практическое значение, поскольку позволяет повысить качество и долговечность изготавливаемых машин [72].



Рис. 3.30. Внутреннее шлифование сателлита

Предположим, что в технологической системе создан начальный натяг величиной y_0 и шлифование производится с отключенной радиальной подачей станка, т.е. сьем материала происходит за счет возникающих в технологической системе упругих перемещений. Тогда на 1-ом проходе круга (в продольном направлении) выполняется условие: $y_0 = t_1 + y$, где t_1 – глубина шлифования на 1-ом проходе круга, м;

$$y = \frac{\sigma \cdot Q_{\phi}}{C \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}} = \frac{\sigma \cdot H \cdot V_{дет} \cdot t_1}{C \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}} = B_1 \cdot t_1 - \text{величина упругого перемещения}$$

в технологической системе [118], м; σ – условное напряжение резания, Н/м²; $K_{ш} = P_z / P_y$ – коэффициент шлифования; P_z , P_y – тангенциальная и радиальная составляющие силы резания, Н; C – жесткость технологической системы, Н/м; $Q_{ф} = H \cdot V_{дет} \cdot t_1$ – фактическая производительность обработки, м³/с; H – ширина шлифования (высота круга), м; $V_{кр}$, $V_{дет}$ – скорости круга и детали, м/с; $t_{ф}$ – фактическая глубина шлифования, м; $B_1 = \frac{\sigma \cdot H \cdot V_{дет}}{C \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}}$ – безразмерный параметр.

Из условия $y_0 = t_1 + y$ имеем: $t_1 = \frac{y_0}{(1+B_1)} = y_0 \cdot m_1$, где $m_1 = \frac{1}{(1+B_1)}$.

На 2-ом проходе круга условие $y_0 = t_1 + y$ видоизменится: $y_0 - t_1 = t_2 + y$ или $y_0 - t_1 = t_2 + m_1 \cdot t_2$, где t_2 – глубина шлифования на 2-ом проходе круга, м. Откуда $t_2 = y_0 \cdot m_1 \cdot (1 - m_1)$.

На 3-м проходе круга условие $y_0 = t_1 + y$ примет вид: $y_0 - t_1 - t_2 = t_3 + y$ или $y_0 - t_1 - t_2 = t_3 + m_1 \cdot t_3$, где t_3 – глубина шлифования на 3-м проходе круга, м. Из данного условия получено: $t_3 = y_0 \cdot m_1 \cdot [1 - m_1 - m_1 \cdot (1 - m_1)] = y_0 \cdot m_1 \cdot (1 - m_1)^2$.

На 4-ом проходе круга условие $y_0 = t_1 + y$ математически опишется: $y_0 - t_1 - t_2 - t_3 = t_4 + y$ или $y_0 - t_1 - t_2 - t_3 = t_4 + m_1 \cdot t_4$, где t_4 – глубина шлифования на 4-ом проходе круга, м. Из этого условия получено: $t_4 = y_0 \cdot m_1 \cdot [1 - m_1 - m_1 \cdot (1 - m_1) - m_1 \cdot (1 - m_1)^2] = y_0 \cdot m_1 \cdot (1 - m_1)^3$.

Данное решение можно распространить для определения глубины шлифования t_n на n -м проходе круга: $t_n = y_0 \cdot m_1 \cdot (1 - m_1)^{n-1}$. Как следует из рис. 3.31, с увеличением количества проходов круга n глубина шлифования t_n уменьшается. Причем, характер изменения t_n с увеличением n подчиняется закону бесконечно убывающей геометрической прогрессии со знаменателем $(1 - m_1)$.

Представляя $t_n = y_0 \cdot \frac{m_1}{(1 - m_1)} \cdot (1 - m_1)^n$, с учетом $m_1 = \frac{1}{(1 + B_1)}$ имеем соотношение $\frac{m_1}{(1 - m_1)} = B_1$. Тогда $t_n = \frac{y_0}{B_1} \cdot (1 - m_1)^n = \frac{y_0}{B_1} \cdot \frac{1}{\left(1 + \frac{1}{B_1}\right)^n}$.

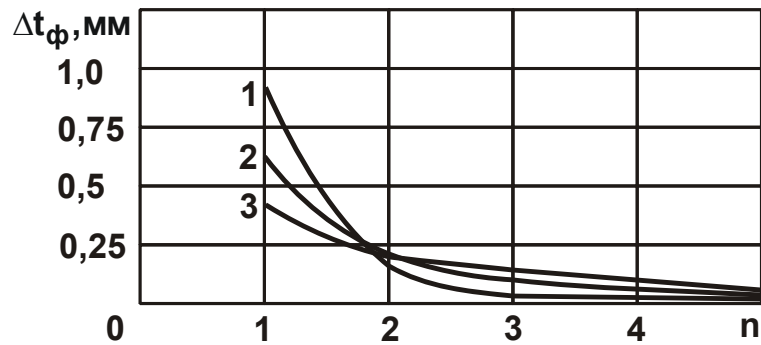


Рис. 3.31. Зависимость параметра t_n от количества проходов круга n при выхаживании: 1 – $B_1 = 0,5$; 2 – $B_1 = 1$; 3 – $B_1 = 2$

Параметр t_n – это фактическая глубина шлифования на n -ом проходе круга. Как видно, с увеличением n фактическая глубина шлифования t_n непрерывно уменьшается, подчиняясь закону убывающей геометрической прогрессии со знаменателем $q = (1 - m_1)$. Сумма значений фактической глубины шлифования t_1, \dots, t_n выразится:

$$S_n = \frac{y_0}{B_1} \cdot \left[(1 - m_1) + (1 - m_1)^2 + \dots + (1 - m_1)^n \right].$$

С учетом известной зависимости для определения суммы первых n членов убывающей геометрической прогрессии $S_n = \frac{(a_1 - a_n \cdot q)}{(1 - q)}$, получено: $S_n = y_0 \cdot \left[1 - (1 - m_1)^n \right]$, где

$$a_1 = \frac{y_0}{B_1} \cdot (1 - m_1); \quad a_n = \frac{y_0}{B_1} \cdot (1 - m_1)^n$$

– соответственно первый и n -й члены убывающей геометрической прогрессии. С учетом $m_1 = \frac{1}{(1 + B_1)}$:

$$S_n = y_0 \cdot \left[1 - \frac{1}{\left(1 + \frac{1}{B_1}\right)^n} \right]. \quad (3.24)$$

Используя полученную зависимость (3.24), определена величина упругого перемещения $y = y_0 - S_n$:

$$y = \frac{y_0}{\left(1 + \frac{1}{B_1}\right)^n}. \quad (3.25)$$

Из зависимости (3.25) следует, что с увеличением n величина y непрерывно уменьшается. Однако интенсивность ее уменьшения зависит от безразмерного параметра $B_1 = \frac{\sigma \cdot H \cdot V_{дет}}{C \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}}$. При условиях $B_1 \ll 1$ и $B_1 \gg 1$ зависимость (3.25) упрощается:

$$y \approx y_0 \cdot B_1^n = y_0 \cdot \left(\frac{\sigma \cdot H \cdot V_{дет}}{C \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}} \right)^n, \quad (3.26)$$

$$y \approx y_0. \quad (3.27)$$

Как видно, в первом случае, согласно зависимости (3.26), при уменьшении безразмерного параметра $B_1 \ll 1$ величина упругого перемещения y уменьшается. Следовательно, с увеличением n величина y непрерывно уменьшается.

Во втором случае, исходя из зависимости (3.27), величина упругого перемещения y фактически остается постоянной или несущественно уменьшается с увеличением n . На первый взгляд может показаться, что добиться исправления погрешностей обработки в данном случае сложно, т.к. шлифовальный круг, по сути, копирует форму обрабатываемой поверхности фактически без съема материала. Однако анализ основного времени обработки τ показал, что наименьшее основное время обработки (при обеспечении заданного значения y) достигается во втором случае. Это вытекает из следующих расчетов.

Основное время обработки τ при плоском шлифовании определяется зависимостью $\tau = \tau_0 \cdot n$, где $\tau_0 = L/V_{дет}$ – время одного продольного хода круга, с; L – длина хода круга, м. Разрешая зависимость (3.25) относительно параметра $B_1 = \frac{1}{\left(\sqrt[n]{\frac{y_0}{y}} - 1 \right)}$ и выражая скорость детали $V_{дет}$ через основное время обработки τ , получено:

$$\tau = \frac{\sigma \cdot H \cdot L \cdot n}{C \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}} \cdot \left(\sqrt[n]{\frac{y_0}{y}} - 1 \right). \quad (3.28)$$

В итоге пришли к зависимости, которая получена ранее в работе [79]. Как видно, количество проходов круга n неоднозначно влияет на основное время обработки τ .

При условии $n \rightarrow \infty$ функция τ имеет неопределенность вида $(\infty \cdot 0)$. Осуществляя переход к неопределенности вида $\left(\frac{0}{0}\right)$ и подчиняя полученную зависимость правилу Лопиталя, имеем:

$$\tau = \frac{\sigma \cdot H \cdot L}{C \cdot K_{\text{ш}} \cdot V_{\text{кр}}} \cdot \lim_{n \rightarrow \infty} \frac{\left(\sqrt[n]{\frac{y_0}{y}} - 1\right)'}{\left(\frac{1}{n}\right)'} = \frac{\sigma \cdot H \cdot L}{C \cdot K_{\text{ш}} \cdot V_{\text{кр}}} \cdot \ln \frac{y_0}{y}. \quad (3.29)$$

Таким образом, теоретически доказано, что с увеличением $n \rightarrow \infty$ и $V_{\text{дет}} \rightarrow \infty$, в соответствии с зависимостью $\tau = \tau_0 \cdot n$, основное время обработки τ уменьшается, асимптотически приближаясь к минимальному значению (рис. 3.32). Следовательно, более эффективным с точки зрения уменьшения τ (при обеспечении заданного значения y), является второй случай, когда $B_1 \gg 1$, т.е. случай многопроходного шлифования. Несмотря на то, что второе слагаемое в знаменателе зависимости (3.25) стремится к нулю, за счет бесконечного увеличения n происходит уменьшение величины y и таким образом достигается эффект шлифования по критерию наименьшего основного времени обработки τ .

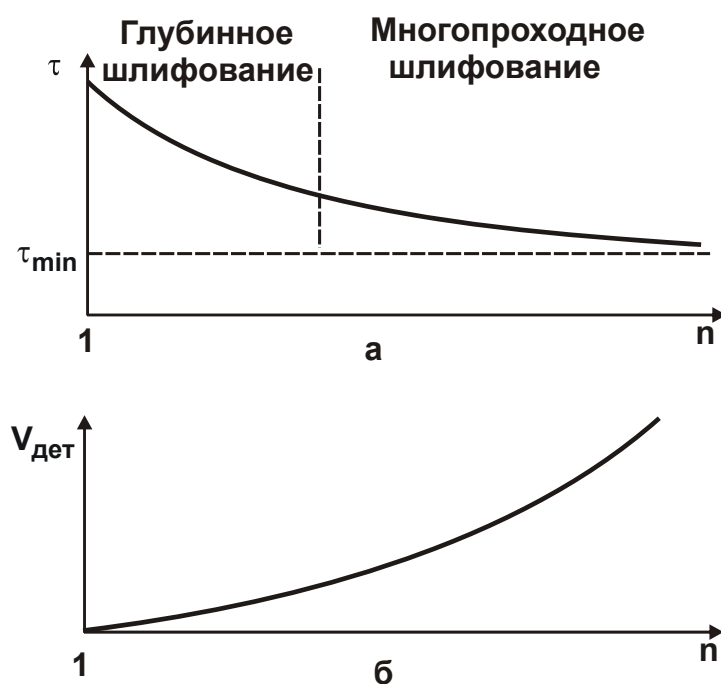


Рис. 3.32. Зависимости основного времени обработки τ (а) и скорости детали $V_{\text{дет}}$ (б) от количества проходов круга n

Используя полученную зависимость (3.29), можно оценить возможности уменьшения основного времени обработки τ при круглом внутреннем шлифовании, путем реализации упругой схемы шлифования с начальным натягом в технологической системе, равным или кратным величине снимаемого припуска (т.е., по сути, реализации рассмотренной выше схемы выхаживания). Для этого следует проанализировать две схемы шлифования: с отключенной и включенной продольной подачей (рис. 3.33).

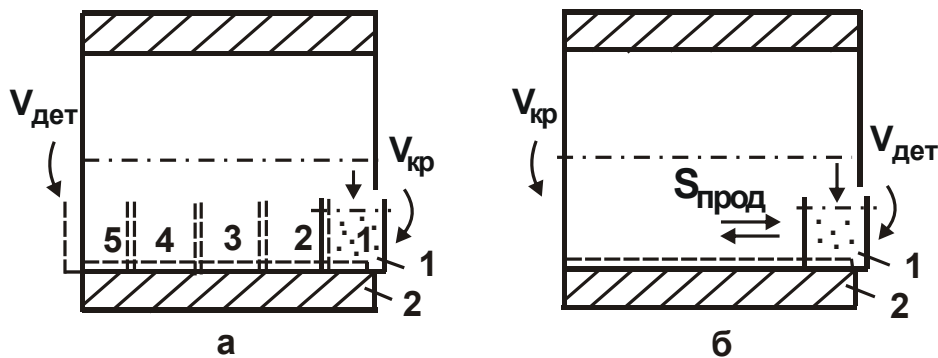


Рис. 3.33. Схемы круглого внутреннего шлифования:

- а – без продольной подачи (схема шлифования последовательными
врезаниями – с радиальной подачей уступами);
- б – с продольной подачей

В первом случае величина L примет вид $L = \pi \cdot D_{дет}$ и, соответственно, зависимость (3.29), описывающая минимальное значение основного времени обработки, выразится:

$$\tau_{min} = \frac{\pi \cdot D_{дет} \cdot H \cdot \sigma}{C \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}} \cdot \ln \frac{y_0}{y} \quad (3.30)$$

Как известно, основной причиной низкой эффективности круглого внутреннего шлифования (по критериям точности и производительности обработки) является низкая жесткость технологической системы s . Это подтверждается зависимостью (3.30), согласно которой с уменьшением жесткости s основное время обработки τ увеличивается. Добиться уменьшения τ в этих условиях (при заданном значении y) можно лишь уменьшением отношения $\sigma/K_{рез}$ и увеличением скорости круга $V_{кр}$. Следовательно, возможность уменьшения времени обработки τ при круглом внутреннем шлифовании весьма ограничена.

Необходимо отметить, что зависимость (3.30) получена при условиях: $n \rightarrow \infty$ и $V_{дет} \rightarrow \infty$. Естественно, в реальных условиях шлифования скорость детали $V_{дет}$ не беспредельна. Поэтому ее следует устанавливать максимально возможной для каждого конкретного шлифовального станка.

Учитывая, что возможности увеличения скорости круга $V_{кр}$ ограничены, основным путем уменьшения времени обработки τ является уменьшение условного напряжения резания σ за счет повышения режущей способности круга, а также снижения интенсивности трения в зоне резания на основе применения эффективных технологических сред, импрегнации (термообработки) абразивного круга и т.д.

Эффективным решением в этом направлении является обеспечение режима самозатачивания круга, который благодаря интенсивному износу позволяет своевременно удалять с рабочей поверхности круга затупившиеся абразивные зерна, не допуская образования на них значительных площадок износа, а также не допуская засаливания рабочей поверхности круга продуктами обработки. Для практической реализации данного условия целесообразно использовать мягкие и среднемягкие абразивные круги или алмазные круги на относительно мягких связках (органической и керамической).

При использовании алмазных кругов на прочных металлических связках необходимо применять эффективные методы электроэрозионной или электрохимической правки круга с целью постоянного поддержания в процессе шлифования его высокой режущей способности.

Рассмотрим также вторую схему круглого внутреннего шлифования – с продольной подачей, т.е. схему круглого внутреннего продольного шлифования. В этом случае зависимость $\tau = \tau_0 \cdot n$ примет вид $\tau = n \cdot l / S_{прод}$, где l – длина обрабатываемой детали (длина обрабатываемого отверстия), м; $S_{прод}$ – скорость продольной подачи, м/с.

Для выражения безразмерного параметра $B_1 = \frac{\sigma \cdot H \cdot V_{дет}}{C \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}}$ применительно к условиям круглого внутреннего шлифования следует воспользоваться кинематическим соотношением $\frac{\pi \cdot D_{дет}}{V_{дет}} = \frac{H}{S_{прод}}$, определяющим время одного вращения обрабатываемой детали. Раз-

решая его, получено: $V_{дет} \cdot H = \pi \cdot D_{дет} \cdot S_{прод}$. Тогда $B_1 = \frac{\pi \cdot D_{дет} \cdot S_{прод} \cdot \sigma}{C \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}}$

$$\text{и } \frac{\pi \cdot D_{дет} \cdot S_{прод} \cdot \sigma}{C \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}} = \frac{1}{\left(\sqrt[n]{\frac{y_0}{y}} - 1 \right)}.$$

Выражая в полученной зависимости скорость продольной подачи $S_{прод}$ через время обработки τ , имеем:

$$\tau = \frac{\sigma \cdot F \cdot n}{C \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}} \cdot \left(\sqrt[n]{\frac{y_0}{y}} - 1 \right), \quad (3.31)$$

где $F = \pi \cdot D_{дет} \cdot l$ – площадь обрабатываемой поверхности, m^2 .

В результате получена зависимость, аналогичная зависимости (3.28), в которой функцию скорости детали $V_{дет}$ выполняет скорость продольной подачи $S_{прод}$. Также как и в зависимости (3.28), основное время обработки τ неоднозначно зависит от количества проходов круга n . Поэтому, подчиняя зависимость (3.31) правилу Лопиталья (для раскрытия неопределенности вида $\left(\frac{0}{0} \right)$), приходим к зависимости:

$$\tau_{min} = \frac{\sigma \cdot F}{C \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}} \cdot \ln \frac{y_0}{y}. \quad (3.32)$$

Эта зависимость справедлива для условий обработки $n \rightarrow \infty$ и $S_{прод} \rightarrow \infty$, т.е. эффективно обработку выполнять по схеме многопроходного шлифования (рис. 3.34).

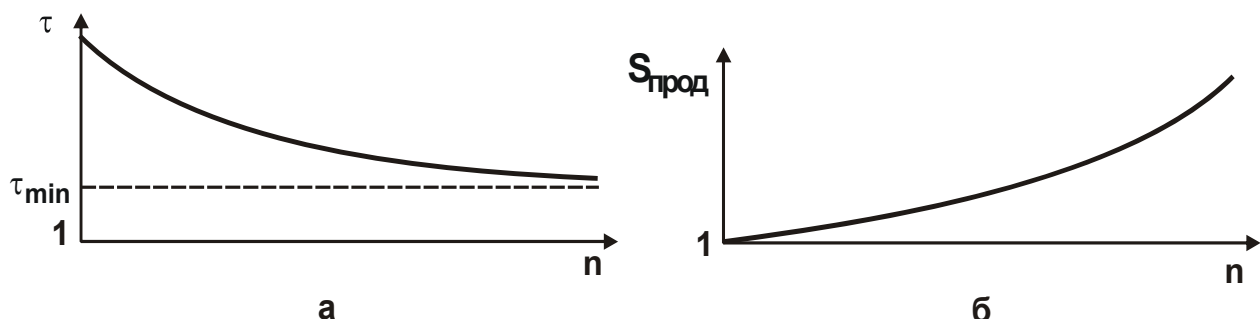


Рис. 3.34. Зависимости основного времени обработки τ (а) и скорости продольной подачи $S_{прод}$ (б) от количества проходов круга n при шлифовании по упругой схеме с начальным натягом в технологической системе

Как известно, на практике реализуется условие $S_{\text{прод}} \ll V_{\text{дет}}$. Поэтому бесконечно увеличивать скорость продольной подачи $S_{\text{прод}}$ нельзя, она может изменяться в небольших пределах. Следовательно, реализовать на практике при круглом внутреннем шлифовании минимально возможное значение времени обработки τ_{min} не представляется возможным. В то же время получило применение на практике круглое наружное и внутреннее шлифование с продольной осцилляцией круга, позволяющее существенно увеличить скорость подачи $S_{\text{прод}}$ по сравнению с традиционно применяемыми схемами внутреннего продольного многопроходного шлифования. Этим, отчасти, подтверждается достоверность приведенного выше теоретического решения, согласно которому эффект обработки достигается за счет увеличения $S_{\text{прод}} \rightarrow \infty$.

Поэтому, исходя из сказанного, в качестве расчетной зависимости для определения времени обработки τ необходимо рассматривать зависимость (3.31), учитывая, что с увеличением n и $S_{\text{прод}}$ наблюдается тенденция уменьшения τ . Расчет наименьшего основного времени обработки τ в данном случае производится следующим образом. Задается максимально возможная для рассматриваемого шлифовального станка величина $S_{\text{прод}}$. По зависимости (3.31) определяется необходимое количество проходов круга n , а по зависимости $\tau = n \cdot l / S_{\text{прод}}$ – основное время обработки τ .

Таким образом, получены аналитические зависимости для определения основного время обработки τ для двух схем круглого внутреннего шлифования: без продольной подачи и с продольной подачей. Естественно при этом возникает вопрос, какой из двух схем отдать предпочтение. Для ответа на данный вопрос в зависимостях (3.30) и (3.32) необходимо рассматривать одинаковые площади обрабатываемой поверхности. Тогда зависимость (3.30) примет вид:

$$\tau = z \cdot \tau_{\text{min}} = \frac{\sigma \cdot F}{C \cdot K_{\text{ш}} \cdot V_{\text{кр}}} \cdot \ln \frac{y_0}{y}, \quad (3.33)$$

где $z = l/H$ – количество установок круга вдоль обрабатываемой цилиндрической поверхности при шлифовании без продольной подачи;

l – длина обрабатываемой детали (длина обрабатываемого отверстия), м.

В результате установлено, что зависимости (3.32) и (3.33) идентичны, однако они реализуются при разном количестве проходов круга n . Лишь в этом различие двух зависимостей. Поскольку $S_{\text{прод}} \ll V_{\text{дет}}$, то применение первой схемы шлифования (без продольной подачи) позволяет обеспечить большее количество проходов n (при съеме заданного припуска y_0) и, соответственно, меньшее основное время обработки τ . Следовательно, за счет применения круглого внутреннего шлифования (без продольной подачи), т.е. реализуя так называемую схему шлифования последовательными врезаниями – с радиальной подачей уступами [30], появляется возможность уменьшения основного времени обработки τ и повышения производительности обработки (рис. 3.35). Эта схема шлифования эффективна при обработке деталей, по длине соизмеримых с высотой круга.

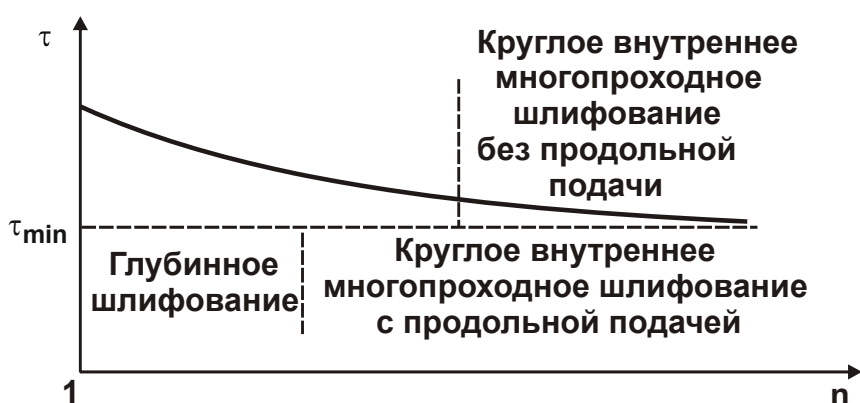


Рис. 3.35. Характер изменения основного времени обработки τ от количества проходов круга n при круглом внутреннем шлифовании по упругой схеме с начальным натягом в технологической системе

При шлифовании деталей большей длины можно использовать как первую, так и вторую схемы. Все зависит от значений скорости детали и скорости продольной подачи, реализуемых на шлифовальном станке. Однако в качестве наиболее предпочтительного варианта обработки следует рассматривать все же первую схему, реализующую метод шлифования последовательными врезаниями – с радиальной подачей уступами.

Из зависимостей (3.32) и (3.33) следует, что с увеличением величины начального натяга y_0 , создаваемого в технологической системе, основное время обработки τ увеличивается, однако не столь суще-

ственно, поскольку величина y_0 является аргументом логарифмической функции. В связи с этим важно оценить характер изменения основного времени обработки τ при съеме припуска $\Pi = k \cdot y_0$ за счет создания в технологической системе k периодических натягов величиной y_0 . Тогда, умножая основное время обработки τ , определяемое зависимостью (3.33), на коэффициент $k = \Pi / y_0$ при условии, что после съема каждого начального натяга y_0 образуется "недорез" величиной y , получено:

$$\tau = \frac{\Pi}{y_0} \cdot \frac{\sigma \cdot F}{C \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}} \cdot \ln \left(1 + \frac{y_0}{y} \right). \quad (3.34)$$

С учетом $\frac{\Pi}{y} = \frac{\Pi}{y_0} \cdot \frac{y_0}{y}$ зависимость (3.34) выразим через y_0 / y :

$$\tau = \frac{\Pi}{y} \cdot \frac{y}{y_0} \cdot \frac{\sigma \cdot F}{C \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}} \cdot \ln \left(1 + \frac{y_0}{y} \right) = \frac{\Pi}{y} \cdot \frac{\sigma \cdot F}{C \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}} \cdot \alpha_1, \quad (3.35)$$

где $\alpha_1 = \frac{y}{y_0} \cdot \ln \left(1 + \frac{y_0}{y} \right)$ – безразмерная величина.

В результате получена аналитическая зависимость для определения наименьшего основного времени обработки τ с учетом ограничения по точности размера обрабатываемой поверхности, обусловленного упругим перемещением, возникающим в технологической системе. Это позволяет, по сути, решить задачу определения максимально возможной производительности обработки с учетом ограничения по точности размера обрабатываемой поверхности.

Как следует из зависимости (3.35), основное время обработки τ неоднозначно зависит от величины y_0 . Поэтому может иметь место экстремум функции τ от величины y_0 . Для его определения следует подчинить функцию τ необходимому условию экстремума: $\tau'_{y_0} = 0$:

$$\frac{y}{y_0} \cdot \left(1 + \frac{y_0}{y} \right) \cdot \ln \left(1 + \frac{y_0}{y} \right) = 1. \quad (3.36)$$

В результате получено уравнение относительно неизвестной величины y_0 / y . При условии $y_0 / y \geq 1$ левая часть всегда больше правой части. Следовательно, экстремум функции τ от y_0 отсутствует, т.е. функция τ от y_0 непрерывно изменяется.

В табл. 3.8 приведены расчетные значения безразмерной величины α . Как видно, с увеличением отношения y_0/y безразмерная величина α_1 непрерывно уменьшается с интенсивностью, ниже линейной зависимости. Так, при увеличении отношения y_0/y в 1000 раз безразмерная величина α_1 уменьшилась в 100 раз. Поэтому добиться наименьшего значения основного времени обработки τ можно при величине y_0 , равной снимаемому припуску Π (рис. 3.36). Уменьшение y_0 приводит к увеличению основного времени обработки τ .

Таблица 3.8

Расчетные значения безразмерной величины α_1

y_0/y	1	1,25	2,5	5	10	20	100	1000
y/y_0	1	0,8	0,4	0,2	0,1	0,05	0,01	0,001
α_1	0,7	0,648	0,5	0,36	0,24	0,153	0,046	0,007



Рис. 3.36. Структурная схема условий уменьшения основного времени τ при круглом внутреннем шлифовании по упругой схеме с начальным натягом в технологической системе (схема выхаживания)

3.5. Выбор оптимального варианта операции шлифования по критериям производительности и точности обработки

Шлифование является наиболее эффективным методом окончательной механической обработки, обеспечивающим высокие показатели точности и шероховатости [107; 116; 126; 130]. Вместе с тем, достижение этих показателей характеризуется относительно высокой трудоемкостью обработки. Поэтому вопросы повышения производительности обработки на финишных операциях шлифования весьма актуальны и требуют решения задачи обоснования и выбора оптимального варианта операции шлифования по критериям производительности и точности обработки. Для этого следует рассмотреть закономерности формирования погрешностей обработки, обусловленные возникновением упругих перемещений в технологической системе у при шлифовании прямолинейного образца, движущегося по нормали к рабочей поверхности круга с постоянной скоростью V_0 (рис. 3.37) [62].

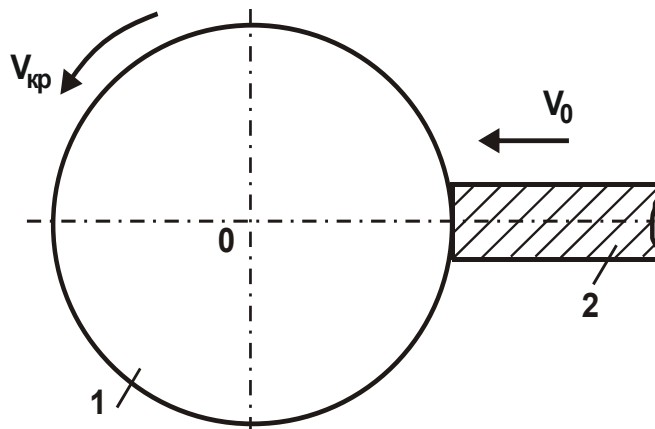


Рис. 3.37. Расчетная схема параметров шлифования:
1 – круг; 2 – обрабатываемый образец

Баланс перемещений в технологической системе при шлифовании описывается уравнением [76]:

$$V_0 \cdot \tau = \int_0^{\tau} V(\tau) \cdot d\tau + y, \quad (3.37)$$

где $V(\tau)$ – линейная скорость съема припуска, м/с;

τ – время обработки, с;

$y = \frac{P_y}{C} = B \cdot V(\tau)$ – величина упругого перемещения, м;

$B = \frac{\sigma}{C \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}} \cdot F$ – постоянная времени образования упругого пе-

ремещения в технологической системе, с;

P_z, P_y – тангенциальная и радиальная составляющие силы резания при шлифовании, Н;

C – приведенная жесткость технологической системы, Н/м;

$K_{ш} = P_z / P_y$ – коэффициент шлифования;

σ – условное напряжение резания при шлифовании, Н/м²;

F – площадь поперечного сечения обрабатываемого образца, м²;

$V_{кр}$ – скорость круга, м/с.

Для решения уравнения (3.37) следует все его слагаемые продифференцировать по времени τ :

$$B \cdot \frac{dV(\tau)}{d\tau} + V(\tau) = V_0. \quad (3.38)$$

В результате получено линейное дифференциальное уравнение первого порядка с правой частью. Решение уравнения (3.38) общеизвестно, поэтому с учетом начального условия $y(\tau = 0) = y_0$, имеем:

$$y = y_{уст} + (y_0 - y_{уст}) \cdot e^{-\frac{1}{B} \cdot \tau}, \quad (3.39)$$

где y_0 – начальный натяг в технологической системе, м;

$y_{уст} = B \cdot V_0$ – величина упругого перемещения, возникающего в технологической системе в установившемся во времени процессе шлифования, м.

С учетом текущего значения припуска $\Pi = V_0 \cdot \tau$ зависимость (3.39) выразится:

$$y = y_{уст} + (y_0 - y_{уст}) \cdot e^{-\frac{\Pi}{y_{уст}}}. \quad (3.40)$$

При условии $y_{уст} = 0$, т.е. при шлифовании с отключенной радиальной подачей (по схеме выхаживания), зависимость (3.40) упростится и примет вид:

$$y = y_0 \cdot e^{-\frac{\Pi}{y_{уст}}} = y_0 \cdot e^{-\frac{\tau}{B}}. \quad (3.41)$$

При условии $y_0 = 0$ (т.е. при врезании круга) зависимость (3.40) опишется:

$$y = y_{уст} \cdot \left(1 - e^{-\frac{\pi}{y_{уст}}} \right) = y_{уст} \cdot \left(1 - e^{-\frac{\tau}{B}} \right). \quad (3.42)$$

Сравнивая зависимости (3.41) и (3.42), видно, что при условии $y_0 = y_{уст}$ они взаимно противоположны. За одинаковое время обработки τ_0 при врезании и выхаживании достигается одна и та же степень приближения величины y к асимптотам ($y = y_0$ и $y = 0$).

Произведем упрощенный расчет наименьшего основного времени обработки с учетом ограничения по точности размера обрабатываемой поверхности. Предположим, что с обрабатываемого образца (при его постоянном контакте с кругом) необходимо удалить припуск величиной Π за два перехода, осуществляемых с разными скоростями радиальной подачи V_1 и V_2 , и обеспечить заданную погрешность обработки y_2 . В этом случае величина упругого перемещения y_1 на первом переходе определяется зависимостью (3.42), а на втором переходе – зависимостью (3.40). Первоначально можно считать, что на втором переходе $y_{уст} = 0$, т.е. $V_2 = 0$ и шлифование выполняется с отключенной радиальной подачей по схеме выхаживания. Тогда величина упругого перемещения y определяется упрощенной зависимостью (3.41). Исходя из этого условия, номинальная величина снимаемого припуска на первом переходе равна Π , а на втором переходе равна $y_0 = y_1$. Задача состоит в определении наименьшего основного времени обработки на двух переходах $\tau = \tau_1 + \tau_2$, где $\tau_1 = \Pi / V_1 = B \cdot \Pi / y_{уст1}$ – время обработки на первом переходе, с; V_1 – скорость радиальной подачи образца на первом переходе, м/с; $y_{уст1} = B \cdot V_1$.

Время обработки на 2 переходе τ_2 определяется из зависимости (3.41), рассматривая $y_0 = y_1$:

$$\frac{\tau_2}{B} = \ln \frac{y_1}{y_2}. \quad (3.43)$$

Как видно, для определения основного времени обработки τ необходимо знать величины $y_{уст1}$ и y_1 . Принимая исходные данные

$\Pi = 1$ мм и $y_2 = 0,186$ мм, методика расчета τ состоит в следующем. В начале задается значение $y_1 / y_{уст_1}$ и устанавливается значение $\Pi / y_{уст_1}$. Для заданной величины $\Pi = 1$ мм, определяются значения $y_{уст_1}$, y_1 и, соответственно, $\tau_1 = B \cdot \Pi / y_{уст_1}$. Далее, по зависимости (3.43) определяется τ_2 .

В табл. 3.9 приведены рассчитанные по данной методике значения указанных величин и основного времени обработки τ для различных значений $y_1 / y_{уст_1}$. Как видно, с уменьшением $y_1 / y_{уст_1}$ и увеличением величин $y_{уст_1}$ и y_1 основное время обработки τ уменьшается, достигая наименьшего значения при $y_1 = \Pi = 1$ мм. В этом случае время обработки на первом переходе минимально ($\tau_1 \rightarrow 0$), т.е. фактически съем припуска происходит на втором переходе. Следовательно, оптимальным вариантом операции шлифования является операция, на которой на первом переходе происходит ускоренное врезание круга в обрабатываемый материал на всю глубину снимаемого припуска Π , а на втором переходе по схеме выхаживания (т.е. без радиальной подачи образца) происходит удаление всего припуска и формирование заданной точности размера обрабатываемой поверхности, определяемой величиной y_2 .

Таблица 3.9

Расчетные значения параметров

$y_1 / y_{уст_1}$	$y_2 = y_{уст_1}$	$y_{уст_1}$, мм	y_1 , мм	τ_1 / B	τ_2 / B	τ / B
0,95	3,0	0,333	0,316	3,0	0,53	3,53
0,632	1,0	1,0	0,632	1,0	1,22	2,22
0,393	0,5	2,0	0,786	0,5	1,44	1,94
0,095	0,1	10,0	0,95	0,1	1,63	1,73
0,01	0,01	100,0	1,0	0,01	1,68	1,69

Для сравнения рассмотрим упрощенный вариант расчета, используя вместо зависимости (3.42) упрощенную зависимость $y_1 = y_{уст_1}$.

В табл. 3.10 приведены расчетные значения параметров τ_1 / B , τ_2 / B и τ / B . Как следует из табл. 3.10, с увеличением величины y_1 основное время обработки τ / B уменьшается, принимая наименьшее

значение при $y_1 = \Pi = 1$ мм, т.е. как и в выше приведенном уточненном расчете. При этом величина τ_2/V принимает одно и то же значение, а величина τ/V – большее значение. Это указывает на возможность уменьшения времени $\tau_1 \rightarrow 0$ за счет увеличения скорости радиальной подачи образца на первом переходе V_1 , поскольку первый переход выполняет, как бы подготовительную функцию – обеспечивает создание начального натяга в технологической системе $y_1 = \Pi = 1$ мм и на нем отсутствует удаление припуска. В результате может быть достигнуто значение $\tau = \tau_2$, как и в выше приведенном уточненном расчете. В данном случае τ описывается зависимостью:

$$\tau = B \cdot \left(\frac{\Pi}{y_1} + \ln \frac{y_1}{y_2} \right). \quad (3.44)$$

Как видно, функция τ изменяется по экстремальной зависимости с изменением y_1 . Поэтому следует определить экстремум функции τ из условия $\tau'_{y_1} = 0$. После преобразований получено: $y_1 = \Pi$. Вторая производная функции τ от величины y_1 в точке экстремума положительна. Следовательно, имеет место минимум функции τ :

$$\tau_{\min} = B \cdot \left(1 + \ln \frac{\Pi}{y_2} \right). \quad (3.45)$$

Таблица 3.10

Расчетные значения параметров τ_1/V , τ_2/V и τ/V

$y_{уст1}, \text{ мм}$	$y_1, \text{ мм}$	τ_1/V	τ_2/V	τ/V
0,333	0,333	3,0	0,58	3,58
1,0	1,0	1,0	1,68	2,68

Этим показано, что наименьшее значение τ достигается при условии $y_1 = \Pi$, т.е. при создании в технологической системе на первом переходе натяга y_1 , равного величине снимаемого припуска Π . Данное решение согласуется с результатами численных расчетов, приведенных в табл. 3.10.

Произведем уточненный расчет наименьшего основного времени обработки с учетом ограничения по точности размера обрабатываемой поверхности. Для этого следует получить общее аналитическое решение определения основного времени обработки τ на операции шли-

фования в два перехода (рис. 3.38). В связи с этим время обработки τ представлено в виде:

$$\tau = B \cdot \left(\frac{\Pi_1}{y_{уст1}} + \frac{\Pi_2}{y_{уст2}} \right). \quad (3.46)$$

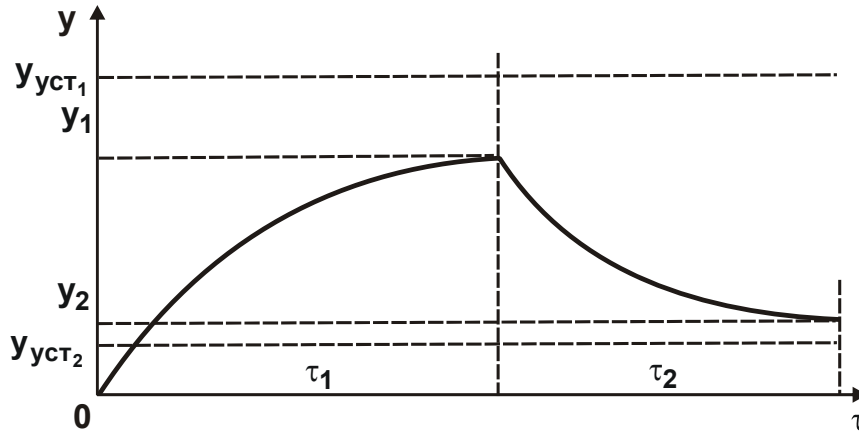


Рис. 3.38. Зависимость величины упругого перемещения y от времени обработки τ на операции шлифования в два перехода

Далее, разрешая зависимость (3.46) относительно параметра $y_{уст1}$, получено:

$$y_{уст1} = \frac{\Pi_1}{\left(\frac{\tau}{B} + \frac{\Pi_2}{y_{уст2}} \right)}. \quad (3.47)$$

Подставляя полученную зависимость (3.47) в (3.42) и рассматривая в ней $y = y_1$, имеем:

$$y_1 = \frac{\Pi_1}{\left(\frac{\tau}{B} + \frac{\Pi_2}{y_{уст2}} \right)} \cdot \left[1 - e^{-\left(\frac{\tau}{B} + \frac{\Pi_2}{y_{уст2}} \right)} \right]. \quad (3.48)$$

Подставляя зависимость (3.48) в (3.40) и рассматривая в ней $y = y_2$, $y_0 = y_1$, окончательно получено:

$$y_2 = y_{уст2} \cdot \left(1 - e^{-\frac{\Pi_2}{y_{уст2}}} \right) + \frac{\Pi_1}{\left(\frac{\tau}{B} - \frac{\Pi_2}{y_{уст2}} \right)} \cdot \left[1 - e^{-\left(\frac{\tau}{B} - \frac{\Pi_2}{y_{уст2}} \right)} \right] \cdot e^{-\frac{\Pi_2}{y_{уст2}}}. \quad (3.49)$$

Задавая значения y_2 , Π , Π_1 и, соответственно, $\Pi_2 = \Pi - \Pi_1$, на основе уравнения (3.49) можно численным расчетом определить основное время обработки τ/V в зависимости от параметра $y_{уст_2}$.

Используя уравнение (3.49), рассмотрим предыдущий случай: $\Pi_1 = \Pi$; $\Pi_2 = 0$; $y_{уст_2} = 0$; $\frac{\Pi_2}{y_{уст_2}} = \frac{\tau_2}{B}$. Тогда уравнение (3.49) упростится

и примет вид:

$$y_2 = \frac{\Pi}{\left(\frac{\tau}{B} - \frac{\tau_2}{B}\right)} \cdot \left[1 - e^{-\left(\frac{\tau}{B} - \frac{\tau_2}{B}\right)} \right] \cdot e^{-\frac{\tau_2}{B}}. \quad (3.50)$$

Для исходных данных: $y_2 = 0,186$ мм и $\Pi = 1$ мм в табл. 3.11 приведены рассчитанные на основе уравнения (3.50) значения τ/V . Как видно, полученные данные совпадают с аналогичными данными, приведенными в табл. 3.9. Следовательно, применение уравнения (3.50) позволяет упростить методику расчета времени обработки τ .

Таблица 3.11

Расчетные значения τ/V

τ_2/V	0,53	1,22	1,44	1,63	1,68
τ/V	3,53	2,22	1,94	1,73	1,69

Важно определить основное время обработки τ при шлифовании в два перехода с $V_2 > 0$. Для этого следует задать значения Π , Π_1 , $\Pi_2 = \Pi - \Pi_1$, $\Pi_1/y_{уст_1}$ и, соответственно, $y_{уст_1}$, и определить значение y_1 . Затем, из уравнения (3.40), рассматривая в нем $y = y_2$, $y_0 = y_1$, определить $y_{уст_2}$ для известных значений y_2 и y_1 . Принимая $y_2 = 0,186$ мм и $\Pi = 1$ мм, в табл. 3.12 приведены результаты расчетов параметров $y_{уст_1}$, y_1 , $y_{уст_2}$ и отношения τ/V , определяемого зависимостью (3.46).

Как видно, с увеличением Π_1 время τ/V уменьшается, достигая наименьшего значения при условии $\Pi_1 = \Pi$, т.е. когда съем припуска и формирование точности происходит на втором переходе, осуществляемом по схеме выхаживания. Первый переход необходим лишь для создания в системе натяга величиной $y_1 = \Pi$.

Таблица 3.12

Расчетные значения параметров $y_{уст1}$, y_1 , $y_{уст2}$ и τ/V

Π_1	$\Pi_1 = 0,25 \text{ мм}; \Pi_2 = 0,75 \text{ мм}$				$\Pi_1 = \Pi_2 = 0,5 \text{ мм}$			
	$y_{уст1}$, мм	y_1 , мм	$y_{уст2}$, мм	$\frac{\tau}{V}$	$y_{уст1}$, мм	y_1 , мм	$y_{уст2}$, мм	$\frac{\tau}{V}$
1,0	–	–	–	–	0,5	0,316	0,178	3,808
0,5	0,5	0,196	0,1858	4,536	1,0	0,393	0,174	3,373
0,1	2,5	0,237	0,185	4,154	5,0	0,475	0,17	3,041
0	∞	0,25	0,1845	4,065	∞	0,5	0,169	2,958
Π_1	$\Pi_1 = 0,75 \text{ мм}; \Pi_2 = 0,25 \text{ мм}$				$\Pi_1 = 0,95 \text{ мм}; \Pi_2 = 0,05 \text{ мм}$			
	$y_{уст1}$, мм	y_1 , мм	$y_{уст2}$, мм	$\frac{\tau}{V}$	$y_{уст1}$, мм	y_1 , мм	$y_{уст2}$, мм	$\frac{\tau}{V}$
1,0	0,75	0,474	0,134	2,865	0,95	0,6	0,0376	2,329
0,5	1,5	0,589	0,1245	2,508	1,9	0,746	0,0327	2,029
0,1	7,5	0,712	0,116	2,255	9,5	0,902	0,029	1,818
0	∞	0,75	0,1145	2,183	∞	0,95	0,0284	1,76

Следует отметить, что создание натяга, равного величине снимаемого припуска, не всегда реализуемо на станке. Поэтому припуск необходимо разбивать по переходам, обеспечивая предельно возможные значения натяга в технологической системе y_1 . Например, при $y_1 = \Pi_1 = \Pi = 1 \text{ мм}$ (табл. 3.9) наименьшее основное время обработки $\tau/V = 1,69$. При $y_1 = \Pi_1 = 0,5 \text{ мм}$ (табл. 3.12) наименьшее основное время обработки $\tau/V = 2,958$. Следовательно, с уменьшением натяга y_1 (создаваемого за счет ускоренного врезания круга в обрабатываемый материал) основное время обработки τ/V увеличивается (рис. 3.39). Однако это связано лишь с невозможностью создания в технологической системе значительного натяга y_1 , равного величине снимаемого припуска.

Произведем выбор оптимальной схемы съема припуска с учетом ограничения по точности размера обрабатываемой поверхности. Определим условия уменьшения основного времени обработки в случае ограничения по величине начального натяга в технологической системе. Для этого рассмотрим операцию шлифования, выполняемую за несколько переходов, включающих поочередно переходы врезания

круга в обрабатываемый материал с ускоренной радиальной подачей (с целью создания в технологической системе начального натяга), и переходы выхаживания (т.е. шлифование с отключенной радиальной подачей).

Предположим, что на первом переходе натяг в технологической системе равен $y_0 = \Pi/n$, а на всех последующих $(n-1)$ переходах – $y_0 = \Pi/n + y$. Исходя из зависимости (3.41), основное время обработки на первом переходе определится:

$$\frac{\tau_1}{B} = \ln \frac{\Pi}{n \cdot y} = \ln \frac{\varepsilon_{\text{сум}}}{n}, \quad (3.51)$$

где $\varepsilon_{\text{сум}} = \Pi/y$ – суммарное уточнение.

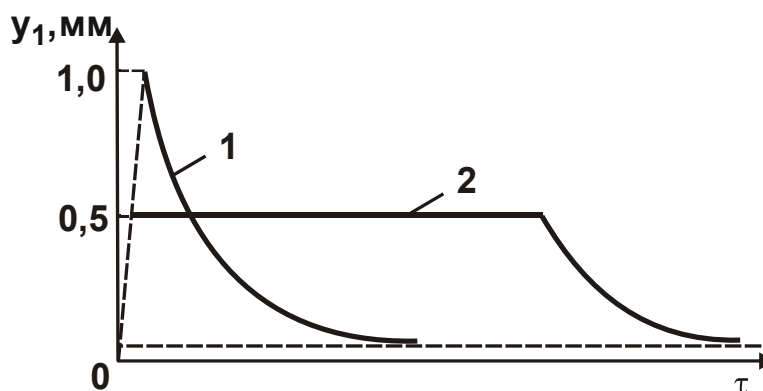


Рис. 3.39. Зависимость величины упругого перемещения y от времени обработки τ : 1 – $y_1 = \Pi_1 = \Pi = 1$ мм; 2 – $y_1 = \Pi_1 = 0,5$ мм

Основное время обработки на всех последующих $(n-1)$ переходах определится:

$$\frac{\tau_2}{B} = \frac{\tau_3}{B} = \dots = \frac{\tau_n}{B} = \ln \frac{\frac{\Pi}{n} + y}{y} = \ln \left(\frac{\varepsilon_{\text{сум}}}{n} + 1 \right). \quad (3.52)$$

Тогда суммарное основное время обработки τ равно

$$\frac{\tau}{B} = \frac{\tau_1}{B} + \dots + \frac{\tau_n}{B} = \ln \frac{\varepsilon_{\text{сум}}}{n} + (n-1) \cdot \ln \left(\frac{\varepsilon_{\text{сум}}}{n} + 1 \right). \quad (3.53)$$

В табл. 3.13 приведены рассчитанные по зависимости (3.53) значения τ/B для $\varepsilon_{\text{сум}} = 5,376$. Как видно, с увеличением количества переходов n основное время обработки τ увеличивается, т.е. эффективно съём припуска производить за один переход ($\tau/B = 1,69$). Вместе

с тем, при осуществлении данной схемы шлифования основное время обработки τ всегда меньше, чем при шлифовании в два перехода, включающем врезание и выхаживание при условии $\Pi_1 = 0,5 \cdot \Pi$. Например, как следует из табл. 3.12, в этом случае $\tau/V = 2,958$, тогда как, исходя из табл. 3.13, при $n=2$ (т.е. при условии $\Pi_1 = 0,5 \cdot \Pi$) отношение $\tau/V = 2,3$. Следовательно, в случае шлифования, когда невозможно в технологической системе создать натяг, равный величине снимаемого припуска, целесообразно съём припуска осуществлять с применением пульсирующей подачи. Данная схема позволяет повысить производительность обработки при обеспечении заданной точности размера обрабатываемой поверхности. Здесь эффект достигается, во-первых, за счет ускоренного врезания круга в обрабатываемый материал, благодаря чему фактически исключаются потери времени на периодическое создание натягов в технологической системе. Во-вторых, эффект достигается за счет реализации начального участка зависимости $y - \tau$ на технологическом переходе выхаживания, что способствует повышению производительности и точности обработки.

Таблица 3.13

Расчетные значения τ/V для $\varepsilon_{\text{сум}} = 5,376$

n	1	2	3	4	5
τ/V	1,68	2,3	2,65	2,85	2,99

Как следует из рис. 3.40, наименьшее основное время обработки достигается при шлифовании, включающем технологический переход ускоренного врезания круга в обрабатываемую деталь на величину снимаемого припуска и переход выхаживания, т.е. по сути, при шлифовании по схеме выхаживания с начальным натягом в технологической системе, равным величине снимаемого припуска.

Второй по эффективности является схема шлифования с пульсирующей подачей. При этом количество пульсаций должно быть минимальным, определяемым максимально возможным натягом, создаваемым в системе.

Третья схема шлифования, включающая технологические переходы врезания (чернового шлифования) и выхаживания, является наименее эффективной, т.к. характеризуется наибольшим основным временем обработки τ .

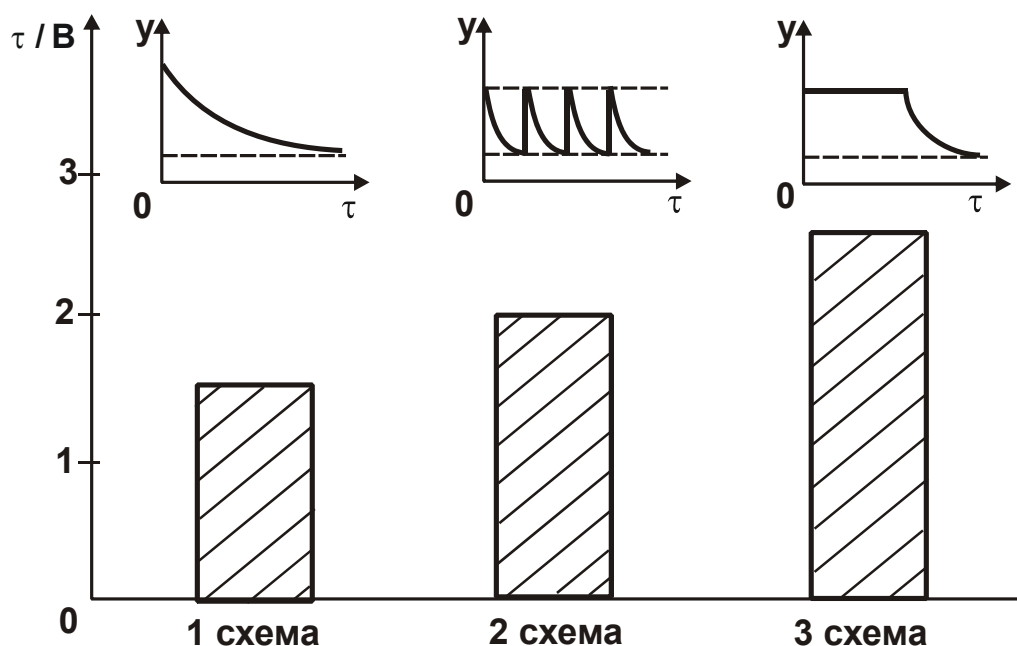


Рис. 3.40. Диаграмма изменения величины τ/V для трех схем шлифования

Таким образом, определены условия достижения наименьшего основного времени обработки при шлифовании и, соответственно, наибольшей производительности обработки при обеспечении заданной точности размера обрабатываемой поверхности.

3.6. Интенсификация финишной обработки внутренних цилиндрических поверхностей зубчатых колес

На операциях шлифования внутренних цилиндрических поверхностей зубчатых колес для редукторов приводов шахтных конвейеров точность обработки должна соответствовать 6 – 7 качеству, радиальное биение – до 0,01 мм, шероховатость поверхности – $R_a = 0,63$ мкм и менее. Как показывает практика, длительность операции внутреннего шлифования зубчатого колеса составляет более трех часов, что связано с возникновением (из-за низкой жесткости элементов технологической системы) упругих перемещений, которые вызывают значительные погрешности обработки и требуют длительного времени для их устранения. В связи с этим актуальной задачей является обоснование условий уменьшения продолжительности обработки при обеспечении заданной точности обрабатываемых поверхностей [26]. Для решения поставленной задачи следует воспользоваться аналитическими

зависимостями для определения упругого перемещения y , полученными применительно к круглому наружному (внутреннему) шлифованию по жесткой схеме (врезному шлифованию со скоростью V_0) и по схеме выхаживания [76; 130]:

$$y = y_{уст} \cdot \left(1 - e^{-\frac{\tau}{B}} \right); \quad (3.54)$$

$$y = y_0 \cdot e^{-\frac{\tau}{B}}, \quad (3.55)$$

где $y_{уст} = B \cdot V_0$ – величина упругого перемещения, возникающего в технологической системе в установившемся во времени τ процессе шлифования, м;

$$B = \frac{\sigma}{C \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}} \cdot F \text{ – постоянная времени образования упругого пе-}$$

ремещения в технологической системе, с;

C – приведенная жесткость технологической системы в радиальном направлении, Н/м;

$K_{ш} = P_z / P_y$ – коэффициент шлифования;

P_z, P_y – соответственно тангенциальная и радиальная составляющие силы резания при шлифовании, Н;

σ – условное напряжение резания при шлифовании, Н/м²;

F – площадь поперечного сечения обрабатываемого образца, м²;

$V_{кр}$ – скорость круга, м/с;

y_0 – начальный натяг в технологической системе, м.

При плоском (внутреннем продольном) многопроходном шлифовании по жесткой схеме и по схеме выхаживания величина y определяется по зависимостям:

$$y = y_{уст} \cdot \left(1 - e^{-\frac{n}{B_1}} \right); \quad (3.56)$$

$$y = y_0 \cdot e^{-\frac{n}{B_1}}, \quad (3.57)$$

где $y_{уст} = B_1 \cdot t$;

t – глубина шлифования, м;

$$B_1 = \frac{\sigma \cdot H \cdot V_{\text{дет}}}{C \cdot K_{\text{ш}} \cdot V_{\text{кр}}} - \text{безразмерный параметр};$$

H – ширина шлифования, м;

$V_{\text{дет}}$ – скорость детали, м/с.

Между параметрами B и B_1 существует связь:

$$B_1 = \frac{B}{\tau_0}, \quad (3.58)$$

где $\tau_0 = L / S_{\text{прод}}$ – время одного продольного хода круга, с;

L – длина хода круга, м;

$S_{\text{прод}}$ – скорость продольной подачи, м/с.

Первоначально следует определить параметр B для круглого внутреннего шлифования по схеме продольного выхаживания отверстия (диаметром 100 мм и высотой 150 мм) зубчатого колеса, изготовленного из стали 18ХГН2МФБ твердостью HRC 57 – 63. Обработка производилась на внутришлифовальном станке модели 3К229В абразивным кругом 100×20×63 25А 25 СМ1 8 с режимом шлифования: $V_{\text{кр}} = 35$ м/с; $V_{\text{дет}} = 30$ м/мин; $S_{\text{прод}} = 1,5$ м/мин. Перебег круга составлял 1/3 его высоты. Время одного продольного хода круга равно $\tau_0 = 7$ с.

На рис. 3.41 приведены экспериментально установленные значения величины упругого перемещения y с течением времени обработки τ при шлифовании по схеме выхаживания с начальным натягом, равным $y_0 = 0,3$ мм.

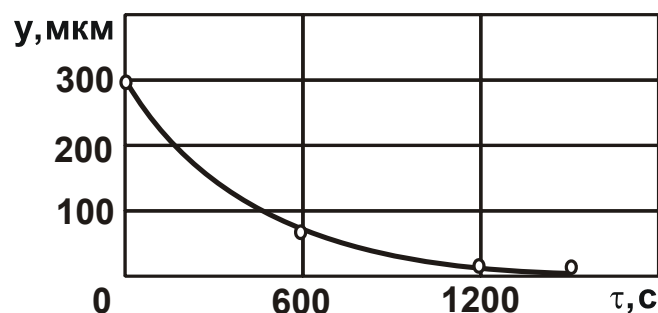


Рис. 3.41. Зависимость величины упругого перемещения y от времени обработки τ

Как видно, величина y с течением времени обработки τ непрерывно уменьшается. Подчиним данную закономерность аналитической зависимости (3.55), для чего разрешим ее относительно параметра

$B = \frac{\tau}{\ln(y_0/y)}$. Расчетами установлено, что параметр B изменяется в небольших пределах (420 ... 441 с). Это свидетельствует о том, что величина y изменяется во времени по экспоненциальному закону, описываемому зависимостью (3.55).

Зная параметр B , на основе зависимости (3.58) определен безразмерный параметр B_1 для $\tau_0 = 7$ с. Так, для $B = 420 \dots 441$ с установлено: $B_1 = 60 \dots 63$. Такие большие значения B_1 свидетельствуют о том, что величина упругого перемещения y существенно превышает фактическую глубину шлифования t_{ϕ} . Следовательно, при многопроходном внутреннем шлифовании по жесткой схеме (в соответствии с зависимостью (3.56)) образуются в технологической системе значительные упругие перемещения. Величина $y_{уст} = B_1 \cdot t = 63 \cdot t$, входящая в зависимость (3.56), многократно превышает номинальную глубину шлифования t и даже величину снимаемого припуска (рис. 3.42,а).

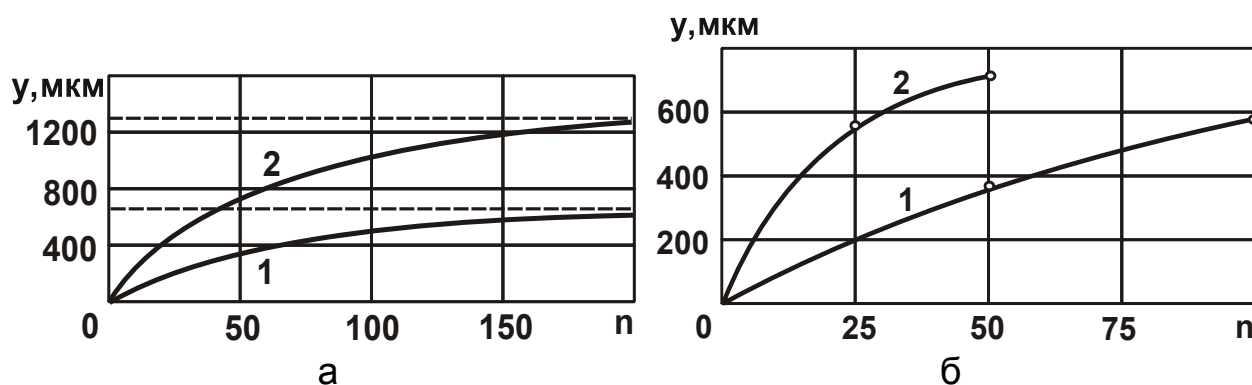


Рис. 3.42. Зависимость величины упругого перемещения y от количества проходов круга n : 1 – $t = 0,01$ мм; 2 – $t = 0,02$ мм; а – расчетные значения; б – экспериментальные значения

Выполнение условия $t_{\phi} \rightarrow t$ возможно при весьма большом количестве проходов круга $n > 3 \cdot B_1 = 190$. Практически весь процесс съема припуска будет протекать в неустановившемся режиме. Поэтому с целью сокращения трудоемкости обработки целесообразно шлифование осуществлять не по жесткой схеме, которая на заключительном этапе требует продолжительного выхаживания, а по упругой схеме с начальным натягом в системе, кратным величине снимаемого припуска (т.е. весь припуск необходимо удалять по схеме выхаживания).

Для оценки достоверности сделанного вывода проведены экспериментальные исследования величины упругого перемещения y в зависимости от количества проходов круга n при внутреннем шлифовании по жесткой схеме. Как следует из рис. 3.42,б, имеет место значительное увеличение упругого перемещения y с увеличением количества проходов круга n . При $t=0,02$ мм через 50 проходов круга величина y достигала значения 0,7 мм, т.е. при врезании круга в обрабатываемую деталь на глубину 1 мм было удалено всего 0,3 мм припуска. При дальнейшей обработке наблюдалось существенное увеличение упругого перемещения в технологической системе, что не позволило продолжать процесс шлифования. Следовательно, удалить весь припуск (1 мм) в данных условиях не представляется возможным. В связи с этим проведены опыты с меньшей глубиной шлифования $t=0,01$ мм. Через 50 проходов круга упругое перемещение равно $y=370$ мкм, а через 100 проходов – $y=550$ мкм. Как видно, и в этом случае имеют место значительные упругие перемещения в технологической системе, что не позволяет удалить весь снимаемый припуск.

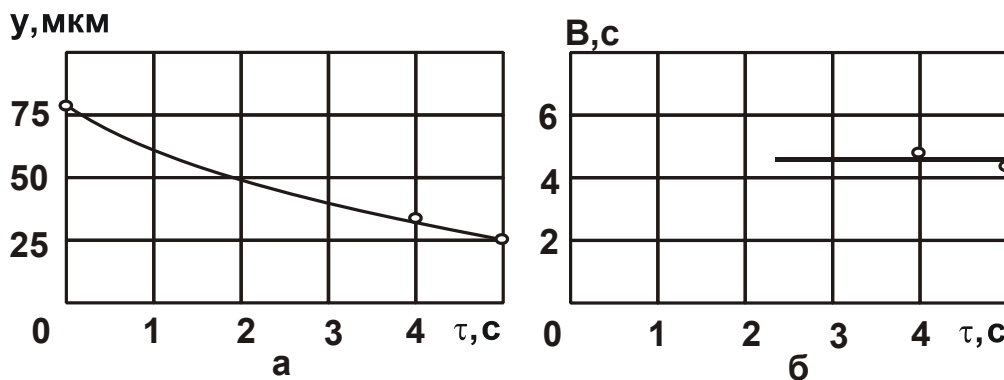


Рис. 3.43. Зависимости величины упругого перемещения y (а) и параметра B (б) от времени обработки τ

Очевидно, для того чтобы уменьшить величину упругого перемещения в технологической системе, необходимо значительно уменьшить глубину шлифования t . Однако, это ведет к снижению производительности обработки, что не эффективно. Таким образом, экспериментально показано, что осуществление процесса внутреннего шлифования по жесткой схеме в данных условиях не целесообразно. Такие большие значения y и безразмерного параметра B_1 обусловлены низкой жесткостью технологической системы, равной $C = 2600$ Н/мм.

Для сравнения определены параметры B и B_1 при круглом наружном и плоском шлифовании. В первом случае измерения величины упругого перемещения y производились при круглом наружном шлифовании по схеме выхаживания на круглошлифовальном станке модели ЗУ143МВ. Обработывалась цилиндрическая деталь из стали 45 абразивным кругом 1А1 400×80×203 24А 40 СМ1 К6, скорость круга $V_{кр} = 35$ м/с, скорость детали $V_{дет} = 13,2$ м/мин, начальный натяг в технологической системе $y_0 = 80$ мкм.

Как следует из рис. 3.43,а, через 4 секунды шлифования величина упругого перемещения уменьшилась от 80 мкм до 35 мкм, а через 5 секунд шлифования – до 25 мкм.

Используя расчетную зависимость и экспериментальные значения упругого перемещения $y = 35$ мкм и 25 мкм соответственно для $\tau = 4$ с и $\tau = 5$ с, определен параметр B , который в первом случае равен 4,88 с, во втором случае – 4,27 с (рис. 3.43,б). По сравнению с внутренним шлифованием (рис. 3.42,б), при круглом наружном шлифовании параметр B значительно меньше. Это связано с более высокой жесткостью технологической системы при круглом наружном шлифовании.

Проведены также экспериментальные исследования упругих перемещений при плоском шлифовании по жесткой схеме на плоскошлифовальном станке модели ЗЛ722В с использованием абразивного круга 1А1 400×80×203 24А 40 СМ1 К6. Съем припуска осуществлялся за один проход круга с глубиной шлифования $t = 0,05$ мм; $V_{кр} = 35$ м/с; $V_{дет} = 24$ м/мин. В результате установлено, что фактическая глубина шлифования при этом составила $t_{ф} = 30$ мкм, а $y = 20$ мкм. Для определения безразмерного параметра B_1 использована аналитическая зависимость (3.57). Подставляя в нее исходные данные: $n = 1$; $y = 20$ мкм; $t = 50$ мкм, получено уравнение относительно неизвестной величины B_1 :

$$B_1 \cdot \left(1 - e^{-\frac{1}{B_1}} \right) = 0,4 . \quad (3.59)$$

Решая уравнение (3.59), установлена величина $B_1 = 0,45$. Как видно, данное значение B_1 значительно меньше аналогичных значений $B_1 = 60 \dots 63$, полученных при круглом внутреннем продольном

шлифовании. Это связано с более высокой жесткостью технологической системы при плоском шлифовании.

Как показывает практика шлифования внутренних цилиндрических поверхностей зубчатых колес приводов шахтных конвейеров, на точность обработки значительное влияние оказывают термоупругие деформации детали, возникающие в процессе шлифования. Особенно опасен неравномерный нагрев обрабатываемой детали. Поэтому с целью обеспечения равномерного охлаждения после шлифования обрабатываемая деталь не снимают со станка до ее полного охлаждения. Это приводит к повышению трудоемкости операции шлифования.

Для оценки возможности уменьшения степени нагрева детали при шлифовании следует определить работу резания, которая практически полностью превращается в теплоту. Количество тепла, выделяющегося при резании, равно

$$Q = \int_0^{\tau} N(\tau) \cdot d\tau, \quad (3.60)$$

где $N(\tau) = P_z(\tau) \cdot V_{кр}$ – мощность шлифования, Вт.

При врезном шлифовании с учетом зависимости (3.54) тангенциальная составляющая силы резания $P_z(\tau)$ выражается:

$$P_z(\tau) = K_{ш} \cdot P_y(\tau) = K_{ш} \cdot C \cdot y = K_{ш} \cdot C \cdot y_{уст} \cdot \left(1 - e^{-\frac{\tau}{B}} \right). \quad (3.61)$$

Подставляя зависимость (3.61) в (3.60), имеем:

$$Q_{врез} = K_{ш} \cdot C \cdot B \cdot y_{уст} \cdot \left(\frac{\tau}{B} + e^{-\frac{\tau}{B}} - 1 \right). \quad (3.62)$$

При шлифовании этого же образца по схеме выхаживания (с начальным натягом y_0) величина упругого перемещения y определяется зависимостью (3.55). Соответственно, тангенциальная составляющая силы резания $P_z(\tau)$ равна

$$P_z(\tau) = K_{ш} \cdot P_y(\tau) = K_{ш} \cdot C \cdot y = K_{ш} \cdot C \cdot y_0 \cdot e^{-\frac{\tau}{B}}. \quad (3.63)$$

Подставляя зависимость (3.63) в (3.60), имеем:

$$Q_{вых} = K_{ш} \cdot C \cdot B \cdot y_0 \cdot \left(1 - e^{-\frac{\tau}{B}} \right). \quad (3.64)$$

На рис. 3.44,а заштрихованными показаны площади, соответствующие значениям $Q_{\text{врез}}$ и $Q_{\text{вых}}$. Как видно, с увеличением времени обработки τ значения $Q_{\text{врез}}$ и $Q_{\text{вых}}$ увеличиваются, однако с разной интенсивностью. Так $Q_{\text{врез}}$ увеличивается интенсивнее. Поэтому произведена оценка соотношения $Q_{\text{врез}} / Q_{\text{вых}}$ для условий $y_{\text{уст}} = y_0$ и $V = 440$ с (рис. 3.44).

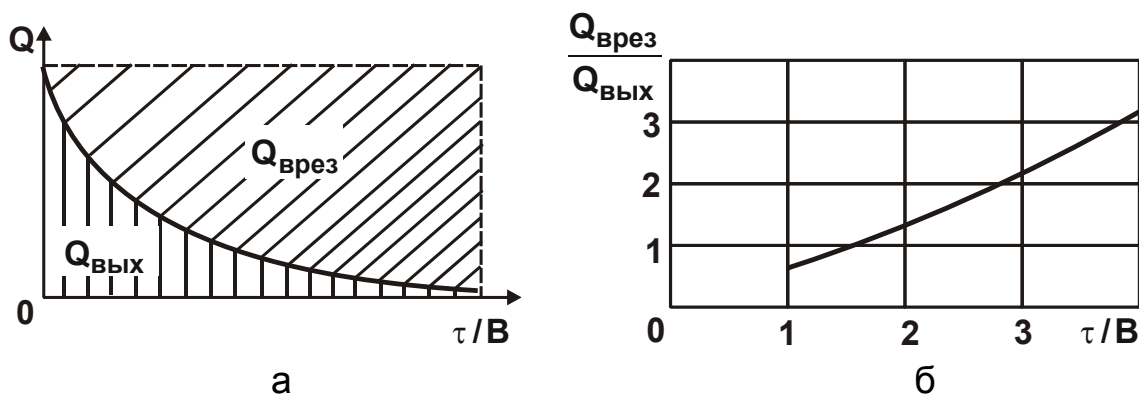


Рис. 3.44. Характер изменения величин $Q_{\text{врез}}$ и $Q_{\text{вых}}$ при изменении τ/V (а) и зависимость $Q_{\text{врез}} / Q_{\text{вых}}$ от τ/V (б)

Как видно, с увеличением времени τ соотношение $Q_{\text{врез}} / Q_{\text{вых}}$ увеличивается. При $\tau/V = 4$ соотношение $Q_{\text{врез}} / Q_{\text{вых}} = 3,075$. Следовательно, съём всего припуска по схеме выхаживания при внутреннем шлифовании зубчатого колеса позволяет в 3 раза уменьшить тепловыделения по сравнению с врезным шлифованием (по жесткой схеме). Несомненно, это приведет к снижению температуры шлифования и времени охлаждения обрабатываемой детали, что в конечном итоге позволит уменьшить термоупругие деформации обрабатываемой детали и трудоемкость операции шлифования.

На финишных операциях обработки внутренних цилиндрических поверхностей зубчатых колес приводов шахтных конвейеров традиционно используется внутреннее продольное шлифование по жесткой схеме с периодическим выхаживанием. Операция обработки весьма трудоемка, длится более трех часов при съеме припуска величиной 0,5 мм на сторону.

Проведенные теоретические и экспериментальные исследования показали, что в условиях шлифования с низкой жесткостью в технологической системе целесообразно съём всего припуска производить по

схеме выхаживания, т.е. с отключенной радиальной подачей, создавая в системе начальный натяг, равный или кратный величине снимаемого припуска. При этом эффективность обработки возрастает с увеличением снимаемого припуска. В связи с этим, данная схема обработки положена в основу совершенствования операции внутреннего шлифования зубчатых колес.

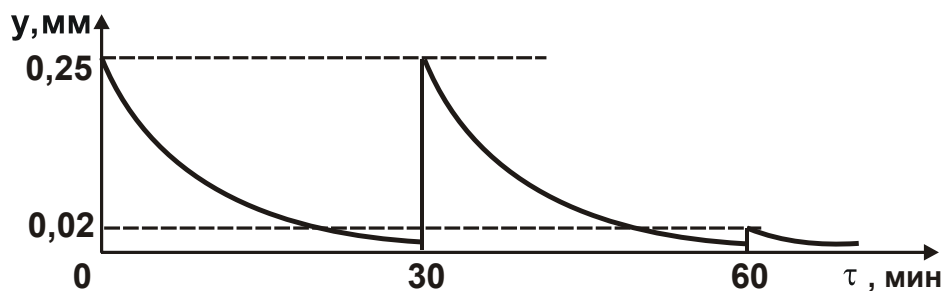


Рис. 3.45. Характер изменения величины упругого перемещения y с течением времени обработки τ

На практике установлено, что съем припуска величиной 0,5 мм на сторону можно произвести за три перехода. На первом переходе в технологической системе создается начальный натяг величиной 0,25 мм, и обработка осуществляется фактически до момента прекращения искрения в зоне резания. При этом обеспечивается точность размера обрабатываемой поверхности на уровне 10 – 20 мкм.

На втором переходе в технологической системе повторно создается натяг величиной 0,25 мм и обработка опять же производится до момента прекращения искрения в зоне резания. Затем оставшийся припуск величиной до 20 мкм удаляется на третьем переходе так же по схеме выхаживания (рис. 3.45). В результате реализации данной структуры операции внутреннего шлифования производительность обработки увеличилась почти в 2 раза. Продолжительность операции внутреннего шлифования уменьшилась до 2 часов. При этом обеспечиваются требуемые параметры точности и шероховатости обработки. Существенно (с 60 до 30 минут) уменьшилось также время охлаждения обрабатываемой детали после шлифования, которое осуществляется без съема нагретой детали со станка с целью устранения ее термоупругих деформаций и повышения таким путем точности обработки. Это свидетельствует об уменьшении количества выделяемого при резании тепла, что согласуется с приведенными выше теоретическими решениями.

Выводы

1. Проведен анализ путей повышения эффективности процесса зубошлифования зубчатых колес редукторов приводов шахтных конвейеров с точки зрения повышения производительности обработки. Показана перспективность применения процесса зубошлифования по методу профильного копирования, который более производителен по сравнению с процессом зубошлифования по методу обкатывания, однако уступает ему по параметрам точности и качества обрабатываемых поверхностей. В связи с этим предложено использовать высокопористые абразивные круги, которые позволяют уменьшить силу и температуру резания и соответственно повысить производительность обработки, точность и качество обрабатываемых поверхностей. Проведенные экспериментальные исследования процесса зубошлифования зубчатых колес редукторов приводов шахтных конвейеров по методу профильного копирования на современном зубошлифовальном станке модели HOFLER RAPID 1250 с использованием высокопористых абразивных кругов показали на возможность повышения производительности обработки и обеспечения высоких показателей точности и качества обрабатываемых поверхностей.

2. Теоретически установлено, что глубина проникновения тепла в поверхностный слой обрабатываемой детали значительно превышает глубину шлифования. Поэтому при зубошлифовании удалить на последующем проходе круга поверхностный слой материала, подвергнутый тепловому воздействию на предшествующем проходе, практически невозможно. В этом случае повысить качество обработки (исключить прижоги и микротрещины) можно лишь за счет уменьшения температуры шлифования путем уменьшения энергоемкости обработки.

3. Произведены расчеты оптимальных параметров режима шлифования применительно к операции зубошлифования по критерию наименьшего штучного времени обработки с учетом ограничения по температуре шлифования, исключающей образование прижогов на обрабатываемой поверхности. Показано незначительное расхождение расчетных и экспериментальных данных (в пределах 15 %), что свидетельствует о достоверности полученных теоретических решений.

4. Экспериментально установлено, что шлифование абразивным кругом T1ESP 400x32x127 93A46M15WPG11W, обладающим повы-

шенной режущей способностью, позволяет увеличить предельную глубину шлифования (исключая образование на обрабатываемых поверхностях прижогов) до значения 0,15 мм, а также осуществить съем заданного припуска 0,4 мм за 4 прохода и увеличить скорость круга с 30 до 40 м/с. Это снижает до 2-х раз трудоемкость обработки. Экспериментально установлено, что применение абразивного круга с двухсторонним коническим профилем типа 2П при зубошлифовании позволяет обеспечить требуемые значения параметра шероховатости обработки $R_a < 0,6$ мкм.

5. Расчетами установлено, что при внутреннем шлифовании по упругой схеме с начальным натягом в технологической системе (т.е. по схеме выхаживания) основное время обработки с учетом ограничения по точности обрабатываемой поверхности уменьшается с увеличением количества проходов круга и скорости детали, асимптотически приближаясь к наименьшему значению. Этим доказана эффективность применения многопроходного шлифования по сравнению с однопроходным (глубинным) шлифованием. Доказано также, что данная закономерность справедлива при круглом внутреннем шлифовании, осуществляемом как без продольной, так и с продольной подачей. В первом случае (при шлифовании последовательными врезаниями – с радиальной подачей уступами) эффект обработки достигается за счет существенного увеличения скорости детали, а во втором случае – за счет увеличения скорости продольной подачи. Учитывая, что на шлифовальном станке можно реализовать более высокие значения скорости детали по сравнению со скоростью продольной подачи, сделан вывод об эффективности применения схемы круглого внутреннего шлифования последовательными врезаниями – с радиальной подачей уступами, т.е. без продольной подачи.

6. Аналитически описаны закономерности формирования погрешностей обработки, обусловленные возникновением упругих перемещений в технологической системе. Решена задача оптимизации структуры и параметров операции шлифования по наименьшему основному времени обработки с учетом ограничения по точности размера обрабатываемой поверхности. Доказано, что наименьшее основное время обработки достигается при съеме всего припуска за один переход, включающий лишь выхаживание, при условии создания в технологической системе предварительного натяга.

Раздел 4

Теоретическое обоснование условий повышения качества и производительности обработки при шлифовании

4.1. Оптимизация параметров круглого наружного шлифования по критериям точности и производительности обработки

Шлифование является основным методом финишной обработки деталей машин, обеспечивающим высокие показатели точности и качества обрабатываемых поверхностей. Благодаря образованию тончайших срезов абразивными зёрнами резко снижается силовая напряжённость процесса шлифования, что приводит к уменьшению упругих перемещений, возникающих в технологической системе, и, соответственно, погрешностей обработки. В особой мере это относится к операциям круглого наружного шлифования, основанным на реализации автоматизированных циклов шлифования. Однако такой режим обработки, как правило, снижает производительность, что неэффективно. Поэтому актуальной задачей является поиск оптимальных условий шлифования, обеспечивающих одновременное повышение точности и производительности обработки. Это требует решения оптимизационных задач в технологии машиностроения.

Традиционно цикл круглого наружного шлифования выполняется в несколько этапов, включая черновое и чистовое шлифование и выхаживание [47]. Это позволяет уменьшить и даже исключить отрицательное влияние упругих перемещений, возникающих в технологической системе, на точность обработки. С целью исключения переходного процесса в начале обработки и повышения производительности рекомендуется создание начального натяга в технологической системе. В этом случае этап чернового шлифования протекает в установившемся во времени процессе обработки, что позволяет автоматизировать цикл круглого наружного шлифования [47]. Однако, в работах [33; 107] теоретически показано, что такой автоматизированный цикл шлифования не является оптимальным с точки зрения обеспечения

максимально возможной производительности обработки с учетом ограничения по точности обработки, определяемой упругими перемещениями в технологической системе. Это требует уточнения известных решений. Поэтому важно установить наименьшее основное время обработки при шлифовании, обеспечивающее заданную точность обработки, определяемую величиной упругого перемещения, возникающего в технологической системе. Задача состоит в повышении эффективности круглого наружного шлифования на основе оптимизации параметров шлифования по критериям точности и производительности обработки и установления оптимального автоматизированного цикла круглого наружного шлифования.

Для упрощения расчетов следует рассмотреть цикл круглого наружного многопроходного шлифования, выполняемый в два этапа (черновое шлифование и выхаживание), и аналитически определим основное время обработки τ на этих двух этапах. Затем, принимая в качестве ограничения заданную точность обработки, определяемую величиной упругого перемещения y_0 на этапе выхаживания, установим наименьшее основное время обработки цикла круглого наружного шлифования, рассматривая его в качестве критерия оптимизации.

На этапе чернового шлифования величина упругого перемещения y_1 , возникающего в технологической системе, определяется [135]:

$$y_1 = \frac{P_y}{C} = \frac{P_z}{C \cdot K_{ш}} = \frac{\sigma \cdot S_{мгн}}{C \cdot K_{ш}} = \frac{\sigma}{C \cdot K_{ш}} \cdot \frac{Q}{V_{кр}}, \quad (4.1)$$

где P_z , P_y – тангенциальная и радиальная составляющие силы резания, Н;

$$K_{ш} = P_z / P_y;$$

σ – условное напряжения резания, Н/м²;

$S_{мгн} = Q / V_{кр}$ – суммарная мгновенная площадь поперечного сечения среза всеми одновременно работающими зернами круга, м²;

Q – производительность обработки, м³/с;

$V_{кр}$ – скорость круга, м/с.

Для исключения переходного процесса на этапе чернового шлифования и повышения производительности обработки необходимо в технологической системе создать начальный натяг, равный y_1 .

Производительность обработки можно представить в виде:

$$Q = \frac{\vartheta}{\tau_1}, \quad (4.2)$$

где ϑ – объем металла, снимаемого с обрабатываемой детали, м³;
 τ_1 – основное время обработки на этапе черного шлифования, с.

Тогда с учетом зависимостей (4.1) и (4.2) получено:

$$\tau_1 = \frac{\sigma}{C \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}} \cdot \frac{\vartheta}{y_1}. \quad (4.3)$$

В полученной зависимости величина y_1 неизвестна, поэтому ее следует рассматривать в качестве основного параметра оптимизации.

Величину упругого перемещения y_0 , возникающего в технологической системе на этапе выхаживания при круглом продольном многопроходном шлифовании, можно определить на основе известной зависимости [92]:

$$y_0 = \frac{y_1}{\left(1 + \frac{C \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}}{\sigma \cdot S \cdot V_{дет}}\right)^{n_2}}, \quad (4.4)$$

где S – продольная подача, м/об.;

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

n_2 – количество продольных ходов круга на этапе выхаживания.

Продольная подача S выражается:

$$S = \frac{S_M}{V_{дет}} \cdot \pi \cdot D_{дет}, \quad (4.5)$$

где S_M – скорость продольной подачи, м/с;

$D_{дет}$ – диаметр детали, м.

При круглом продольном многопроходном шлифовании детали длиной l основное время обработки на этапе выхаживания определяется зависимостью:

$$\tau_2 = \frac{l}{S_M} \cdot n_2. \quad (4.6)$$

Откуда

$$S_M = \frac{l}{\tau_2} \cdot n_2. \quad (4.7)$$

Тогда зависимость (4.4) с учетом зависимостей (4.5), (4.6) и (4.7), выразится:

$$y_0 = \frac{y_1}{\left(1 + \frac{C \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}}{\sigma} \cdot \frac{\tau_2}{\pi \cdot D_{дет} \cdot l \cdot n_2}\right)^{n_2}}. \quad (4.8)$$

Разрешая зависимость (4.8) относительно τ_2 , имеем:

$$\tau_2 = \frac{\pi \cdot D_{дет} \cdot \sigma \cdot l \cdot n_2}{C \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}} \cdot \left[\left(\frac{y_1}{y_0}\right)^{\frac{1}{n_2}} - 1 \right]. \quad (4.9)$$

Основное время обработки цикла круглого продольного многопроходного шлифования, выполняемого в 2 этапа (черновое шлифование и выхаживание), определяется:

$$\tau = \tau_1 + \tau_2 = \frac{\sigma}{C \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}} \cdot \left\{ \frac{g}{y_1} + \pi \cdot D_{дет} \cdot l \cdot n_2 \cdot \left[\left(\frac{y_1}{y_0}\right)^{\frac{1}{n_2}} - 1 \right] \right\}. \quad (4.10)$$

Используя зависимость (4.10), можно провести оптимизацию этого цикла шлифования по критерию наименьшего основного времени обработки τ с учетом ограничения по точности обработки, определяемой величиной упругого перемещения y_0 на этапе выхаживания (принимая ее заданной).

Из зависимости (4.10) следует, что основное время обработки τ неоднозначно зависит от двух переменных величин y_1 и n_2 . Причем, величина y_1 входит в два слагаемых зависимости (4.10), а величина n_2 – лишь во второе слагаемое, определяющее основное время обработки на этапе выхаживания. Следовательно, эти две величины – y_1 и n_2 – необходимо рассматривать в качестве параметров оптимизации (переменных величин). Для определения экстремального значения τ подчиним (4.10) необходимому условию экстремума $\tau'_{y_1} = 0$; $\tau'_{n_2} = 0$:

$$\tau'_{y_1} = \frac{\sigma}{C \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}} \cdot \left(-\frac{g}{y_1^2} + \pi \cdot D_{дет} \cdot l \cdot \frac{y_1^{n_2-1}}{y_0^{n_2}} \right) = 0; \quad (4.11)$$

$$\tau'_{n_2} = \frac{\sigma}{C \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}} \cdot \left\{ \pi \cdot D_{дет} \cdot l \cdot \left[\left(\frac{y_1}{y_0} \right)^{\frac{1}{n_2}} - 1 \right] - \pi \cdot D_{дет} \cdot l \cdot \frac{\ln y_1}{n_2} \cdot \left(\frac{y_1}{y_0} \right)^{\frac{1}{n_2}} \right\} =$$

$$= \frac{\pi \cdot D_{дет} \cdot l \cdot \sigma}{C \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}} \cdot \left[\left(\frac{y_1}{y_0} \right)^{\frac{1}{n_2}} - 1 - \left(\frac{y_1}{y_0} \right)^{\frac{1}{n_2}} \cdot \frac{\ln y_1}{n_2} \right] = 0. \quad (4.12)$$

Как показали расчеты, вторые производные τ''_{y_1} и τ''_{n_2} в точках экстремумов положительны. Следовательно, имеют место минимумы основного времени обработки τ (рис. 4.1). Решая уравнения (4.11) и (4.12) с учетом $\vartheta = \pi \cdot D_{дет} \cdot l \cdot \Pi$, получено:

$$y_{1экстр} = \Pi^{\frac{n_2}{1+n_2}} \cdot y_0^{\frac{1}{1+n_2}}; \quad (4.13)$$

$$\left(\frac{y_1}{y_0} \right)^{\frac{1}{n_2}} \cdot \left(1 - \frac{\ln y_1}{n_2} \right) = 1, \quad (4.14)$$

где Π – величина снимаемого припуска, м.

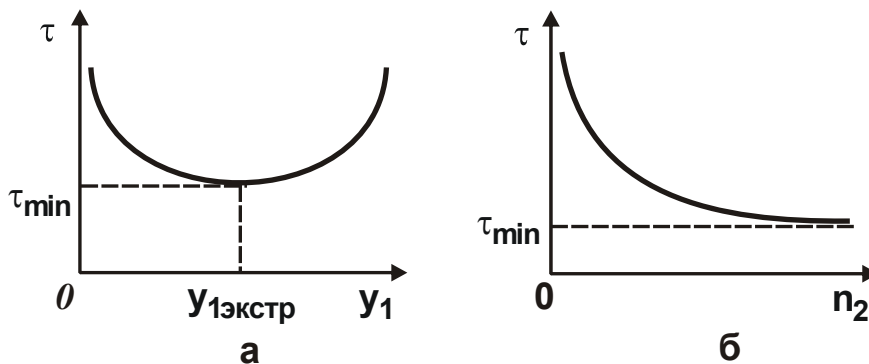


Рис. 4.1. Зависимость τ от y_1 (а) и n_2 (б)

Очевидно, уравнение (4.14) выполняется при условии $n_2 \rightarrow \infty$. Тогда, исходя из зависимости (4.13), имеем:

$$y_{1экстр} = \Pi. \quad (4.15)$$

Таким образом показано, что на этапе черного шлифования съём обрабатываемого материала отсутствует, поскольку величина упругого перемещения, возникающего в технологической системе, равна величине снимаемого припуска Π . Съём металла и формирование заданной точности обработки происходит на этапе выхаживания.

Следовательно, для существенного уменьшения основного времени обработки на этапе черного шлифования необходимо его выполнять с ускоренной радиальной подачей, создавая в технологической системе начальный натяг, равный величине снимаемого припуска Π . В этом случае $\tau_1 \approx 0$, тогда минимальное основное время обработки рассматриваемого цикла шлифования определится:

$$\tau_{\min} \approx \tau_2 = \frac{\pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot l \cdot \sigma \cdot n_2}{C \cdot K_{\text{ш}} \cdot V_{\text{кр}}} \cdot \left[\left(\frac{\Pi}{y_0} \right)^{\frac{1}{n_2}} - 1 \right]. \quad (4.16)$$

Подставляя в зависимость (4.16) условие $n_2 \rightarrow \infty$, приходим к неопределенности $(0 \cdot \infty)$. Для ее раскрытия воспользуемся правилом Лопиталю. В итоге получено:

$$\tau_{\min} = \frac{\pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot l \cdot \sigma}{C \cdot K_{\text{ш}} \cdot V_{\text{кр}}} \cdot \lim_{n_2 \rightarrow \infty} \frac{\left[\left(\frac{\Pi}{y_0} \right)^{\frac{1}{n_2}} - 1 \right]'}{\left(\frac{1}{n_2} \right)'_{n_2}} = \frac{\pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot l \cdot \sigma}{C \cdot K_{\text{ш}} \cdot V_{\text{кр}}} \cdot \ln \left(\frac{\Pi}{y_0} \right). \quad (4.17)$$

Как видно, в зависимости (4.16) преобладает множитель, заключенный в квадратные скобки, который с увеличением n_2 приводит к уменьшению основного времени обработки τ_{\min} . Поскольку $\tau_{\min} \approx \tau_2$, то, согласно зависимости (4.6), уменьшить τ_2 с увеличением $n_2 \rightarrow \infty$ можно увеличением $S_M \rightarrow \infty$, а, соответственно, и увеличением $V_{\text{дет}} \rightarrow \infty$. Очевидно, в реальных условиях шлифования увеличение параметров режима резания $S_M \rightarrow \infty$ и $V_{\text{дет}} \rightarrow \infty$ ограничено техническими возможностями круглошлифовального станка. Поэтому параметр n_2 принимает не бесконечные, а конечные значения. Это указывает на недоиспользование технологических возможностей процесса круглого наружного шлифования, поскольку основное время обработки τ_{\min} принимает значения, соответственно превышающие значения, рассчитанные по зависимости (4.17). В этом случае величину τ_{\min} можно рассчитать по зависимости (4.16) для вполне конкретного значения n_2 . Причем, значения τ_{\min} и τ_2 , рассчитанные по зависимостям

(4.6) и (4.16), должны совпадать. Это будет свидетельствовать о правильности выполненных расчетов.

Согласно зависимости (4.5), скорость продольной подачи на этапе выхаживания определяется:

$$S_M = V_{\text{дет}} \cdot \frac{S}{\pi \cdot D_{\text{дет}}}. \quad (4.18)$$

Следовательно, увеличить S_M можно установлением максимально возможных значений скорости вращения детали $V_{\text{дет}}$ и подачи S .

Фактическая глубина шлифования в начальный момент обработки на этапе выхаживания равна величине припуска Π . С течением времени обработки она уменьшается, что способствует снижению тепловой напряженности процесса и обеспечению высококачественной обработки. Очевидно, чем меньше величина Π , тем ниже тепловая напряженность процесса. Поэтому Π необходимо уменьшать или периодически создавать в технологической системе натяги, кратные величине припуска. Этим можно регулировать тепловую напряженность процесса.

Из зависимости (4.17) следует, что уменьшить основное время обработки τ_{min} можно уменьшением $D_{\text{дет}}$, l , Π , σ и увеличением c , $K_{\text{ш}}$, $V_{\text{кр}}$, y_0 . Учитывая, что переменными параметрами являются σ и $K_{\text{ш}}$, уменьшить основное время обработки τ_{min} можно в основном за счет повышения режущей способности шлифовального круга.

Таким образом, теоретически обоснована эффективность осуществления автоматизированного цикла круглого наружного шлифования в один этап, включающий лишь этап выхаживания с созданием в технологической системе начального натяга, равного или кратного величине снимаемого припуска, и применением высокочастотных осциллирующих продольных движений стола станка (или шлифовального круга). При этом скорость вращения детали необходимо устанавливать максимально возможной, исходя из технических характеристик круглошлифовального станка. Данный режим обработки обеспечит получение требуемых показателей точности и качества поверхности при наименьшем основном времени обработки цикла круглого наружного продольного шлифования.

4.2. Повышение производительности обработки при шлифовании с низкой жесткостью технологической системы

Как известно, низкая жесткость технологической системы при шлифовании приводит к снижению производительности обработки. В значительной степени это проявляется при внутреннем шлифовании, характеризующемся весьма низкими показателями жесткости и производительности обработки, в особенности по мере износа и затупления круга. В связи с этим важно знать основные закономерности образования упругих перемещений в технологической системе и условия управления ими в процессе шлифования. Это позволит снизить или даже исключить отрицательную роль упругих перемещений при шлифовании и повысить производительность обработки.

Необходимо отметить, что проблеме шлифования при относительно низкой жесткости технологической системы в научно-технической литературе уделено достаточно большое внимание [6; 35]. Разработаны эффективные автоматизированные циклы шлифования, позволяющие управлять упругими перемещениями в технологической системе и за счет этого интенсифицировать процесс обработки [47]. Однако до настоящего времени фактически отсутствуют теоретические решения, позволяющие научно обоснованно подойти к выбору оптимальных вариантов шлифования с относительно низкой жесткостью технологической системы, что ограничивает возможности повышения производительности и качества обработки. Для решения поставленной задачи произведена экспериментальная оценка силовой напряженности процесса внутреннего шлифования отверстий в кольцах из высокотвердого магнитного сплава АНКО-3А (HRC 62–63) и на основе полученных результатов определены оптимальные условия обработки.

Одним из основных отличий процесса шлифования от процессов лезвийной обработки является наличие трения связки круга с обрабатываемым материалом, которое приводит к увеличению силы и температуры резания и снижению качества и производительности обработки. Для количественного анализа указанного явления воспользуемся результатами теоретических исследований условного напряжения ре-

зания $\sigma = \sigma_p + \sigma_{тр}$ с учетом процессов резания (σ_p) и трения ($\sigma_{тр}$) при шлифовании [85]:

$$\frac{\sigma}{K_{ш}} = \frac{\sigma_p}{K_{шр}} \cdot \frac{1}{\left(1 - \frac{P_{y_{тр}}}{P_y}\right)}, \quad (4.19)$$

где $K_{ш} = P_z / P_y$ – коэффициент шлифования;

P_z , P_y – тангенциальная и радиальная составляющие силы резания, Н;

σ_p , $K_{шр}$ – соответственно, составляющие условного напряжения резания (Н) и коэффициента шлифования, обусловленные процессом "чистого" резания абразивными зернами;

$P_{y_{тр}}$ – составляющая силы P_y , обусловленная процессом трения связки круга с обрабатываемым материалом, Н.

Величина упругого перемещения при установившемся во времени процессе шлифования определится:

$$y_{уст} = \frac{\sigma_p}{K_{шр}} \cdot \frac{1}{\left(1 - \frac{P_{y_{тр}}}{P_y}\right)} \cdot \frac{Q}{C \cdot V_{кр}}, \quad (4.20)$$

где Q – производительность обработки, м³/с;

$V_{кр}$ – скорость круга, м/с;

C – жесткость технологической системы, Н/м.

По мере износа и затупления зерен круга отношение $\sigma_p / K_{шр}$ увеличивается вследствие увеличения σ_p и уменьшения $K_{шр}$, а высоты выступания зерен над связкой уменьшаются, что приводит к контакту обрабатываемого материала со связкой круга. В итоге в энергетическом балансе шлифования появится составляющая, обусловленная силой трения связки круга с материалом $P_{y_{тр}}$, что вызовет увеличение $P_{y_{тр}} / P_y$, а, в соответствии с зависимостью (4.20), увеличение $y_{уст}$. Преобразуем (4.20) с учетом соотношения $P_y = C \cdot y_{уст}$:

$$y_{уст} = \frac{P_{y_{тр}}}{C} + \frac{\sigma_p}{K_{шр}} \cdot \frac{Q}{C \cdot V_{кр}}. \quad (4.21)$$

В данном случае величина $y_{уст}$ состоит из двух слагаемых, первое из которых описывает трение связки круга с обрабатываемым материалом, а второе – процесс резания. Как следует из зависимости (4.21), с увеличением составляющей силы $P_{y_{тр}}$ величина упругого перемещения (начального натяга в технологической системе) $y_{уст}$ увеличивается при заданной производительности обработки Q . Следовательно, наличие трения связки круга с обрабатываемым материалом приводит к существенному увеличению $y_{уст}$ и, соответственно, нарушению нормального протекания процесса шлифования. Поэтому необходимо стремиться к полному устранению из процесса шлифования или хотя бы к частичному уменьшению радиальной составляющей силы резания $P_{y_{тр}}$.

Из зависимости (4.21) также следует, что при заданном значении P_y (соответственно, величины $y_{уст}$) увеличение $P_{y_{тр}}$ приводит к уменьшению производительности Q . Зависимость (4.21) в этом случае после преобразований принимает вид:

$$Q = \frac{K_{шр}}{\sigma_p} \cdot V_{кр} \cdot (P_y - P_{y_{тр}}). \quad (4.22)$$

При условии $P_{y_{тр}} \rightarrow P_y$ производительность обработки $Q \rightarrow 0$, т.е. увеличить Q можно увеличением $(P_y - P_{y_{тр}})$ за счет уменьшения $P_{y_{тр}}$. Полученная зависимость (4.22) согласуется с известными экспериментальными данными [68].

По физической сути зависимость (4.22) описывает производительность шлифования по упругой схеме. Из этого можно сделать вывод, что процесс шлифования по жесткой схеме (при недостаточной жесткости технологической системы) аналитически описывается теми же зависимостями (4.21) и (4.22), что и процесс шлифования по упругой схеме. Чем больше $(P_y - P_{y_{тр}})$, тем больше производительность обработки. В связи с этим рассмотрим процесс шлифования по упругой схеме. Очевидно, с увеличением P_y первоначально $P_{y_{тр}}$ незначительна, а Q определяется значением P_y : чем оно больше, тем больше Q . При достижении определенного значения P_y в связи с недостаточной режущей спо-

способностью круга в контакт с обрабатываемым материалом вступит связь, что вызовет увеличение величины $P_{y_{тр}}$. В результате производительность обработки Q остается постоянной с увеличением P_y или уменьшается.

Используя приведенные выше решения, можно произвести экспериментальную оценку силовой напряженности процесса внутреннего шлифования отверстий в кольцах из высокотвердого магнитного сплава АНКО-3А (HRC 62–63) и на основе полученных результатов определить оптимальные условия обработки. Экспериментальные исследования проводились на внутришлифовальном станке модели WOUMARD-55 с применением круга ПП 8×20×3 25А 25Н СТ 7К5 35 м/с. Шлифование осуществлялось по жесткой схеме с режимом резания: скорость вращения круга – $V_{кр} = 16,7$ м/с (частота вращения круга – 40000 об./мин), продольная подача $S_{прод} = 2$ м/мин, частота вращения обрабатываемой детали – $n = 600$ об./мин, глубина шлифования $t = 0,05$ мм (на двойной ход стола), через 5 – 10 проходов производилось выхаживание.

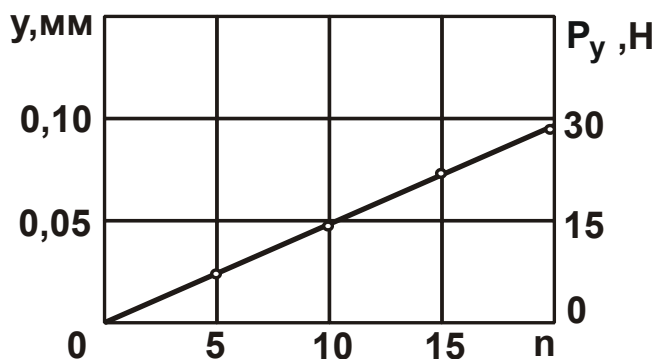


Рис. 4.2. Зависимость u и P_y от количества проходов круга n

Величина упругого перемещения u , возникающего в технологической системе, устанавливалась по разности подводимого в зону резания и снятого материала. Как следует из рис. 4.2, величина u увеличивается практически по линейной зависимости с увеличением количества проходов круга n . Это связано со значительным расхождением фактической и номинальной глубин шлифования. Их отношение $t_{ф} / t$ приблизительно равно 0,07 (рис. 4.2), т.е. номинальная глубина шли-

фования t превышает фактическую глубину шлифования $t_{\text{ф}}$ в 14,3 раз. Причиной этого является высокая твердость обрабатываемого материала и быстрая потеря режущей способности абразивного круга, в результате чего происходит интенсивное трение связки круга с обрабатываемым материалом. Достаточно отметить, что производительность обработки при этом ничтожно мала и составляет всего $Q = 0,4 \text{ мм}^3/\text{мин}$ (рис. 4.3).

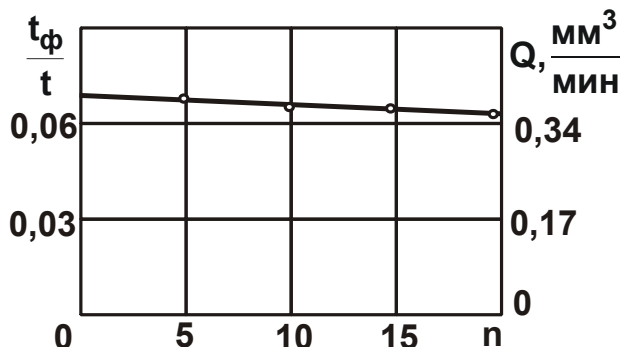


Рис. 4.3. Зависимость $t_{\text{ф}}/t$ и Q от количества проходов круга n

Исходя из зависимости (4.22), это указывает на то, что фактически выполняется условие $P_{y_{\text{тр}}} \rightarrow P_y$, в результате чего производительность обработки $Q \rightarrow 0$. Низкий уровень производительности обработки обусловлен также небольшой жесткостью системы шлифовального круга в поперечном направлении, которая, как установлено экспериментально, равна $C = 300 \text{ Н/мм}$. Радиальная составляющая силы резания $P_y = C \cdot y$, исходя из рис. 4.2, с увеличением количества проходов круга n изменяется по закону изменения величины упругого перемещения y и при $n = 20$ равна 30 Н.

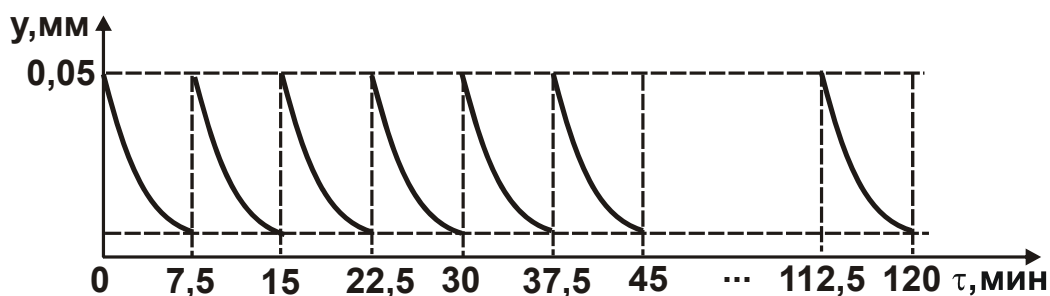


Рис. 4.4. Характер изменения величины y с течением времени обработки τ

Естественно, осуществление процесса шлифования в таких условиях малоэффективно, особенно если учесть, что величина упругого перемещения y не может увеличиваться беспредельно с увеличением n . Как установлено экспериментально, она может изменяться лишь в пределах 0,05 ... 0,1 мм, исходя из прочности и жесткости станка. Поэтому в данных условиях жесткую схему шлифования использовать нецелесообразно. Следует перейти к упругой схеме шлифования, создавая в технологической системе периодически натяги и осуществляя обработку, по сути, по схеме выхаживания. Эта схема является наиболее оптимальной при шлифовании с низкой жесткостью технологической системы, поскольку обеспечивает наибольшую производительность при заданной точности обработки. Экспериментально установлено, что для нормального протекания процесса внутреннего шлифования эффективно в технологической системе создавать начальный натяг на уровне 0,05 мм. Тогда съём припуска величиной 0,8 мм может быть произведен за 16 этапов создания в технологической системе начальных натягов (рис. 4.4). Продолжительность каждого этапа составляет приблизительно $\tau = 7,5$ минут, в результате чего припуск величиной 0,8 мм удаляется за 120 минут (2 часа). По действующей технологии внутреннего шлифования (по жесткой схеме), продолжительность обработки составляет 3,2 часа. Таким образом доказано, что переход от жесткой схемы шлифования к упругой схеме позволяет сократить время обработки более чем в 1,5 раза.

4.3. Определение условий осуществления процессов резания и пластического деформирования

Процессы резания материалов, характеризующиеся относительно низкой энергоемкостью обработки, получили широкое применение при формообразовании поверхностей деталей, изготовленных из различных материалов. Вместе с тем, при обработке пластичных материалов, в особенности на финишных операциях, применение процессов резания не всегда эффективно, поскольку обрабатываемые материалы фактически не поддаются резанию. В таком случае целесообразно использовать методы поверхностного пластического деформирования, что позволяет получить высокую точность обработки и одновременно

произвести упрочнение поверхностного слоя. В особой мере это относится к обработке деталей гидроаппаратуры авиационного назначения, изготовленных из высокопрочных пластичных материалов, которые плохо обрабатываются резанием. В связи с этим актуальна проблема определения условий эффективного перехода от процессов резания к процессам пластического деформирования.

Необходимо отметить, что в работах [111; 142] приведены результаты экспериментальных исследований по определению условий осуществления процессов резания и пластического деформирования материалов. Однако полученные решения носят частный характер и справедливы лишь для вполне конкретных условий обработки. Поэтому важно установить более общие аналитические решения, справедливые для широких диапазонов изменения варьируемых параметров, что позволит научно обосновать технологические возможности механической обработки. Задача сводится к определению условий повышения эффективности механической обработки деталей из высокопрочных пластичных материалов на основе установления границ осуществления процессов резания и пластического деформирования.

В работе [100] приведены аналитические зависимости для определения силы резания P и ее составляющих: тангенциальной P_z и радиальной P_y :

$$P = \frac{2a \cdot \tau_{\text{сдв}}}{(1 - \sin \omega)}; \quad (4.23)$$

$$P_z = \frac{2a \cdot \tau_{\text{сдв}} \cdot \cos \omega}{(1 - \sin \omega)}; \quad (4.24)$$

$$P_y = \frac{2a \cdot \tau_{\text{сдв}} \cdot \sin \omega}{(1 - \sin \omega)}, \quad (4.25)$$

где a – толщина среза, м;

$\tau_{\text{сдв}}$ – предел прочности на сдвиг обрабатываемого материала, Н/м²;

$\omega = \psi + \gamma$ – угол действия;

ψ – условный угол трения на передней поверхности инструмента ($\text{tg} \psi = f$ – коэффициент трения);

γ – отрицательный передний угол инструмента.

Как видно, с увеличением отрицательного переднего угла γ величины P , P_z и P_y неограниченно увеличиваются, что свидетельствует о невозможности осуществления в данных условиях процесса резания. В связи с этим возникает вопрос о границах, при которых реализуется процесс резания. Иными словами, важно установить предельные значения отрицательного переднего угла γ , при которых процесс резания переходит в процесс пластического деформирования металла без образования стружки.

Исходя из рис. 4.5, на передней поверхности инструмента действует сила резания P , которую, с одной стороны, можно разложить на две составляющие P_z и P_y (направленные вдоль осей координат), а с другой стороны, – на две составляющие N и $f \cdot N$, направленные, соответственно, перпендикулярно и параллельно передней поверхности инструмента. Между составляющими силы резания P_z , P_y и N , $f \cdot N$ существуют связи:

$$\begin{cases} P_z = N \cdot \frac{\cos(\gamma + \psi)}{\cos \psi}; \\ P_y = N \cdot \frac{\sin(\gamma + \psi)}{\cos \psi}. \end{cases} \quad (4.26)$$

Составляющую силы резания N (для единичной ширины среза) в первом приближении можно представить в виде $N = HV \cdot l$, где HV – твердость обрабатываемого материала (по Виккерсу), H/m^2 ; $l = OA = a_1 / \cos \gamma$ – длина контакта передней поверхности инструмента с обрабатываемым материалом, м.

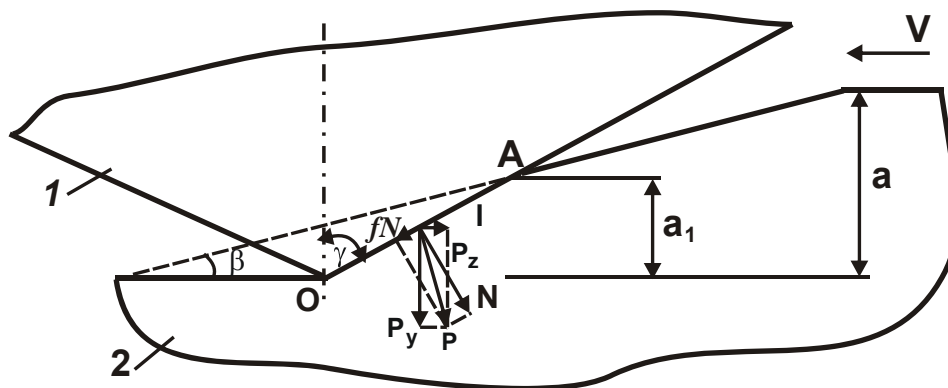


Рис. 4.5. Расчетная схема резания:
1 – резец; 2 – обрабатываемый материал

Сравнивая значения радиальной составляющей силы резания P_y по приведенным зависимостям, установлена связь отношения a_1/a с углом γ :

$$\frac{a_1}{a} = \frac{2 \cdot \tau_{\text{сдв}}}{HV} \cdot \frac{\cos \gamma \cdot \cos \psi}{[1 - \sin(\gamma + \psi)]} \quad (4.27)$$

С увеличением угла γ отношение a_1/a непрерывно увеличивается – до бесконечности при $\gamma = 90^\circ - \psi$. Очевидно, при условии $a_1/a > 1$ процесс резания неосуществим, а возможен лишь процесс пластического деформирования обрабатываемого материала. Следовательно, существует предельное значение угла γ , при котором процесс резания переходит в процесс пластического деформирования. Исходя из зависимости (4.27), предельный угол γ зависит от угла ψ . Чем больше угол ψ , тем меньше угол γ . Поэтому основным условием расширения границы осуществления процесса резания является уменьшение угла ψ . Отношение a_1/a зависит от отношения $2 \cdot \tau_{\text{сдв}}/HV \approx \sigma_{\text{вр}}/HV$ (где $\sigma_{\text{вр}}$ – временное сопротивление, Н/м^2). Чем оно больше, тем больше a_1/a и, соответственно, меньше предельный угол γ , при котором возможен процесс резания. Отношение $\sigma_{\text{вр}}/HV$ для разных обрабатываемых материалов принимает различные значения: для сталей – 0,33, для твердого сплава ВК8 – 0,09, а для цветных металлов (например, меди) – больше 0,5 [28].

На рис. 4.6,а приведены рассчитанные по зависимости (4.27) значения отношения a_1/a при обработке быстрорежущей стали Р12Ф5М ($2 \cdot \tau_{\text{сдв}}/HV = 0,3$) для различных значений угла ψ . С увеличением угла ψ отношение a_1/a увеличивается, а граничные значения угла γ (при которых выполняется условие $a_1/a = 1$) уменьшаются, принимая значения, близкие к нулю. Поэтому уменьшение интенсивности трения инструментального и обрабатываемого материалов является важным условием увеличения предельных значений угла γ и, соответственно, расширения границ осуществления процесса резания.

На рис. 4.6,б приведены рассчитанные по зависимости (4.27) значения отношения a_1/a для стали, твердого сплава ВК8 и меди. Условие $a_1/a = 1$ для меди выполняется при меньших значениях угла

γ , чем для стали и твердого сплава ВК8. Следовательно, стружкообразование при резании пластичных материалов затруднено. В этом случае необходимо уменьшать отрицательный передний угол инструмента γ (вплоть до положительного значения). В противном случае процесс резания неосуществим, возможен лишь процесс пластического деформирования. Из этого вытекает, например, что процесс резания пластичных материалов абразивными инструментами практически неосуществим, а хрупких материалов – достаточно эффективен (за счет увеличенного отношения $HV / \tau_{сдв}$).

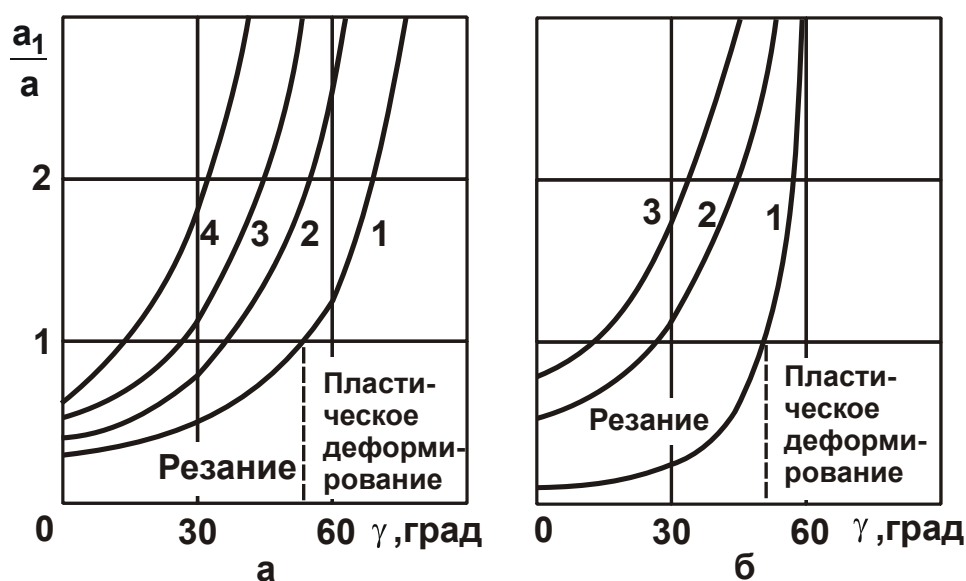


Рис. 4.6. Зависимости a_1/a от угла γ :

- а – обрабатываемый материал – быстрорежущая сталь Р12Ф5М
(1 – $\psi = 0^\circ$; 2 – $\psi = 10^\circ$; 3 – $\psi = 20^\circ$; 4 – $\psi = 30^\circ$);
б – твердый сплав ВК8 (1); быстрорежущая сталь Р12Ф5М (2);
медь (3) для $\psi = 20^\circ$

На рис. 4.7 приведена структурная схема эффективных методов обработки материалов, исходя из которой обработку пластичных материалов (в особенности цветных металлов) целесообразно производить резанием лезвийными инструментами или пластическим деформированием (на финишных операциях).

В результате износа режущего инструмента на его вершине, как правило, образуется криволинейная (радиусная) поверхность. Это приводит к тому, что фактический передний угол становится отличным

от номинального переднего угла инструмента γ и принимает отрицательные значения. Поэтому важно установить связь между фактическим передним углом инструмента γ и радиусом округления его вершины R на примере микрорезания единичным абразивным зерном. На рис. 8 приведена расчетная схема процесса микрорезания единичным зерном, из которой вытекает соотношение $l = 2R \cdot \cos \gamma$, где $l = OA$ – длина контакта передней поверхности инструмента с обрабатываемым материалом, м.

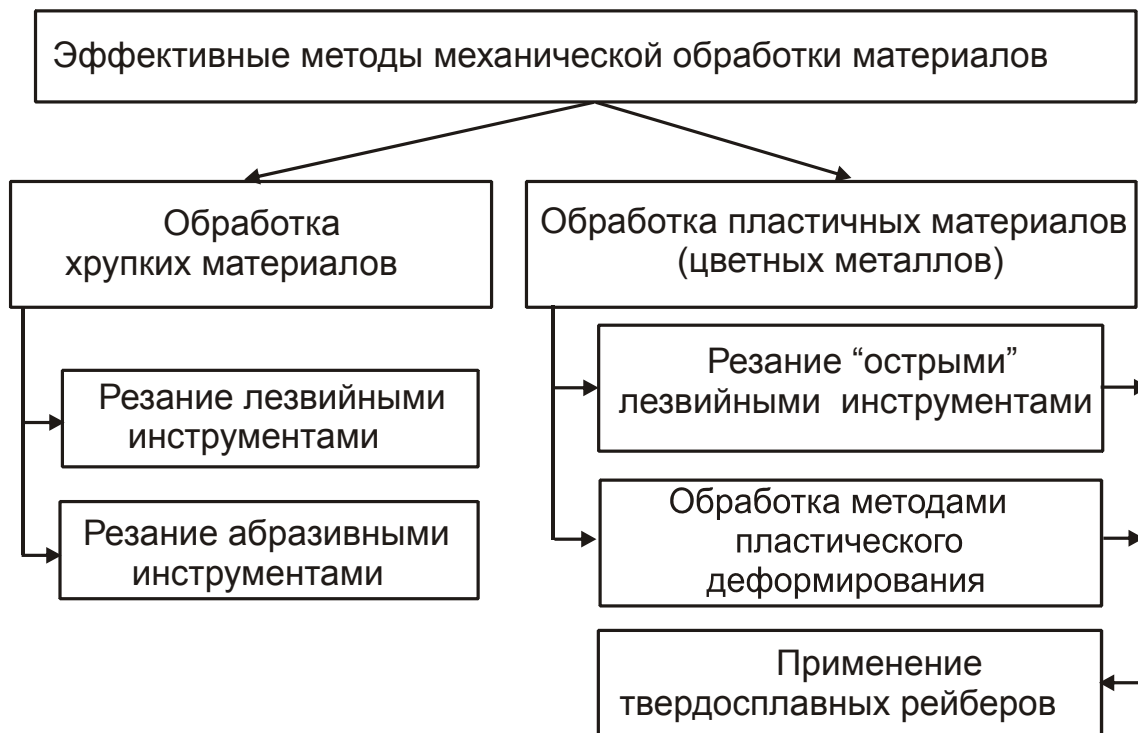


Рис. 4.7. Структурная схема эффективных методов обработки материалов

Сравнивая зависимости (4.25) и (4.26) для определения радиальной составляющей силы резания P_y , с учетом соотношения $l = 2R \cdot \cos \gamma$, имеем:

$$\frac{a}{R} = \frac{HV}{\tau_{сдв}} \cdot \frac{\cos \gamma}{\cos \psi} \cdot [1 - \sin(\gamma + \psi)] . \quad (4.28)$$

С увеличением угла γ отношение a/R однозначно уменьшается. Очевидно, что это ухудшает условия стружкообразования при резании. Угол ψ оказывает на a/R неоднозначное влияние. Однако, учитывая, что угол ψ изменяется в пределах $0 \dots 45^\circ$, функция $1 - \sin(\gamma + \psi)$ под-

вержена большему изменению, чем функция $\cos \psi$. В результате отношение a/R с увеличением угла ψ уменьшается, что приводит к ухудшению условий стружкообразования.

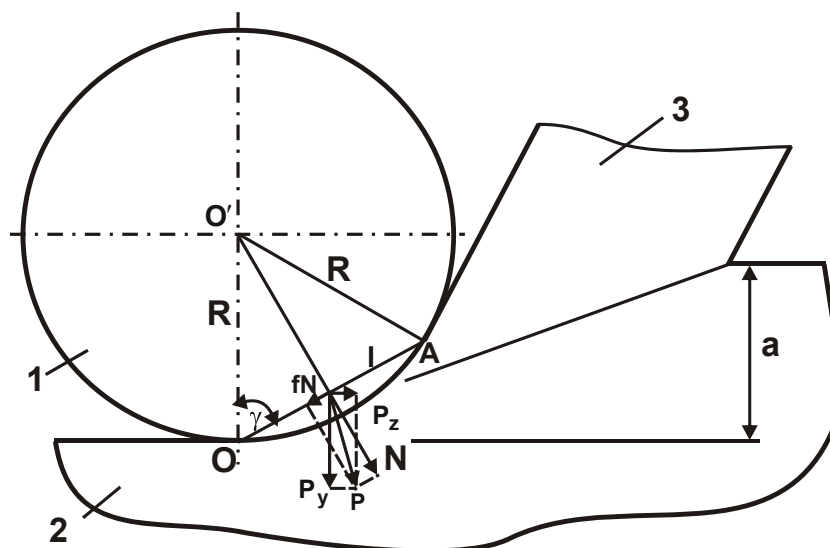


Рис. 4.8. Расчетная схема процесса микрорезания единичным зерном:
 1 – режущее зерно; 2 – обрабатываемый материал;
 3 – образующаяся стружка

Из зависимости (4.28) следует, что чем меньше отношение $HV/\tau_{сдв}$, тем меньше отношение a/R . Следовательно, стружкообразование при резании пластичных материалов затруднено. В этом случае необходимо уменьшать отрицательный передний угол инструмента γ . В противном случае процесс резания неосуществим, имеет место лишь пластическое деформирование обрабатываемого материала. Из этого вытекает, например, что процесс резания пластичных материалов абразивными инструментами практически неосуществим, тогда как хрупких материалов, наоборот, достаточно эффективен (за счет увеличенного отношения $HV/\tau_{сдв}$). Поэтому обработку пластичных материалов целесообразно производить резанием лезвийными инструментами или методами пластического деформирования.

Обозначим $\alpha = \frac{a}{R} \cdot \frac{\tau_{сдв}}{HV}$, тогда зависимость (4.28) примет вид:

$$\alpha = \frac{\cos \gamma}{\cos \psi} \cdot [1 - \sin(\gamma + \psi)] . \quad (4.29)$$

Как следует из табл. 4.1, с увеличением угла γ величина α уменьшается до нуля. С увеличением угла ψ нулевое значение α достигается при меньших значениях γ .

Таблица 4.1

Расчетные значения безразмерной величины α

γ , град	30	45	60	70	80	90
для $\psi = 0^0$	0,433	0,207	0,067	0,02	0,0026	0
для $\psi = 10^0$	0,314	0,13	0,031	0,0053	0	
для $\psi = 20^0$	0,2156	0,0705	0,008	0		
для $\psi = 30^0$	0,134	0,0278	0			

Проведем анализ изменения отношения a/R для стали (рассматривая $HV/\tau_{сдв} = 6$) в соответствии с зависимостью $a/R = 6 \cdot \alpha$, полученной на основе зависимости (4.29). Как известно, процесс пластического деформирования материала переходит в процесс стружкообразования (резания) при отношениях $a/R > 0,04$. Исходя из приведенных данных a/R , это достигается при разных значениях отрицательного переднего угла инструмента γ (в зависимости от условного угла трения ψ). При $\psi > 10^0$ это условие выполняется при $\gamma < 70^0$.

Полученные результаты были использованы в основном производстве ГП ХМЗ "ФЭД" при обработке высокоточных отверстий во втулках из бронзы Бр 010С2Н3 твердостью $HV \geq 75$. Как показывает практика, обработка характеризуется чрезвычайно высокой трудоемкостью (в связи с низкой эффективностью процесса растачивания твердосплавными резцами) и низким качеством обрабатываемой поверхности. Это требует применения дополнительной финишной операции рейберования, в результате чего достигаются необходимые показатели точности и шероховатости поверхности. Однако процесс рейберования характеризуется высокой трудоемкостью обработки, поскольку производится за 4 достаточно продолжительные прохода рейбера, а это требует изыскания новых технологических решений по повышению эффективности обработки отверстий в бронзовых втулках.

Одним из таких решений стало применение высокоскоростного растачивания отверстий, которое позволяет существенно уменьшить толщину среза и силы резания без снижения производительности об-

работки. В связи с этим был проведен комплекс экспериментальных исследований процесса высокоскоростного растачивания отверстий в бронзовых втулках на современном высокооборотном обрабатывающем центре с ЧПУ модели "Picomax-60M". Деталь была неподвижна, вращался резец. Режимы резания: частота вращения $n = 8000$ об./мин; продольная подача $S = 0,02$ мм/об. В результате проведенных экспериментов установлено, что процесс высокоскоростного растачивания отверстий обеспечивает повышение параметров качества обработки: шероховатость поверхности находится на уровне $R_a = 0,63$ мкм, а погрешность обработки – в пределах 5 мкм. Производительность обработки увеличена более чем в 3 раза. Это позволило уменьшить трудоемкость последующей операции рейберования более чем в 2 раза, поскольку требуемые параметры качества обработки (шероховатость поверхности $R_a = 0,16$ мкм, отклонение от цилиндричности 3 мкм, бочкообразность 3 мкм и разноразмерность 9-ти обработанных поршневых отверстий 3 мкм) формируются всего за 2 прохода рейбера (вместо 4-х проходов по действующей технологии). Операция рейберования выполняется двумя рейберами. Предварительное рейберование осуществляется аналогично процессу точного зенкерования. Рейбер имеет 6 режущих кромок и снимает припуск 0,015 мм. Окончательное рейберование с обеспечением требуемых параметров качества обработки отверстия диаметром 10 мм (шероховатость поверхности $R_a = 0,16$ мкм) производится методом пластического деформирования аналогично выглаживанию. Припуск составляет 0,0025 мм, в результате осуществляется процесс пластического упрочнения обрабатываемого материала (бронзы). Рейбер изготавливается из твердого сплава BK8 или из материала UF10 фирмы TAEGUTEC. Режимы обработки при рейберовании: частота вращения $n = 260$ об./мин; продольная подача $S = 0,015$ мм/об.; СОТС – АМГ10.

4.4. Определение условий уменьшения силовой напряженности процесса шлифования

При шлифовании материалов повышенной твердости возникают значительные силы резания, которые резко снижают производительность обработки и ухудшают качество обрабатываемых поверхностей.

Это относится к шлифованию твердых сплавов, высокотвердых керамик, наплавочных материалов и т.д. Так, при шлифовании контактных (рабочих) поверхностей крупногабаритных изделий металлургического назначения с износостойкими наплавочными материалами высокой твердости, вследствие повышенной силовой напряженности процесса абразивный круг интенсивно изнашивается, и производительность обработки принимает весьма малые значения. Применение алмазных кругов на высокопрочных металлических связках взамен абразивных кругов позволяет снизить силовую напряженность процесса. Однако при этом алмазный круг интенсивно засаливается и теряет режущую способность, что требует его постоянной электроэрозионной правки, реализовать которую при высокопроизводительном шлифовании сложно. Все это предполагает изыскания новых технологических возможностей повышения эффективности шлифования материалов повышенной твердости.

В работах [4; 51; 99] обоснованы основные направления интенсификации процесса шлифования. Однако они основаны на результатах экспериментальных исследований, полученных для частных условий обработки, что не позволяет установить общие решения, справедливые для широких диапазонов изменения параметров режимов шлифования, характеристик кругов и т.д. Поэтому необходимо получить аналитические решения, которые лишены указанных недостатков на основе теоретического обоснования условий снижения силовой напряженности процесса шлифования материалов повышенной твердости. Для решения данной задачи важно теоретически оценить возможности уменьшения радиальной составляющей силы резания, которая определяет условия внедрения режущего зерна в обрабатываемый материал при микрорезании. Важно также сравнить силы, возникающие в процессе микрорезания единичным зерном и при вдавливании зерна в обрабатываемый материал, что позволит более полно раскрыть возможности снижения силовой напряженности процесса шлифования. Располагая аналитическим решением для определения радиальной составляющей силы резания, можно определить фактическую толщину среза при шлифовании, в том числе с учетом упругих перемещений в технологической системе, и ее расхождение с номинальной толщиной среза. Научной предпосылкой получения данных

решений следует рассматривать теоретический подход к определению параметров силовой напряженности шлифования, предложенный в работе [82]. Радиальная составляющая силы резания P_y описывается аналитической зависимостью, приведенной в работе [82]:

$$P_y = \frac{2 \cdot \tau_{\text{сдв}} \cdot S \cdot \sin(\gamma + \psi)}{[1 - \sin(\gamma + \psi)]}, \quad (4.30)$$

где $\tau_{\text{сдв}}$ – предел прочности на сдвиг обрабатываемого материала, Н/м²;

S – площадь поперечного сечения среза, м²;

γ – отрицательный передний угол режущего абразивного зерна;

ψ – условный угол трения абразивного зерна с материалом.

Рассматривая зерно в форме конуса с углом при вершине 2γ (рис. 4.9), площадь поперечного сечения среза S с учетом $b = 2a \cdot \text{tg}\gamma$ выразится:

$$S = 2a^2 \cdot \text{tg}\gamma, \quad (4.31)$$

где a , b – толщина и ширина среза, м.

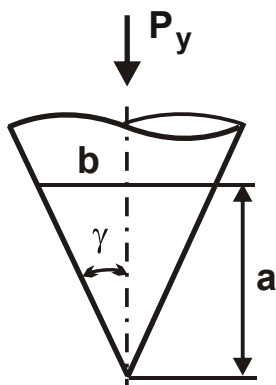


Рис. 4.9. Расчетная схема площади поперечного сечения среза

Тогда зависимость (4.30) с учетом соотношений $\tau_{\text{сдв}} \approx 0,5 \cdot \sigma_{\text{сж}}$ и $HV \approx 3 \cdot \sigma_{\text{сж}}$ (для стали) примет вид:

$$P_y = \frac{0,67 \cdot HV \cdot a^2 \cdot \sin(\gamma + \psi) \cdot \text{tg}\gamma}{[1 - \sin(\gamma + \psi)]}, \quad (4.32)$$

где $\sigma_{\text{сж}}$ – предел прочности на сжатие обрабатываемого материала, Н/м²;

HV – твердость обрабатываемого материала (по Виккерсу), Н/м².

Исходя из зависимости (4.32), радиальная составляющая силы резания P_y определяется главным образом суммой углов $(\gamma + \psi)$. С их увеличением P_y увеличивается, причем, при условии $(\gamma + \psi) \rightarrow 90^\circ$ – до бесконечности ($P_y \rightarrow \infty$), что связано с прекращением процесса резания (стружкообразования) и осуществлением лишь пластического деформирования обрабатываемого материала. Следовательно, уменьшить P_y можно уменьшением углов γ и ψ , обеспечивая в процессе шлифования высокую остроту режущих зерен.

Сравним радиальную составляющую силы резания P_y с силой P , возникающей при вдавливании зерна в обрабатываемый материал на глубину a :

$$P = \pi \cdot a^2 \cdot \operatorname{tg}^2 \gamma \cdot HV. \quad (4.33)$$

Таблица 4.2

Расчетные значения относительных величин $\frac{P_y}{HV \cdot a^2}$ и $\frac{P}{HV \cdot a^2}$

γ°	ψ°			
	30	45	60	70
10	0,7 / 1,05	3,0 / 3,14	18,2 / 9,41	119 / 23,7
20	1,26 / 1,05	6,48 / 3,14	75,2 / 9,41	∞ / 23,7
30	10,9 / 1,05	19 / 3,14	∞ / 9,41	∞ / 23,7

В табл. 4.2 приведены значения относительных величин $\frac{P_y}{HV \cdot a^2}$ (перед чертой) и $\frac{P}{HV \cdot a^2}$ (после черты), рассчитанных соответственно по зависимостям (4.32) и (4.33). Как видно, для значений $\gamma > 30^\circ$ и $\psi > 10^\circ$ справедливо $\frac{P_y}{HV \cdot a^2} > \frac{P}{HV \cdot a^2}$. Следовательно, процесс микро-резания с фиксированной толщиной среза a характеризуется большей силовой напряженностью, чем процесс вдавливания зерна в обрабатываемый материал на глубину a . Этим объясняется, что процесс шлифования происходит с высокой силовой напряженностью, интенсивным износом зерен и низкой производительностью обработки. Кро-

ме того, под действием P_y (вследствие возникновения в технологической системе упругого перемещения) зерно вытесняется из обрабатываемого материала и процесс резания практически не происходит, поскольку фактическая толщина среза стремится к нулю.

Теоретические результаты подтверждаются экспериментальными данными, приведенными в работе [111] (рис. 4.10). Как следует из рисунка, при микрорезании единичным зерном толщина среза меньше глубины внедрения зерна в обрабатываемый металл в момент прекращения процесса микрорезания. Это соответствует теоретическому решению, согласно которому при одном значении величин P_y и P толщина среза при микрорезании меньше глубины внедрения зерна в обрабатываемый металл при его вдавливании. Таким образом, теоретически обоснованы принципиальные отличия процессов микрорезания и вдавливания неподвижного зерна в обрабатываемый металл. Следовательно, по твердости обрабатываемого материала сложно судить о его обрабатываемости, поскольку зависимости для определения величин P_y и P существенно отличаются. Так, радиальная составляющая силы резания P_y определяется суммой углов $(\gamma + \psi)$, а сила P – лишь углом γ .

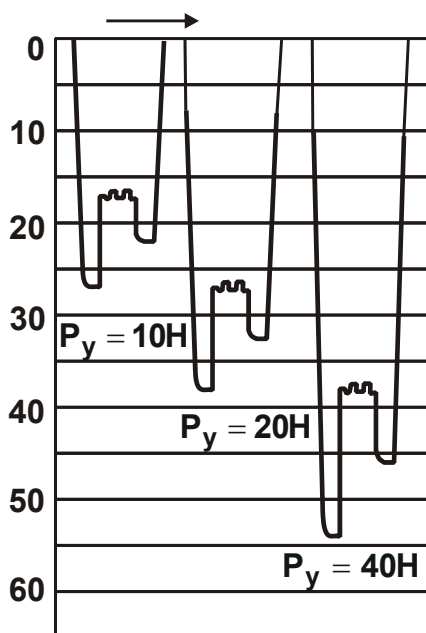


Рис. 4.10. Глубина внедрения (в мкм) алмазного конуса $2\gamma = 120^\circ$ в армо-железо при вдавливании, царапании и остановках

При микрорезании вследствие образования упругих перемещений в технологической системе фактическая толщина среза a_{ϕ} всегда меньше номинальной толщины среза a . В связи с этим важно аналитически оценить степень их отличия на основе условия равенства радиальной составляющей силы резания P_y и упруго-восстанавливающей силы $(c \cdot y)$, где c – жесткость технологической системы, Н/м; y – упругое перемещение в системе, м. С учетом зависимости (4.32), рассматривая в ней вместо параметра a фактическую толщину среза a_{ϕ} , получено:

$$c \cdot (a - a_{\phi}) = \frac{2 \cdot \sigma_{сж} \cdot a_{\phi}^2 \cdot \sin(\gamma + \psi) \cdot \operatorname{tg} \gamma}{[1 - \sin(\gamma + \psi)]}. \quad (4.34)$$

Решая квадратное уравнение относительно a_{ϕ} , имеем:

$$a_{\phi} = \frac{a}{\left[\sqrt{0,25 + \frac{a \cdot A}{c}} + 0,5 \right]}, \quad (4.35)$$

где $A = \frac{2 \cdot \sigma_{сж} \cdot \sin(\gamma + \psi) \cdot \operatorname{tg} \gamma}{[1 - \sin(\gamma + \psi)]}$.

При условии $c \rightarrow \infty$ фактическая толщина среза $a_{\phi} \rightarrow a$, следовательно, расчеты по определению величины a_{ϕ} выполнены правильно. С уменьшением величины A также $a_{\phi} \rightarrow a$, что связано с уменьшением углов γ и ψ в результате повышения режущей способности круга.

4.5. Теоретический анализ закономерностей процесса шлифования деталей с высокотвердыми наплавочными материалами

Механическая обработка деталей с высокотвердыми наплавочными материалами занимает особое место в технологии машиностроения, поскольку это связано с низкой производительностью и высокой трудоемкостью обработки, а также с быстрой потерей режущей способности применяемых инструментов. Поэтому определение новых технологических возможностей повышения эффективности обработки

высокотвердых наплавочных материалов является чрезвычайно важной и актуальной задачей. В особой мере это относится к обработке крупногабаритных деталей тяжелого машиностроения и металлургического оборудования с наплавленными контактными поверхностями. Необходимость съема значительных припусков (до 10 мм) и обработки больших площадей поверхностей деталей определяют высокую длительность обработки (до нескольких недель) и большое потребление режущих инструментов (резцов, фрез и шлифовальных кругов).

Следует отметить, что проблемам механической обработки высокотвердых наплавочных материалов в научно-технической литературе [104; 106] уделено большое внимание. В особенности это относится к круглому шлифованию контактных наплавленных износостойких материалов Пл-Нп 500Х40НС2 РЦ-Б-С (ГОСТ 26467-85) твердостью HRC 58–59 поверхностей больших и малых конусов и чаш засыпных аппаратов доменных печей, которые работают в условиях интенсивного трения и износа и быстро выходят из строя [87; 105]. На основе проведенных теоретических и экспериментальных исследований разработаны практические рекомендации по выбору оптимальных характеристик абразивных и алмазных кругов для круглого шлифования высокотвердых наплавочных материалов. Однако производительность обработки при этом по-прежнему остается на низком уровне. Это требует, во-первых, проведения дальнейших исследований по определению физических и технологических закономерностей процессов механической обработки, во-вторых, применения новых инструментальных материалов, обладающих более высокими физико-механическими свойствами и позволяющими интенсифицировать съем материала, для решения задачи повышения производительности обработки высокотвердых наплавочных материалов путем снижения силовой напряженности процесса резания.

В работе [3] показано, что снижение производительности обработки при круглом шлифовании контактных наплавленных поверхностей больших и малых конусов и чаш засыпных аппаратов доменных печей происходит, во-первых, вследствие высокой твердости наплавочных материалов, во-вторых, в связи с низкой жесткостью технологической системы токарно-карусельного станка, на котором осуществляется процесс шлифования. Жесткость системы в радиальном

направлении составляет всего лишь 3420 Н/мм. В результате в технологической системе возникают значительные упругие перемещения (отжатия) и номинальная глубина шлифования многократно превышает фактическую глубину шлифования. Установлено также, что удельный расход абразива при круглом шлифовании по жесткой схеме наплавочного материала Пл-Нп 500Х40НС2 РЦ-Б-С (ГОСТ 26467-85) твердостью HRC 58–59 составляет $q=0,5 \dots 1$. Эти значения q примерно такие же, как при шлифовании твердого сплава и выше, чем при обработке закаленных сталей.

Зная q , можно расчетным путем определить отношение номинальной и фактической глубин шлифования t_n/t_ϕ и оценить роль износа круга в увеличении рассматриваемого отношения. Для этого составим уравнение баланса объемов снятого материала ($\mathcal{V}_{\text{мат}}$) и израсходованного абразива ($\mathcal{V}_{\text{абр}}$):

$$\mathcal{V}_{\text{мат}} + \mathcal{V}_{\text{абр}} = \mathcal{V}, \quad (4.36)$$

где \mathcal{V} – объем материала, который должен быть снят при условии равенства номинальной и фактической глубин шлифования, т.е. в идеальном случае.

Разделив уравнение (4.36) на величину $\mathcal{V}_{\text{мат}}$, получено:

$$1 + q = \frac{t_n}{t_\phi}, \quad (4.37)$$

где $q = \mathcal{V}_{\text{абр}} / \mathcal{V}_{\text{мат}}$.

Как видно, отношение t_n/t_ϕ тем больше, чем больше удельный расход абразива q . Для значений $q=0,5 \dots 1$ отношение $t_n/t_\phi = 1,5 \dots 2$. Следовательно, вследствие износа абразивного круга при шлифовании наплавочного материала фактическая глубина шлифования t_ϕ может быть до 2-х раз меньше номинальной глубины шлифования t_n . Вместе с тем, как установлено экспериментально, в реальных условиях шлифования отношение t_n/t_ϕ значительно больше. Поэтому линейный износ абразивного круга не является причиной резкого уменьшения t_ϕ по отношению к t_n . Основной причиной такого большого расхождения t_ϕ и t_n необходимо рассматривать низкую жесткость технологической системы, в результате чего шлифование, по сути,

осуществляется не по жесткой, а по упругой схеме (с фиксированным радиальным усилием).

В работе [130] получена аналитическая зависимость для определения радиальной составляющей силы резания P_y , которая в случае шлифования по упругой схеме равна радиальному усилию:

$$P_y = \frac{\sigma}{K_{ш}} \cdot \frac{Q_H}{V_{кр}}, \quad (4.38)$$

где σ – условное напряжение резания при шлифовании, Н/м²;

$K_{ш} = P_z / P_y$ – коэффициент шлифования;

P_z – тангенциальная составляющая силы резания, Н;

$Q_H = B \cdot V_{дет} \cdot t_H$ – номинальная производительность обработки, м³/с;

B – ширина шлифования, м;

$V_{дет}$, $V_{кр}$ – соответственно скорости детали и круга, м/с.

Фактическая производительность обработки $Q_{ф} = B \cdot V_{дет} \cdot t_{ф}$ определяется по преобразованной зависимости (38):

$$P_{yф} = \frac{\sigma}{K_{ш}} \cdot \frac{Q_{ф}}{V_{кр}}, \quad (4.39)$$

где $P_{yф}$ – радиальное усилие, реализующее процесс "чистого резания", Н.

Очевидно, между усилиями P_y и $P_{yф}$ существует различие, поскольку усилие $P_{yф}$ является частью усилия P_y . Разность усилий ($P_y - P_{yф}$) определяет величину отжатия в технологической системе и выражается зависимостью:

$$P_y - P_{yф} = \frac{\sigma}{K_{ш}} \cdot \frac{B \cdot V_{дет}}{V_{кр}} \cdot (t_H - t_{ф}). \quad (4.40)$$

Как видно, разность усилий ($P_y - P_{yф}$) соответствует разности номинальной и фактической глубин шлифования ($t_H - t_{ф}$). Тогда

$$P_y - P_{yф} = \frac{\sigma}{K_{ш}} \cdot \frac{Q_H}{V_{кр}} \cdot \left(1 - \frac{t_{ф}}{t_H}\right) = P_y \cdot \left(1 - \frac{t_{ф}}{t_H}\right). \quad (4.41)$$

Откуда

$$\frac{P_{yф}}{P_y} = \frac{t_{ф}}{t_H}. \quad (4.42)$$

Таким образом показано, что отношение $P_{y\phi} / P_y$ вполне однозначно определяется отношением фактической и номинальной глубин шлифования t_ϕ / t_n .

Разрешая зависимость (4.39) относительно фактической производительности обработки, получено:

$$Q_\phi = P_{y\phi} \cdot V_{кр} \cdot \frac{K_\psi}{\sigma}. \quad (4.43)$$

Исходя из зависимости (4.43), увеличить фактическую производительность обработки Q_ϕ можно увеличением параметров $P_{y\phi}$, $V_{кр}$, K_ψ и уменьшением σ . Очевидно, увеличение $P_{y\phi}$ предполагает увеличение радиального усилия P_y и, соответственно, упругого перемещения в технологической системе, т.е. создание так называемого натяга, что, как будет показано ниже, не всегда приемлемо. Более эффективно увеличивать отношение K_ψ / σ за счет повышения режущей способности шлифовального круга и уменьшения интенсивности трения в зоне шлифования. Это может быть достигнуто путем применения более прочных абразивных материалов (в том числе алмазов и других сверхтвердых материалов), характеризующихся высокой остротой режущих кромок и возможностью более глубокого внедрения в обрабатываемый материал. Уменьшить трение в зоне шлифования можно, прежде всего, за счет увеличенного выступания зерен над уровнем связки круга и снижения интенсивности трения связки с обрабатываемым материалом. В связи с этим, эффективно применять крупнозернистые высокопористые абразивные круги повышенной твердости. Важно также обеспечить работу круга в режиме самозатачивания с целью постоянного обновления режущих кромок и исключения образования на зернах значительных площадок износа. Это достигается увеличением радиального усилия P_y , обеспечивающего преждевременное разрушение абразивных зерен круга. Однако при достижении определенного значения P_y это ведет к возникновению в технологической системе интенсивных вибраций (колебаний) и процесс шлифования в данных условиях становится неосуществим. Причиной появления колебаний в системе является интенсивное трение связки круга с обрабатываемым материалом (при круглом многопроходном шлифовании).

контактных наплавленных поверхностей чаш и конусов на токарно-карусельном станке с низкой жесткостью технологической системы).

Необходимо отметить, что в условиях круглого глубинного шлифования рассматриваемого наплавочного материала на более жестком круглошлифовальном станке, колебания отсутствовали, и процесс протекал со значительно большей производительностью обработки. При этом отношение фактической и номинальной глубин шлифования $t_{\text{ф}} / t_{\text{н}} < 2$.

Таким образом показано, что важным условием повышения эффективности обработки высокотвердых наплавочных материалов следует рассматривать увеличение жесткости технологической системы, позволяющее осуществить процесс шлифования по жесткой схеме без образования значительных упругих перемещений.

С физической точки зрения фактическую производительность обработки можно описать зависимостью: $Q_{\text{ф}} = S_{\text{мгн}} \cdot V_{\text{кр}}$, где $S_{\text{мгн}}$ – мгновенная суммарная площадь поперечного сечения среза всеми одновременно работающими зернами круга, м^2 . В первом приближении $S_{\text{мгн}}$ можно представить в виде: $S_{\text{мгн}} = n \cdot S$, где n – количество зерен круга, одновременно контактирующих с обрабатываемым материалом; S – площадь среза отдельным зерном круга, м^2 . Для определения S можно воспользоваться зависимостью для определения радиальной составляющей силы резания, действующей на отдельное зерно круга (рис. 4.11):

$$P_{y_1} = \pi \cdot r^2 \cdot HV, \quad (4.44)$$

где $r = a_z \cdot \text{tg} \gamma$ – радиус окружности контакта конусообразного режущего зерна с обрабатываемым материалом, м;

a_z – толщина среза отдельным зерном круга, м;

γ – половина угла при вершине конусообразного зерна;

HV – твердость (по Виккерсу) обрабатываемого материала, Н/м^2 .

После преобразования зависимости (4.44) получено:

$$P_{y_1} = \pi \cdot a_z^2 \cdot \text{tg}^2 \gamma \cdot HV, \quad (4.45)$$

откуда

$$a_z = \frac{1}{\text{tg} \gamma} \cdot \sqrt{\frac{P_{y_1}}{\pi \cdot HV}}. \quad (4.46)$$

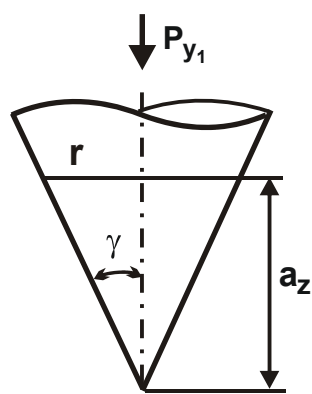


Рис. 4.11. Схема вдавливания режущего зерна в обрабатываемый материал

Как видно, с увеличением твердости обрабатываемого материала HV толщина среза a_z и, соответственно, фактическая производительность обработки Q_{ϕ} уменьшаются. Следовательно, увеличить параметры a_z и Q_{ϕ} можно за счет увеличения нагрузки, действующей на отдельное зерно круга P_{y_1} , и уменьшения угла при вершине конусообразного зерна 2γ . Увеличение P_{y_1} предполагает применение более прочных абразивных или алмазных зерен и повышение прочности их удержания в круге (за счет увеличения зернистости и твердости абразивного круга или применения алмазных кругов на высокопрочных металлических связках). С другой стороны, уменьшение угла γ предполагает применение менее прочных абразивных зерен, подвергающихся объемному разрушению в процессе шлифования с образованием острых граней, характеризующихся небольшим углом γ . Таким образом, существует неоднозначное требование к прочности абразивных зерен, что указывает на существование экстремального (оптимального) значения прочности на раздавливание абразивного зерна и, соответственно, прочности удержания зерна в круге.

При недостаточной прочности зерен и связки, очевидно, шлифовальный круг будет работать в режиме интенсивного износа и вполне возможно, что толщина среза a_z и, соответственно, фактическая производительность обработки Q_{ϕ} будут уменьшаться вплоть до нуля. При чрезмерной прочности зерен и связки, наоборот, на зернах образуются значительные площадки износа, что также приводит к умень-

шению a_z и Q_ϕ . Следовательно, с точки зрения прочности зерен и связки существуют вполне конкретные предельные значения толщины среза a_z для конкретных обрабатываемых материалов и, соответственно, существуют предельные значения S , $S_{\text{МГН}}$ и Q_ϕ .

Исходя из зависимости $S_{\text{МГН}} = n \cdot S$, в этих условиях (при заданной предельной величине S) увеличить $S_{\text{МГН}}$ и Q_ϕ можно за счет увеличения количества зерен круга n , одновременно контактирующих с обрабатываемым материалом. Как известно, основным путем увеличения n является переход от многопроходного к глубинному шлифованию, характеризующийся значительной длиной контакта круга с обрабатываемым материалом.

4.6. Теоретический анализ производительности обработки при многопроходном и глубинном шлифовании

Как показано, шлифование является основным методом абразивной обработки, получившим широкое применение как на операциях окончательного, так и предварительного шлифования с целью обеспечения высоких показателей точности и качества обрабатываемых поверхностей [46; 51]. Однако в силу высокой теплонапряженности процесса шлифования зачастую на обрабатываемых поверхностях образуются прижоги и микротрещины, а по производительности шлифование уступает процессам лезвийной обработки, что в ряде случаев ограничивает его эффективное применение. Поэтому изыскание путей повышения качества и производительности обработки при шлифовании и расширение его технологических возможностей является актуальной проблемой, направленной на создание конкурентоспособной машиностроительной продукции.

На практике реализуются в основном две схемы шлифования – многопроходное и глубинное шлифование [13]. Установлено, что с точки зрения повышения производительности и качества обработки, а также снижения износа круга глубинное шлифование располагает большими технологическими возможностями, чем многопроходное шлифование [89; 141]. Вместе с тем, в научно-технической литературе

до сих пор отсутствует четкое представление о максимально возможной производительности обработки, обусловленной прочностными свойствами рабочей поверхности круга, которую можно достичь при многопроходном и глубинном шлифовании. В одних работах предпочтение отдается многопроходному шлифованию, а в других – глубинному шлифованию. В связи с этим, важно установить технологические возможности многопроходного и глубинного шлифования по уровню достигаемой производительности обработки на основе теоретического анализа максимально возможной производительности обработки, обусловленной прочностными свойствами рабочей поверхности круга и реализуемой в условиях многопроходного и глубинного шлифования.

В работах [89; 130; 141] предложен теоретический подход к определению максимально возможной производительности обработки Q при шлифовании с учетом вероятностного характера участия зерен в резании и прочностных свойств рабочей поверхности круга, обобщенно определяемых предельной (прочностной) толщиной среза:

$$Q = \frac{\sqrt{2} \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot B \cdot t \cdot V_{\text{кр}}}{9 \cdot b \cdot \sqrt{\frac{1}{R_{\text{кр}}} + \frac{1}{R_{\text{дет}}}}} \cdot \left(\frac{b^3}{2 \cdot \sqrt{t_{iT}}} + \sum_{j=0}^{i-2} t_{jT}^{2,5} \right), \quad (4.47)$$

где γ – половина угла при вершине конусообразного режущего зерна;

k – поверхностная концентрация зерен круга, шт./м²;

b – максимальная высота выступания режущих зерен над уровнем связки круга, равная предельной (прочностной) толщиной среза, м;

B – ширина шлифования, м;

t – номинальная глубина шлифования, м;

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

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

t_{iT} – текущее значение фактической глубины шлифования на i -м проходе круга, м;

t_{jT} – текущее значение величины t_{iT} , м.

Скорость детали $V_{\text{дет}}$ для заданного параметра b определяется:

$$V_{\text{дет}} = \frac{Q}{B \cdot t} = \frac{\sqrt{2} \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}}}{9 \cdot b \cdot \sqrt{\frac{1}{R_{\text{кр}}} + \frac{1}{R_{\text{дет}}}}} \cdot \left(\frac{b^3}{2 \cdot \sqrt{t_{iT}}} + \sum_{j=0}^{i-2} t_{jT}^{2,5} \right). \quad (4.48)$$

При глубинном шлифовании производительность обработки Q определяется упрощенной зависимостью (4.47):

$$Q = \frac{\operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot B \cdot b^2 \cdot V_{\text{кр}} \cdot \sqrt{t}}{12,7 \cdot \sqrt{\frac{1}{R_{\text{кр}}} + \frac{1}{R_{\text{дет}}}}} \quad (4.49)$$

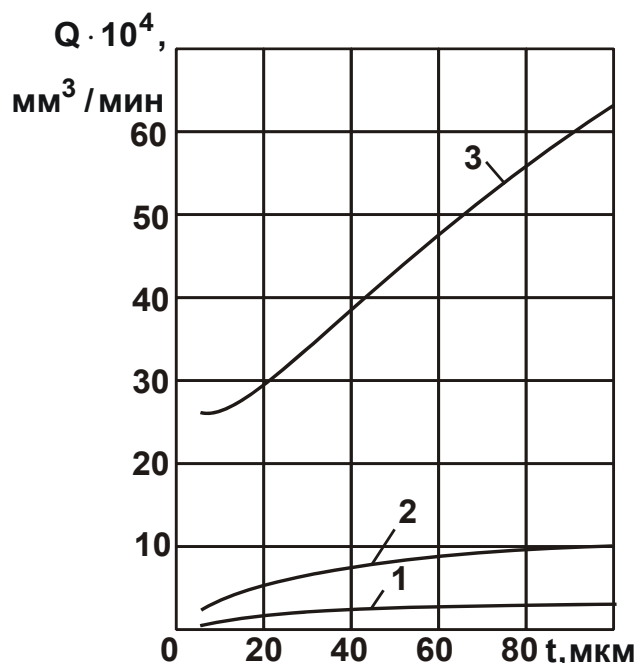


Рис. 4.12. Зависимость предельной производительности обработки Q от глубины шлифования t : $\gamma = 45^\circ$; $k = 10$ шт./мм²; $B = 20$ мкм;

$$R_{\text{дет}} = 50 \text{ мм}; R_{\text{кр}} = 100 \text{ мм}; V_{\text{кр}} = 30 \text{ м/с};$$

1 – $b = 10$ мкм; 2 – $b = 20$ мкм; 3 – $b = 50$ мкм.

На рис. 4.12 [130] приведены рассчитанные по зависимости (4.47) значения предельной производительности обработки Q для заданных значений максимальной толщины среза, равной параметру b . Как видно, при условии $t < b$ производительность обработки Q остается фактически неизменной с увеличением глубины шлифования t , а при условии $t > b$ – непрерывно увеличивается. Это свидетельствует об эффективности применения глубинного шлифования. Расчетами установлено, что эффект обработки в данном случае обусловлен увеличением процента работающих зерен (до 45 %), тогда как при многопроходном шлифовании он значительно меньше и составляет 5 ... 10 %. С кинематической точки зрения зерна проходят в основном "след в

след", не совершая полезной работы. Это указывает на то, что при многопроходном шлифовании мало используются потенциальные возможности рабочей поверхности круга и, следовательно, существуют резервы повышения эффективности шлифования. Чтобы их выявить и обосновать условия повышения эффективности многопроходного шлифования, следует определить количество зерен n , участвующих в съеме материала и формировании микропрофиля на обрабатываемой поверхности при многопроходном и глубинном шлифовании. Для этого следует рассмотреть расчетную схему параметров плоского многопроходного шлифования, приведенную на рис. 4.13,а. Поскольку скорость круга $V_{кр}$ значительно превышает скорость детали $V_{дет}$, то длина единичного среза на рис. 4.13,а показана примерно равной длине дуги контакта круга с обрабатываемой деталью l .

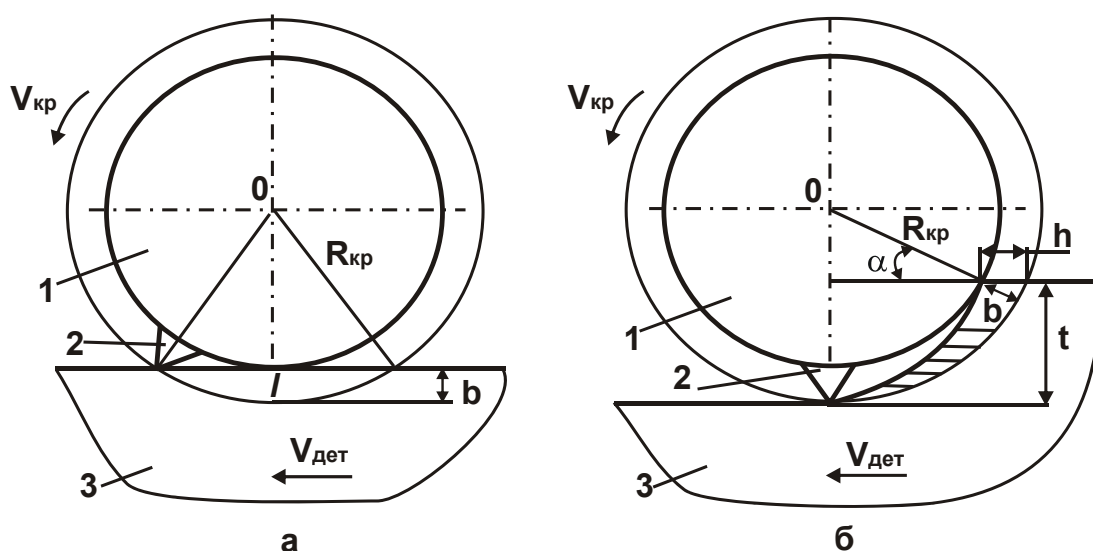


Рис. 4.13. Расчетная схема параметров плоского многопроходного (а) и глубинного (б) шлифования: 1 – круг; 2 – режущее зерно; 3 – обрабатываемый материал

Как следует из зависимости (4.47), при многопроходном шлифовании формирование полного микропрофиля на обрабатываемой поверхности происходит за определенное количество проходов круга i , которое соответствует фактической глубине шлифования $t_{\phi} = i \cdot t$. Тогда суммарное время формирования полного микропрофиля на обрабатываемой поверхности определится: $\tau_{мног} = i \cdot \tau_0$, где $i = b/t$; $\tau_0 = l/V_{дет}$ – продолжительность контакта фиксированного сечения

обрабатываемой детали (движущейся со скоростью $V_{дет}$) с рабочей поверхностью круга, s ; l – длина дуги контакта круга с деталью, м.

При плоском многопроходном шлифовании (рис. 4.13,а) параметр l определится:

$$l = 2 \cdot \sqrt{R_{кр}^2 - (R_{кр} - b)^2} \approx 2 \cdot \sqrt{2 \cdot R_{кр} \cdot b}. \quad (4.50)$$

Тогда окончательно получено:

$$\tau_{мног} = \frac{b}{t} \cdot \frac{l}{V_{дет}} = \frac{2 \cdot b \cdot \sqrt{2 \cdot R_{кр} \cdot b}}{Q_{уд}}, \quad (4.51)$$

где $Q_{уд} = t \cdot V_{дет}$ – удельная производительность обработки, $м^3/(м \cdot с)$.

Количество зерен n , участвующих в формировании полного микропрофиля на обрабатываемой поверхности, равно

$$n = k \cdot B \cdot V_{кр} \cdot \tau_{мног} = \frac{2 \cdot k \cdot B \cdot V_{кр} \cdot b \cdot \sqrt{2 \cdot R_{кр} \cdot b}}{Q_{уд}}. \quad (4.52)$$

Как видно, параметр n не зависит от глубины шлифования t , а определяется удельной производительностью обработки $Q_{уд}$. Из всех входящих в зависимость (4.52) параметров наибольшее влияние на n оказывает параметр b , т.е. важно обеспечить более прочное удержание зерен в связке и, соответственно, повысить прочность зерен.

При глубинном шлифовании время формирования полного микропрофиля на обрабатываемой поверхности равно: $\tau_{гл} = h / V_{дет}$ (рис. 4.13,б), где $h = b / \cos \alpha$ – глубина внедрения обрабатываемого материала в рабочую поверхность круга, м; α – угол входа обрабатываемого материала в рабочую поверхность круга:

$$\cos \alpha = \frac{\sqrt{R_{кр}^2 - (R_{кр} - t)^2}}{R_{кр}} = \sqrt{\frac{2 \cdot t}{R_{кр}}}. \quad (4.53)$$

После преобразований, получено:

$$\tau_{гл} = \frac{b}{V_{дет}} \cdot \sqrt{\frac{R_{кр}}{2 \cdot t}}. \quad (4.54)$$

Количество зерен n , участвующих в формировании полного микропрофиля на обрабатываемой поверхности, равно

$$n = k \cdot B \cdot V_{кр} \cdot \tau_{гл} = \frac{k \cdot B \cdot V_{кр} \cdot b}{Q_{уд}} \cdot \sqrt{\frac{R_{кр} \cdot t}{2}}. \quad (4.55)$$

Подставляя в (4.55) зависимость (4.49), рассматривая $Q_{уд} = Q/V$ и принимая для плоского шлифования $R_{дет} \rightarrow \infty$, зависимость (4.55) примет простой вид:

$$n = \frac{9 \cdot B}{\text{tg} \gamma \cdot b}. \quad (4.56)$$

В данном случае увеличить количество зерен n можно, главным образом, за счет уменьшения параметра b . Однако, исходя из зависимости (4.49), это ведет к уменьшению производительности обработки Q , что не эффективно.

Для сравнения значений n при многопроходном и глубинном шлифовании необходимо обозначить входящие в зависимость (4.52) параметры: $n_{\text{много}}$, $b_{\text{много}}$, $Q_{\text{много}}$ и, соответственно, входящие в зависимость (4.55) параметры: $n_{\text{гг}}$, $b_{\text{гг}}$, $Q_{\text{гг}}$, $t_{\text{гг}}$. Тогда

$$\frac{n_{\text{гг}}}{n_{\text{много}}} = 0,25 \cdot \frac{b_{\text{гг}}}{b_{\text{много}}} \cdot \frac{Q_{\text{много}}}{Q_{\text{гг}}} \cdot \sqrt{\frac{t_{\text{гг}}}{b_{\text{много}}}}. \quad (4.57)$$

Из зависимости (4.47) и рис. 4.12 следует, что при условиях $b_{\text{гг}} = b_{\text{много}}$ и $t_{\text{гг}} = b_{\text{много}}$ значения $Q_{\text{гг}}$ и $Q_{\text{много}}$ примерно равны, а с увеличением глубины шлифования $t_{\text{гг}} > b_{\text{много}}$ производительность глубинного шлифования $Q_{\text{гг}}$ увеличивается по закону $\sqrt{t_{\text{гг}}}$. Тогда, очевидно,

относительная величина $\frac{Q_{\text{много}}}{Q_{\text{гг}}} \cdot \sqrt{\frac{t_{\text{гг}}}{b_{\text{много}}}}$, входящая в зависимость

(4.57), будет оставаться постоянной с увеличением глубины шлифования $t_{\text{гг}}$, примерно равной единице. Следовательно, отношение $n_{\text{гг}}/n_{\text{много}} \approx 0,25$. Это означает, что в формировании полного микропрофиля на обрабатываемой поверхности при многопроходном шлифовании участвует в 4 раза больше зерен, чем при глубинном шлифовании. Этим, собственно, и объясняется тот факт, что при многопроходном шлифовании зерна проходят фактически "след в след", как-бы не совершая полезной работы. Однако, с другой стороны, это указывает на меньшую силовую напряженность режущих зерен при многопроходном шлифовании и меньший их износ. В связи с этим, исходя из условий прочности удержания зерен в связке круга и собственно прочности зерен, может быть увеличена предельная (прочностная) толщина среза, в

данном случае равная параметру $b_{\text{мног}}$, что позволит увеличить производительность обработки $Q_{\text{мног}}$.

Из зависимости (4.47) вытекает, что $Q_{\text{мног}} \approx b_{\text{мног}}^2$. Если подставить данную зависимость в зависимость (4.57), то видно, что отношение $n_{\text{гг}}/n_{\text{мног}}$ увеличивается по закону $\sqrt{b_{\text{мног}}}$. При увеличении параметра $b_{\text{мног}}$ в 16 раз отношение $n_{\text{гг}}/n_{\text{мног}} \rightarrow 1$. В этом случае количество зерен n , участвующих в формировании полного микропрофиля на обрабатываемой поверхности при многопроходном и глубинном шлифовании, примерно одинаково. Однако при этом существенно увеличится параметр $b_{\text{мног}}$, что приведет к соответствующему увеличению производительности обработки при многопроходном шлифовании. Поскольку параметры $Q_{\text{мног}}$ и $b_{\text{мног}}$ связаны примерно квадратичной зависимостью $Q_{\text{мног}} \approx b_{\text{мног}}^2$, то возможно весьма значительное увеличение производительности обработки при многопроходном шлифовании – до значений производительности глубинного шлифования $Q_{\text{гг}}$ и выше.

Таким образом, в работе получила дальнейшее развитие математическая модель определения условий повышения производительности обработки при многопроходном и глубинном шлифовании. Доказано, что основным путем повышения производительности обработки при многопроходном шлифовании является увеличение максимальной толщины среза, обусловленной прочностными свойствами рабочей поверхности круга, в данном случае равной параметру $b_{\text{мног}}$. При глубинном шлифовании увеличить производительность обработки можно главным образом за счет увеличения глубины шлифования при соответствующем уменьшении скорости детали $V_{\text{дет}}$ по зависимости (4.48). Однако в этом случае производительность обработки увеличивается по закону $Q_{\text{гг}} \approx \sqrt{t_{\text{гг}}}$, тогда как при многопроходном шлифовании – по закону $Q_{\text{мног}} \approx b_{\text{мног}}^2$, т.е. со значительно большей интенсивностью. Следовательно, производительность обработки при многопроходном шлифовании связана с максимальной толщиной среза квадратичной зависимостью, тогда как при глубинном шлифовании глубина шлифования входит в зависимость для определения производительности обработки лишь в степени 0,5. Это указывает на существование значи-

тельных резервов повышения производительности обработки при многопроходном шлифовании, связанных с увеличением максимальной толщины среза. Основным ограничением в этом случае может быть недостаточное выступание зерен над уровнем связки круга, что требует увеличения зернистости и твердости круга. Увеличение толщин срезов в этом случае также будет способствовать уменьшению энергоемкости обработки и, соответственно, снижению вероятности появления на обрабатываемых поверхностях прижогов и других температурных дефектов.

4.7. Условия повышения производительности шлифования деталей с высокотвердыми наплавочными материалами

Как показано в п. 4.5, обработка поверхностей крупногабаритных деталей (типа тел вращения) тяжелого машиностроения и металлургического назначения с наплавленными материалами твердостью HRC 62 – 63 осуществляется, как правило, шлифованием, поскольку применение резцов из твердых сплавов и синтетических сверхтвердых материалов при съеме значительных неравномерных припусков приводит к образованию сколов на обрабатываемых поверхностях и снижению качества обработки. При этом процесс шлифования характеризуется низкой производительностью обработки и высоким износом абразивного круга, работающим в режиме самозатачивания с целью обеспечения высокой режущей способности и снижения энергоемкости обработки [3]. Применение алмазных кругов на высокопрочных металлических связках в связи с их интенсивным засаливанием даже в условиях непрерывной электроэрозионной правки оказалось малоэффективным [59; 104]. Поэтому, по-прежнему актуальной задачей является определение новых технологических возможностей увеличения производительности обработки в процессе круглого шлифования деталей с износостойкими наплавленными материалами.

Производительность обработки при круглом шлифовании по жесткой схеме может быть определена по зависимости [141]: $Q = S_{\text{мгн}} \cdot V_{\text{кр}}$, где $S_{\text{мгн}} = n \cdot \text{tg} \gamma \cdot a_z^2$ – мгновенная суммарная площадь поперечного сечения среза всеми одновременно работающими зернами

ми круга, м^2 ; $V_{\text{кр}}$ – скорость круга, м/с ; $n = k \cdot B \cdot l$ – количество одновременно работающих зерен круга; γ – половина угла при вершине конусообразного режущего зерна; a_z – средняя толщина среза отдельным зерном круга, м ; $k = k_0 \cdot a_z / b$ – поверхностная концентрация зерен круга, шт./м^2 ; k_0 – количество зерен, расположенных на единице площади рабочей поверхности круга, участвующих в резании, шт./м^2 ; b – высота выступания режущего зерна над уровнем связки круга, м ; B – ширина шлифования, м ; $l = \sqrt{2 \cdot t / \rho}$ – длина дуги контакта периферии круга с обрабатываемым материалом, м ; t – глубина шлифования, м ; $\rho = 1/R_{\text{кр}} + 1/R_{\text{дет}}$; $R_{\text{кр}}$, $R_{\text{дет}}$ – соответственно радиусы круга и детали, м . После несложных преобразований, имеем:

$$Q = \frac{\text{tg}\gamma \cdot k_0 \cdot B \cdot a_z^3 \cdot V_{\text{кр}}}{b} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot t}{\rho}}. \quad (4.58)$$

Зависимость (4.58) получена из условия шлифования одинаковыми по размерам и высоте выступания над уровнем связки зернами круга, что позволяет упростить расчет и получить принципиальное решение. Параметр a_z определяет прочностные свойства рабочей поверхности круга, обусловленные прочностью зерен и связки круга. Как следует из зависимости (4.58), увеличить производительность обработки Q можно увеличением γ , k_0 , B , a_z , $V_{\text{кр}}$, t , $R_{\text{кр}}$, $R_{\text{дет}}$ и уменьшением b (выполняя условие $a_z = b$). Скорость детали $V_{\text{дет}}$ при этом можно определить по зависимости:

$$V_{\text{дет}} = \frac{Q}{B \cdot t} = \frac{\text{tg}\gamma \cdot k_0 \cdot B \cdot a_z^3 \cdot V_{\text{кр}}}{b} \cdot \sqrt{\frac{2}{t \cdot \rho}}. \quad (4.59)$$

Как видно, с увеличением глубины шлифования t скорость детали $V_{\text{дет}}$ должна уменьшаться, т.е. с точки зрения увеличения производительности обработки за счет максимального использования прочностных свойств рабочей поверхности круга эффективно применять глубинное шлифование с относительно небольшой скоростью детали и шириной шлифования, равной высоте круга.

В работе [2] показано, что при алмазном шлифовании справедливы зависимости: $k_0 = \frac{3 \cdot m \cdot (1 - \varepsilon)}{200 \cdot \pi \cdot \bar{X}^2}$; $b = (1 - \varepsilon) \cdot \bar{X}$, где m – объемная

концентрация зерен в круге (безразмерная величина, равная, например, для алмазного круга 100 %-й концентрации $m = 100$); \bar{X} – зернистость круга, м; ε – безразмерный коэффициент, учитывающий степень выступания зерен над уровнем связки ($\varepsilon < 1$). После преобразований зависимость (4.58) примет вид:

$$Q = \frac{3 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot m \cdot B \cdot \alpha^3 \cdot V_{\text{кр}}}{200 \cdot \pi} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot t}{\rho}}, \quad (4.60)$$

где $\alpha = a_z / \bar{X}$ – безразмерная величина.

Наибольшее влияние на производительность обработки Q оказывает безразмерная величина α , которая входит в зависимость (4.60) в третьей степени.

Как показывает практика шлифования, с увеличением зернистости круга \bar{X} производительность обработки Q увеличивается. Из этого следует, что α увеличивается с увеличением \bar{X} .

При круглом шлифовании по упругой схеме с фиксированным радиальным усилием P_y производительность обработки Q определяется из условия $n = P_y / P_0$, где $P_0 = \pi \cdot \operatorname{tg}^2 \gamma \cdot a_z^2 \cdot HV$ – радиальное усилие, действующее на отдельное зерно круга, Н; HV – твердость (по Виккерсу) обрабатываемого материала, Н/м². Тогда

$$Q = S_{\text{мгн}} \cdot V_{\text{кр}} = n \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot a_z^2 \cdot V_{\text{кр}} = \frac{P_y \cdot V_{\text{кр}}}{\pi \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot HV}. \quad (4.61)$$

В отличие от зависимости (4.58), в зависимость (4.61) входит меньшее количество параметров, за счет которых можно увеличить Q . Основным путем увеличения Q следует рассматривать увеличение радиального усилия P_y , которое может изменяться в широких пределах. С увеличением угла γ (в связи с затуплением зерен круга) производительность обработки Q уменьшается. Следовательно, при шлифовании по упругой схеме важно в процессе постоянно поддерживать высокую режущую способность круга, что позволит обеспечить высокопроизводительный съем припуска. Исходя из зависимости (4.61), известные эффекты шлифования, связанные с применением крупнозернистых абразивных кругов, реализацией режима самозатачивания круга и т.д., обусловлены уменьшением угла γ , который является обобщающим параметром.

При шлифовании по жесткой схеме, исходя из зависимости (4.58), увеличение угла γ не приводит к уменьшению Q , а приводит к увеличению радиальной составляющей силы резания P_y , которая может быть определена из условия равенства значений Q , определяемых зависимостями (4.58) и (4.61):

$$P_y = \frac{\pi \cdot \operatorname{tg}^2 \gamma \cdot k_0 \cdot B \cdot a_z^3 \cdot HV}{b} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot t}{\rho}}. \quad (4.62)$$

Как видно, уменьшить P_y можно уменьшением параметров γ , k_0 , B , a_z , t , $R_{кр}$, $R_{дет}$, HV и увеличением b . Скорость круга $V_{кр}$ на P_y влияния не оказывает. Следовательно, добиться увеличения производительности обработки Q (без увеличения радиальной составляющей силы резания P_y) можно увеличением скорости круга $V_{кр}$. Все остальные параметры, входящие в зависимость (4.62), фактически в одинаковой мере (обратно пропорционально) влияют на Q и P_y . Поэтому увеличение Q всегда сопровождается увеличением P_y , а это ведет к повышению силовой и тепловой напряженностей процесса шлифования и снижению качества обработки.

Зависимость (4.62), по сути, выражает связь между жесткой и упругой схемами шлифования, рассматривая параметр P_y как радиальное усилие при шлифовании по упругой схеме. Каждому значению глубины шлифования t (при шлифовании по жесткой схеме) соответствует конкретное значение P_y при шлифовании по упругой схеме. Чем больше t , тем больше P_y . Следовательно, одну и ту же производительность обработки Q можно обеспечить при шлифовании как по жесткой, так и по упругой схемам, устанавливая в соответствии с зависимостью (4.62) значения t и P_y .

Для поддержания в процессе заданного значения a_z , скорость детали $V_{дет}$ при шлифовании по жесткой схеме необходимо устанавливать по зависимости (4.59). При шлифовании по упругой схеме скорость детали $V_{дет}$ также устанавливается по зависимости (4.59), выражая в ней глубину шлифования t через радиальное усилие P_y в соответствии с зависимостью (4.62):

$$V_{\text{дет}} = \frac{2 \cdot \pi \cdot \text{tg}\gamma \cdot B \cdot V_{\text{кр}}}{P_y \cdot \rho} \cdot \left(\frac{\text{tg}\gamma \cdot k_0 \cdot a_z^3}{b} \right)^2. \quad (4.63)$$

Как видно, с увеличением радиального усилия P_y скорость детали $V_{\text{дет}}$ уменьшается, также как и с увеличением глубины шлифования t при шлифовании по жесткой схеме. Параметры γ , k_0 , B , a_z и b влияют на скорость детали $V_{\text{дет}}$ в большей мере, чем при шлифовании по жесткой схеме.

Производительность обработки Q при шлифовании можно определить на основе приближенной зависимости $Q = n_0 \cdot \vartheta_0 / \tau_0$, где $n_0 = k \cdot B \cdot \pi \cdot D_{\text{кр}}$ – количество работающих зерен круга; $D_{\text{кр}}$ – диаметр круга, м; $\vartheta_0 = \frac{1}{3} \cdot l \cdot \text{tg}\gamma \cdot a_z^2$ – объем риски-царапины, образованной от работы отдельного зерна, м³; $\tau_0 = \pi \cdot D_{\text{кр}} / V_{\text{кр}}$ – время одного вращения круга, с. После преобразований производительность обработки Q определится:

$$Q = \frac{\text{tg}\gamma \cdot k_0 \cdot B \cdot a_z^3 \cdot V_{\text{кр}} \cdot l}{3 \cdot b}. \quad (4.64)$$

Зависимость (4.64) аналогична зависимости (4.58) для шлифования по схеме, показанной на рис. 4.14,а (глубинное шлифование), рассматривая длину дуги контакта периферии круга с обрабатываемым материалом (длину среза отдельным зерном) в виде $l = \sqrt{2 \cdot t / \rho}$. При шлифовании по схеме, показанной на рис. 4.14,б (многопроходное шлифование), глубина шлифования равна толщине среза a_z , тогда $l = \sqrt{2 \cdot a_z / \rho}$. В этом случае, очевидно, производительность обработки Q меньше, поскольку $a_z < t$.

В работе [89] показано, что при многопроходном шлифовании зерна проходят практически "след в след", образуя неполные срезы, в результате чего вероятность участия зерен в резании меньше, чем при шлифовании по схеме, показанной на рис. 4.14,а. Поэтому режущие зерна в процессе шлифования менее нагружены и соответственно предельная (прочностная) толщина среза a_z больше – она может достигать значений глубины шлифования, устанавливаемой при много-

проходном шлифовании. Это создает объективные предпосылки повышения производительности обработки Q за счет увеличения толщины среза a_z , которая входит в зависимость (4.64) с наибольшей степенью.

На рис. 4.14 заштрихованным показана форма среза отдельным зерном круга. При глубинном шлифовании (рис. 4.14,а) она принимает запятообразную форму, а при многопроходном шлифовании (рис. 4.14,б) – сегментообразную форму. Для заданного значения a_z длина среза отдельным зерном l при глубинном шлифовании всегда больше, чем при многопроходном шлифовании. В последнем случае она будет увеличиваться с увеличением скорости детали $V_{дет}$, однако не существенно, поскольку $V_{дет} \ll V_{кр}$. В связи с этим в расчетах влияние $V_{дет}$ на $l = \sqrt{2 \cdot a_z / \rho}$ не учитывается.

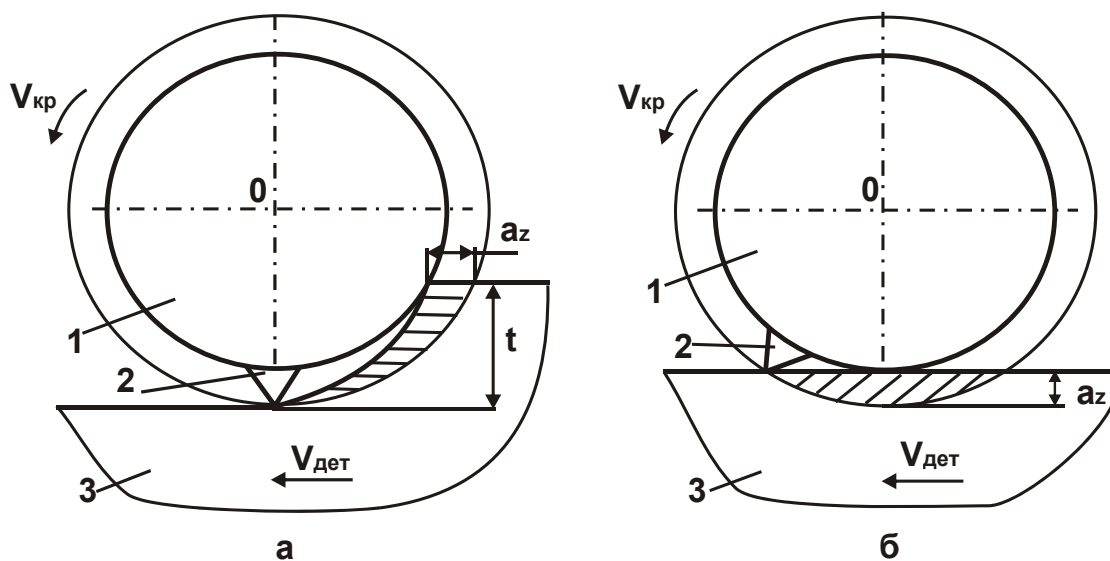


Рис. 4.14. Расчетные схемы параметров глубинного (а) и многопроходного (б) шлифования:

1 – круг; 2 – режущее зерно; 3 – обрабатываемый материал

На рис. 4.15 приведены результаты численных расчетов переменных величин $A_1 = a_z^3 \cdot \sqrt{t}$ (для схемы глубинного шлифования) и $A_2 = a_z^{3,5}$ (для схемы многопроходного шлифования), входящих в зависимость (4.64). По сути, величины A_1 и A_2 определяют относительную производительность обработки Q . Кривая 1 на рис. 4.15 получена для

$a_z = 5$ мкм, а кривая 2 – для $a_z = 5 \dots 10$ мкм (рассматривая $t = a_z$). Как видно, с увеличением глубины шлифования t переменная величина A_2 увеличивается более интенсивно и принимает большие значения, чем переменная величина A_1 . Это свидетельствует о возможности повышения производительности обработки Q в условиях многопроходного шлифования за счет увеличения предельной (прочностной) толщины среза a_z , что достигается увеличением собственно прочности зерен и прочности удержания их в связке круга (путем увеличения твердости и зернистости круга).

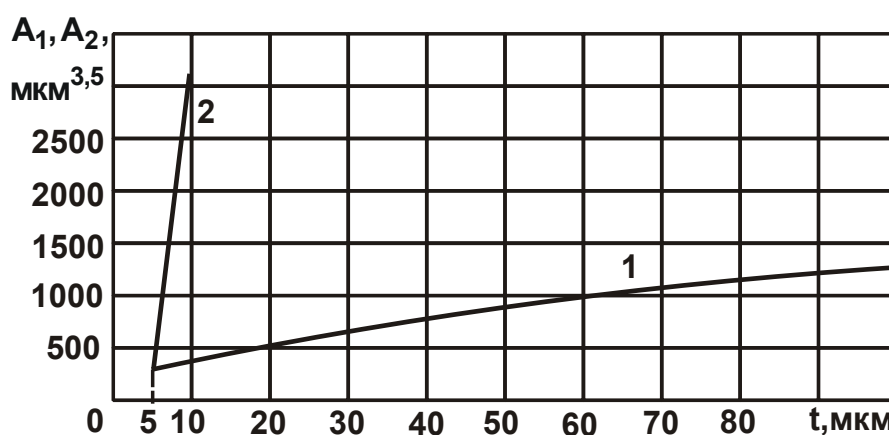


Рис. 4.15. Зависимости переменных величин A_1 (1) и A_2 (2) от глубины шлифования t

Как показывает практика круглого шлифования контактных поверхностей конусов и чаш (диаметром 5000 мм) засыпных аппаратов доменных печей с износостойким наплавленным материалом Пл-Нп 500Х40НС2РЦ-Б-С (ГОСТ 26467-85) твердостью HRC 58–59 [3], наилучшие результаты были получены при шлифовании абразивными кругами ПП 500×63×203 14А СТ2 ВФ на бакелитовой связке (усиленной стекловолокном) крупной зернистости: 16 – 18 (по FEPA размер зерна 1,6 – 1,2 мм соответственно). Такие круги обладают высокой режущей способностью, реализуют режим самозатачивания и не требуют правки вплоть до полного износа. Применение абразивных кругов большей твердости приводит к образованию на обрабатываемых поверхностях прижогов вследствие существенного увеличения силовой и тепловой напряженности процесса шлифования. Это согласуется с полученной зависимостью (4.62), исходя из которой с увеличением

предельной (прочностной) толщины среза a_z радиальная составляющая силы резания P_y интенсивно возрастает.

Скорость детали $V_{дет}$ при многопроходном шлифовании (рис. 4.14,б) определяется также, как и по зависимости (4.59):

$$V_{дет} = \frac{\operatorname{tg}\gamma \cdot k_0 \cdot B \cdot a_z^3 \cdot V_{кр}}{3 \cdot b} \cdot \sqrt{\frac{2}{a_z \cdot \rho}} \quad (4.65)$$

За счет увеличения предельной (прочностной) толщины среза a_z скорость детали $V_{дет}$ принимает большие значения, чем в случае глубинного шлифования (рис. 4.14,а). Таким образом, теоретически обоснованы возможности повышения производительности обработки Q путем применения схемы многопроходного шлифования с увеличенной скоростью детали $V_{дет}$, реализующей сегментообразную форму среза отдельным зерном круга. На практике такую схему шлифования можно реализовать методами круглого врезного и продольного шлифования. В первом случае обработка производится всей шириной круга (уступами) с постоянной скоростью радиальной подачи. Во втором случае обработка может производиться по схеме как многопроходного, так и глубинного шлифования (с небольшой долевым продольной подачей $S_d \ll 1$ и увеличенной глубиной шлифования). Особенностью осуществления глубинного шлифования является образование на рабочей поверхности круга заборного конуса [89], который обеспечивает равномерную нагруженность режущих зерен и равномерный износ круга вдоль образующей.

4.8. Теоретическое и экспериментальное определение технологических возможностей процессов шлифования и точения

При разработке новых технологических процессов обработки деталей машин постоянно возникают вопросы выбора рациональных методов механической обработки. В связи с этим, актуальной задачей является выбор рационального метода механической обработки конкретных изделий, обеспечивающих повышение производительности и снижение себестоимости обработки при заданном качестве обрабаты-

ваемых поверхностей. Естественно, это требует сравнения в первую очередь методов шлифования и точения по основным технико-экономическим показателям обработки и выбор лучшего варианта.

Необходимо отметить, что традиционно вопрос выбора рационального метода механической обработки решается на основе экспериментальных исследований и сравнений основных параметров обработки для нескольких рассматриваемых методов [52; 130]. Однако такой подход носит частный характер, справедливый для вполне конкретных условий обработки, и не позволяет получить более общие решения, справедливые для широких диапазонов изменения параметров режимов резания и характеристик инструментов. В конечном итоге это ограничивает возможности правильного принятия решения по выбору рационального метода обработки. Поэтому важно аналитически подойти к решению данной задачи и провести сравнение методов шлифования и точения контактных поверхностей больших и малых конусов и чаш засыпных аппаратов доменных печей с износостойким наплавочным материалом по основным показателям обработки и в первую очередь по производительности обработки и интенсивности износа инструментов [38; 87].

Как известно [8], при продольном точении площадь поперечного сечения среза определяется зависимостью

$$S_{\text{срез}} = S \cdot t, \quad (4.66)$$

где S – продольная подача, м/об.;

t – глубина резания, м.

Зависимость (4.66) можно представить в виде:

$$S_{\text{срез}} = \frac{Q}{V}, \quad (4.67)$$

где $Q = S \cdot t \cdot V$ – номинальная производительность обработки, м³/с;

V – скорость резания, м/с.

Из зависимости (4.67) следует, что уменьшить площадь поперечного сечения среза $S_{\text{срез}}$ и тем самым снизить силу резания можно уменьшением производительности обработки Q и увеличением скорости резания V . В этом случае эффективно применять высокоскоростное резание, обеспечивающее уменьшение $S_{\text{срез}}$ при заданной производительности обработки Q или увеличение Q при заданном значении

$S_{\text{срез}}$. Как видно, и в первом, и во втором случаях достигается эффект обработки. В первом случае может быть повышено качество обработки в связи с уменьшением $S_{\text{срез}}$ и, соответственно, силы резания. Во втором случае – достигнуто существенное увеличение производительности обработки Q без увеличения силы резания, что также важно с точки зрения обеспечения заданного качества обработки.

В работе [130] приведена аналитическая зависимость для определения мгновенной суммарной площади поперечного сечения среза всеми одновременно работающими зернами шлифовального круга:

$$S_{\text{мгн}} = \frac{Q}{V_{\text{кр}}}, \quad (4.68)$$

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

Аналогично зависимости (4.67), уменьшить $S_{\text{мгн}}$ при заданном значении производительности обработки Q можно увеличением скорости круга $V_{\text{кр}}$. Поскольку $V_{\text{кр}} \gg V$, то, очевидно, при шлифовании можно существенно уменьшить $S_{\text{мгн}}$ и, соответственно, силу резания по сравнению с точением (при сохранении заданной производительности обработки Q). Из этого вытекает возможность повышения эффективности обработки (качества и производительности) за счет применения процесса шлифования вместо процесса точения. Собственно этим и обусловлены преимущества шлифования и его широкое практическое использование, включая операции окончательной и предварительной обработки.

Необходимо отметить, что данный подход предполагает постоянство энергоемкости обработки (условного напряжения резания σ) при шлифовании и точении, поскольку в общем случае, например, тангенциальная составляющая силы резания равна

$$P_z = \sigma \cdot S_{\text{мгн}} = \sigma \cdot \frac{Q}{V_{\text{кр}}}. \quad (4.69)$$

Как видно, величина P_z в одинаковой степени зависит от энергоемкости обработки σ и площади $S_{\text{мгн}}$. Чем больше σ (при заданном значении $S_{\text{мгн}}$), тем больше P_z . Экспериментально установлено, что энергоемкость обработки σ при шлифовании, как правило, больше, чем при точении. Это связано в первую очередь с тем, что при шлифовании имеет место интенсивное трение связки круга с обрабатываемым мате-

риалом, которое и приводит к существенному увеличению σ и P_z . Поэтому, исходя из зависимости (4.69), при определенных условиях увеличение σ может полностью нивелировать эффект обработки при шлифовании, связанный с превышением скоростью круга $V_{кр}$ скорости резания V при точении. В этом случае тангенциальная составляющая силы резания P_z при шлифовании может быть больше, чем при точении, и тогда предпочтительным вариантом обработки следует рассматривать процесс точения.

Используя зависимость (4.68), можно определить среднюю толщину среза при шлифовании a_z . Для этого рассмотрим режущее зерно в форме конуса с углом при вершине 2γ . Мгновенную суммарную площадь поперечного сечения среза всеми одновременно работающими зернами шлифовального круга $S_{мгн}$ следует представить в виде:

$$S_{мгн} = n \cdot S_1, \quad (4.70)$$

где $n = F \cdot k \cdot \frac{a_z}{b}$ – количество одновременно работающих зерен круга;

$F = B \cdot l$ – площадь контакта круга с обрабатываемой деталью, m^2 ;

B – ширина шлифования, m ;

l – длина дуги контакта круга с обрабатываемой деталью, m ;

k – поверхностная концентрация зерен на рабочей поверхности круга, шт./ m^2 ;

b – максимальная высота выступания режущего зерна над уровнем связки круга, m ;

$S_1 = a_z^2 \cdot \operatorname{tg} \gamma$ – площадь поперечного сечения среза зерном круга, m^2 .

В работе [2] приведены расчетные зависимости для определения параметров k и b :

$$k = \frac{3 \cdot m \cdot (1 - \varepsilon)}{200 \cdot \pi \cdot \bar{X}^2}, \quad (4.71)$$

$$b = (1 - \varepsilon) \cdot \bar{X}, \quad (4.72)$$

где m – объемная концентрация зерен в круге (безразмерная величина);

\bar{X} – зернистость круга, m ;

$(1 - \varepsilon)$ – безразмерный коэффициент, учитывающий степень выступания вершин зерен над уровнем связки и изменяющийся в пределах $0 \dots 1$.

Подставляя в зависимость (4.70) зависимости (4.71) и (4.72), получено:

$$S_{\text{МГН}} = \frac{3 \cdot m \cdot B \cdot l \cdot a_z^3 \cdot \text{tg}\gamma}{200 \cdot \pi \cdot \bar{X}^2}. \quad (4.73)$$

Рассматривая в зависимости (69) производительность обработки при шлифовании в виде $Q = B \cdot t \cdot V_{\text{дет}}$ (где $V_{\text{дет}}$ – скорость вращения детали, м/с) и сравнивая зависимости (4.69) и (4.73), определена средняя толщина среза при шлифовании a_z :

$$a_z = \bar{X} \cdot \sqrt[3]{\frac{200 \cdot \pi \cdot V_{\text{дет}} \cdot t}{3 \cdot m \cdot \text{tg}\gamma \cdot l \cdot V_{\text{кр}}}}. \quad (4.74)$$

В работе [130] показано, что при круглом наружном шлифовании длина дуги контакта круга с обрабатываемой деталью выражается аналитической зависимостью:

$$l = \frac{2 \cdot t}{\sqrt{\left(\frac{1}{R_{\text{кр}}} + \frac{1}{R_{\text{дет}}}\right)}}, \quad (4.75)$$

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

Тогда зависимость (4.74) с учетом зависимости (4.75) окончательно выразится:

$$a_z = 3,7 \cdot \bar{X} \cdot \sqrt[3]{\frac{\pi \cdot V_{\text{дет}}}{m \cdot \text{tg}\gamma \cdot V_{\text{кр}}} \cdot \sqrt{t \cdot \left(\frac{1}{R_{\text{кр}}} + \frac{1}{R_{\text{дет}}}\right)}}}. \quad (4.76)$$

В итоге получена зависимость, близкая аналогичной зависимости для определения максимальной толщины среза отдельным зерном круга при шлифовании:

$$a_z = 8,5 \cdot \bar{X} \cdot \sqrt[3]{\frac{\pi \cdot V_{\text{дет}}}{m \cdot \text{tg}\gamma \cdot V_{\text{кр}}} \cdot \sqrt{t \cdot \left(\frac{1}{R_{\text{кр}}} + \frac{1}{R_{\text{дет}}}\right)}}}. \quad (4.77)$$

Отличие зависимостей (4.76) и (4.77) состоит лишь в цифровом множителе, который в зависимости (4.76) меньше в 2,3 раза, поскольку определяется не максимальная, а средняя толщина среза при шлифовании a_z . Таким образом, в настоящей работе предложен новый теоретический подход к определению средней толщины среза при шлифовании a_z , который позволил достаточно просто получить иден-

тичную по структуре аналитическую зависимость, отличающуюся от известной лишь цифровым множителем.

Анализ зависимости (4.76) показывает, что обеспечить предельное значение a_z , обусловленное прочностными свойствами режущих зерен и связки круга, можно различными сочетаниями входящих в зависимость параметров режима шлифования и характеристик круга. Это указывает на значительные возможности увеличения производительности обработки при обеспечении заданной толщины среза a_z , обусловленной прочностными свойствами режущих зерен и связки круга. Иными словами, процесс шлифования по своим потенциальным возможностям позволяет добиться существенного увеличения производительности обработки при заданном износе круга, определяемом прочностью его рабочей поверхности. Меньшими возможностями в этом случае располагает процесс точения, поскольку толщина среза a определяется лишь двумя параметрами [8]:

$$a = S \cdot \sin \varphi, \quad (4.78)$$

где φ – главный угол резца в плане.

С увеличением параметров S и φ толщина среза a увеличивается. Следовательно, обеспечить заданное значение a , исходя из условий прочности режущей части зерна, можно за счет ограничения значений S и φ . Очевидно, с точки зрения увеличения производительности обработки целесообразно подачу S увеличивать, а угол φ – уменьшать. Подачу S можно представить в виде:

$$S = \pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot \frac{S_{\text{прод}}}{V}, \quad (4.79)$$

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

$S_{\text{прод}}$ – скорость продольной подачи, м/с.

Как видно, увеличение подачи S предполагает увеличение скорости продольной подачи $S_{\text{прод}}$ и уменьшение скорости резания V . При условии обеспечения заданного значения S скорость продольной подачи $S_{\text{прод}}$ и скорость резания V можно неограниченно увеличивать. В этом случае производительность обработки, определяемая зависимостью

$$Q = S \cdot t \cdot V = \pi \cdot D_{\text{дет}} \cdot t \cdot S_{\text{прод}}, \quad (4.80)$$

неограниченно увеличивается. Следовательно, с точки зрения увеличения производительности обработки целесообразно использовать высокоскоростное резание, которое позволяет существенно увеличить $S_{\text{прод}}$ при обеспечении заданного значения толщины среза a , определяемого условиями прочности режущей части резца.

Необходимо отметить, что выполнение данного условия предполагает исключение влияния температурного фактора на стойкость инструмента. В действительности, увеличение температуры резания приводит к существенному уменьшению стойкости инструмента. Поэтому увеличение скорости резания в этом случае ограничено стойкостью инструмента. Для устранения такого ограничения необходимо использовать инструментальные материалы с повышенными физико-механическими свойствами, работающие в условиях высоких температур резания.

Для оценки полученных теоретических решений проведены экспериментальные исследования производительности обработки и стойкости режущих инструментов при круглом наружном шлифовании и точении рабочих (контактных) поверхностей чаш и конусов (диаметром $D_{\text{дет}} = 5$ м) засыпных аппаратов доменных печей, восстановленных с применением износостойкого наплавочного материала ПЛ-НП 500Х40НС2 РЦ-Б-С (ГОСТ 26467-85) твердостью $HRC \geq 62$. Снимаемый припуск составлял до 7 мм на сторону. Установлено, что стойкость абразивного круга ПП 400×80×127 14А F40 СМК до полного износа составила 80 часов, тогда как стойкость резцов из твердых сплавов и СТМ оказалась равной 20 – 25 мин. При этом обработка шлифованием и точением производилась с примерно одинаковой производительностью, равной при шлифовании 15,7 тыс. мм³/мин и при точении 9 тыс. мм³/мин.

Режим резания при шлифовании: скорость вращения детали $V_{\text{дет}} = 23$ м/мин; поперечная подача $S_{\text{поп}} = 0,05$ мм/дв. ход; продольная подача $S_{\text{прод}} = 40$ мм/мин (или $S = 28$ мм/об.). Режим резания при точении: скорость резания $V = 30$ м/мин; глубина резания $t = 1$ мм; подача $S = 0,2 \dots 0,3$ мм/об.

Расчетами установлено, что расходы, связанные с износом резцов, превышают расходы, связанные с износом и потреблением абра-

зивных кругов. Поэтому в настоящее время обработка контактных (рабочих) поверхностей больших и малых конусов и чаш засыпных аппаратов доменных печей производится шлифованием, хотя и оно осуществляется с относительно низкой производительностью и требует совершенствования. Этим, в частности, подтверждаются приведенные в работе теоретические решения, согласно которым процесс шлифования труднообрабатываемых материалов располагает большими технологическими возможностями с точки зрения повышения производительности и снижения себестоимости обработки по сравнению с процессом точения.

4.9. Аналитическое определение удельного износа абразивного круга при шлифовании

Как установлено практикой, при шлифовании труднообрабатываемых материалов одним из основных условий повышения производительности обработки является реализация режима интенсивного самозатачивания абразивного круга, обеспечивающего его высокую режущую способность и высокопроизводительный съем припуска. Вместе с тем, работая в режиме самозатачивания, абразивный круг интенсивно изнашивается и его использование для обработки не всегда экономически обосновано. В связи с этим важно теоретически определить закономерности изменения такого комплексного показателя, как удельный износ круга, который определяет условия функционирования процесса шлифования.

В научно-технической литературе [38; 51; 136] приведены основные результаты экспериментальных исследований удельного износа круга, однако отсутствуют теоретические решения, что не позволяет в полной мере обосновать возможности его уменьшения.

Необходимо отметить, что вопросы математического моделирования износа абразивного круга при шлифовании достаточно сложны и мало изучены. Поэтому аналитическое описание удельного износа круга при шлифовании и теоретическое обоснование условий его уменьшения является актуальной задачей.

В работе [89] предложен подход к расчету удельного износа круга при шлифовании с учетом линейного износа максимально выступаю-

щего из связки круга зерна до момента его объемного разрушения или выпадения из связки без разрушения. Для этого рассмотрена расчетная схема, приведенная на рис. 4.16.

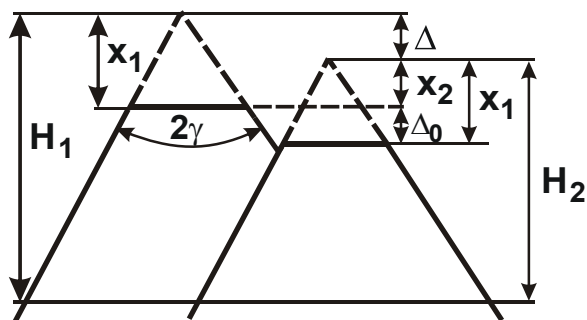


Рис. 4.16. Расчетная схема параметров износа зерен круга

Принято, что величина линейного износа наиболее выступающего зерна в момент его объемного разрушения равна x_1 , а второго зерна – нижерасположенного, в тот же момент – x_2 , где $x_2 < x_1$. Для того, чтобы произошло объемное разрушение второго зерна, оно должно претерпеть дополнительный линейный износ на величину

$$\Delta_0 = x_1 - x_2. \quad (4.81)$$

Очевидно, чем больше Δ_0 , тем больше ресурс работы зерна и меньше интенсивность износа круга. Параметры x_1 и x_2 выражаются зависимостями:

$$x_1 = \eta \cdot H_1; \quad (4.82)$$

$$x_2 = \eta \cdot H_2, \quad (4.83)$$

где η – безразмерный параметр, определяющий степень линейного износа зерна до момента его объемного разрушения или выпадения из связки без разрушения (изменяется в пределах $0 \dots 1$, для острого зерна $\eta \rightarrow 0$, для затупленного зерна $\eta \rightarrow 1$);

H_1 – максимальная глубина внедрения обрабатываемого материала в рабочую поверхность круга, отсчитывая ее от вершины исходного (неизношенного) максимально выступающего над уровнем связки зерна, м;

$$H_2 = H_1 - \Delta;$$

Δ – расстояние между вершинами двух наиболее выступающих из связки зерен, м.

С учетом соотношений:

$$\eta = \frac{x_1}{H_1} = \frac{x_2}{H_2} = \frac{x_1 - \Delta_0}{H_1 - \Delta}, \quad (4.84)$$

получено:

$$\Delta_0 = \eta \cdot \Delta. \quad (4.85)$$

Из зависимости (4.85) вытекает пропорциональная связь величины η и параметра Δ_0 , что позволяет определить период времени между объемным разрушением двух наиболее выступающих зерен. Эта зависимость соответствует практике шлифования. Так, известно, что процесс шлифования кругом с острым режущим рельефом сопровождается повышенным его износом. Аналогичная закономерность следует из зависимости (4.85), поскольку с уменьшением величины η , что соответствует образованию более острого рельефа на рабочей поверхности круга, параметр Δ_0 снижается и повышает износ круга. При условии $\eta = 0$ линейный износ зерна до момента его объемного разрушения отсутствует, и круг работает в режиме катастрофического износа.

Используя зависимость (4.85), можно аналитически описать удельный износ круга q . Для этого необходимо принять, что за время τ в процессе шлифования произошло объемное разрушение двух наиболее выступающих над связкой зерен. Это соответствует линейному износу круга на величину Δ . Объем изношенной части круга:

$$Q_{\text{абр}} = 2\pi \cdot R_{\text{кр}} \cdot B \cdot \Delta, \quad (4.86)$$

где B , $R_{\text{кр}}$ – ширина и радиус круга, м.

За это же время объем снятого материала составляет:

$$Q_{\text{мат}} = B \cdot V_{\text{дет}} \cdot t \cdot \tau, \quad (4.87)$$

где $V_{\text{дет}}$ – скорость детали, м/с;

t – глубина шлифования, м;

$\tau = \tau_0 \cdot i_0$;

$\tau_0 = 2\pi \cdot R_{\text{кр}} / V_{\text{кр}}$ – время одного оборота круга, с;

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

$i_0 = \Delta_0 / \Delta_i$ – число вращений круга за время между объемным разрушением двух наиболее выступающих зерен, соответствует линейному износу зерен на величину Δ ;

Δ_i – линейный износ зерна за один контакт с материалом, м.

Удельный износ круга q определяется отношением $\vartheta_{\text{абр}}$ и $\vartheta_{\text{мат}}$:

$$q = \frac{\Delta_i \cdot V_{\text{кр}}}{V_{\text{дет}} \cdot t \cdot \eta} \quad (4.88)$$

По физической сути отношение $V_{\text{дет}} \cdot t / V_{\text{кр}}$ равно толщине слоя снятого материала (в виде стружек) $\Delta_{\text{мат}}$, равномерно распределенного на рабочей поверхности круга. Такой вывод следует из известной зависимости для определения мгновенной суммарной площади поперечного сечения всеми одновременно работающими зернами круга $S_{\text{мгн}} = Q / V_{\text{кр}}$, где $Q = B \cdot V_{\text{дет}} \cdot t$ – производительность обработки, $\text{м}^3/\text{с}$.

Представляя $S_{\text{мгн}} = B \cdot \Delta_{\text{мат}}$, имеем:

$$\Delta_{\text{мат}} = \frac{V_{\text{дет}} \cdot t}{V_{\text{кр}}} \quad (4.89)$$

С учетом отношений $\Delta_i = x_1 / n$; $H_1 = x_1 / \eta$ и уравнения (4.89), зависимость (4.88) примет вид:

$$q = \frac{H_1}{n \cdot \Delta_{\text{мат}}} \quad (4.90)$$

где n – количество контактов обрабатываемого материала с режущим зерном до момента его объемного разрушения или выпадения из связи без разрушения.

В работе [89] показано, что величина H_1 мало изменяется (увеличивается) по мере износа зерна (т.е. увеличения безразмерного параметра η):

$$H_1 = \bar{X} \cdot \sqrt[3]{\frac{450 \cdot \pi \cdot V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{2 \cdot t \cdot \rho}}{\text{tg} \gamma \cdot m \cdot V_{\text{кр}} \cdot (1 - \eta^2)}}, \quad (4.91)$$

где \bar{X} – зернистость круга, м;

m – объемная концентрация зерен в круге;

$\rho = 1/R_{\text{кр}} + 1/R_{\text{дет}}$;

$R_{\text{дет}}$ – радиус детали, м;

γ – половина угла при вершине конусообразного режущего зерна.

Следовательно, величину H_1 в первом приближении можно рассматривать постоянной, также как и величину $\Delta_{\text{мат}}$. Исходя из этого, переменной величиной в зависимости (4.90) остается лишь величина

на n , с увеличением которой удельный износ круга q уменьшается. Поэтому с увеличением линейного износа зерна и образованием на его вершине площадки износа, интенсивность износа зерна уменьшается, что ведет к уменьшению q . Увеличение прочности и износостойкости абразивного зерна также способствует увеличению n и уменьшению q .

Зависимость (4.90) содержит три неизвестные величины: q , H_1 , n . Очевидно, судить о характере износа круга можно, зная значение удельного износа круга q , поскольку установить количественно значения величин H_1 и n значительно сложнее. В связи с этим, следует провести количественный анализ отношения H_1/n , представляя зависимость (4.90) в виде:

$$\frac{H_1}{n} = \Delta_{\text{мат}} \cdot q. \quad (4.92)$$

Определим отношение H_1/n для условий круглого наружного шлифования твердого сплава. Исходные расчетные данные: $V_{\text{дет}} = 150$ м/мин; $V_{\text{кр}} = 50$ м/с; $t = 0,02$ мм. Тогда, используя зависимость (89): получим $\Delta_{\text{мат}} = 1$ мкм. Как установлено экспериментально, для этих условий обработки $q = 1$, а согласно зависимости (4.92):

$$\frac{H_1}{n} = 1 \text{ мкм}. \quad (4.93)$$

Параметр H_1 по физической сути фактически равен максимальной высоте микронеровностей обработанной поверхности R_{max} . Экспериментально установлено, что для данных условий шлифования параметр шероховатости поверхности $R_a = 0,8$ мкм. Учитывая, что между параметрами шероховатости поверхности R_{max} и R_a существует связь $R_{\text{max}} / R_a \approx 5$, имеем $R_{\text{max}} \approx 4$ мкм. Поэтому, $H_1 \approx R_{\text{max}} \approx 4$ мкм, т.е. условие (4.91) выполняется при значении $n = 4$. Из этого следует, что при значении $q = 1$ режущее зерно выпадает из связки круга всего за несколько контактов с обрабатываемым материалом, фактически не претерпев при этом линейный износ.

С уменьшением удельного износа круга q за счет применения более прочных и износостойких абразивных зерен величина n увеличивается. Например, экспериментально установлено, что при шлифовании алмазным кругом твердосплавных изделий удельный износ кру-

га меньше единицы и может принимать значения $q=0,001 \dots 0,01$. В этом случае величина n может уменьшиться в 100 ... 1000 раз, т.е. прежде чем алмазное зерно объемно разрушится или выпадет из связки круга без разрушения, оно претерпевает значительный линейный износ x_1 . Безразмерный параметр $\eta = x_1 / H_1$ при этом существенно увеличится ($\eta \rightarrow 1$), а разность параметров $H_1 - x_1$, определяющая шероховатость поверхности R_{\max} , – уменьшится, поскольку величина H_1 остается неизменной для заданного режима шлифования.

Таким образом, полученная аналитическая зависимость для определения удельного износа круга q позволяет по-новому раскрыть физическую сущность процесса шлифования по количеству контактов зерна с обрабатываемым материалом до момента его объемного разрушения.

При алмазном шлифовании используют такой показатель как удельный расход алмаза q . Методика его определения соответствует методике определения удельного износа круга q . Предполагая, что за время τ при шлифовании происходит объемное разрушение двух наиболее выступающих зерен (а это соответствует линейному износу круга Δ), потеря алмазных зерен по весу равна:

$$P_{\text{абр}} = \rho_{\text{абр}} \cdot 2\pi \cdot R_{\text{кр}} \cdot B \cdot \Delta \cdot \alpha, \quad (4.94)$$

где $\rho_{\text{абр}}$ – плотность абразива, кг/м^3 ;

α – коэффициент, учитывающий плотность связки в зависимости от концентрации абразивных зерен в круге [29].

За это же время вес снятого материала составляет:

$$P_{\text{мат}} = \rho_{\text{мат}} \cdot B \cdot V_{\text{дет}} \cdot t \cdot \tau, \quad (4.95)$$

где $\rho_{\text{мат}}$ – плотность обрабатываемого материала, кг/м^3 .

Удельный расход алмаза q (мг/г) определяется отношением $P_{\text{абр}}$ и $P_{\text{мат}}$:

$$q = \frac{10^{-3} \cdot \rho_{\text{абр}} \cdot \alpha \cdot \Delta_i \cdot V_{\text{кр}}}{\rho_{\text{мат}} \cdot V_{\text{дет}} \cdot t \cdot \eta}. \quad (4.96)$$

С учетом приведенных ранее зависимостей, аналогично методике определения удельного износа круга, зависимость (4.96) окончательно примет вид:

$$q = \frac{\rho_{\text{абр}} \cdot \alpha \cdot H_1}{\rho_{\text{мат}} \cdot n \cdot \Delta_{\text{мат}}} . \quad (4.97)$$

Зависимость (4.97) отличается от аналогичной зависимости (4.90) наличием дополнительных параметров $\rho_{\text{абр}}$, $\rho_{\text{мат}}$ и α .

Таким образом, разработана математическая модель определения важнейшего параметра процесса шлифования – удельного износа круга, что позволило провести теоретический анализ и установить условия его уменьшения с целью повышения эффективности обработки. Доказано, что удельный износ круга определяется главным образом величиной линейного износа максимально выступающего из связки круга зерна до момента его объемного разрушения. Теоретически установлено, что с течением времени обработки удельный износ круга уменьшается вследствие снижения интенсивности износа максимально выступающего из связки круга зерна до момента его объемного разрушения. Разработанная методика определения количества контактов зерна с обрабатываемым материалом до момента его объемного разрушения позволила по-новому раскрыть физическую сущность процесса шлифования и сформулировать условия его совершенствования.

4.10. Закономерности съема материала и формообразования поверхностей при шлифовании

В связи со сложностью исследования кинематики и физики процесса шлифования до настоящего времени не удается в полной мере раскрыть его потенциальные возможности с точки зрения повышения производительности и качества обработки. Несмотря на чрезвычайно большое количество опубликованных работ по проблемам шлифования, отсутствует четкая математическая модель шлифования, позволяющая с единых позиций описать основные параметры обработки и выявить наиболее предпочтительные пути совершенствования этого прогрессивного метода обработки [38; 51; 93]. В связи с этим представляется актуальной задача разработки упрощенного теоретического подхода к аналитическому описанию закономерностей съема материала и формообразования поверхностей при шлифовании и на этой основе установление путей повышения эффективности обработки.

Процесс шлифования представляет собой массовое резание-царапание обрабатываемого материала абразивными или алмазными зернами, расположенными на рабочей поверхности шлифовального круга (рис. 4.17,а). В результате механического взаимодействия режущих зерен круга с деталью на обрабатываемой поверхности образуется множество рисок-царапин, которые, накладываясь и перекрываясь, приводят к общему съему материала (удалению припуска), рис. 4.17,б. Для полного съема материала с обрабатываемой поверхности (т.е. чтобы вся поверхность была покрыта рисками-царапинами), необходимо выполнить условие:

$$F_{\text{рис}} = F_{\text{ном}}, \quad (4.98)$$

где $F_{\text{рис}}$ – суммарная площадь рисок-царапин, образующихся на обрабатываемой поверхности, м^2 ;

$F_{\text{ном}}$ – заданная номинальная площадь обрабатываемой поверхности, м^2 .

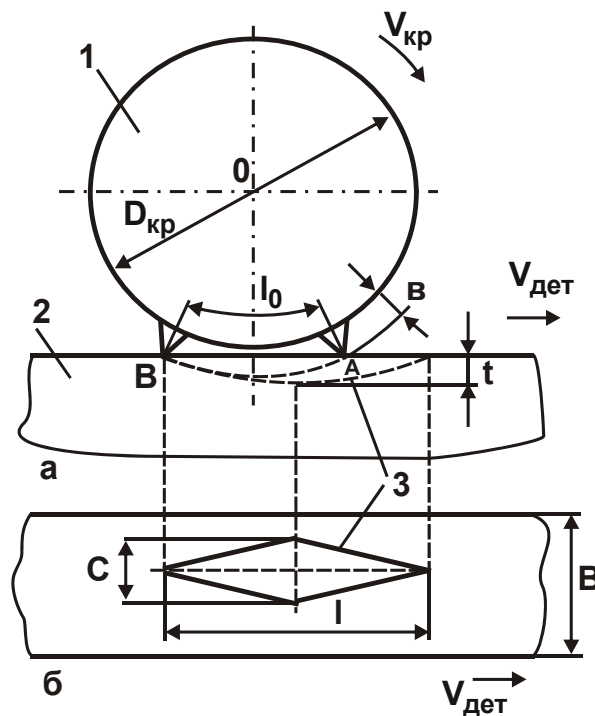


Рис. 4.17. Расчетная схема образования рисок-царапины при шлифовании, представленная в двух проекциях (а, б):
1 – круг; 2 – деталь; 3 – форма рисок-царапины

Для расчета $F_{\text{рис}}$ следует принять в первом приближении допущение об одновысотном выступании зерен над уровнем связки круга,

равном b . Рабочую часть зерна можно представить в форме конуса с углом при вершине 90° . Длину риски-царапины при плоском шлифовании l можно определить из рис. 4.17,а:

$$l = l_0 + V_{\text{дет}} \cdot \tau, \quad (4.99)$$

где $l_0 = \sqrt{D_{\text{кр}} \cdot t}$ – длина дуги контакта шлифовального круга с обрабатываемой поверхностью, м;

$D_{\text{кр}}$ – диаметр круга, м;

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

$\tau = l_0 / V_{\text{кр}}$ – время, за которое режущее зерно переместится из точки А в точку В;

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

После преобразований, имеем:

$$l = \sqrt{D_{\text{кр}} \cdot t} \cdot \left(1 + \frac{V_{\text{дет}}}{V_{\text{кр}}}\right). \quad (4.100)$$

Примем, что половина ширины образующейся риски-царапины S равна глубине шлифования t , тогда площадь риски-царапины $F_{\text{рис}} = 0,5 \cdot l \cdot S$ определится:

$$F_{\text{рис}} = 0,5 \cdot \sqrt{D_{\text{кр}} \cdot t} \cdot t \cdot \left(1 + \frac{V_{\text{дет}}}{V_{\text{кр}}}\right). \quad (4.101)$$

Суммарная площадь рисок-царапин, образующихся от участия в резании n зерен круга, равна $F_{\text{рис}} = n \cdot F_{\text{рис}} \cdot$ Число зерен n , проконтактировавших с обрабатываемой поверхностью длиной L и шириной B , определяется:

$$n = k \cdot B \cdot V_{\text{кр}} \cdot \tau = k \cdot B \cdot V_{\text{кр}} \cdot \frac{L}{V_{\text{дет}}}, \quad (4.102)$$

где k – поверхностная концентрация зерен круга, шт./м²;

B – ширина шлифования, м.

Тогда

$$F_{\text{рис}} = 0,5 \cdot \sqrt{D_{\text{кр}} \cdot t} \cdot k \cdot B \cdot L \cdot \frac{V_{\text{кр}}}{V_{\text{дет}}} \cdot \left(1 + \frac{V_{\text{дет}}}{V_{\text{кр}}}\right). \quad (4.103)$$

Площадь $F_{\text{рис}}$ больше при больших параметрах $D_{\text{кр}}$, k , t , B , L . Скорости детали $V_{\text{дет}}$ и круга $V_{\text{кр}}$ неоднозначно влияют на $F_{\text{рис}}$.

Номинальную площадь обрабатываемой поверхности можно принять равной $F_{\text{ном}} = B \cdot L$. Подставляя выражения для определения параметров $F_{\text{рас}}$ и $F_{\text{ном}}$ в зависимость (4.98), можно установить глубину шлифования t_0 , при которой происходит полный съем материала с обрабатываемой поверхности:

$$t_0 = 3 \sqrt[3]{\left[\frac{2}{\sqrt{D_{\text{кр}}} \cdot k \cdot \frac{V_{\text{кр}}}{V_{\text{дет}}} \cdot \left(1 + \frac{V_{\text{дет}}}{V_{\text{кр}}}\right)} \right]^2} . \quad (4.104)$$

С физической точки зрения глубина шлифования t_0 равна максимальной высоте микронеровностей обработанной поверхности (параметру шероховатости обработки R_{max}).

Уменьшить $t_0 = R_{\text{max}}$ можно увеличением параметров $D_{\text{кр}}$ и k . Для определения экстремального значения $\alpha = V_{\text{дет}} / V_{\text{кр}}$ следует продифференцировать функцию t_0 по α и полученное выражение приравнять к нулю. В результате расчетов установлено, что экстремум (максимум) функции t_0 достигается при условии $\alpha \rightarrow \infty$, т.е. при $V_{\text{дет}} \rightarrow \infty$ или $V_{\text{кр}} \rightarrow 0$. Из этого следует, что с увеличением α глубина шлифования t_0 непрерывно увеличивается. Определяющим в зависимости (4.104) является множитель α . Множитель $(1 + \alpha)$ в первом приближении можно не рассматривать, поскольку на практике реализуются значения $V_{\text{кр}} \gg V_{\text{дет}}$.

Зависимость (4.104) выражается:

$$t_0 = 3 \sqrt[3]{\left[\frac{2 \cdot V_{\text{дет}}}{\sqrt{D_{\text{кр}}} \cdot k \cdot V_{\text{кр}}} \right]^2} . \quad (4.105)$$

Проведенный анализ справедлив для шлифования кругом с одновысотным выступанием зерен над уровнем связки. В реальных условиях имеет место разновысотное выступание зерен над уровнем связки.

Можно предположить, что выступание вершин зерен подчинено равномерному закону распределения с плотностью $f(y_i) = 1/v$, где v – максимальная высота выступания вершин зерен над уровнем связки

(рис. 4.18). Тогда в резании участвуют не все зерна, расположенные на рабочей поверхности круга, а лишь часть зерен, определяемых из соотношения:

$$k_0 = k \cdot \frac{R_{\max}}{b} \quad (4.106)$$

Подставляя зависимость (4.106) в (4.105), имеем:

$$R_{\max} = 5 \sqrt[3]{\frac{2 \cdot b \cdot V_{\text{дет}}}{\sqrt{D_{\text{кр}} \cdot k \cdot V_{\text{кр}}}}}^2 \quad (4.107)$$

В отличие от зависимости (4.105), параметры, входящие в зависимость (4.107), в меньшей степени влияют на величину $R_{\max} = t_0$.

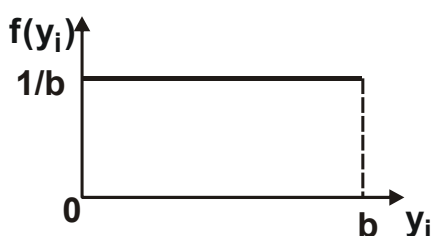


Рис. 4.18. Вид функции $f(y_i)$

Глубина шлифования t явно не входит в зависимость (4.107). Однако она связана с важнейшим параметром шлифования – максимальной толщиной среза $a_{z\max}$, которая должна быть меньше максимальной высоты выступания зерен над уровнем связки b . Для определения максимальной толщины среза следует представить скорость детали $V_{\text{дет}}$ в виде (рис. 4.19) [89]:

$$V_{\text{дет}} = \frac{V'_{\text{дет}}}{\cos \alpha} = \frac{V'_{\text{дет}}}{\sqrt{D_{\text{кр}} \cdot t_T}}, \quad (4.108)$$

где $V'_{\text{дет}}$ – проекция скорости $V_{\text{дет}}$ на линию АО;

α – угол между векторами скоростей $V_{\text{дет}}$ и $V'_{\text{дет}}$;

t_T – текущее значение глубины резания.

Принимая $t_T = R_{\max}$ и подставляя (4.108) в зависимость (4.107), получено:

$$R_{\max} = 3 \sqrt[3]{\frac{2 \cdot b \cdot V'_{\text{дет}}}{k \cdot V_{\text{кр}} \cdot D_{\text{кр}}}} \quad (4.109)$$

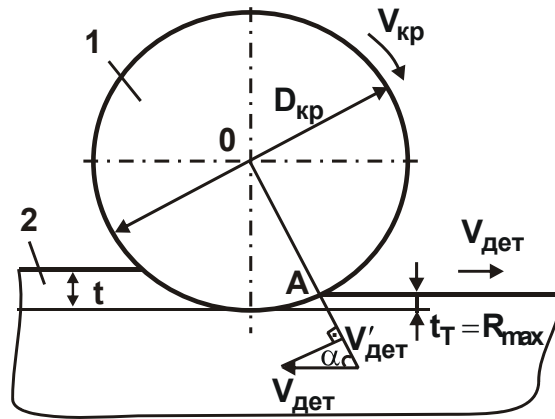


Рис. 4.19. Расчетная схема плоского шлифования:
1 – круг; 2 – обрабатываемая деталь

По физической сути параметр R_{\max} равен толщине среза a_z . После подстановки в зависимость (4.109) вместо параметра $V'_{\text{дет}}$ выражение (4.108), имеем:

$$a_z = 3 \sqrt[3]{\frac{2 \cdot v \cdot V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{t_T}}{k \cdot V_{\text{кр}} \cdot \sqrt{D_{\text{кр}}}}}. \quad (4.110)$$

С увеличением t_T толщина среза a_z увеличивается и достигает максимального значения при условии $t_T = t$. Тогда

$$a_{z\max} = 3 \sqrt[3]{\frac{2 \cdot v \cdot V_{\text{дет}} \cdot \sqrt{t}}{k \cdot V_{\text{кр}} \cdot \sqrt{D_{\text{кр}}}}}. \quad (4.111)$$

Параметр $a_{z\max}$, тем больше, чем больше параметры v , $V_{\text{дет}}$, t и меньше k , $V_{\text{кр}}$, $D_{\text{кр}}$. Таким образом, показано, что глубина шлифования t ограничена параметром $a_{z\max} < v$.

Необходимо установить связь между параметрами $a_{z\max}$ и $R_{z\max}$. Для этого следует подставить правую часть зависимости (4.107) в (4.111):

$$a_{z\max} = R_{\max}^{\frac{5}{6}} \cdot t^{\frac{1}{6}}, \quad (4.112)$$

откуда

$$R_{\max} = a_{z\max} \cdot \left(\frac{a_{z\max}}{t}\right)^{\frac{1}{5}}. \quad (4.113)$$

Поскольку $a_{z\max} < t$, то $R_{\max} < a_{z\max}$. С увеличением глубины шлифования t , при заданном значении $a_{z\max}$, параметр шероховатости обработки R_{\max} уменьшается. Это указывает на эффективность применения глубинного шлифования, осуществляемого с большими глубинами шлифования (на 1 ... 4 порядка превышающими глубины традиционных методов шлифования). Однако, исходя из зависимости (4.113), основное влияние на параметр R_{\max} оказывает максимальная толщина среза $a_{z\max}$. За счет ее уменьшения можно добиться существенного уменьшения параметра шероховатости обработки R_{\max} .

Необходимо определить максимально возможную производительность обработки $Q = V \cdot V_{\text{дет}} \cdot t$ для заданной максимальной толщины среза $a_{z\max}$. Используя зависимость (4.111), имеем:

$$Q = \frac{B \cdot k \cdot V_{\text{кр}} \cdot \sqrt{D_{\text{кр}}} \cdot t \cdot a_{z\max}^3}{2 \cdot v \cdot t}. \quad (4.114)$$

Соответственно скорость детали $V_{\text{дет}}$ определится:

$$V_{\text{дет}} = \frac{k \cdot V_{\text{кр}} \cdot \sqrt{D_{\text{кр}}} \cdot a_{z\max}^3}{2 \cdot v \cdot \sqrt{t}}. \quad (4.115)$$

Производительность обработки Q тем больше, чем больше параметры B , k , $V_{\text{кр}}$, $D_{\text{кр}}$, t , $a_{z\max}$ и меньше параметр v . Наибольшее влияние на Q оказывает $a_{z\max}$. Скорость детали $V_{\text{дет}}$ при этом с увеличением t необходимо уменьшать.

Таким образом, показано, что применение глубинного шлифования (наряду с уменьшением шероховатости обработки R_{\max}) позволяет увеличить производительность обработки Q для заданного значения $a_{z\max}$, обусловленного, например, прочностными свойствами шлифовального круга.

Следует рассмотреть отношение $Z = F_{\text{рас}} / F_{\text{ном}}$:

$$Z = 0,5 \cdot \sqrt{D_{\text{кр}}} \cdot t \cdot k \cdot \frac{V_{\text{кр}}}{V_{\text{дет}}}. \quad (4.116)$$

С учетом зависимости (4.104), имеем:

$$Z = \left(\frac{t}{t_0}\right)^{1,5}. \quad (4.117)$$

При условии $Z < 1$ полный съем материала (полное перекрытие рисками-царапинами обрабатываемой поверхности) не происходит. Увеличить Z до значения $Z \geq 1$ можно увеличением параметров k , $D_{кр}$, t , отношения $V_{кр} / V_{дет}$ и количества проходов круга (при продольном шлифовании). В последнем случае за счет увеличения количества проконтактировавших с обрабатываемой поверхностью зерен происходит стабилизация процесса съема материала наступает после определенного количества проходов круга. В результате фактическая глубина шлифования становится больше номинальной глубины шлифования, устанавливаемой по лимбу станка. Для нормального протекания процесса шлифования фактическая глубина шлифования должна быть меньше высоты выступания зерен над уровнем связки круга v .

При условии $t > t_0$ коэффициент $Z > 1$. Следует подставить в зависимость (4.117) выражение для определения глубины шлифования t , полученное из зависимости (4.112):

$$Z = \left(\frac{a_{zmax}}{R_{max}} \right)^9. \quad (4.118)$$

Поскольку $a_{zmax} > R_{max}$, то коэффициент $Z \gg 1$. Например, для $a_{zmax} / R_{max} = 2$ коэффициент $Z = 512$. Как отмечалось ранее, при глубинном шлифовании отношение a_{zmax} / R_{max} больше, чем при традиционном (многопроходном) шлифовании, когда значения параметров a_{zmax} и R_{max} близки, т.е. $a_{zmax} / R_{max} \approx 1$. Следовательно, при глубинном шлифовании коэффициент $Z \gg 1$ больше, чем при многопроходном шлифовании ($Z \approx 1$). Этим объясняется эффект глубинного шлифования, связанный с увеличением производительности обработки при одновременном уменьшении высоты микронеровностей обработанной поверхности. Это согласуется с данными, полученными с использованием теоретико-вероятностного подхода при шлифовании [118].

4.11. Технологическое обеспечение бездефектной обработки при шлифовании

Существенным фактором при шлифовании, ограничивающим повышение производительности и обеспечение высокого качества обработки, является температурный фактор, обусловленный интенсивным

трением связки шлифовального круга с обрабатываемым материалом. В особой мере он проявляется при шлифовании таких труднообрабатываемых материалов как твердые сплавы, высокопрочные стали и различные сплавы, характеризующиеся повышенной твердостью. Вследствие высокой силовой и тепловой напряженности процесса шлифования на обрабатываемых поверхностях образуются прижоги и микротрещины, которые снижают качество и эксплуатационные свойства обработанных деталей. К труднообрабатываемым материалам также следует отнести высокотвердый композиционный материал на основе релита, применяемый при изготовлении рабочих поверхностей колец торцевых уплотнений, используемых в электробурах для бурения нефтяных и газовых скважин. Шлифование этого материала вызывает значительные сложности в связи с низкими показателями производительности и качества обработки, поскольку в процессе шлифования на обрабатываемых поверхностях образуются температурные дефекты, которые невозможно устранить на последующей операции доводки. Это требует обоснования оптимальных условий шлифования по температурному критерию.

Необходимо отметить, что в работах [64; 73] приведены результаты теоретических и экспериментальных исследований процесса торцевого шлифования вращающегося кольца с релитовым слоем. Доказана эффективность применения при шлифовании алмазных кругов на металлических связках с непрерывной или периодической электроэрозионной правкой [104], обеспечивающей поддержание в процессе шлифования высокой режущей способности круга. Это позволило повысить производительность и качество обработки. Однако, отсутствие научно обоснованных рекомендаций по выбору оптимальных условий обработки, основанных на теоретическом решении задачи определения температуры шлифования, затрудняет гарантированное обеспечение бездефектной обработки указанных колец. Это требует проведения дальнейших исследований по установлению условий снижения температуры шлифования и повышения качества и производительности обработки.

Для решения поставленной задачи следует определить условия уменьшения температуры при плоском шлифовании торцом круга с вращающимся столом станка и непрерывной радиальной подачей. На

практике эта схема применяется при обработке плоских поверхностей цилиндрических деталей (в виде кольца), вращающихся вокруг своей оси (рис. 4.20), а также плоских торцовых поверхностей цилиндрических деталей. При этом температура шлифования θ определяется зависимостью [32]:

$$\theta = q \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{(\tau_{\text{нагр}} + \tau_{\text{охл}})^2}{\tau_{\text{нагр}}}}, \quad (4.119)$$

где $q = \sigma \cdot S_{\text{рад}}$ – плотность теплового потока, Вт/м²;

σ – условное напряжение резания, Н/м²;

$S_{\text{рад}}$ – радиальная подача, м/с;

c – удельная теплоемкость материала, Дж/(кг·К);

ρ – плотность материала, кг/м³;

λ – коэффициент теплопроводности материала, Вт/м·К;

$\tau = \tau_{\text{нагр}} + \tau_{\text{охл}}$ – время обработки детали (кольца), с;

$\tau_{\text{нагр}}$, $\tau_{\text{охл}}$ – время контакта фиксированного сечения детали с кругом (время нагрева) и время, в течение которого отсутствует контакт фиксированного сечения обрабатываемой детали с кругом (время охлаждения), с.

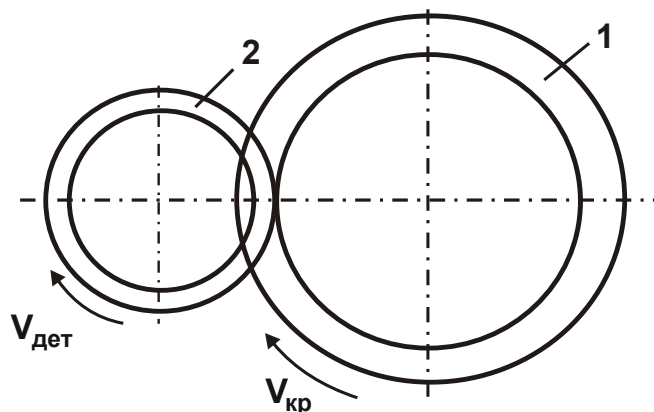


Рис. 4.20. Расчетная схема параметров плоского шлифования цилиндрической детали, вращающейся вокруг своей оси:

1 – шлифовальный круг; 2 – деталь

Из зависимости (4.119) вытекает неоднозначная связь между временем $\tau_{\text{нагр}}$ и θ . Для определения экстремального значения $\tau_{\text{нагр}}$ следует подчинить зависимость (4.119) необходимому условию экс-

тремума: $\theta'_{\tau_{\text{нагр}}} = 0$. В результате установлено $\tau_{\text{нагр}} = \tau_{\text{охл}}$. Вторая производная $\theta''_{\tau_{\text{нагр}}} > 0$, т.е. имеет место минимум функции θ .

В табл. 4.3 и на рис. 4.21 показан характер изменения относительной температуры $\theta_{\text{отн}} = M \cdot \sqrt{\frac{(\tau_{\text{нагр}} + \tau_{\text{охл}})^2}{\tau_{\text{нагр}}}}$ от $\tau_{\text{нагр}}$. Здесь

$M = q \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda}}$. В расчетах принято $M = 1$; $\tau_{\text{охл}} = 1$ с. Как видно, при $\tau_{\text{охл}} / \tau_{\text{нагр}} < 1$ значения $\theta_{\text{отн}}$ изменяются в значительно больших пределах, чем при $\tau_{\text{охл}} / \tau_{\text{нагр}} > 1$.

Таблица 14.3

Расчетные значения относительной температуры $\theta_{\text{отн}}$

$\tau_{\text{нагр}}, \text{с}$	0	0,25	0,5	1	2	3	4	5	6
$\tau_{\text{охл}} / \tau_{\text{нагр}}$	∞	4	2	1	0,5	0,33	0,25	0,2	0,17
$\theta_{\text{отн}}$	∞	3	2,12	2	2,11	2,31	2,5	2,67	2,85

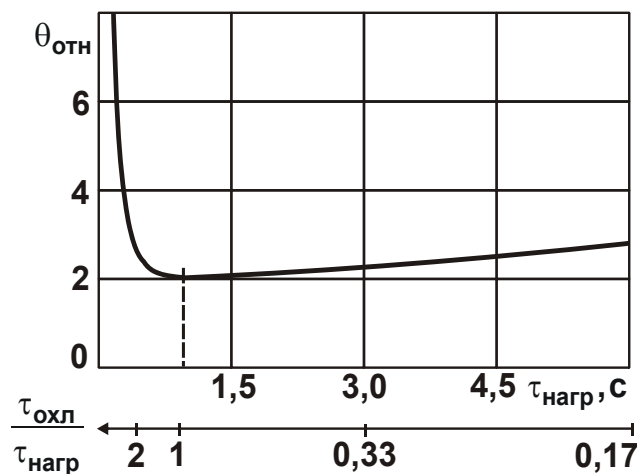


Рис. 4.21. Зависимость относительной температуры $\theta_{\text{отн}}$ от времени $\tau_{\text{нагр}}$

Таким образом установлено, что реализовать наименьшее значение θ можно при условии $\tau_{\text{нагр}} = \tau_{\text{охл}}$, т.е. когда площадь контакта круга с обрабатываемой поверхностью равна половине площади обрабатываемой поверхности кольца. Естественно, выполнить данное условие можно при относительно небольшом диаметре кольца, мень-

шем диаметра торцового круга. Минимум температуры шлифования θ определяется из зависимости (4.119) при условии $\tau_{\text{нагр}} = \tau_{\text{охл}}$:

$$\theta_{\min} = 2 \cdot q \cdot \sqrt{\frac{1}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \tau_{\text{нагр}}} \quad (4.120)$$

Из зависимости (4.120) вытекает, что уменьшить θ_{\min} можно уменьшением времени $\tau_{\text{нагр}}$ за счет увеличения скорости вращения обрабатываемого кольца. Однако это увеличивает отношение $\tau_{\text{охл}} / \tau_{\text{нагр}}$, при котором происходит полное остывание детали. Так как $\tau_{\text{нагр}} = \tau_{\text{охл}}$, то $\tau_{\text{охл}} / \tau_{\text{нагр}} = 1$ и существуют оптимальные значения $\tau_{\text{нагр}}$ и скорости вращения обрабатываемого кольца.

Используя данное решение, произведена оценка возможности повышения качества и производительности обработки при алмазном шлифовании торцовых поверхностей уплотнительных колец из высокопрочного композиционного материала на основе релита. Опыты выполнялись на внутришлифовальном станке модели ЗК227, переоборудованном под шлифование торцовой поверхности кольца (которое крепится в патроне станка) торцом алмазного круга на металлической связке М1-01. Станок также был модернизирован под электроэрозионную правку круга с использованием источника технологического тока (выпрямителя с трансформатором) мощностью 1,62 кВт, формирующего постоянный ток напряжением 36 В и силой тока до 45 А. Скорость вращения круга – 28 м/с, скорость вращения обрабатываемого кольца – 30 м/мин. Шлифование партий колец в количестве по 100 штук выполнялось по упругой схеме с удельным давлением 70 Н/см².

Первоначально шлифовались кольца, наружный диаметр которых был меньше ширины рабочей части круга (меньше 20 мм). Площадь контакта круга с обрабатываемым кольцом была равна площади обрабатываемой поверхности кольца. Затем производилось шлифование колец большего диаметра, что позволило реализовать меньшую площадь контакта круга с кольцом. Применялись алмазные круги с шириной рабочей части 10 и 20 мм: 12А2 45⁰ 150×10×3×32 АС6 100/80 4 М1-01 и 12А2 45⁰ 200×20×5×32 АС6 100/80 4 М1-01.

Опыты показали, что при площади контакта круга с кольцом, равной площади обрабатываемой поверхности кольца, а также при площади контакта круга с кольцом значительно меньшей площади обра-

батываемой поверхности кольца (позиции III и I на рис. 4.22) вероятность появления прижогов значительна. При площади контакта круга с кольцом равной половине площади обрабатываемой поверхности кольца прижоги практически отсутствовали. Это согласуется с приведенными выше теоретическими результатами.

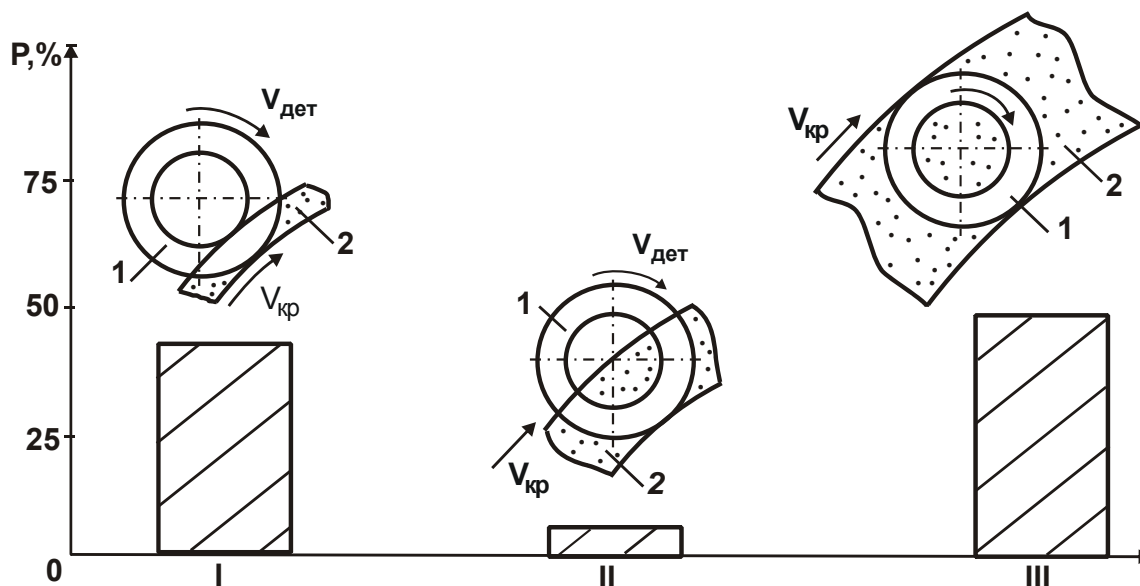


Рис. 4.22. Зависимость вероятности появления прижогов P в % от характера контакта обрабатываемого кольца (1) с кругом (2)

Экспериментально установлено также, что с увеличением скорости кольца до 30 м/мин вероятность появления прижогов уменьшалась. При дальнейшем увеличении скорости кольца процесс шлифования протекал неустойчиво, повышалась шероховатость поверхности. Следовательно, целесообразно осуществлять процесс шлифования со скоростью вращения кольца 30 м/мин. Микротвердость поверхности кольца (при отсутствии прижогов) при нагрузке 100 г составляла 11305 Н/мм². На глубине 5 мкм микротвердость меньше – 9844 Н/мм², что свидетельствует о преобладании в формировании микротвердости поверхности силового фактора.

Использование полученных результатов в ОАО завод "Потенциал" увеличило межремонтный срок работы уплотнительных колец в 3–4 раза. Это стало важным фактором для создания конкурентоспособных электробуров для бурения нефтяных и газовых скважин и погружных электродвигателей серии ПЭД, применяемых в установках центробежных насосов (УЭЦН) для добычи нефти.

Выводы

1. Получено новое теоретическое решение определения наименьшего основного времени обработки при шлифовании, обеспечивающее заданную точность обработки, определяемую упругим перемещением, возникающим в технологической системе. Установлено, что оптимальный (с точки зрения наименьшего основного времени обработки) автоматизированный цикл круглого наружного шлифования осуществляется в один этап, включающий лишь этап выхаживания с созданием начального натяга, равного или кратного снимаемому припуску. При этом необходимо применение высокочастотных осциллирующих продольных движений стола станка (или шлифовального круга) и установление максимально возможной скорости детали.

2. Теоретически определена производительность обработки при шлифовании по жесткой схеме в условиях интенсивного трения связки круга с обрабатываемым материалом и наличия упругих перемещений в технологической системе. Установлено, что увеличить производительность обработки в этих условиях можно повышением режущей способности круга, скорости круга и уменьшением радиальной составляющей силы резания, обусловленной трением связки круга с обрабатываемым материалом. Проведен комплекс экспериментальных исследований технологических параметров процесса внутреннего шлифования отверстий в кольцах из высокотвердого магнитного сплава АНКО-3А (HRC 62–63). Установлено, что в этом случае в связи с высокой твердостью обрабатываемого материала шлифовальный круг быстро теряет режущую способность, в результате чего отношение фактической и номинальной глубин шлифования небольшое и приблизительно равно 0,07, а производительность обработки составляет всего 0,4 мм³/мин. Исходя из этого предложено перейти к упругой схеме шлифования, создавая в технологической системе периодически натяги и осуществляя обработку, по сути, по схеме выхаживания. Это позволяет сократить время обработки более чем в 1,5 раза.

3. Теоретически определены предельные значения переднего угла инструмента, при которых процесс резания переходит в процесс пластического деформирования материала. Установлено, что процесс резания меди осуществляется при меньших значениях отрицательного

переднего угла инструмента, чем процесс резания стали и твердого сплава. Доказано, что обработку пластичных материалов (в особенности цветных металлов) целесообразно производить резанием лезвийными инструментами или пластическим деформированием (на финишных операциях). Установлено, что переход к процессу резания обусловлен коэффициентом трения инструментального и обрабатываемого материалов, а в случае обработки инструментом с криволинейной передней поверхностью, также предельным отношением толщины среза и радиуса округления передней поверхности инструмента. Доказано, что чем больше коэффициент трения, тем больше данное отношение, изменяющееся для абразивных инструментов в пределах 0,04 – 0,17. Это согласуется с экспериментальными данными.

4. В работе получены аналитические зависимости для определения радиальной составляющей силы резания при микрорезании единичным зерном и силы вдавливания неподвижного зерна в обрабатываемый металл. Показано, что при одинаковом значении этих сил толщина среза при микрорезании всегда меньше глубины внедрения зерна в металл при вдавливании. Установлено также, что повысить эффективность шлифования с точки зрения снижения силовой напряженности процесса можно главным образом за счет обеспечения высокой режущей способности круга.

5. Теоретически обоснованы условия повышения производительности обработки деталей с высокотвердыми наплавочными материалами, состоящие в применении крупнозернистых абразивных кругов повышенной твердости и глубинного шлифования, характеризующегося увеличенным количеством зерен круга, одновременно контактирующих с обрабатываемым материалом. Доказано существование оптимальных значений прочности зерен и связки круга для каждого обрабатываемого материала, реализующих максимально возможную производительность.

6. В работе получены приближенные зависимости для установления максимально возможной производительности обработки, обусловленную прочностными свойствами рабочей поверхности круга, которые обобщенно определяются предельной (прочностной) толщиной среза, а также получены зависимости для определения параметров режима резания при шлифовании по жесткой и упругой схемам. Установлено, что основным условием повышения производительности об-

работки является увеличение предельной (прочностной) толщины среза и реализация схем глубинного и многопроходного шлифования. Показано, что в условиях круглого многопроходного и глубинного шлифования с увеличенной скоростью детали, реализующей сегментообразную форму среза отдельным зерном круга, можно обеспечить увеличение предельной (прочностной) толщины среза и тем самым повысить производительность обработки. Для реализации таких условий шлифования наплавленных материалов высокой твердости целесообразно использовать крупнозернистые абразивные круги, работающие в режиме самозатачивания.

7. С единых позиций проведен теоретический анализ возможностей повышения производительности обработки при шлифовании и точении для заданной толщины среза, определяемой прочностными свойствами инструмента. Получена новая аналитическая зависимость для определения средней толщины среза при шлифовании, которая отличается от известной зависимости лишь цифровым коэффициентом. Экспериментально определены значения стойкости инструментов при шлифовании и точении рабочих (контактных) поверхностей чаш и конусов засыпных аппаратов доменных печей, восстановленных с применением износостойкого наплавочного материала. Доказано, что с целью снижения затрат на потребление режущих инструментов при заданной производительности обработки, эффективно применять процесс шлифования.

8. С использованием полученных аналитических зависимостей проведено сравнение многопроходного и глубинного шлифования по шероховатости обработанной поверхности и производительности обработки. Показано, что переход в область глубинного шлифования позволяет одновременно повысить производительность обработки и уменьшить высоту микронеровностей на обработанной поверхности.

9. Определены условия уменьшения температуры для заданной производительности плоского шлифования торцом круга с вращающимся столом станка. Они состоят в установлении площади контакта круга с обрабатываемой поверхностью, равной половине площади обрабатываемой поверхности, а также в уменьшении скорости вращения обрабатываемого кольца до значения, при котором обеспечивается условие полного остывания обрабатываемой поверхности в период прерывания ее контакта с кругом.

Раздел 5

Эффективность практического применения современных технологий высокоэффективной механической обработки

5.1. Обобщенный анализ технологических возможностей абразивной и лезвийной обработки

Повышение производительности и качества обработки деталей машин являются важными условиями создания конкурентоспособной машиностроительной продукции. Для этого на практике широко используются эффективные технологии механической обработки с применением современных металлорежущих станков и инструментов, обладающих высокой режущей способностью в условиях повышенных температур резания. Это исключает образование на обрабатываемых поверхностях прижогов и других температурных дефектов, обеспечивает высококачественную обработку деталей машин. Однако при обработке материалов с повышенными физико-механическими свойствами такое условие выполняется не всегда, что связано с существенным увеличением тепловой и силовой напряженностей процесса резания и снижением качества и производительности обработки. Поэтому задача уменьшения тепловой и силовой напряженностей процесса резания материалов с повышенными физико-механическими свойствами является весьма актуальной, имеет большое теоретическое и практическое значение.

В разделе 1 настоящей работы показано, что основным путем уменьшения температуры резания θ является уменьшение условного напряжения резания σ при обеспечении полного перехода образующегося при резании тепла в образующуюся стружку. Это достигается при выполнении условия $\tau_n / \tau = 0,3$, когда происходит наиболее интенсивный изгиб кривой $\theta - \tau$ (рис. 2.42) и температура резания θ становится фактически неизменной величиной.

При точении $\tau = l/V$, где l – длина зоны действия теплового источника на адиабатический стержень (сумма длины зоны стружкообразования и длины контакта задней поверхности резца с обрабатываемой

мым материалом), м; V – скорость резания, м/с. Согласно зависимости (2.206), время $\tau_n = a/2 \cdot V_{\text{рез}}^2$, где $V_{\text{рез}} = a_z/\tau$; a_z – толщина среза, м.

После преобразований с учетом условия $\tau_n/\tau = 0,3$, получено:

$$V = \frac{a \cdot l}{0,6 \cdot a_z^2}. \quad (5.1)$$

Таким образом, аналитически определена скорость резания, при достижении которой все образующееся при резании тепло переходит в образующуюся стружку, а температура резания θ принимает максимально возможное установившееся значение $\theta = \sigma/c \cdot \rho$.

Используя зависимость (5.1) и исходные данные: $a = 8,4$ мм²/с (сталь ШХ15); $a_z = 0,1$ мм; $l = 1$ мм, получено: $V = 83,25$ м/мин. Экспериментально установлено (рис. 1.12, рис. 1.20), что стабилизация температуры резания θ при точении происходит при более высоких значениях скорости резания V . Это может быть связано, во-первых, с принятым значением отношения $\tau_n/\tau = 0,3$. Если уменьшить это отношение, например, до значения $\tau_n/\tau = 0,12$ (что вполне возможно, исходя из рис. 2.40), то скорость резания примет значение: $V = 208,1$ м/мин, примерно равное экспериментально установленным значениям (рис. 1.12, рис. 1.20). Во-вторых, с более высокими значениями параметра l , входящего в зависимость (5.1).

На основе полученных результатов можно сделать вывод, что стабилизация температуры резания θ при точении наступает при меньших значениях скорости резания V по сравнению со скоростью детали $V_{\text{дет}}$ при шлифовании. Однако практически реализовать условие стабилизации температуры резания θ при шлифовании можно лишь за счет применения метода глубинного шлифования с относительно небольшой скоростью детали $V_{\text{дет}}$ (как это показано в п. 2.9). Поэтому при точении появляется возможность в более широких пределах увеличивать скорость резания V , обеспечивая условия высокоскоростного резания. Причем, при точении, как и при других методах лезвийной обработки, за счет увеличения скорости резания V можно достичь более существенного повышения производительности обработки без увеличения температуры резания θ . Это открывает широкие перспективы интенсификации процессов резания лезвийными инструментами при одновременном обеспечении высококачественной обра-

ботки. Основным ограничением при этом является уменьшение стойкости режущих лезвийных инструментов, что предопределяет, в частности, применение современных сборных твердосплавных и керамических режущих лезвийных инструментов с износостойкими покрытиями зарубежного производства, позволяющих в широких диапазонах изменения скорости резания V практически реализовать условия высокоскоростной обработки.

Согласно зависимости (1.40), уменьшить температуру резания θ и на этой основе реализовать условия высокоскоростной обработки можно за счет уменьшения условного напряжения резания σ . Поэтому важно провести обобщенный анализ путей его уменьшения.

Условное напряжение резания σ (энергоемкость обработки) можно представить аналитической зависимостью [130]: $\sigma = \sigma_{сж} / \operatorname{tg}\beta$. Исходя из этой зависимости, уменьшить σ можно увеличением условного угла сдвига обрабатываемого материала β , что согласуется с известными экспериментальными данными. В соответствии с формулой профессора Зворыкина К. А. [8], полученной для лезвийной обработки, условный угол сдвига обрабатываемого материала определяется: $\beta = 45^\circ - (\gamma - \psi)/2$, где γ – передний угол инструмента; ψ – условный угол трения на передней поверхности инструмента ($f = \operatorname{tg}\psi$ – коэффициент трения).

При абразивной обработке (шлифовании): $\beta = 45^\circ + (\gamma + \psi)/2$. Следовательно, условный угол сдвига обрабатываемого материала β при шлифовании всегда меньше, чем при лезвийной обработке, что увеличивает условное напряжение резания σ (энергоемкость обработки). Это связано с наличием значительного отрицательного переднего угла режущего зерна γ , а также интенсивным трением связки круга с обрабатываемым материалом.

Увеличить угол β и, соответственно, уменьшить условное напряжение резания σ при шлифовании можно применением алмазных кругов, характеризующихся более высокой остротой режущих зерен, чем абразивные круги, а также применением методов их эффективной правки, например, электроэрозионной правки алмазных кругов на прочных металлических связках. При этом важно уменьшить интенсивность трения шлифовального круга с обрабатываемым материалом, в

особенности, трения с металлической связкой алмазного круга, что является дополнительным очагом тепловыделения в зоне резания, существенно влияющим на качество обработки поверхностей деталей.

Наименьший коэффициент трения имеет алмаз. Поэтому применение алмазных инструментов является важным фактором снижения силовой и тепловой напряженности процесса резания, а нанесение алмазных покрытий на рабочие поверхности режущих зерен инструментов не только предохраняет их от интенсивного износа при резании, но и снижает силы и температуру резания.

В работе [91] установлено, что, выражая передний угол режущего зерна γ через отношение a_z/R , зависимость для определения условного напряжения резания σ (энергоемкости обработки) принимает вид:

$$\sigma = \frac{\sigma_{сж}}{\sqrt{\frac{a_z}{2R} - \operatorname{tg} \frac{\psi}{2}}}, \quad (5.2)$$

где a_z – толщина среза единичным зерном, м;

R – радиус округления режущей части зерна, м.

С уменьшением отношения a_z/R при условии

$$\sqrt{\frac{a_z}{2 \cdot R} - \operatorname{tg} \frac{(\alpha + \psi)}{2}} = 0 \quad (5.3)$$

условное напряжение резания σ становится бесконечно большой величиной ($\sigma \rightarrow \infty$).

Изменение параметра σ по закону $(a_z/R)^{-0,5}$ в зависимости (5.2) указывает на примерно такой же характер изменения экспериментально установленной зависимости, приведенной на рис. 1.32 [49].

Поскольку коэффициент резания $K_{рез}$ при этом выражается знаменателем

зависимости (1.13), т.е. $K_{рез} = \sqrt{\frac{a}{2R} - \operatorname{tg} \frac{(\alpha + \psi)}{2}}$, то теоретически

установленный характер изменения $K_{рез}$ (коэффициента шлифования $K_{ш}$) от толщины среза единичным зерном a_z согласуется с аналогичной экспериментально установленной зависимостью (рис. 1.32 [49]). Этим показано, что параметры σ и $K_{рез}$ вполне однозначно определяются отношением a_z/R : чем оно больше, тем меньше σ и больше $K_{рез}$.

Произведение параметров $\sigma \cdot K_{рез}$ является постоянной величи-

ной, равной $\sigma_{сж}$. Если проанализировать произведение параметров $\sigma \cdot K_{рез}$ (или $\sigma \cdot K_{ш}$) на основе экспериментально установленных зависимостей (рис. 1.32), то нетрудно видеть, что с увеличением толщины среза единичным зерном a_z оно уменьшается. С физической точки зрения это может быть связано с уменьшением параметра $\sigma_{сж}$ вследствие увеличения температуры резания и нагрева обрабатываемого материала. Следовательно, приведенные аналитические зависимости для определения параметров σ и $K_{рез}$ достаточно правильно описывают физическую сущность процесса микрорезания единичным зерном. Основным условием уменьшения условного напряжения резания σ , согласно зависимости (5.2), является увеличение отношения a_z / R , обеспечивающего переход от упруго-пластического деформирования обрабатываемого материала к процессу резания.

Как показано в п. 1.2, условное напряжение резания σ (энергоёмкость обработки) описывается аналитической зависимостью (1.21):

$$\sigma = \frac{\sigma_{сж}}{K_{рез}} \cdot \left(1 + \sqrt{1 + K_{рез}^2} \right).$$

Коэффициент резания $K_{рез}$ может изменяться

в широких пределах: $0 < K_{рез} < \infty$. При резании абразивным инструментом $K_{рез} < 1$, при резании лезвийным инструментом $K_{рез} \geq 1$. Тогда для абразивной обработки с учетом условия $K_{рез} < 1$ зависимость (1.21)

упрощается и принимает вид: $\sigma = \frac{2 \cdot \sigma_{сж}}{K_{рез}}$. В этом случае условное

напряжение резания σ (энергоёмкость обработки) еще больше зависит от коэффициента резания $K_{рез}$: чем больше $K_{рез}$, тем меньше σ и выше эффективность абразивной обработки. Следовательно, при резании лезвийным инструментом параметр σ меньше, чем при резании абразивным инструментом. Учитывая преимущества лезвийных инструментов, важно оценить их технологические возможности применительно к обработке конкретных деталей машин. Исходя из этого, в настоящей работе приведены результаты стойкостных испытаний современных режущих сборных твердосплавных инструментов с износостойкими покрытиями производства фирмы Tungaloy (Япония), которые в последнее время все больше находят применение на машиностроительных предприятиях Украины [31; 75].

Испытывались резцы, оснащенные сменными неперетачиваемыми минералокерамическими пластинами с износостойкими покрытиями, при обработке наружных колец подшипников (из стали ШХ15СГ твердостью HRC 61 – 63) на токарных станках с числовым программным управлением (ЧПУ) модели SL-30. Производилось предварительное и окончательное растачивание поверхностей бортов, предварительная и окончательная подрезка торца борта и предварительное растачивание дорожки качения.

В настоящее время для обработки данных колец используются режущие пластины DNGA 150412 из минералокерамики марки GC 6050 с покрытием. Обработка производится с режимами резания: скорость резания – $V = 108$ м/мин; подача – при растачивании бортов $S = 0,11$ мм/об. (предварительная и окончательная), при подрезке торца борта $S = 0,11$ мм/об. (предварительная) и $S = 0,08$ мм/об. (окончательная), при растачивании роликовой дорожки $S = 0,121$ мм/об. Испытания 8 пластин DNGA 150412 показали, что средняя стойкость пластины составила 203,2 мин (средняя стойкость грани пластины равна 50,8 мин, а среднее количество обработанных колец одной пластиной составляет 47).

Для сравнения на тех же режимах резания проведены стойкостные испытания ромбических пластин DNGA 150412 из керамики марки LX11 с покрытием производства фирмы Tungaloy. В результате установлено, что средняя стойкость пластины составила 334,4 мин (соответственно средняя стойкость грани пластины – 83,6 мин). Таким образом, стойкость пластин производства фирмы Tungaloy на 43,88 % выше стойкости пластин, применяемых в настоящее время на рассматриваемой операции. При этом износ режущей кромки происходил по передней поверхности и составлял от 0,2 до 0,8 мм у пластин производства фирмы Tungaloy и от 0,3 до 1,5 мм у пластин, применяемых в настоящее время на операции. Из сказанного вытекает перспективность применения с точки зрения снижения затрат на инструмент предлагаемых режущих пластин.

Произведена оценка возможностей использования сменных режущих пластин SNMG 120412 со стружколомом TH из сплава T9015 производства фирмы Tungaloy на операции растачивания муфт (к насосомпрессорным трубам типа НКГ 73 из стали групп прочности К, Е по ГОСТ 633-80) на муфтонарезных станках MSC–22. Режимы ре-

зания: частота вращения детали – 550 ... 580 об./мин; подача – 0,35 мм/об. Обработка производилась с охлаждением эмульсией. Пластины устанавливались следующим образом. На один суппорт станка устанавливалась испытуемая пластина, а на другой – серийная: SNMG 120412 из сплава 4225. За стойкость одной кромки пластины принималось количество обработанных и признанных годными муфт. Пластина SNMG имеет 8 режущих кромок. В результате испытаний установлено, что стойкость пластин SNMG 120412 ТН из сплава Т9015 производства фирмы Tungaloy в 2 раза выше, чем пластин, используемых в настоящее время на предприятии. Стойкости одной кромки пластины производства фирмы Tungaloy достаточно для обработки в среднем 160 муфт. При этом износ режущей кромки происходит равномерно без образования сколов.

Проведены стойкостные испытания инструментов производства фирмы Tungaloy и на других технологических операциях, включая точение, сверление, фрезерование деталей, изготовленных из труднообрабатываемых материалов. Так, при наружном точении без удара рабочих ступеней колес насосов коррозионностойкого исполнения (материал детали Х11Н8Д5-Пр) стойкость пластины CNMG 120408-CA АН120 была в 1,5 раза больше по сравнению с традиционно используемой пластиной CNMG 120408-MF 1105, а ее стоимость, наоборот, в 1,6 раза меньше. Следовательно, применение пластины из сплава АН120 является экономически целесообразным. Эффект от внедрения нового инструмента при обработке рабочих ступеней колес насосов составил свыше 250 тыс. грн. в год.

Стойкостные испытания инструмента TDX280L056W32-2 фирмы Tungaloy на операции сверления отверстия диаметра 27 мм в детали, изготовленной из стали Ст. 3, показали, что его применение позволяет в 2,1 раза повысить производительность обработки по сравнению с традиционно применяемым инструментом TAFS2700F32 производства фирмы Mitsubishi. Таким образом, на основе проведенных стойкостных испытаний установлено, что появление на рынке Украины современных сборных режущих лезвийных инструментов с износостойкими покрытиями производства фирмы Tungaloy открывает новые технологические возможности повышения производительности и качества обработки деталей, в особенности изготовленных из материалов с повышенными физико-механическими свойствами.

5.2. Повышение производительности и качества механической обработки на основе применения современных режущих инструментов фирмы ISCAR

Как показывает практика, перспективным направлением повышения эффективности механической обработки является использование режущих сборных твердосплавных лезвийных инструментов с износостойкими покрытиями фирмы ISCAR, которыми уже больше 10 лет успешно оснащаются машиностроительные предприятия Украины [31; 32; 75]. Их применение позволяет до 10 раз и более повысить стойкость и режущую способность инструментов. Несмотря на относительно высокую стоимость, они с избытком компенсируют затраты на их приобретение. Подтверждением тому являются многочисленные примеры эффективного внедрения инструментов ISCAR на различных операциях механической обработки деталей машин в условиях высокоскоростного резания. В большинстве случаев достигается существенное повышение производительности обработки (за счет интенсификации режимов резания) при обеспечении высокого качества и точности обрабатываемых поверхностей деталей. В связи с этим важно сравнить основные показатели обработки, достигаемые при использовании инструментов отечественного и зарубежного производства. Это позволит научно обоснованно подойти к выбору наиболее эффективных инструментов и оценке их технологических возможностей.

Установлено, что на операции токарной обработки профиля П на центробежных колесах, изготовленных из титанового сплава BT8-1, за счет применения резцов фирмы ISCAR взамен напайных резцов У6161-0732-15 BK8 достигнуто увеличение производительности в 1,5 раза и стойкости резцов в 4 раза при гарантированном обеспечении правильной формы профиля П, чего ранее не достигалось. Обработка производилась на станке MDW-20M с частотой вращения шпинделя 100 об./мин, глубиной резания 0,2 мм, подача была увеличена с 0,08 мм/об. (для заводского резца) до 0,2 мм/об. (для резца фирмы ISCAR). Диаметр обрабатываемой детали 230 мм.

При одинаковых условиях токарной обработки на станке AT320MC детали "Диск" диаметром 202,5 мм из жаропрочного сплава ЭИ698-ВД (ХН73МЮТЮ-ВД) режущая пластина фирмы ISCAR из

сплава IC807 показала стойкость в 8 раз большую по сравнению с применяемым на предприятии твердосплавным резцом У6161-4883 BK10, суммарная стойкость которого составила всего 5 мин при износе по задней поверхности 0,4 мм. Обработка производилась с режимом резания: частота вращения шпинделя 28 об./мин; скорость резания 18 м/мин; подача 0,2 мм/об.

При обработке торцевой канавки на токарной операции при использовании резца фирмы ISCAR одной кромкой режущей пластины с износостойким покрытием было обработано 12 деталей, тогда как при использовании традиционного напайного твердосплавного резца – 3 детали, т.е. удалось в 4 раза повысить стойкость инструмента. Это позволило сократить время на переналадку станка и повысить стабильность процесса резания. Обработка торцевой канавки производилась на станке АТПр-800Н с частотой вращения шпинделя 53 об./мин и подачей 0,05 мм/об.

При токарной обработке на станке SKIQ8 детали "Корпус камеры сгорания" из сплава ЭП718-ИД стойкость инструмента фирмы ISCAR составила 3 детали, а заводского напайного твердосплавного резца У6203-0723 BK10 – 1 деталь. При этом достигнуто сокращение машинного времени обработки в 1,57 раза за счет увеличения скорости резания (частоты вращения шпинделя от 10 ... 12 до 16 ... 22 об./мин).

При чистовом точении детали из сплава ВХ4Л-ВИ на станке DF-3 режущая пластина DCMT2-1-SM IC907 фирмы ISCAR показала в 4 раза большую стойкость по сравнению с применяющимся на данной операции резцом У6161-3060 из твердого сплава BK8. Режим резания: частота вращения шпинделя 20 об./мин; подача 0,2 мм/об.

С целью замены напайных твердосплавных канавочных резцов на операции обработки торцевых и радиальных канавок на разных диаметрах обрабатываемых деталей (максимальный диаметр 829 мм), испытывались твердосплавные пластины фирмы ISCAR. Материал детали: ЭП-648 (ХН50ВМТЮБ-ВИ). Обработка производилась на станке V20DSC-160 с режимом резания: частота вращения шпинделя 8 об./мин, подача 0,05 мм/об. Установлено, что при обработке 1 детали расход резцов У6162-1257 BK10 составил 2 шт., а резцов У6162-1116-04 BK10-ХОМ составил 7 шт., тогда как расход пластин фирмы ISCAR на обработку одной детали составил 0,4 ... 1 шт. Следовательно, обеспечивается увеличение стойкости инструмента в 5 ... 7 раз. При

этом достигается сокращение вспомогательного времени, устраняются дополнительные проходы за счет увеличения жесткости инструмента и снижения упругих перемещений в технологической системе. В результате обрабатываемые канавки получают правильной формы с первого врезания инструмента.

Обработка колеса вентилятора из труднообрабатываемого сплава ВТ6 на станке ИС-800 фрезой фирмы ISCAR диаметром 25 мм со сменными пластинами (12 режущих кромок) позволила увеличить стойкость инструмента в 36 раз (по сравнению с цельной твердосплавной фрезой У6151-2558-18 Н10F) и объединить три заводские операции по обработке лопаток, традиционно выполняемых на разных станках, в одну операцию. Режимы резания: $n=300$ об./мин; $V=24$ м/мин; $S_m=200$ мм/мин; $S_z=0,166$ мм/зуб; $t=3$ мм (для заводской фрезы) и $n=600$ об./мин; $V=47$ м/мин; $S_m=900$ мм/мин; $S_z=0,5$ мм/зуб; $t=1$ мм (для фрезы фирмы ISCAR).

Последовательная обработка 12 бобышек детали "Корпус" из сплава ВТ20 на станке "Horizon 110" показала, что стойкость фрезы фирмы ISCAR с пластинами HP ANKT 070212 PNTR IC 928, имеющими по 2 рабочие кромки, в 60 раз больше стойкости традиционно применяющейся на данной операции фрезы У6151-1153 Р12Ф4К5. Испытания проводились в одинаковых условиях, режимы резания не увеличивались ($n=140$ об./мин; $V=18$ м/мин; $t=3 \dots 5$ мм; $S=40$ мм/мин; $S_z=0,024$ мм/зуб; диаметр фрезы 40 мм; количество зубьев фрезы фирмы ISCAR – 10, а заводской фрезы – 12; машинное время обработки 36 мин).

Установлено, что на операции торцового фрезерования торцов "остова роторного" машинное время обработки составляло 137 часов. После внедрения специальных торцовых фрез MT260R/L 800 D60R16SN12 машинное время уменьшилось до 36 часов, т.е. в 3,8 раза [63].

На операции фрезерования паза "остова роторного" машинное время обработки составляло 325 часов. После внедрения специальных дисковых фрез MT390K-700S140N14XD19-32-S машинное время уменьшилось до 139 часов, т.е. в 2,3 раза.

При обработке отверстия D150 h8 (фрезерование по спирали) в раме проходческого комбайна КПД машинное время обработки со-

ставляло 39 минут. Внедрение расточной системы производства фирмы ISCAR позволило сократить машинное время операции до 2,5 минут, т.е. в 15,6 раз.

Проведены испытания резцов со сменными пластинами фирмы ISCAR на детали "диск 5 ступени КВД", изготовленной из сплава ЭП742-ИД. Испытания проводились на станке MDW-20M на операции обработки паза типа "ласточкин хвост". Использовалось 8 резцов: 4 прямых резца разной толщины для пробивки паза и 4 фасонных резца для расточки паза (правые и левые резцы для чернового и чистового проходов). Установлено, что применение традиционных заводских резцов из BK10XOM при расточке паза сопровождалось их частыми поломками. При этом резцы трудоемки в изготовлении и ограничены в переточке – до 3 раз. Использование правых и левых пластин фирмы ISCAR позволило получить качественную обработку паза и повысить стойкость резцов. Режим резания: $n = 10$ об./мин; $D = 454$ мм; $V = 14,2$ м/мин; $S = 0,07$ мм/мин; $t = 0,1$ мм.

Проведены сравнительные испытания резцов, оснащенных пластинами формы 01331-160308 из твердого сплава BK8, из сплава K10 фирмы TaeguTec и из сплава 1C3028 фирмы ISCAR при обработке деталей, изготовленных из стали 11X11H2B2MB (твердостью HB 311 ... 318). Испытания проводились на станке SPTM-32 Sinumerik-840D. Режим резания: $n = 480$ об./мин; $S = 0,15$ мм/мин; $t = 0,8/0,2$ мм. Машинное время обработки одной детали пластинами из сплавов BK8 и K10 составило 6,5 мин, а пластиной из сплава 1C3028 фирмы ISCAR – 5,8 мин. Установлено, что пластина из твердого сплава BK8 обеспечивала обработку 2 деталей, пластина из сплава K10 фирмы TaeguTec – 5 деталей, а из сплава 1C3028 – 10 деталей. Это указывает на эффективность применения инструмента фирмы ISCAR.

Проведены сравнительные испытания фрезы диаметром 20 мм со сменными твердосплавными пластинами фирм ISCAR и SANDVIK при обработке деталей "лабиринт задний КВД", изготовленных из сплава ХН73МБТЮВД [63]. Испытания проводились на станке HURON K2X20 на операции фрезерования четырех волновых пазов по контуру детали. Обработка одного паза выполняется фрезой фирмы SANDVIK за 2 прохода с глубиной фрезерования 1,5 мм. Для обработки следующего паза производится смена вершины на пластине. На обработку 4-х пазов используется 3 пластины (6 вершин). Для сравнения испы-

ывалась фреза фирмы ISCAR на повышенных режимах (табл. 5.1). В результате установлено, что при одинаковой стойкости испытываемых фрез применение фрезы фирмы ISCAR позволило увеличить производительность на 20 %.

Таблица 5.1

Режимы резания и результаты испытаний

Фирма-изготовитель	V, м/мин	n, об/мин	S, мм/мин	S _z , мм/зуб	t, мм	T ₀ , мин	T, шт.
SANDVIK	12,5	200	50	0,08	1,5	47	1
ISCAR	12,5	200	60	0,1	1,5	39	1

Таким образом, в работе обобщен опыт практического использования на машиностроительных предприятиях Украины современных сборных твердосплавных лезвийных инструментов с износостойкими покрытиями производства фирмы ISCAR в условиях высокоскоростного резания. На основе проведенных экспериментальных исследований основных параметров процесса резания установлено, что эти инструменты по сравнению традиционными отечественными твердосплавными лезвийными инструментами позволяют повысить качество и производительность обработки, а также стойкость режущего инструмента. Это указывает на перспективность их практического использования на различных операциях механической обработки, возможность научно обоснованного выбора наиболее эффективных инструментов и оценки их технологических возможностей.

5.3. Оптимизация параметров операций шлифования с учетом ограничения по температуре резания

При определении оптимальных условий шлифования наряду с решением задачи уменьшения температуры шлифования важно располагать решением задачи определения максимально возможной производительности обработки с учетом ограничения по температуре шлифования. Это требует проведения оптимизации параметров операций шлифования по критерию основного времени обработки с учетом ограничения по температуре резания [70]. Для решения данной задачи следует воспользоваться упрощенной аналитической зависимостью для определения температуры шлифования прямолинейного

образца, движущегося по нормали к рабочей поверхности круга с постоянной скоростью $V_{рез}$ (рис. 2.27) [66; 118; 131]:

$$\theta = \sigma \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot V_{рез} \cdot \Pi}{c \cdot \rho \cdot \lambda}}, \quad (5.4)$$

где Π – величина снимаемого припуска, м.

Первоначально определено основное время обработки $\tau = \Pi / V_{рез}$ при шлифовании в один переход. Разрешая зависимость (5.4) относительно скорости движения прямолинейного образца $V_{рез}$, имеем $\tau = \Pi^2 / A$, где $A = 0,5 \cdot c \cdot \rho \cdot \lambda \cdot (\theta / \sigma)^2$.

Как видно, уменьшить τ при заданной температуре шлифования θ можно уменьшением σ и Π .

Далее определены возможности уменьшения τ за счет осуществления операции шлифования в два перехода, считая, что к началу второго перехода обрабатываемый образец успевает полностью охладиться. Тогда $\tau = \tau_1 + \tau_2 = \Pi_1 / V_{рез1} + \Pi_2 / V_{рез2}$, где Π_1 , Π_2 и $V_{рез1}$, $V_{рез2}$ – соответственно величины снимаемых припусков и скорости радиальных подач на первом и втором переходах; $\Pi_1 + \Pi_2 = \Pi$ – суммарный снимаемый припуск, м.

Выражая скорости $V_{рез1}$, $V_{рез2}$ по зависимости (5.4), получено:

$$\tau = \frac{[\Pi_1^2 + (\Pi - \Pi_1)^2]}{A}. \quad (5.5)$$

Величина Π_1 оказывает на τ неоднозначное влияние, т.е. имеет место экстремум функции τ от Π_1 . Для его определения следует подчинить функцию τ необходимому условию экстремума: $\tau'_{\Pi_1} = 0$, откуда экстремальное значение величины Π_1 равно $\Pi_1 = 0,5 \cdot \Pi$. В точке экстремума $\tau''_{\Pi_1} > 0$. Следовательно, имеет место минимум функции τ от Π_1 . Минимальное значение $\tau_{min} = \Pi^2 / 2 \cdot A$ (табл. 5.2).

Таблица 5.2

Расчетные значения $\tau \cdot A / \Pi^2$

Π_1 / Π	0	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5	0,6	0,7	0,8	0,9	1,0
$\tau \cdot A / \Pi^2$	1,0	0,82	0,68	0,58	0,52	0,5	0,52	0,58	0,68	0,82	1,0

Как видно, при шлифовании в два перехода основное время обработки τ_{\min} меньше, чем при шлифовании в один переход.

Аналогично определяется τ при шлифовании в n переходов:

$$\tau = \frac{\left[\Pi_1^2 + \Pi_2^2 + \dots + \Pi_{n-1}^2 + (\Pi - \Pi_1 - \Pi_2 - \dots - \Pi_{n-1})^2 \right]}{A}. \quad (5.6)$$

Очевидно, входящие в зависимость (5.6) переменные $\Pi_1, \Pi_2, \Pi_3, \dots, \Pi_{n-1}$ неоднозначно влияют на основное время обработки τ . Подчиняя функцию τ необходимому условию экстремума от переменных $\Pi_1, \Pi_2, \Pi_3, \dots, \Pi_{n-1}$, т.е. дифференцируя функцию τ по переменным $\Pi_1, \Pi_2, \Pi_3, \dots, \Pi_{n-1}$, получено систему $(n-1)$ линейных уравнений с $(n-1)$ неизвестными:

$$\begin{aligned} \Pi_1 - (\Pi - \Pi_1 - \dots - \Pi_{n-1}) &= 0; \\ \Pi_2 - (\Pi - \Pi_1 - \dots - \Pi_{n-1}) &= 0; \\ &\dots\dots\dots \\ \Pi_{n-1} - (\Pi - \Pi_1 - \dots - \Pi_{n-1}) &= 0. \end{aligned} \quad (5.7)$$

Определяя разности каждого последующего и предыдущего уравнений, получены следующие решения: $\Pi_2 = \Pi_1$; $\Pi_3 = \Pi_2$; ...; $\Pi_{n-1} = \Pi_{n-2}$, откуда $\Pi_1 = \Pi_2 = \dots = \Pi_{n-1}$. Тогда, с учетом того, что $\Pi_n = \Pi - \Pi_1 - \dots - \Pi_{n-1}$ первое уравнение системы (5.7) примет вид: $\Pi_1 - \Pi_n = 0$ или $\Pi_n = \Pi_1$, т.е. $\Pi_1 = \Pi_2 = \dots = \Pi_n = \Pi/n$. Этим доказано, что величины снимаемого припуска на каждом из n переходов одинаковы. Нетрудно определить минимальное основное время обработки: $\tau_{\min} = \Pi^2 / n \cdot A$. Следовательно, при шлифовании в n переходов можно практически в n раз уменьшить основное время обработки по сравнению с шлифованием в один переход (рис. 5.1,а).

Скорости $V_{\text{рез}}$ на каждом из n переходов равны между собой и определяются зависимостью: $V_{\text{рез}} = n \cdot A / \Pi$. По сравнению с шлифованием, осуществляемым в один переход, скорость $V_{\text{рез}}$ увеличивается в n раз (рис. 5.1,б).

Таким образом, получено аналитическое решение задачи оптимизации структуры и параметров операций шлифования по критерию основного времени обработки с учетом ограничения по температуре шлифования. Основным условием осуществления данного решения

является полное остывание обрабатываемого образца в период между переходами, т.е. в начале каждого последующего перехода температура образца должна равняться нулю. Выполнить это условие можно при использовании традиционных схем плоского и круглого (наружного и внутреннего) шлифования, разбивая снимаемый припуск по переходам. Причем, с уменьшением припуска, удаляемого на каждом проходе круга, основное время обработки будет уменьшаться.

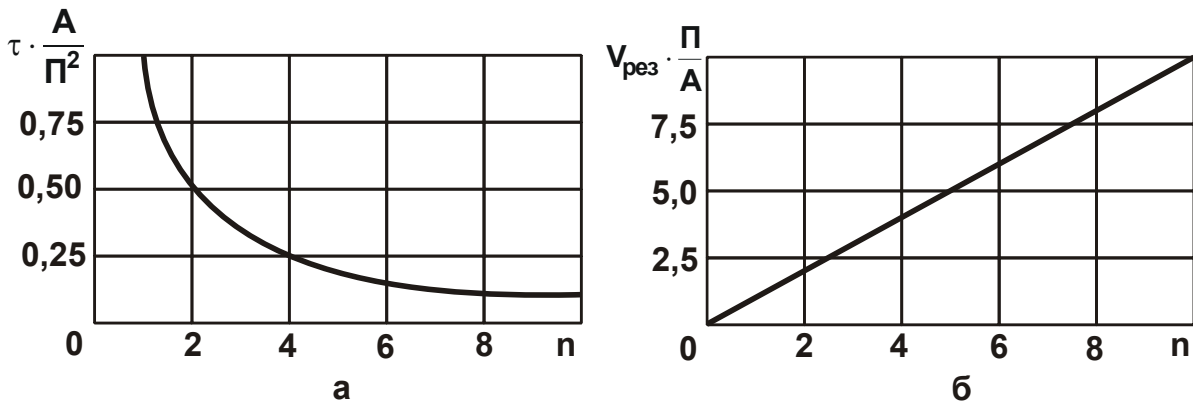


Рис. 5.1. Зависимости основного времени обработки $\tau \cdot A / \Pi^2$ (а) и скорости $V_{рез} \cdot \Pi / A$ (б) от количества переходов n

При шлифовании прямолинейного образца, движущегося по нормали к кругу, сложно обеспечить полное остывание образца к началу каждого перехода. Для этого требуется определенное время, что увеличивает продолжительность шлифования и не эффективно. В связи с этим необходимо решить задачу минимизации основного времени обработки при условии, что в конце каждого перехода температура шлифования θ равна заданной, а в начале каждого последующего перехода – она больше нуля. Иными словами, принимается, что к началу каждого перехода обрабатываемый образец не успевает остыть.

Рассмотрим первоначально операцию шлифования, выполняемую в два перехода. Тогда τ равно: $\tau = \tau_1 + \tau_2 = \Pi_1 / V_{рез1} + \Pi_2 / V_{рез2}$, где Π_1 , Π_2 и $V_{рез1}$, $V_{рез2}$ – соответственно величины снимаемых припусков и скорости радиальных подач на первом и втором переходах; $\Pi_1 + \Pi_2 = \Pi$ – суммарный снимаемый припуск, м.

Скорость $V_{рез}$ на первом переходе определяется из зависимости (5.4): $V_{рез1} = A / \Pi_1$. Для определения скорости $V_{рез2}$ на втором переходе необходимо зависимость (5.4) представить в следующем виде:

$$\theta = \sigma \cdot V_{\text{рез2}} \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \left(\frac{\Pi_1}{V_{\text{рез1}}} + \frac{\Pi_2}{V_{\text{рез2}}} \right)}. \quad (5.8)$$

Очевидно, $(\Pi_1 / V_{\text{рез1}} + \Pi_2 / V_{\text{рез2}}) = \tau$. Тогда, разрешая зависимость (5.8), имеем $V_{\text{рез2}} = \sqrt{A / \tau}$. Откуда

$$\tau = \frac{\Pi_1^2}{A} + \Pi_2 \cdot \sqrt{\frac{\tau}{A}}. \quad (5.9)$$

В результате пришли к квадратному уравнению относительно неизвестной величины τ , рассматривая $\Pi_2 = \Pi - \Pi_1$. Решение уравнения:

$$\tau = \frac{1}{A} \cdot \left[\frac{(\Pi - \Pi_1)}{2} + \sqrt{\frac{(\Pi - \Pi_1)^2}{4} + \Pi_1^2} \right]^2. \quad (5.10)$$

Как видно, величина Π_1 неоднозначно влияет на τ , т.е. имеет место экстремум функции τ от величины Π_1 , для определения которого следует подчинить функцию τ необходимому условию экстремума по переменной Π_1 . В результате получено:

$$\tau'_{\Pi_1} = \frac{2}{A} \cdot \left[\frac{(\Pi - \Pi_1)}{2} + \sqrt{\frac{(\Pi - \Pi_1)^2}{4} + \Pi_1^2} \right] \times \left\{ -\frac{1}{2} + \frac{1}{2 \cdot \sqrt{\frac{(\Pi - \Pi_1)^2}{4} + \Pi_1^2}} \cdot \left[-\frac{(\Pi - \Pi_1)}{2} + 2 \cdot \Pi_1 \right] \right\} = 0. \quad (5.11)$$

Первое выражение, заключенное в квадратные скобки, не может быть равно нулю. Поэтому следует приравнять к нулю второе выражение, заключенное в фигурные скобки, откуда $\Pi_1 = 0,4 \cdot \Pi$. Подставив полученное экстремальное значение Π_1 в зависимость (5.10), имеем $\tau_{\min} = 0,64 \cdot \Pi^2 / A$. Как видно, минимальное основное время обработки τ_{\min} меньше на 36 % основного времени обработки при шлифовании в один переход.

Подставляя значения $\tau_{\min} = 0,64 \cdot \Pi^2 / A$; $\Pi_1 = 0,4 \cdot \Pi$; $\Pi_2 = 0,6 \cdot \Pi$ в зависимость (5.9), определено основное время обработки на первом и втором переходах:

$$\tau = \tau_1 + \tau_2 = (0,16 + 0,48) \cdot \frac{\Pi^2}{A} = 0,64 \cdot \frac{\Pi^2}{A}. \quad (5.12)$$

Из зависимости вытекает, что основное время обработки τ_1 на первом переходе в три раза меньше основного времени обработки τ_2 на втором переходе и составляет 25 % от основного времени обработки τ на операции шлифования.

Скорость $V_{рез1}$ на первом переходе, согласно зависимости (5.4) с учетом $\Pi_1 = 0,4 \cdot \Pi$, в 2,5 раза больше, чем при шлифовании в один переход. Скорость $V_{рез2}$ на втором переходе определяется выражением:

$$V_{рез2} = \sqrt{\frac{A}{\tau}} = \frac{1,25 \cdot A}{\Pi}. \quad (5.13)$$

Отношение A/Π определяет скорость $V_{рез}$ при шлифовании в один переход. Следовательно, скорость $V_{рез2}$ на втором переходе больше в 1,25 раза соответственно скорости $V_{рез}$ при шлифовании в один переход. На рис. 5.2 показан характер изменения скоростей $V_{рез1}$ и $V_{рез2}$ на двух переходах по отношению к скорости $V_{рез}$ при шлифовании в один переход.

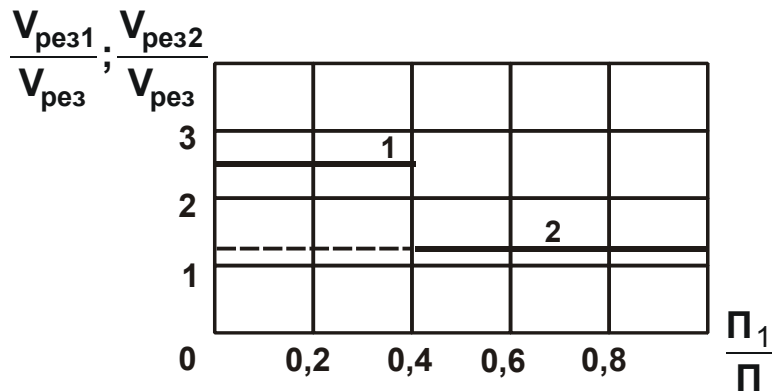


Рис. 5.2. Характер расположения зависимостей $V_{рез1} / V_{рез}$ (1) и $V_{рез2} / V_{рез}$ (2) на двух переходах

В табл. 5.3 приведены рассчитанные по зависимости (5.10) значения основного времени обработки $\tau \cdot A/\Pi^2$ в безразмерных единицах. При условии $\Pi_1 = 0,4 \cdot \Pi$ основное время обработки принимает минимальное значение.

Таблица 5.3

Расчетные значения основного времени обработки $\tau \cdot A / \Pi^2$

Π_1 / Π	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5	0,6	0,7	0,8	0,9
$\tau \cdot A / \Pi^2$	0,83	0,72	0,66	0,64	0,65	0,69	0,75	0,82	0,9

Таким образом показано, что при выполнении операции шлифования в два перехода, когда обрабатываемый образец к началу второго перехода не успевает остыть, основное время обработки уменьшается, однако меньше по сравнению со случаем, когда происходит остывание обрабатываемого образца к началу второго перехода. Так, во втором случае τ уменьшается в 2 раза по сравнению с шлифованием в один переход, а в первом случае – уменьшается лишь на 36 %.

Произведем оценку основного времени обработки τ при шлифовании в три перехода:

$$\tau = \tau_1 + \tau_2 + \tau_3 = \frac{\Pi_1}{V_{рез1}} + \frac{\Pi_2}{V_{рез2}} + \frac{\Pi_3}{V_{рез3}}, \quad (5.14)$$

где Π_1 , Π_2 , Π_3 и $V_{рез1}$, $V_{рез2}$, $V_{рез3}$ – величины снимаемых припусков и скорости радиальных подач на первом, втором и третьем переходах;

$\Pi_1 + \Pi_2 + \Pi_3 = \Pi$ – суммарный снимаемый припуск, м.

Основное время обработки τ_1 на первом переходе равно: $\tau_1 = \Pi^2 / A$. Скорость $V_{рез2}$ на втором переходе описывается зависимостью (5.8), представленной в виде:

$$V_{рез2}^2 + \frac{A \cdot \Pi_2}{\Pi_1^2} \cdot V_{рез2} - \frac{A^2}{\Pi_1^2} = 0. \quad (5.15)$$

В результате получено квадратное уравнение относительно неизвестной величины $V_{рез2}$. Его решение:

$$V_{рез2} = \frac{A}{\Pi_1} \cdot \left[-\frac{\Pi_2}{2 \cdot \Pi_1} + \sqrt{\left(\frac{\Pi_2}{2 \cdot \Pi_1} \right)^2 + 1} \right]. \quad (5.16)$$

Скорость $V_{рез3}$ на третьем переходе определяется из зависимости, аналогичной зависимости (5.8):

$$\theta = \sigma \cdot V_{рез3} \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \left(\frac{\Pi_1}{V_{рез1}} + \frac{\Pi_2}{V_{рез2}} + \frac{\Pi_3}{V_{рез3}} \right)}. \quad (5.17)$$

Здесь $\left(\frac{\Pi_1}{V_{рез1}} + \frac{\Pi_2}{V_{рез2}} + \frac{\Pi_3}{V_{рез3}} \right) = \tau$. Тогда, разрешая зависимость

(5.17) относительно скорости $V_{рез3}$, имеем $V_{рез3} = \sqrt{A/\tau}$. Подставляя полученные зависимости в (5.14), получено квадратное уравнение относительно неизвестной величины $\sqrt{\tau}$:

$$\tau - \frac{\Pi_3}{\sqrt{A}} \cdot \sqrt{\tau} - \left(\frac{\Pi_1}{V_{рез1}} + \frac{\Pi_2}{V_{рез2}} \right) = 0. \quad (5.18)$$

Решение квадратного уравнения:

$$\tau = \frac{1}{A} \cdot \left\{ \frac{\Pi_3}{2} + \sqrt{\frac{\Pi_3^2}{4} + \frac{\Pi_2^2}{4} \cdot \left[1 + \sqrt{1 + 4 \cdot \left(\frac{\Pi_1}{\Pi_2} \right)^2} \right]^2} \right\}^2. \quad (5.19)$$

На рис. 5.3 приведены рассчитанные по зависимости (5.19) значения $\tau \cdot A/\Pi^2$ для заданных значений Π_1 и Π_3 . Значения Π_2 определены по зависимости $\Pi_2 = \Pi - \Pi_1 - \Pi_3$.

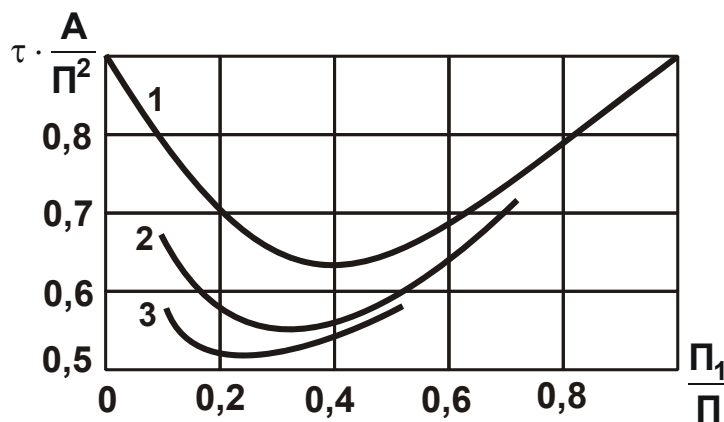


Рис. 5.3. Зависимость основного времени обработки $\tau \cdot A/\Pi^2$ от отношения Π_1/Π : 1 – $\Pi_3/\Pi = 0$; 2 – $\Pi_3/\Pi = 0,2$; 3 – $\Pi_3/\Pi = 0,4$

С увеличением отношения Π_1/Π безразмерная величина $\tau \cdot A/\Pi^2$ изменяется по экстремальной зависимости, проходя точку минимума. Причем, с увеличением Π_3/Π точка минимума безразмерной величины $\tau \cdot A/\Pi^2$ уменьшается и смещается в область меньших значений Π_1/Π . Так, при условии $\Pi_3/\Pi = 0$ экстремальное значение $\Pi_1/\Pi = 0,4$, а при условии $\Pi_3/\Pi = 0,4$ – соответственно $\Pi_1/\Pi = 0,2$. Однако умень-

шение безразмерной величины $\tau \cdot A / \Pi^2$ наблюдается в диапазоне $\Pi_3 / \Pi \leq 0,4$.

При $\Pi_3 / \Pi > 0,4$ происходит увеличение безразмерной величины $\tau \cdot A / \Pi^2$. Поэтому оптимальной по структуре операцией шлифования в три перехода следует рассматривать операцию с параметрами $\Pi_1 / \Pi = 0,2$; $\Pi_2 / \Pi = 0,4$; $\Pi_3 / \Pi = 0,4$. В этом случае минимальное значение $\tau \cdot A / \Pi^2 = 0,52$, что меньше минимального значения $\tau \cdot A / \Pi^2 = 0,64$ при шлифовании в два перехода.

Подводя итоги, можно отметить, что с увеличением количества переходов минимальное значение основного времени обработки и припуски, удаляемые на каждом переходе, уменьшаются.

Основное время обработки, в том числе по переходам, равно $\tau = (0,04 + 0,19 + 0,29) \cdot \Pi^2 / A$.

Значения скоростей $V_{рез1}$, $V_{рез2}$, $V_{рез3}$ на каждом из трех переходов равны: $V_{рез1} = 5 \cdot A / \Pi$; $V_{рез2} = 2,1 \cdot A / \Pi$; $V_{рез3} = 1,38 \cdot A / \Pi$.

На рис. 5.4 показан характер изменения скоростей $V_{рез1}$, $V_{рез2}$, $V_{рез3}$ при шлифовании в три перехода по отношению к шлифованию в один переход, когда $V_{рез} = A / \Pi$.

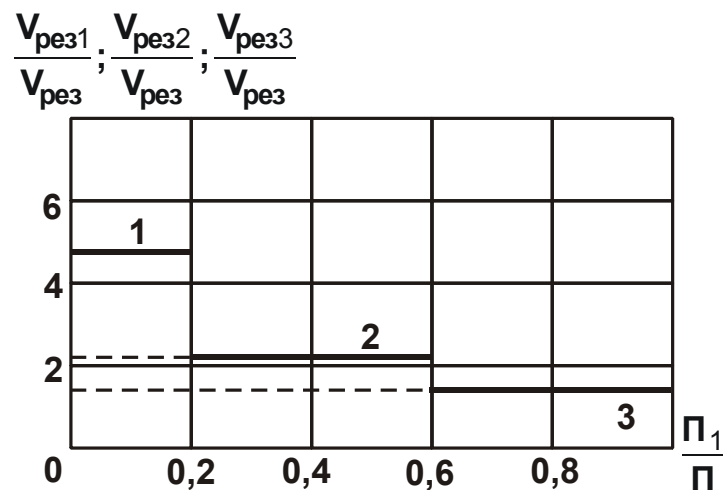


Рис. 5.4. Характер расположения зависимостей $V_{рез1} / V_{рез}$ (1), $V_{рез2} / V_{рез}$ (2) и $V_{рез3} / V_{рез}$ (3) на трех переходах

Как видно, по сравнению с шлифованием в один переход скорость $V_{рез1}$ увеличилась в 5 раз, скорость $V_{рез2}$ – в 2,1 раза, а ско-

рость $V_{рез3}$ – 1,38 раза. По сравнению с шлифованием в два перехода (рис. 5.2) скорости $V_{рез1}$, $V_{рез2}$, $V_{рез3}$ также увеличились. Следовательно, увеличение количества переходов позволяет увеличить скорости $V_{рез1}$, $V_{рез2}$, $V_{рез3}$ при заданной температуре шлифования θ , что способствует снижению основного времени обработки при шлифовании.

Аналогично можно проанализировать характер изменения основного времени обработки и, соответственно, скоростей и снимаемых припусков для большего количества переходов. Однако тенденции их изменения, выявленные при анализе шлифования в два и три перехода, сохраняются. Это указывает на эффективность осуществления шлифования с переменной во времени скоростью $V_{рез}$. Чем больше расхождение максимального и минимального расхождения скоростей, тем меньше основное время обработки при шлифовании. Следовательно, наиболее эффективным следует рассматривать вариант шлифования, когда скорость $V_{рез}$ во времени уменьшается от своего максимального значения до нуля. Очевидно, для реализации такого условия необходимо использовать автоматизированные циклы шлифования или создавать в технологической системе значительный начальный натяг, который при шлифовании приведет к уменьшению во времени скорости $V_{рез}$ вплоть до нуля.

Результаты исследований использованы при разработке эффективных технологических процессов круглого наружного абразивного шлифования. Установлено, что применение шлифования с уменьшающейся по переходам скоростью радиальной подачи круга (в соответствии с предложенным алгоритмом расчета) позволяет исключить образование на обрабатываемых поверхностях температурных дефектов при одновременном увеличении производительности обработки.

5.4. Математическая модель режущего рельефа круга и качество обработанных поверхностей при алмазном высокопроизводительном шлифовании

Многочисленными исследованиями работоспособности абразивных инструментов из сверхтвердых материалов установлено, что технологические и технико-экономические показатели шлифования зави-

сят от состояния микрорельефа рабочей поверхности круга, адаптирующегося к конкретным условиям процесса. Поэтому выбор параметров механического режима обработки должен производиться с учетом их влияния на нагруженность режущего рельефа круга. Для оценки нагруженности может быть принята максимальная глубина внедрения обрабатываемого материала в рабочий слой круга, которая определяет размеры единичных срезов и возможность динамического контакта шлифуемого изделия со связкой инструмента. Установление функциональной зависимости этого критерия от параметров режима обработки позволит проектировать процесс высокопроизводительного шлифования таким образом, чтобы полный съем подаваемого в зону резания материала происходил на определенном уровне от наиболее выступающих зерен, чем обеспечивается требуемая работоспособность алмазного или абразивного кругов. Обычно для описания механизма износа круга и образования стабилизировавшегося рельефа рассматривают износ единичного зерна без учета его работы с другими зернами и вероятностного распределения действующих на них нагрузок. Кроме того, не принимается во внимание износ зерна до его объемного разрушения или выпадения из связки, хотя в действительности полный ресурс его работы определяется периодом истирания и поверхностного микроскалывания с образованием площадки износа. На основании принятых допущений построена модель режущего рельефа круга с островершинными (неизношенными) зернами и получено аналитическое выражение важнейшей характеристики рельефа – относительной полноты профиля $\varepsilon(y)$ [67]. Учет вероятностного характера распределения нагрузок между эффективными зернами в поверхностном слое круга позволяет установить максимальную глубину внедрения обрабатываемого материала в рабочую поверхность круга:

$$H_{\max} = 3 \sqrt{\frac{3 \cdot b \cdot V'_{\text{дет}}}{k \cdot V_{\text{кр}} \cdot \text{tg} \alpha}}, \quad (5.20)$$

где b – наибольшая высота выступления зерен над уровнем связки, м;

$V'_{\text{дет}}$ – проекция скорости детали на нормаль к поверхности шлифовального круга, т.е. скорость внедрения обрабатываемого материала в режущий рельеф круга, м/с;

k – поверхностная концентрация зерен, шт./мм²;

α – половинный угол при вершине модели зерна в форме конуса.

Дальнейшее развитие модели режущего рельефа круга [67] связано с учетом дообъемного износа зерна (рис. 5.5,а).

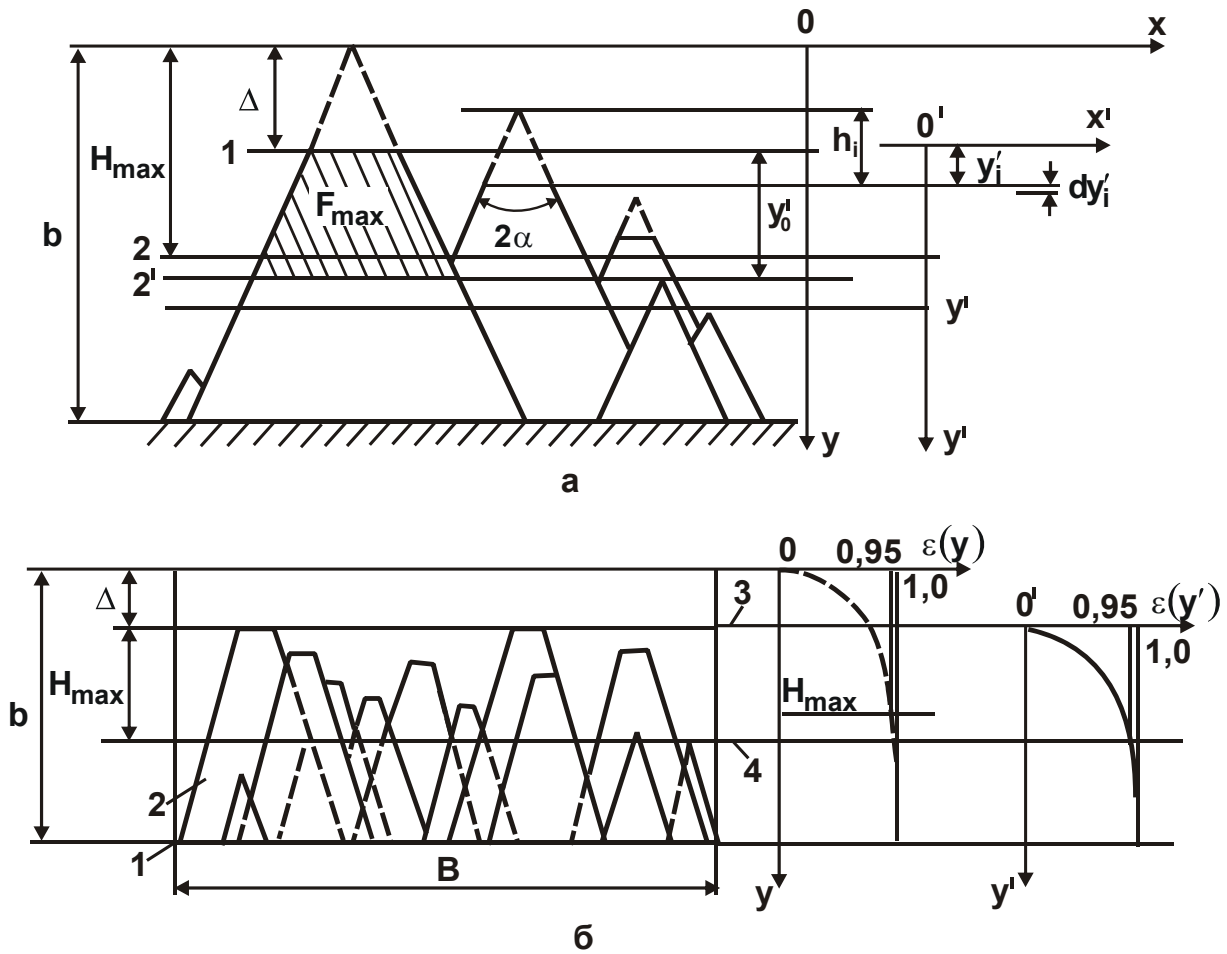


Рис. 5.5. Расчетная схема для определения функции относительной полноты профиля (а) и модель режущего рельефа алмазного круга с площадками дообъемного износа на режущие зернах (б):

- а) 1 – верхний уровень сглаживания рельефа; 2 – уровень полного профиля для островершинного рельефа круга; 3 – уровень полного профиля сглаженного (стабилизировавшегося) рельефа;
- б) 1 – связка круга; 2 – зерна круга; 3 – верхний уровень сглаживания рельефа; 4 – уровень полного профиля или полного съема материала, а также нижняя граница сглаживания абразивного рельефа

Исходя из этого, следует оценить размер диспергированной вершины величиной h_i , пропорциональной нагрузке на зерно, т.е. глубине внедрения зерна в обрабатываемый материал (рис. 5.5,а):

$$h_i = \eta(y'_0 - y'_i + h_i) \quad \text{или} \quad (5.21)$$

$$h_i = \frac{\eta}{1 - \eta}(y'_0 - y'_i), \quad (5.22)$$

где η – коэффициент, характеризующий степень износа зерна до его объемного разрушения по отношению к глубине микрорезания;

y'_0 – уровень полного профиля сглаженного рельефа, $\varepsilon(y'_0) = 0,95$, определяющего также наибольшую глубину микрорезания зернами, максимально выступающими над связкой круга, м.

При условии $y'_i = 0$ справедливо

$$h_{\max} = \Delta, \quad (5.23)$$

где Δ – величина смещения в новой системе координат $X'O'Y'$ относительно уровня наиболее выступающих и неизношенных вершин, и является ординатой в системе координат XOY (рис. 5.5,а).

При условии $y'_i = y'_0$ имеем $h_{\min} = 0$.

Используя методику, предложенную в работе [67], определена функция относительной полноты сглаженного профиля:

$$\varepsilon(y'_i) = 1 - \exp \left[- \frac{k \cdot V_{\text{кр}} \cdot \text{tg} \alpha}{b \cdot V'_{\text{дет}}} \cdot \frac{1}{1 - \eta} \cdot (y')^3 \right]. \quad (5.24)$$

Уровень полного профиля или полного съема обрабатываемого материала y'_0 (он же определяет нижнюю границу сглаживания рельефа) определяется из условия $\varepsilon(y'_0) = 0,95$:

$$y'_0 = H_{\max} \cdot \sqrt[3]{1 - \eta}. \quad (5.25)$$

График функции $\varepsilon(y')$ (рис. 5.5,б) по отношению к графику функции $\varepsilon(y)$ имеет более крутой вид из-за уменьшения размеров $h_i(y'_i)$ диспергированных вершин по глубине рабочего слоя круга.

Поскольку, согласно зависимости (5.26), при условии $0 < \eta < 1$ справедливо $y'_0 < H_{\max}$, то можно сделать вывод, что приработка рельефа круга, характеризующаяся появлением площадок дообъемного износа на режущих зернах, способствует уменьшению глубины внедрения обрабатываемого материала в рабочий слой круга, а это, в свою очередь, снижает нагрузку на режущие элементы вследствие уменьшения размеров единичных срезов.

В этом и проявляется адаптация рельефа круга к конкретным условиям процесса шлифования, которая благоприятно сказывается на износостойкости круга, однако приводит к увеличению энергоемкости процесса при одновременном снижении шероховатости обработанной поверхности.

Подставляя в зависимость (5.20) выражение для определения $V'_{дет}$ (для круглого наружного шлифования) [67]:

$$V'_{дет} = 2 \cdot V_{дет} \cdot \sqrt{\frac{D_{дет} + D_{кр}}{D_{дет} \cdot D_{кр}}} \cdot t, \quad (5.26)$$

получено:

$$H_{max} = \sqrt[3]{\frac{6 \cdot b \cdot V_{дет}}{k \cdot \operatorname{tg} \alpha \cdot V_{кр}}} \cdot \sqrt[6]{\frac{D_{дет} + D_{кр}}{D_{дет} \cdot D_{кр}}} \cdot t, \quad (5.27)$$

где $D_{дет}$, $D_{кр}$ – диаметры детали и круга формы 1А1 при круглом наружном шлифовании, м;

t – глубина шлифования, м.

Величина H_{max} представляет собой наибольшую глубину проникновения в рельеф круга обрабатываемого материала, подаваемого в зону резания в форме выступов, образованных проходом предыдущих зерен. При этом образование среза производится боковыми кромками зерна. Его толщина определяется вероятностной величиной взаимного смещения x (рис. 5.6):

$$0 \leq x \leq H_{max} \cdot \operatorname{tg} \alpha. \quad (5.28)$$

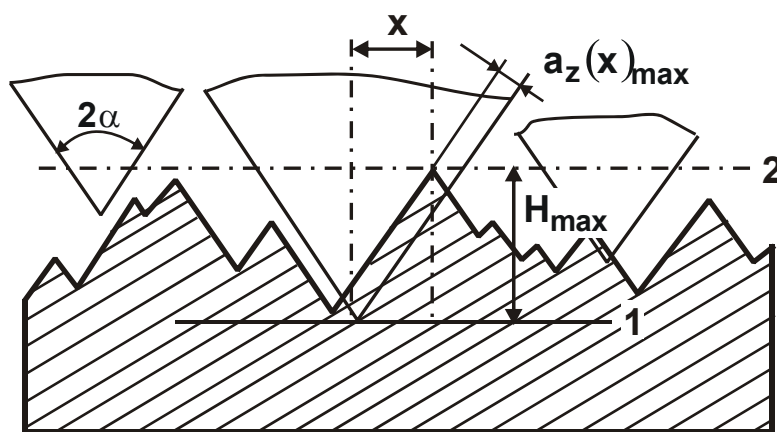


Рис. 5.6. Схема контакта зерен круга с микронеровностями на обрабатываемой поверхности, возникающими в результате прохода предыдущих абразивных зерен:

1 – уровень вершин зерен, максимально выступающих над связкой абразивного круга;

2 – уровень полного профиля или полного съема обрабатываемого материала, определяющий наибольшую глубину проникновения материала в рельеф круга, т.е. наибольшую глубину микрорезания

Толщина единичного среза от наиболее выступающих зерен, как один из основных показателей работоспособности круга в конкретных условиях процесса шлифования, определяется зависимостью:

$$a_z(x)_{\max} = (H_{\max} \cdot \operatorname{tg} \alpha - x) \cdot \cos \alpha. \quad (5.29)$$

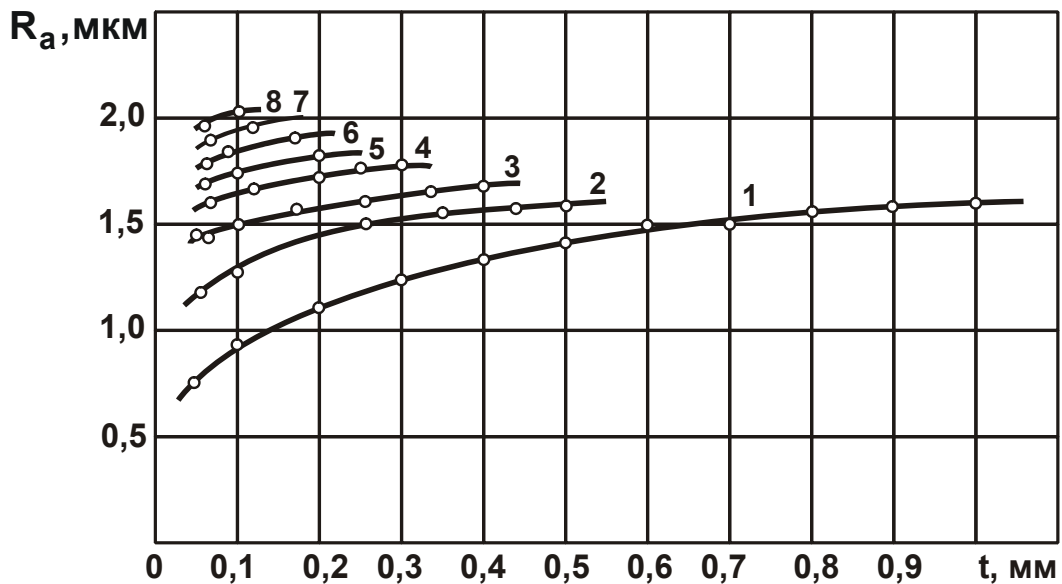
Учитывая равновероятное значение величины x , в последующих расчетах толщины среза следует исходить из усредненной (средневероятностной) величины $\bar{x} = 0,5 \cdot H_{\max} \cdot \operatorname{tg} \alpha$. Тогда средневероятностная толщина среза от наиболее выступающих зерен определится:

$$\bar{a}_{z.\max} = 0,5 \cdot H_{\max} \cdot \sin \alpha. \quad (5.30)$$

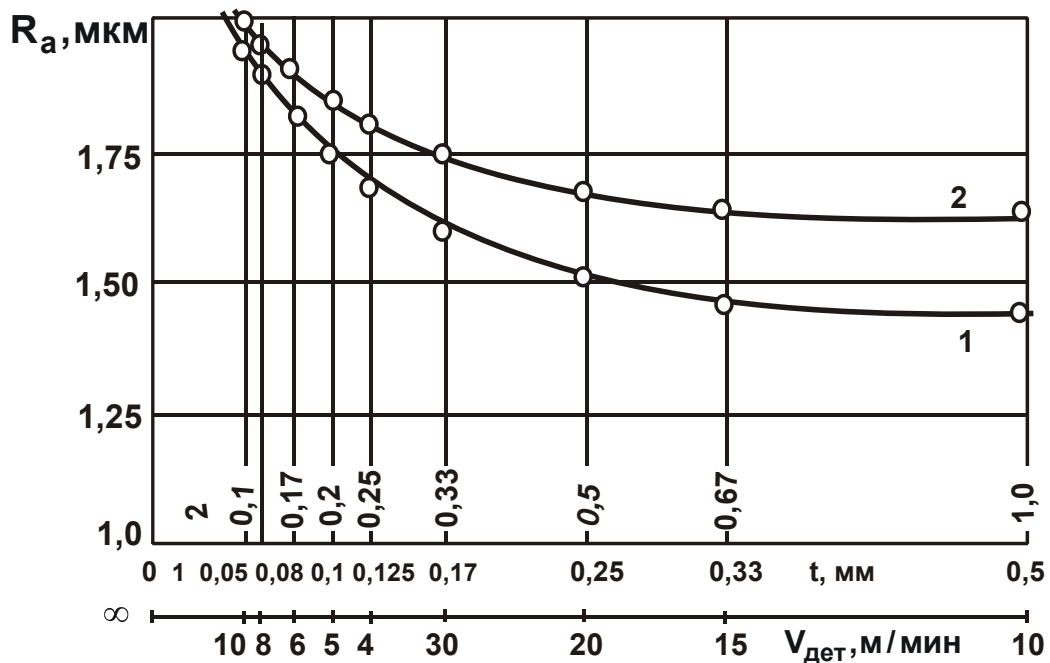
Анализ зависимостей (5.30) и (5.27) показывает, что с целью уменьшения износа круга при условии его прямой зависимости от толщины единичных срезов целесообразнее увеличивать глубину шлифования, а не скорость детали, т.е. схема глубинного шлифования при прочих равных условиях (в том числе и при условии $V_{\text{дет}} \cdot t = \text{const}$) предпочтительнее схемы многопроходного шлифования с большой скоростью детали $V_{\text{дет}}$ и небольшой глубиной шлифования t . Подтверждением этому являются экспериментальные данные, приведенные в работе [27].

Поскольку параметр H_{\max} характеризует также и шероховатость обработанной поверхности, то, как следует из зависимости (5.27), влияние глубины шлифования на высоту остаточных микронеровностей незначительно, что подтверждено экспериментально при круглом шлифовании (рис. 5.7,а) и согласуется с ранее полученными выводами [36]. Поэтому схема глубинного шлифования (и особенно при высокопроизводительной обработке) представляется совершеннее и для достижения более низкой шероховатости обработанной поверхности (рис. 5.7,б).

Анализ зависимостей (5.23), (2.25), (5.27) и (5.30) показывает, что глубинное шлифование по отношению к равнопроизводительной обработке по схеме многопроходного шлифования характеризуется меньшей величиной износа Δ , т.е. меньшей степенью сглаженности рельефа круга (большей его развитостью) при меньших толщинах образующихся срезов, что немаловажно в условиях высокопроизводительного процесса шлифования с точки зрения его энергоемкости и теплонапряженности.



а



б

Рис. 5.7. Зависимости изменения параметра шероховатости обработанной поверхности R_a при круглом наружном шлифовании: алмазный круг 1A1 300×25 AC6 200/160 A1 4 M1-01 ($V_{кр} = 35$ м/с; обрабатываемый материал – твердый сплав BK8):
а – скорость детали $V_{дет}$: 1 – 6 соответственно 1 ... 6 м/мин, 7 – 8 м/мин, 8 – 10 м/мин;
б – производительность обработки: 1 – $Q_{уд} = 500$ мм³/(мин·мм); $Q = 12,5 \cdot 10^3$ мм³/мин; 2 – $Q_{уд} = 1000$ мм³/(мин·мм); $Q = 25 \cdot 10^3$ мм³/мин

Если уменьшение сглаженности рельефа круга (уменьшение размеров площадок износа на зернах) приводит к снижению энергоемкости и теплонапряженности процесса, то уменьшение толщин единичных срезов вызывает обратный эффект. Поэтому суммарный эффект в зависимости от конкретных условий шлифования может быть различным. Так, экспериментально установлено, что переход к глубинному шлифованию сопровождается увеличением энергоемкости обработки.

В связи с этим, актуальна задача исследования влияния повышенной теплонапряженности процесса шлифования на состояние поверхностного слоя обрабатываемой детали (табл. 5.4). Условия проведения экспериментов: алмазный круг 1А1 300х25 АС6 200/160 А1 4 М1-01; скорость круга $V_{кр} = 35$ м/с; продольная подача $S_0 = 22,5$ мм/об; СОЖ – 3 %-й содовый раствор в воде с 0,5 %-м раствором $NaNO_3$; удельная производительность обработки $Q_{уд} = 500$ мм³/(мин·мм); производительность обработки $Q = 11250$ мм³/мин.

Как следует из табл. 5.4, при алмазном высокопроизводительном глубинном шлифовании твердого сплава ВК8 влияние теплового фактора несущественно, что свидетельствует о преобладании силового воздействия на поверхностный слой обрабатываемой детали.

Таблица 5.4

Параметры кристаллической субструктуры и напряженного состояния поверхностного слоя твердого сплава ВК8 после алмазного высокопроизводительного глубинного шлифования

$V_{дет}$, м/мин	t , мм	$\varepsilon = \Delta d / \Delta x \cdot 10^4$	$L_э$, нм	$(\sigma_1 + \sigma_2)$, Гн/м ²
1,0	0,5	4	17,7	2,6
2,0	0,25	3	16,8	3,0
3,0	0,17	3	16,5	3,0
4,0	0,125	2	14,9	3,4
5,0	0,1	2	15,2	3,2
6,0	0,08	2	15,6	3,2
8,0	0,06	3	16,2	3,0
10,0	0,06	4	16,9	2,8

Таким образом, благодаря аналитическому подходу к описанию установившегося рельефа круга представляется возможным оценить

выходные показатели процесса шлифования и прогнозировать перспективные направления повышения эффективности абразивных операций, в частности, увеличения работоспособности алмазных кругов в условиях круглого наружного шлифования труднообрабатываемых материалов.

Выводы

1. Проведен теоретический анализ условий уменьшения энергоемкости механической обработки в связи с уменьшением температуры резания и повышения эффективности обработки и качества обработанных поверхностей. Показано, что при резании абразивными инструментами энергоемкость обработки всегда больше, чем при резании лезвийными инструментами. Это связано с неблагоприятным отношением толщины среза к радиусу округления режущей части абразивного зерна, которое, как установлено, необходимо увеличивать с целью уменьшения энергоемкости обработки и, соответственно, силовой и тепловой напряженности процесса резания. Учитывая преимущества лезвийных инструментов, для оценки их технологических возможностей проведен комплекс стойкостных испытаний режущих сборных лезвийных инструментов с износостойкими покрытиями производства фирмы Tungaloy (Япония), которые в последнее время все чаще находят применение на машиностроительных предприятиях Украины. Многочисленными примерами обработки деталей машин режущими инструментами производства фирмы "Tungaloy" на различных технологических операциях показана эффективность их применения по сравнению с отечественными инструментами. Даны практические рекомендации по повышению эффективности механической обработки с применением современных режущих инструментов.

2. Показано, что современный уровень машиностроения требует применения новых технологий, оборудования и инструментов для механической обработки, обеспечивающих существенное повышение показателей точности, качества и производительности. В успешном решении этих задач важная роль принадлежит использованию прогрессивных сборных конструкций твердосплавных инструментов с износостойкими покрытиями ведущих фирм-производителей. В связи с этим, приведены примеры эффективного применения современных сборных

режущих твердосплавных инструментов с износостойкими покрытиями фирмы ISCAR в условиях высокоскоростного резания. Показано, что появление на рынке таких современных режущих инструментов открывает новые технологические возможности повышения производительности и снижения себестоимости обработки при одновременном улучшении качества обрабатываемых поверхностей.

3. Полученные теоретические решения использованы для разработки эффективных технологических процессов механической обработки деталей машин с применением прогрессивных конструкций сборных лезвийных режущих твердосплавных и керамических инструментов с износостойкими покрытиями, которые обеспечивают значительное повышение производительности, качества и точности обработки. Разработанные технологические процессы механической обработки, в том числе высокоскоростного резания, внедрены на машиностроительных предприятиях Украины на операциях точения, растачивания, фрезерования, обработки отверстий, шлифования и др.

4. Приведены результаты оптимизация параметров операций шлифования по критерию основного времени обработки с учетом ограничения по температуре резания, даны практические рекомендации. Доказана эффективность осуществления шлифования с переменной во времени скоростью съема обрабатываемого материала, когда эта скорость во времени уменьшается от своего максимального значения до нуля. Для реализации данного условия необходимо использовать автоматизированные циклы шлифования или создать в технологической системе значительный начальный натяг, который при шлифовании приведет к уменьшению во времени скорости съема обрабатываемого материала вплоть до нуля.

5. Установлена функциональная зависимость параметров механического режима шлифования и основных характеристик стабилизированного режущего рельефа круга с размерами образующихся единичных срезов, определяющих силовую нагруженность круга и его работоспособность. Обоснован с точки зрения уменьшения износа алмазного круга вывод об эффективности применения процесса высокопроизводительного глубинного шлифования в условиях однопроходного съема припуска с относительно небольшими скоростями обрабатываемой детали.

Общие выводы

В работе на основе математического моделирования параметров силовой напряженности процесса резания с учетом закономерностей стружкообразования и трения определены основные условия повышения производительности и качества обработки деталей машин. Теоретически и экспериментально показано значительное превышение условным напряжением резания предела прочности на сжатие обрабатываемого материала, особенно при шлифовании, что связано с интенсивным трением связки шлифовального круга с обрабатываемым материалом. Произведена количественная оценка энергий резания и трения в общем энергетическом балансе процесса резания и обоснованы условия уменьшения энергии трения, состоящие в применении алмазных инструментов, введении в зону резания дополнительной электрической энергии и т.д.

Разработаны математические модели определения температуры резания и показано, что существует максимально возможная температура резания, зависящая лишь от условного напряжения резания (энергоемкости обработки) и достигаемая в результате полного перехода образующегося при резании тепла в образующуюся стружку. Поэтому, по экспериментально установленному значению условного напряжения резания можно расчетным путем определить максимально возможную температуру резания и, ограничивая ее температурой плавления обрабатываемого материала, выбрать оптимальный режим резания, обеспечивающий максимальное использование технологических возможностей по температурному критерию. Доказано, что при лезвийной обработке вследствие относительно небольших значений условного напряжения резания расчетная максимально возможная температура резания, как правило, меньше температуры плавления обрабатываемого материала. Это позволяет изменять скорость резания в широких пределах, реализуя, например, и высокопроизводительное высокоскоростное резание без ухудшения качества обрабатываемых поверхностей. При шлифовании условное напряжение резания значительно больше, чем при лезвийной обработке, а расчетная максимально возможная температура резания может превышать температуру плавления обрабатываемого материала. Поэтому процесс

шлифования протекает с температурой резания, близкой к температуре плавления обрабатываемого материала и, естественно, с возможным возникновением температурных дефектов на обрабатываемых поверхностях, что подтверждается практикой шлифования. Уменьшить температуру резания в таких условиях можно уменьшением режимов резания, т.е. уменьшением производительности обработки. Этим объясняется относительно низкая производительность шлифования по сравнению с процессами лезвийной обработки (точением, фрезерованием и др.). Таким образом, в работе теоретически и экспериментально установлено, что при лезвийной обработке можно реализовать максимально возможную температуру резания и многократно увеличить производительность обработки, а при шлифовании максимально возможная температура резания должна быть ограничена температурой плавления обрабатываемого материала и тем самым существенно уменьшена производительность обработки.

На основе разработанной математической модели определения температуры резания установлено распределение образующегося при резании тепла, уходящего в стружку, обрабатываемую деталь и режущий инструмент. Показано, что при лезвийной обработке основная часть тепла уходит в образующуюся стружку, а оставшая часть тепла уходит в обрабатываемую деталь и лишь весьма малая часть тепла – в режущий инструмент. При шлифовании, как правило, основная часть тепла уходит в обрабатываемую деталь, что, собственно, и предопределяет возникновение температурных дефектов на обрабатываемых поверхностях и структурные изменения в поверхностном слое обрабатываемой детали.

Необходимо отметить, что разработанные математические модели температуры резания не требуют введения в расчетные зависимости поправочных коэффициентов, учитывающих распределение тепла между образующимися стружками и поверхностным слоем обрабатываемой детали, что открывает новые возможности оптимизации параметров процессов резания и шлифования по температурному критерию и выбор оптимальных условий обработки.

В работе проведен теоретический анализ технологических возможностей процессов зубошлифования по методам обкатывания и профильного копирования и определены оптимальные режимы шли-

фования, обеспечивающие повышение производительности и качества обработки. Значительное внимание уделено теоретическому анализу технологических возможностей повышения эффективности шлифования внутренних поверхностей зубчатых колес.

Теоретически доказано, что оптимальный автоматизированный цикл круглого наружного шлифования, обеспечивающий наименьшее основное время обработки при заданной точности обработки, определяемой величиной упругого перемещения в технологической системе, осуществляется в один этап, включающий лишь этап выхаживания с созданием в технологической системе начального натяга, равного или кратного величине снимаемого припуска.

Проведен теоретический анализ условий повышения производительности обработки высокотвердых наплавочных материалов, и показана перспективность применения крупнозернистых абразивных кругов повышенной твердости, характеризующихся повышенной прочностью абразивных зерен и связки. Теоретически установлена возможность повышения производительности обработки за счет применения глубинного шлифования (взамен многопроходного шлифования), обеспечивающего увеличение количества зерен круга, одновременно контактирующих с обрабатываемым материалом.

Проведен теоретический анализ возможностей повышения производительности обработки при шлифовании и точении для заданной толщины среза, определяемой прочностными свойствами инструмента. Доказана перспективность применения процесса шлифования при обработке материалов с повышенными физико-механическими свойствами.

Приведены примеры эффективного применения современных сборных режущих твердосплавных лезвийных инструментов с износостойкими покрытиями на различных операциях механической обработки деталей машин в условиях высокоскоростного резания. Показано, что появление на рынке современных сборных режущих инструментов зарубежного производства, которые в настоящее время успешно внедряются на многочисленных машиностроительных предприятиях Украины, открывает новые технологические возможности повышения производительности и снижения себестоимости обработки при одновременном улучшении качества обрабатываемых поверхностей.

Список использованных источников

1. Алмазная обработка: учебное пособие / А. В. Якимов, Ф. В. Новиков, Г. В. Новиков, А. А. Якимов. – К.: ІЗМН, 1996. – 168 с.
2. Алмазно-абразивная обработка материалов: справочник / Под ред. профессора А. Н. Резникова. – М.: Машиностроение, 1977. – 390 с.
3. Андилахай В. А. Выбор оптимальной схемы шлифования контактных (наплавленных) поверхностей крупногабаритных изделий металлургического назначения / В. А. Андилахай // Физические и компьютерные технологии: труды 16-й Междунар. научн.-техн. конф., 15–16 сентября 2010, г. Харьков. – Харьков: ХНПК "ФЭД", 2010. – С. 119–124.
4. Анділахай В. О. Підвищення ефективності шліфування наплавлених контактних поверхонь великогабаритних деталей металургійного призначення : автореф. дис. ... канд. техн. наук за спеціальністю 05.02.08 "Технологія машинобудування" / В. О. Анділахай. – Маріуполь, 2011. – 21 с.
5. Байкалов А. К. Введение в теорию шлифования материалов / А. К. Байкалов. – К.: Наукова думка, 1978. – 207 с.
6. Балакшин Б. С. Основы технологии машиностроения / Б. С. Балакшин. – М.: Машиностроение, 1969. – 359 с.
7. Беззубенко Н. К. Повышение эффективности алмазного шлифования путем введения в зону обработки дополнительной энергии в форме электрических разрядов: автореф. дис. ... докт. техн. наук по специальности 05.03.01 "Процессы механической обработки, станки и инструменты" / Н. К. Беззубенко. – Харьков: ХГТУ, 1995. – 56 с.
8. Бобров В.Ф. Основы теории резания металлов / В.Ф. Бобров. – М.: Машиностроение, 1975. – 343 с.
9. Бокучава Г. В. Шлифование металлов с подачей охлаждающей жидкости через поры шлифовального круга / Г. В. Бокучава. – М.: Машгиз, 1959. – 108 с.
10. Бугров Я.С. Высшая математика. Дифференциальные уравнения. Кратные интегралы. Ряды. Функции комплексного переменного / Я. С. Бугров, С. М. Никольский. – М.: Наука. Глав. ред. физ.-мат. лит., 1981. – 448 с.

11. Выгодский М. Я. Справочник по высшей математике / М. Я. Выгодский / Издание четвертое, стереотипное. – М.: Гос. изд-во физ.-мат. литературы, 1959. – 783 с.
12. Високопродуктивне шліфування: навч. посібник / О. В. Якимов, Ф. В. Новиков, Г. В. Новиков, О. О. Якимов. – К.: ІСДО, 1995. – 180 с.
13. Глубинное шлифование деталей из труднообрабатываемых материалов / С. С. Силин, В. А. Хрульков, А. В. Лобанов, Н. С. Рыкунов. – М.: Машиностроение, 1984. – 62 с.
14. Грабченко А. И. Анализ методов формообразования рабочей поверхности шлифовальных кругов на токопроводных связках / А. И. Грабченко, В. Л. Доброскок, Я. Н. Гаращенко // Високі технології в машинобудуванні: збірник наукових праць НТУ "ХПІ". – Харків, 2002. – Вип.1(5). – С. 82–93.
15. Грабченко А. И. Научные основы алмазного шлифования сверхтвердых поликристаллических материалов: дис. в форме научного доклада ... докт. техн. наук по специальности 05.03.01 "Процессы механической обработки, станки и инструменты" / А. И. Грабченко. – Харьков: ХГТУ, 1995. – 59 с.
16. Грабченко А. И. Расширение технологических возможностей алмазного шлифования / А. И. Грабченко. – Харьков: Вища школа. Изд-во при Харьк. ун-те, 1985. – 184 с.
17. Гуцаленко Ю. Г. Доцільність і особливості організації торцевого планетарного шліфування у електрофізикохімічних технологіях / Ю. Г. Гуцаленко // Вісник Харківського національного технічного університету сільського господарства ім. Петра Василенка. – Харків: ХНТУСГ, 2010. – Вип. 106. – С. 134–140.
18. Даниелян А. М. Теплота и износ инструментов в процессе резания металлов / А. М. Даниелян. – М.: Машгиз, 1954. – 275 с.
19. Евсеев Д. Г. Физические основы процесса шлифования / Д. Г. Евсеев, А. И. Сальников. – Саратов: Изд-во Саратов. ун-та, 1978. – 128 с.
20. Евсеев Д. Г. Формирование свойств поверхностных слоев при абразивной обработке / Д. Г. Евсеев. – Саратов: Изд-во Саратов. ун-та, 1975. – 127 с.
21. Жовтобрюх В. О. Підвищення ефективності механічної обробки деталей гідравлічних систем шляхом вибору раціональних параметрів операцій за критерієм собівартості: автореф. ... канд. техн. наук

- за спеціальністю 05.02.08 "Технологія машинобудування" / В. О. Жовтобрюх. – Маріуполь: ПГТУ, 2012. – 21 с.
22. Захаренко И. П. Алмазная заточка твердосплавного инструмента совместно со стальной державкой / И. П. Захаренко, А. А. Шепелев. – К.: Наукова думка, 1976. – 219 с.
 23. Захаренко И. П. Алмазно-электролитическая обработка инструмента / И. П. Захаренко, Ю. Я. Савченко. – К.: Наукова думка, 1977. – 223 с.
 24. Захаренко И. П. Алмазные инструменты и процессы обработки / И. П. Захаренко. – К.: Техніка, 1980. – 212 с.
 25. Захаренко И. П. Основы алмазной обработки твердосплавного инструмента / И. П. Захаренко. – К.: Наукова думка, 1981. – 300 с.
 26. Интенсификация финишной обработки внутренних цилиндрических поверхностей зубчатых колес / Ф. В. Новиков, Р. А. Бережной, С. А. Дитиненко, Е. И. Иванов // Вісник НТУ "ХПІ". Збірник наукових праць. Тематичний випуск: Технології в машинобудуванні. – Харків: НТУ "ХПІ". – 2010. – № 53. – С. 68-75.
 27. Каракулова М. Л. К вопросу о глубине внедрения абразивного зерна в металл при глубинном шлифовании / М. Л. Каракулова // Совершенствование процессов обработки материалов резанием. – Ижевск, 1976. – Вып. 1. – С. 43-46.
 28. Качество поверхности при алмазно-абразивной обработке / Э. В. Рыжов, А. А. Сагарда, В. Б. Ильицкий, И. Х. Чеповецкий. – К.: Наукова думка, 1979. – 244 с.
 29. Кащук В. А. Справочник заточника / В. А. Кащук, А. Д. Мелехин, Б. П. Бармин. – М.: Машиностроение, 1982. – 232 с.
 30. Кащук В. А. Справочник шлифовщика / В. А. Кащук, А. Б. Верещагин. – М.: Машиностроение, 1988. – 480 с.
 31. Кленов О. С. Повышение производительности и качества механической обработки на основе применения прогрессивных режущих инструментов / О. С. Кленов, Ф. В. Новиков, А. Г. Крюк // Вісник НТУ "ХПІ". Збірник наукових праць. Серія: Нові рішення в сучасних технологіях. – Харків: НТУ "ХПІ", 2013. – № 42 (1015). – С. 90–95.
 32. Кленов О. С. Технологическое обеспечение бездефектной обработки деталей гидроаппаратуры на финишных операциях: автореф. дис. ... канд. техн. наук по специальности 05.02.08 "Технология машиностроения" / О. С. Кленов. – Одесса: ОНПУ, 2011. – 21 с.

33. Ковальчук А. Н. Оптимизация структуры и параметров операций шлифования ответственных валов приводов шахтных конвейеров: автореф. дис. ... канд. техн. наук по специальности 05.02.08 "Технология машиностроения" / А. Н. Ковальчук. – Одесса: ОНПУ, 2008. – 21 с.
34. Ковальчук А. Н. Эффективность применения координатно-измерительной машины GLOBAL PERFOMANCE 122210 для измерения деталей зубчатых передач / А. Н. Ковальчук, В. В. Нежебовский // Вісник Харківського національного технічного університету сільського господарства ім. Петра Василенка. – Харків: ХНТУСГ, 2010. – Вип. 101. – С. 214–225.
35. Колев К. С. Точность обработки и режимы резания / К. С. Колев, Л. М. Горчаков. – М.: Машиностроение, 1976. – 144 с.
36. Королев А. В. Исследование процессов образования поверхностей инструмента и детали при абразивной обработке / А. В. Королев. – Саратов: Изд-во Саратов. ун-та, 1975. – 212 с.
37. Корн Г. Справочник по математике для научных работников и инженеров / Г. Корн, Т. Корн. – М.: Наука, Гл. ред. физ.-мат. литер., 1974. – 832 с.
38. Корчак С. Н. Производительность процесса шлифования стальных деталей / С. Н. Корчак. – М.: Машиностроение, 1974. – 280 с.
39. Лавриненко В. И. Инструменты из сверхтвердых материалов в технологиях абразивной и физико-технической обработки: монография / В. И. Лавриненко, В. Ю. Солод. – Каменское: ДГТУ, 2016. – 529 с.
40. Лавриненко В. І. Наукові основи шліфування інструментальних матеріалів із спрямованою зміною характеристик контактних поверхонь: автореф. дис. ... докт. техн. наук за спеціальністю 05.03.01 "Процеси механічної обробки, верстати та інструменти" / В. І. Лавриненко. – К.: Ін-т надтв. матеріалів, 2000. – 35 с.
41. Ларшин В. П. Интегрированная технологическая система шлифования сложнопрофильных деталей (на примере резьбошлифования): автореф. дис. ... докт. техн. наук по специальности 05.02.08 "Технология машиностроения" / В. П. Ларшин. – Одесса: ОГПУ, 1995. – 33 с.
42. Ларшин В.П. Проблемы применения смазывающе-охлаждающих средств в технике и технологии / В. П. Ларшин, А. А. Гречиха // Віс-

ник Харківського держ. техн. ун-ту сільського господарства. – Харків: ХДТУСГ, 2002. – Вип. 10. – С. 54–59.

43. Лебедев В. Г. Имитационная модель автоматического управления контактной температурой шлифования / В. Г. Лебедев, Н. Н. Клименко, Т. В. Чумаченко. // Фізичні та комп'ютерні технології: матеріали XXII Міжнар. науково-практ. конф., 7–9 грудня 2016, м. Харків. – Д.: ЛІРА, 2016. – С. 236–240.
44. Линчевский П. А. Обработка деталей на отделочно-расточных станках / П. А. Линчевский, Т. Г. Джугурян, А. А. Оргиян. – К.: Техника, 2001. – 300 с.
45. Лоладзе Т. Н. Прочность и износостойкость режущего инструмента / Т. Н. Лоладзе. – М.: Машиностроение, 1982. – 320 с.
46. Лурье Г. Б. Прогрессивные методы круглого наружного шлифования / Г. Б. Лурье. – Л.: Машиностроение, 1984. – 103 с.
47. Лурье Г. Б. Шлифование металлов / Г. Б. Лурье. – М.: Машиностроение, 1969. – 197 с.
48. Макаров А. Д. Оптимизация процессов резания / А. Д. Макаров. – М.: Машиностроение, 1976. – 178 с.
49. Малыхин В. В. Повышение эффективности шлифования вольфрамсодержащих твердых сплавов совместно со сталью алмазными кругами: дис. ... канд. техн. наук по специальности 05.03.01 "Процессы механической и физико-химической обработки, станки и инструменты" / В. В. Малыхин. – Харьков: ХПИ, 1985. – 266 с.
50. Марчук В. И. Технологические основы качества рабочих поверхностей колец роликоподшипников: автореф. дис. ... докт. техн. наук по специальности 05.02.08 "Технология машиностроения" / В. И. Марчук. – Одесса: ОНПУ, 2004. – 36 с.
51. Маслов Е. Н. Теория шлифования металлов / Е. Н. Маслов. – М.: Машиностроение, 1974. – 319 с.
52. Маталин А. А. Технология машиностроения: учебник / А. А. Маталин. – Л.: Машиностроение, 1985. – 496 с.
53. Математическое моделирование технологических систем / А. В. Усов, В. А. Вайсман, Д. В. Дмитришин и др. – К.: Техніка, 1996. – 320 с.
54. Моделирование систем: монография / Г. А. Оборский, А. Ф. Дашенко, А. В. Усов и др. – Одесса: Астропринт, 2013. – 664 с.

55. Надтверді матеріали в механообробці: енциклопедичний довідник / В. І. Лавріненко, М. В. Новіков; за заг. ред. М. В. Новікова. – К.: ІНМ ім. В. М. Бакуля НАН України, 2013. – 456 с.
56. Невлюдов И. Ш. Исследование явлений, протекающих при алмазно-абразивной доводке высокоточных деталей и установление основных закономерностей процесса: дис. ... канд. техн. наук по специальности 05.02.08 "Технология машиностроения" / И. Ш. Невлюдов. – Саратов: Сарат. политехн. ин-т, 1974. – 168 с.
57. Нежебовский В. В. Повышение эффективности технологии изготовления зубчатых передач / В. В. Нежебовский // Физические и компьютерные технологии: труды 15-й Междунар. науч.-техн. конф., 2–3 декабря 2009, г. Харьков. – Харьков: ХНПК "ФЭД", 2009. – С. 274–277.
58. Нежебовський В. В. Технологічне забезпечення якості обробки зубчастих коліс приводів шахтних конвеєрів на операціях зубошліфування: автореф. дис. ... канд. техн. наук за спеціальністю 05.02.08 "Технологія машинобудування" / В. В. Нежебовський. – Одеса: ОНПУ, 2011. – 21 с.
59. Новиков Г. В. Закономерности повышения производительности алмазного шлифования деталей с наплавками и покрытиями / Г. В. Новиков, В. А. Андилахай // Современные инструментальные системы, информационные технологии и инновации: материалы VII Междунар. научн.-техн. конф., 19 февраля 2010 г. – Курск: Курск. гос. техн. ун-т, 2010. – С. 273–277.
60. Новиков Г. В. Повышение эффективности алмазно-искрового шлифования деталей с высокопрочными покрытиями: дис. ... канд. техн. наук по специальности 05.02.08 "Технология машиностроения" / Г. В. Новиков. – Харьков: ХПИ, 1989. – 210 с.
61. Новиков Ф. В. Аналитическое определение температуры резания при лезвийной обработке / Новиков Ф. В., Полянский В. И. // Вестник НТУ "ХПИ". Серия: Технологии в машиностроении. – Харьков: НТУ "ХПИ", 2016. – № 33 (1205). – С. 133–138.
62. Новиков Ф. В. Выбор оптимального варианта операции шлифования по критериям производительности и точности обработки / Ф. В. Новиков, Р. А. Бережной // Защита металлургических машин от поломок. – Мариуполь, 2010. – Вып. 12. – С.140–147.

63. Новиков Ф.В. Высокопроизводительная механическая обработка сборными инструментами с износостойкими покрытиями / Ф. В. Новиков, О. С. Кленов // Современные инновации в науке и технике: сборник научных трудов 4-ой Междунар. научн.-практ. конф., 17 апреля 2014 г. В 4-х томах. – Курск: Юго-Зап. гос. ун-т, 2014. – Том 3. – С. 209–211.
64. Новиков Ф. В. Качество и производительность торцового алмазного шлифования уплотнительных колец из композиционного материала на основе релита / Ф. В. Новиков, В. П. Ткаченко // Вісник Харківського державного технічного університету сільського господарства. – Харків: ХДТУСГ, 2004. – Вип. 26. – С. 22–30.
65. Новиков Ф. В. Математическая модель определения температуры при глубинном шлифовании / Ф. В. Новиков, О. С. Кленов // Резание и инструмент в технологических системах: междунар. науч.-техн. сб. – Харьков: НТУ "ХПИ", 2009. – Вып. 76. – С. 133–141.
66. Новиков Ф.В. Математическая модель определения температуры при шлифовании на основе учета баланса тепла, уходящего в образующиеся стружки и обрабатываемую деталь / Ф. В. Новиков // Вісник Харківського національного технічного університету сільського господарства ім. Петра Василенка. – Харків: ХНТУСГ, 2007. – Вип. 61. – С. 23–33.
67. Новиков Ф. В. Механика круглого алмазного шлифования изделий с прерывистыми поверхностями и пути ее оптимального управления: автореф. дис. ... канд. техн. наук по специальности 05.03.01 "Процессы и машины обработки материалов резанием; автоматические линии" / Ф. В. Новиков. – К.: ИСМ, 1984. – 21 с.
68. Новиков Ф. В. Определение условий уменьшения погрешностей механической обработки отверстий / Ф. В. Новиков, А. Н. Ковальчук, И. А. Рябенков // Защита металлургических машин от поломок. – Мариуполь, 2009. – Вып. 11. – С. 273–279.
69. Новиков Ф. В. Оптимальные решения в металлообработке: монография / Ф. В. Новиков, В. А. Жовтобрюх, Г. В. Новиков. – Днепр: ЛИРА, 2017. – 476 с.
70. Новиков Ф. В. Оптимизация параметров операций шлифования с учетом ограничений по температуре резания / Ф. В. Новиков, О. С. Кленов // Вісник НТУ "ХПИ". Збірник наукових праць. Тематич-

ний випуск: Технології в машинобудуванні. – Харків: НТУ “ХПІ”. – 2009. – № 2. – С. 45-53.

71. Новиков Ф. В. Оптимизация параметров режима шлифования зубчатых колес / Ф. В. Новиков, В. В. Нежебовский // Защита металлургических машин от поломок. – Мариуполь, 2010. – Вып.12. – С. 56–62.
72. Новиков Ф. В. Оптимизация структуры и параметров операций шлифования внутренних цилиндрических поверхностей по критерию наименьшего основного времени обработки / Ф. В. Новиков, А. Н. Ковальчук, Р. А. Бережной // Вісник Харківського національного технічного університету сільського господарства ім. Петра Василенка. – Харків: ХНТУСГ, 2011. – Вип. 115. – С. 74-85.
73. Новиков Ф. В. Основные условия уменьшения силовой и тепловой напряженности процесса шлифования / Ф. В. Новиков, В. П. Ткаченко // Физические и компьютерные технологии: труды 9-й Междунар. научн.-техн. конф., 3–4 июня 2004, г. Харьков. – Харьков: ХНПК “ФЭД”, 2004. – С. 81–84.
74. Новиков Ф. В. Основы повышения качества и производительности механической обработки: монография / Ф. В. Новиков, В. А. Жовтобрюх, Г. В. Новиков. – Днепр: ЛИРА, 2017. – 452 с.
75. Новиков Ф.В. Оценка эффективности применения современных инструментов на операциях механической обработки / Ф. В. Новиков, О. С. Кленов // Современные проблемы производства и ремонта в промышленности и на транспорте: материалы 13-го Междунар. научн.-техн. семинара, 18–22 февраля 2013, г. Свалява. – Киев: АТМ Украины, 2013. – С. 150–152.
76. Новиков Ф. В. Повышение точности и производительности механической обработки / Ф. В. Новиков, Р. А. Бережной // Вісник Харківського національного технічного університету сільського господарства ім. Петра Василенка. – Харків: ХНТУСГ, 2009. – Вип. 81. – С. 29–38.
77. Новиков Ф. В. Повышение эффективности технологии изготовления зубчатых колес редукторов приводов шахтных конвейеров / Ф. В. Новиков, В. В. Нежебовский, И. В. Гершиков // Физические и компьютерные технологии: труды 18-й Междунар. научн.-техн. конф., 5–6 декабря 2012, г. Харьков. – Харьков: ХНПК “ФЭД”, 2012. – С. 59–68.

78. Новиков Ф. В. Повышение эффективности технологии финишной обработки деталей пар трения поршневых насосов / Ф. В. Новиков, С. М. Яценко // Физические и компьютерные технологии: труды 13 междунар. научн.-техн. конф., 19–20 апреля 2007, г. Харьков. – Харьков: ХНПК "ФЭД", 2007. – С. 8–20.
79. Новиков Ф. В. Расчет и анализ закономерностей изменения величины упругого перемещения при шлифовании с течением времени обработки / Ф. В. Новиков, И. А. Рябенков // Резание и инструмент в технологических системах: междунар. науч.-техн. сб. – Харьков: НТУ "ХПИ", 2008. – Вып. 75. – С. 299–305.
80. Новиков Ф. В. Расчет температуры шлифования с учетом неустановившегося во времени теплового процесса / Ф. В. Новиков, И. А. Рябенков, В. И. Полянский // Известия Юго-Западного государственного университета. Серия: Техника и технологии. – Курск: ЮЗГУ, 2014. – №1. – С. 34–38.
81. Новиков Ф.В. Совершенствование операций зубошлифования зубчатых колес приводов шахтных конвейеров / Ф. В. Новиков, В. В. Нежебовский // Вісник Харківського національного технічного університету сільського господарства імені Петра Василенка. – Харків: ХНТУСГ, 2010. – Вип. 106. – С. 124-133.
82. Новиков Ф. В. Теоретический анализ параметров силовой напряженности струйно-абразивной обработки / Ф. В. Новиков, А. А. Андилахай // Наукові праці Донецького національного технічного університету. Серія: Машинобудування і машинознавство. – Донецьк: ДонНТУ, 2010. – Випуск 7 (166). – С. 46–53.
83. Новиков Ф. В. Теоретический анализ температуры резания с учетом периодического прерывания процесса обработки / Ф. В. Новиков, В. И. Полянский // Физические и компьютерные технологии: труды 18-й Междунар. научн.-техн. конф., 5–6 декабря 2012, г. Харьков. – Харьков: ХНПК "ФЭД", 2012. – С. 13–28.
84. Новиков Ф. В. Теоретический анализ температуры шлифования / Ф. В. Новиков, И. В. Гершиков // Вісник НТУ "ХПИ". Зб. наук. праць. Серія: Математичне моделювання в техніці та технологіях. – Харків: НТУ "ХПИ", 2013. – № 37 (1010). – С. 119–124.
85. Новиков Ф. В. Теоретический анализ энергоемкости обработки при шлифовании / Ф. В. Новиков, В. А. Андилахай // Физические и ком-

- пьютерные технологии: труды 17-й Междунар. научн.-техн. конф., 20–21 сентября 2011, г. Харьков. – Харьков: ХНПК "ФЭД", 2011. – С. 14–18.
86. Новиков Ф. В. Технологические возможности уменьшения температуры при глубинном шлифовании / Новиков Ф. В., Кленов О. С. // Новые и нетрадиционные технологии в ресурсо- и энергосбережении: материалы научн.-техн. конф., 19–20 мая 2009, г. Одесса. – Киев: АТМ України, 2009. – С. 136–140.
87. Новиков Ф. В. Технологическое обеспечение высококачественной обработки деталей с износостойкими наплавками металлургического назначения / Ф. В. Новиков, В. А. Андилахай // Наукові праці Донецького національного технічного університету. Серія: Машинобудування і машинознавство. – Донецьк: ДонНТУ, 2010. – Вип. 7(166). – С. 53–60.
88. Новиков Ф. В. Условия одновременного обеспечения требований по точности и качеству обработки при шлифовании / Ф. В. Новиков, В. В. Нежебовский // Вісник Харківського національного технічного університету сільського господарства ім. Петра Василенка. – Харків: ХНТУСГ, 2010. – Вип. 101. – С. 40–46.
89. Новиков Ф. В. Физические и кинематические основы высокопроизводительного алмазного шлифования: автореф. дис. ... докт. техн. наук по специальности 05.03.01 "Процессы механической обработки, станки и инструменты" / Ф. В. Новиков. – Одесса: ОГПУ, 1995. – 36 с.
90. Новіков Д. Ф. Інвестиційне планування технічного переозброєння промислового підприємства / Д. Ф. Новіков // Молодіжний економічний вісник ХНЕУ ім. С. Кузнеця : Електронний журнал. – № 12, грудень 2015. – С. 311–313.
91. Новіков Ф. В. Основи струминно-абразивної обробки дрібних деталей: монографія / Ф. В. Новіков, О. О. Анділахай. – Харків: Вид. ХНЕУ, 2014. – 348 с.
92. Новіков Ф.В. Теоретичні основи механічної обробки високоточних деталей: монографія / Ф. В. Новіков, І. О. Рябенков. – Харків: Вид. ХНЕУ, 2013. – 352 с.
93. Новоселов Ю. К. Динамика формообразования поверхностей при абразивной обработке / Ю. К. Новоселов. – Саратов: Изд-во Саратов. ун-та, 1979. – 232 с.

94. Новые составы твердых смазок для лезвийной и абразивной обработки труднообрабатываемых материалов / Г. П. Кремнев, В. Б. Наддачин, А. В. Якимов и др. // Вісник інженерної академії України. – 2001. – № 3, частина 1. – С. 351–353.
95. Обработка резанием деталей с покрытиями / С. А. Клименко, В. В. Коломиец, М. Л. Хейфец и др.; под общей редакцией С. А. Клименко. – К. : ИСМ им. В. Н. Бакуля НАН Украины, 2011. – 353 с.
96. Основы алмазного шлифования / М. Ф. Семко, А. И. Грабченко, А. Ф. Раб и др. – К.: Техніка, 1978. – 192 с.
97. Островский В. И. Теоретические основы процесса шлифования / В. И. Островский. – Л.: Изд-во Ленингр. ун-та, 1981. – 139 с.
98. Подураев В. Н. Технология физико-химических методов обработки / В. Н. Подураев. – М.: Машиностроение, 1985. – 264 с.
99. Попов С. А. Алмазно-абразивная обработка металлов и твердых сплавов / С. А. Попов, Н. П. Малевский, Л. М. Терещенко. – М.: Машиностроение, 1977. – 263 с.
100. Полянский В. И. Условия повышения качества механической обработки деталей из высокопрочных хрупких материалов / В. И. Полянский // Вісник Харківського національного технічного університету сільського господарства імені Петра Василенка. – Харків: ХНТУСГ, 2011. – Вип. 118. – С. 178–184.
101. Резников А. Н. Теплофизика процессов механической обработки материалов / А. Н. Резников. – М.: Машиностроение, 1981. – 279 с.
102. Робочі процеси високих технологій в машинобудуванні: навч. посібник / за ред. А. І. Грабченка. – Харків: ХДПУ, 1999. – 436 с.
103. Рыбицкий В. А. Алмазное шлифование твердых сплавов / В. А. Рыбицкий. – К.: Наукова думка, 1980. – 223 с.
104. Рыбицкий В. А. Опыт внедрения алмазного шлифования деталей с защитными покрытиями / В. А. Рыбицкий. – К.: Общество "Знание" УССР, 1987. – 23 с.
105. Рыбицкий В. А. Силовые зависимости и обрабатываемость износостойких материалов при микрорезании единичным алмазным зерном / В. А. Рыбицкий // Физические и компьютерные технологии: труды 5-й Междунар. научн.-техн. конф., 28–29 мая 2002, г. Харьков. – Харьков: ХНПК "ФЭД", 2002. – С. 57–61.
106. Рыжов Э. В. Технологическое обеспечение качества деталей с покрытиями / Э. В. Рыжов, С. А. Клименко, О. Г. Гуцаленко. – К.: Наукова думка, 1994. – 180 с.

107. Рябенков І. О. Підвищення ефективності фінішної обробки деталей гідроапаратури на основі вибору раціональної структури і параметрів операцій: автореф. дис. ... канд. техн. наук за спеціальністю 05.02.08 "Технологія машинобудування" / І. О. Рябенков. – Одеса: ОНПУ, 2009. – 21 с.
108. Сагарда А. А. Алмазно-абразивная обработка деталей машин / А. А. Сагарда, И. Х. Чеповецкий, Л. Л. Мишнаевский. – К.: Техніка, 1974. – 179 с.
109. Сизый Ю. А. Динамика и теплофизика шлифования / Ю. А. Сизый, Д. В. Сталинский. – Харьков: ГП УкрНТЦ "Энергосталь", 2016. – 448 с.
110. Силин С. С. Метод подобия при резании материалов / С. С. Силин. – М.: Машиностроение, 1979. – 152 с.
111. Синтетические алмазы в машиностроении / Под ред. В. Н. Бакуля. – К.: Наукова думка, 1976. – 351 с.
112. Сипайлов В. А. Тепловые процессы при шлифовании и управление качеством поверхности / В. А. Сипайлов. – М.: Машиностроение, 1978. – 166 с.
113. Сошников С. А. Повышение работоспособности алмазных кругов при шлифовании твердосплавных изделий с прерывистыми поверхностями: автореф. дис. ... канд. техн. наук по специальности 05.03.01 "Процессы и машины обработки материалов резанием; автоматические линии" / С. А. Сошников. – Тула: Тульский политехн. ин-т, 1984. – 23 с.
114. Старков В. К. Шлифование высокопористыми кругами / В. К. Старков. – М.: Машиностроение, 2007. – 688 с.
115. Старцев Н. К. Исследование некоторых факторов, определяющих эффективность процесса глубинного шлифования пазов: автореф. дис. ... канд. техн. наук по специальности 05.02.08 "Технология машиностроения" / Н. К. Старцев. – Минск: БПИ, 1978. – 24 с.
116. Тверской М. М. Автоматическое управление режимами обработки деталей на станках / М. М. Тверской. – М.: Машиностроение, 1982. – 208 с.
117. Теоретическое обоснование путей уменьшения температуры при шлифовании / Ф. В. Новиков, В. В. Нежебовский, А. Н. Ковальчук, Е. И. Иванов // Вісник Національного технічного університету "Харківський політехнічний інститут": Збірка наукових праць. Тематич-

- ний випуск: Технології в машинобудуванні. – Харків: НТУ "ХПІ", 2010. – № 25. – С. 83–91.
118. Теоретические основы резания и шлифования материалов: учебное пособие / А. В. Якимов, Ф. В. Новиков, Г. В. Новиков и др. – Одесса: ОГПУ, 1999. – 450 с.
119. Теоретические основы технологии машиностроения: учебник / А. В. Якимов, Ф. В. Новиков, А. А. Якимов и др. – Одесса: ОНПУ, 2002. – 491 с.
120. Тепловые и механические процессы при резании металлов: учебное пособие / Ф. В. Новиков, А. А. Якимов, Г. В. Новиков и др. – Одесса: ОГПУ, 1997. – 179 с.
121. Теплофізика механічної обробки: підручник / О. В. Якимов, А. В. Усов, П. Т. Слободяник та ін. – Одеса: Астропринт, 2000. – 256 с.
122. Технологии производства: проблемы и решения: монография / Ф. В. Новиков, В. А. Жовтобрюх, С. А. Дитиненко и др. – Днепр: ЛИРА, 2018. – 536 с.
123. Технологія машинобудування: підручник / О. В. Якимов, В. М. Царюк, О. О. Якимов та ін. – Одеса: Астропринт, 2001. – 608 с.
124. Технологические процессы формирования поверхностного слоя зубчатых колес тяжелых токарных станков с ЧПУ / А. А. Клочко, Е. В. Мироненко, О. А. Анциферова и др. // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Збірник наукових праць. – Краматорськ, 2015. – Вип. № 37. – С. 105–111.
125. Узунян М. Д. Алмазно-искровое шлифование твердых сплавов / М. Д. Узунян. – Харків : НТУ "ХПІ", 2003. – 359 с.
126. Управление процессом шлифования / А. В. Якимов, А. Н. Паршаков, В. И. Свирцев, В. П. Ларшин. – К.: Техніка, 1983. – 182 с.
127. Усов А. В. Управление технологическими процессами по критериям качества рабочих поверхностей / А. В. Усов, Э. Донеv // Високі технології в машинобудуванні: збірник наукових праць НТУ "ХПІ". – Харків: НТУ "ХПІ", 2002. – Вип. 1(5). – С. 259–276.
128. Федорович В. А. Определение условий бездефектного алмазного шлифования сверхтвердых материалов / В. А. Федорович, Н. Ф. Наконечный, В. И. Аносов // Інформаційні технології: наука, техніка, технологія, освіта, здоров'я: матеріали міжнар. наук.-практ. конф., 18–19 травня 2006, присвяченої 100-річчю з дня народження М. Ф. Семка. – Харків: Вид-во "Курсор", 2006. – С. 140–146.

129. Федорович В. А. Шлифование поликристаллических сверхтвердых материалов с учетом анизотропии кристаллитов // Вісник Національного технічного університету "Харківський політехнічний інститут": Збірка наукових праць. Тематичний випуск 11: Технічний прогрес та ефективність виробництва. – Харків: НТУ "ХПІ", 2001. – С. 98–106.
130. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общ. ред. Ф. В. Новикова и А. В. Якимова. В десяти томах. – Одесса: ОНПУ, 2002. – Т. 1. "Механика резания материалов". – 580 с.
131. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общ. ред. Ф. В. Новикова и А. В. Якимова. В десяти томах. – Одесса: ОНПУ, 2003. – Т. 2. "Теплофизика резания материалов". – 625 с.
132. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общ. ред. Ф. В. Новикова и А. В. Якимова. В десяти томах. – Одесса: ОНПУ, 2003. – Т. 3. "Резание материалов лезвийными инструментами". – 546 с.
133. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общ. ред. Ф. В. Новикова и А. В. Якимова. В десяти томах. – Одесса: ОНПУ, 2002. – Т. 4. "Теория абразивной и алмазно-абразивной обработки материалов". – 802 с.
134. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общей редакцией Ф. В. Новикова и А. В. Якимова. В десяти томах. – Одесса: ОНПУ, 2003. – Т. 6. "Качество обработки деталей машин". – 716 с.
135. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общ. ред. Ф. В. Новикова и А. В. Якимова. В десяти томах. – Одесса: ОНПУ, 2005. – Т. 10. "Концепции развития технологии машиностроения". – 565 с.
136. Филимонов Л. Н. Высокоскоростное шлифование / Л. Н. Филимонов. – Л.: Машиностроение, 1979. – 245 с.
137. Швец В. В. Некоторые вопросы теории технологии машиностроения / В. В. Швец. – М.: Машиностроение, 1967. – 63 с.
138. Чупров И. Ф. Уравнения математической физики с приложениями к задачам нефтедобычи и трубопроводного транспорта газа: учеб-

- ное пособие / И. Ф. Чупров, Е. А. Канева, А. А. Мордвинов. – Ухта: УГТУ, 2004. – 128 с.
139. Электроалмазное шлифование инструментальных материалов / М. Ф. Семко, А. И. Грабченко, Н. В. Левченко и др. – К.: Вища школа, 1974. – 120 с.
140. Якимов А. В. Абразивно-алмазная обработка фасонных поверхностей / А. В. Якимов. – М.: Машиностроение, 1984. – 212 с.
141. Якимов А. В. Высокопроизводительная обработка абразивно-алмазными инструментами / А. В. Якимов, Ф. В. Новиков, А. А. Якимов. – К.: Техніка, 1993. – 152 с.
142. Якимов А. В. Оптимизация процесса шлифования / А. В. Якимов. – М.: Машиностроение, 1975. – 175 с.
143. Якимов А. В. Прерывистое шлифование / А. В. Якимов. – Киев–Одесса: Изд. объедин. "Вища школа", 1986. – 175 с.
144. Ящерицын П. И. Тепловые явления при шлифовании и свойства обработанных поверхностей / П. И. Ящерицын, А. К. Цокур, М. Л. Еременко. – Минск: Наука и техника, 1973. – 184 с.
145. Werner G. Technologische und Konstruktive Voraussetzungen für das Tiefschleifen / Werner G. – "Werkstattstechnik", 1979. – Nr. 10. – S. 613–620.

Приложение А

Таблица А.1

Расчетные значения безразмерных величин \bar{l}_1 , \bar{l}_2 , $\bar{l}_1 + \bar{l}_2$

\bar{l}_1	\bar{l}_2	$\bar{l}_1 + \bar{l}_2$		\bar{l}_1	\bar{l}_2	$\bar{l}_1 + \bar{l}_2$
0	0	0		0,0577	0,3023	0,36
0	0,01	0,01		0,0607	0,3093	0,37
0,0002	0,0198	0,02		0,0639	0,3167	0,38
0,0004	0,0296	0,03		0,0671	0,3229	0,39
0,0008	0,0392	0,04		0,0703	0,3297	0,40
0,0012	0,0488	0,05		0,0773	0,3363	0,41
0,0018	0,0582	0,06		0,0770	0,3430	0,42
0,0024	0,0676	0,07		0,0805	0,3495	0,43
0,0031	0,0769	0,08		0,0840	0,3560	0,44
0,0039	0,0861	0,09		0,0876	0,3624	0,45
0,0048	0,0952	0,1		0,0913	0,3687	0,46
0,0058	0,1042	0,11		0,0950	0,3750	0,47
0,0069	0,1131	0,12		0,0988	0,3812	0,48
0,0081	0,1219	0,13		0,1026	0,3874	0,49
0,0094	0,1306	0,14		0,1065	0,3935	0,50
0,0107	0,1393	0,15		0,1105	0,3995	0,51
0,0123	0,1477	0,16		0,1145	0,4055	0,52
0,0137	0,1563	0,17		0,1186	0,4117	0,53
0,0153	0,1647	0,18		0,1227	0,4173	0,54
0,017	0,173	0,19		0,1269	0,4231	0,55
0,0187	0,1813	0,2		0,1312	0,4288	0,56
0,0206	0,1894	0,21		0,1355	0,4345	0,57
0,0225	0,1975	0,22		0,1399	0,4401	0,58
0,0245	0,2055	0,23		0,1443	0,4457	0,59
0,0266	0,2134	0,24		0,1488	0,4512	0,60
0,0288	0,2212	0,25		0,1534	0,4566	0,61
0,0311	0,2289	0,26		0,1579	0,4621	0,62
0,0334	0,2366	0,27		0,1626	0,4674	0,63
0,0358	0,2442	0,28		0,1673	0,4727	0,64
0,0383	0,2517	0,29		0,1720	0,4780	0,65
0,0408	0,2592	0,30		0,1769	0,4831	0,66
0,0434	0,2666	0,31		0,1817	0,4883	0,67
0,0461	0,2739	0,32		0,1866	0,4934	0,68
0,0489	0,2811	0,33		0,1916	0,4984	0,69
0,0518	0,2882	0,34		0,1966	0,5034	0,70
0,0547	0,2953	0,35		0,2016	0,5084	0,71

Продолжение табл. А.1

\bar{l}_1	\bar{l}_2	$\bar{l}_1 + \bar{l}_2$		\bar{l}_1	\bar{l}_2	$\bar{l}_1 + \bar{l}_2$
0,2068	0,5132	0,72		0,4329	0,6671	1,10
0,2119	0,5181	0,73		0,4396	0,6704	1,11
0,2171	0,5229	0,74		0,4463	0,6737	1,12
0,2224	0,5276	0,75		0,4530	0,6770	1,13
0,2277	0,5323	0,76		0,4598	0,6802	1,14
0,2330	0,5370	0,77		0,4666	0,6834	1,15
0,2384	0,5416	0,78		0,4735	0,6865	1,16
0,2439	0,5461	0,79		0,4804	0,6896	1,17
0,2493	0,5507	0,80		0,4873	0,6927	1,18
0,2549	0,5551	0,81		0,4942	0,6958	1,19
0,2604	0,5596	0,82		0,5012	0,6988	1,20
0,2660	0,5640	0,83		0,5082	0,7018	1,21
0,2717	0,5683	0,84		0,5152	0,7048	1,22
0,2774	0,5726	0,85		0,5223	0,7077	1,23
0,2832	0,5768	0,86		0,5294	0,71,06	1,24
0,2890	0,5810	0,87		0,5365	0,7135	1,25
0,2948	0,5852	0,88		0,5437	0,7163	1,26
0,3007	0,5893	0,89		0,5508	0,7192	1,27
0,3066	0,5934	0,90		0,5580	0,7220	1,28
0,3125	0,5975	0,91		0,5653	0,7247	1,29
0,3185	0,6015	0,92		0,5725	0,7275	1,30
0,3246	0,6054	0,93		0,5798	0,7302	1,31
0,3306	0,6094	0,94		0,5871	0,7329	1,32
0,3367	0,6133	0,95		0,5945	0,7355	1,33
0,3425	0,6171	0,96		0,6018	0,7382	1,34
0,3491	0,6209	0,97		0,6092	0,7408	1,35
0,3553	0,6247	0,98		0,6167	0,7433	1,36
0,3616	0,6284	0,99		0,6241	0,7459	1,37
0,3679	0,6321	1,00		0,6316	0,7484	1,38
0,3742	0,6358	1,01		0,6391	0,7509	1,39
0,3806	0,6394	1,02		0,6466	0,7534	1,40
0,3870	0,6430	1,03		0,6541	0,7559	1,41
0,3935	0,6465	1,04		0,6617	0,7583	1,42
0,3999	0,6501	1,05		0,6693	0,7607	1,43
0,4065	0,6535	1,06		0,6769	0,7631	1,44
0,4130	0,6570	1,07		0,6846	0,7654	1,45
0,4196	0,6604	1,08		0,6922	0,7678	1,46
0,4262	0,6638	1,09		0,6999	0,7701	1,47

Продолжение табл. А.1

\bar{l}_1	\bar{l}_2	$\bar{l}_1 + \bar{l}_2$		\bar{l}_1	\bar{l}_2	$\bar{l}_1 + \bar{l}_2$
0,7076	0,7724	1,48		1,0157	0,8443	1,86
0,7154	0,7746	1,49		1,0241	0,8459	1,87
0,7231	0,7769	1,50		1,0326	0,8474	1,88
0,7309	0,7791	1,51		1,0411	0,8489	1,89
0,7387	0,7813	1,52		1,0496	0,8504	1,90
0,7465	0,7835	1,53		1,0581	0,8519	1,91
0,7544	0,7856	1,54		1,0666	0,8534	1,92
0,7622	0,7878	1,55		1,0751	0,8549	1,93
0,7702	0,7898	1,56		1,0837	0,8563	1,94
0,7780	0,7920	1,57		1,0923	0,8597	1,95
0,7860	0,7940	1,58		1,1009	0,8591	1,96
0,7939	0,7961	1,59		1,1095	0,8605	1,97
0,8019	0,7981	1,60		1,1181	0,8619	1,98
0,8119	0,7981	1,61		1,1276	0,8624	1,99
0,8199	0,8001	1,61		1,1353	0,8647	2,00
0,8259	0,8041	1,63		1,1440	0,8660	2,01
0,8340	0,8060	1,64		1,1527	0,8673	2,02
0,8420	0,8060	1,65		1,1613	0,8687	2,03
0,8501	0,8099	1,66		1,1700	0,8700	2,04
0,8588	0,8118	1,67		1,1787	0,8713	2,05
0,8664	0,8136	1,68		1,1875	0,8725	2,06
0,8745	0,8155	1,69		1,1962	0,8738	2,07
0,8827	0,8173	1,70		1,2049	0,8751	2,08
0,8909	0,8191	1,71		1,2137	0,8763	2,09
0,8991	0,82019	1,72		1,2285	0,8775	2,10
0,9073	0,8227	1,73		1,2312	0,8788	2,11
0,9155	0,8245	1,74		1,2400	0,8800	2,12
0,9238	0,8262	1,75		1,2488	0,8812	2,13
0,9320	0,8280	1,76		1,2577	0,8823	2,14
0,9403	0,8297	1,77		1,2665	0,8835	2,15
0,9486	0,8314	1,78		1,2753	0,8847	2,16
0,9570	0,8330	1,79		1,2842	0,8858	2,17
0,9653	0,8347	1,80		1,2930	0,8870	2,18
0,9737	0,8363	1,81		1,3019	0,8881	2,19
0,9820	0,8380	1,82		1,3108	0,8892	2,20
0,9904	0,8396	1,83		1,3197	0,8903	2,21
0,9988	0,8412	1,84		1,3286	0,8914	2,22
1,0072	1,8428	1,85		1,3375	0,8925	2,23

Продолжение табл. А.1

\bar{l}_1	\bar{l}_2	$\bar{l}_1 + \bar{l}_2$		\bar{l}_1	\bar{l}_2	$\bar{l}_1 + \bar{l}_2$
1,3465	0,8935	2,24		1,69280	0,92720	2,62
1,3554	0,8946	2,25		1,70208	0,92792	2,63
1,3644	0,8956	2,26		1,71136	0,92864	2,64
1,3733	0,8967	2,27		1,72065	0,92935	2,65
1,3823	0,8977	2,28		1,72995	0,93005	2,66
1,3913	0,8987	2,29		1,73925	0,93075	2,67
1,40026	0,89974	2,30		1,74856	0,93144	2,68
1,40926	0,90074	2,31		1,74788	0,93212	2,69
1,41827	0,90173	2,32		1,76721	0,93279	2,70
1,42730	0,90270	2,33		1,77654	0,93346	2,71
1,43633	0,90367	2,34		1,78588	0,93412	2,72
1,44537	0,90463	2,35		1,79522	0,93478	2,73
1,45442	0,90558	2,36		1,80457	0,93543	2,74
1,46348	0,90652	2,37		1,81393	0,93607	2,75
1,47255	0,90745	2,38		1,82329	0,93671	2,76
1,48163	0,90837	2,39		1,83266	0,93734	2,77
1,49072	0,90928	2,40		1,84204	0,93796	2,78
1,49982	0,91018	2,41		1,85142	0,93858	2,79
1,50892	0,91108	2,42		1,86081	0,93919	2,80
1,51804	0,91196	2,43		1,87020	0,93980	2,81
1,52716	0,91284	2,44		1,87961	0,94039	2,82
1,53629	0,91371	2,45		1,88900	0,94099	2,83
1,54543	0,91457	2,46		1,89843	0,94157	2,84
1,55458	0,91542	2,47		1,90784	0,94216	2,85
1,56374	0,91626	2,48		1,91727	0,94273	2,86
1,57291	0,91709	2,49		1,92670	0,94330	2,87
1,58208	0,91792	2,50		1,93613	0,94387	2,88
1,59127	0,91873	2,51		1,94558	0,94442	2,89
1,60046	0,91954	2,52		1,95502	0,94498	2,90
1,60966	0,92034	2,53		1,96448	0,94552	2,91
1,61887	0,92113	2,54		1,97393	0,94607	2,92
1,62808	0,92192	2,55		1,98340	0,94660	2,93
1,63730	0,92270	2,56		1,99287	0,94713	2,94
1,64654	0,92346	2,57		2,00234	0,94766	2,95
1,65577	0,92423	2,58		2,01182	0,94818	2,96
1,66502	0,92498	2,59		2,02130	0,94870	2,97
1,67427	0,92573	2,60		2,03079	0,94921	2,98
1,68353	0,92647	2,61		2,04029	0,94971	2,99

Продолжение табл. А.1

\bar{l}_1	\bar{l}_2	$\bar{l}_1 + \bar{l}_2$		\bar{l}_1	\bar{l}_2	$\bar{l}_1 + \bar{l}_2$
2,04979	0,95021	3,00		2,41405	0,96595	3,38
2,05929	0,95071	3,01		2,42371	0,96629	3,39
2,06880	0,95120	3,02		2,43337	0,96663	3,40
2,07832	0,95168	3,03		2,44304	0,96696	3,41
2,08783	0,95217	3,04		2,45271	0,96729	3,42
2,09736	0,95264	3,05		2,46239	0,96761	3,43
2,10689	0,95311	3,06		2,47206	0,96794	3,44
2,11642	0,95358	3,07		2,48175	0,96825	3,45
2,12596	0,95404	3,08		2,49143	0,96857	3,46
2,13550	0,95450	3,09		2,50112	0,96888	3,47
2,14505	0,95495	3,10		2,51081	0,96919	3,48
2,15460	0,95540	3,11		2,52050	0,96950	3,49
2,16416	0,95584	3,12		2,53020	0,96980	3,50
2,18372	0,95628	3,13		2,53990	0,97010	3,51
2,18328	0,95672	3,14		2,54960	0,97040	3,52
2,19285	0,95715	3,15		2,55930	0,97070	3,53
2,20243	0,95757	3,16		2,56901	0,97099	3,54
2,21200	0,95800	3,17		2,57872	0,97128	3,55
2,22159	0,95841	3,18		2,58844	0,97156	3,56
2,23117	0,95883	3,19		2,59816	0,97184	3,57
2,24076	0,95924	3,20		2,60788	0,97212	3,58
2,25036	0,95964	3,21		2,61760	0,97240	3,59
2,25996	0,96004	3,22		2,62732	0,97268	3,60
2,26956	0,96044	3,23		2,63705	0,97295	3,61
2,27916	0,96084	3,24		2,64678	0,97322	3,62
2,28874	0,96123	3,25		2,65652	0,97348	3,63
2,29839	0,96161	3,26		2,66625	0,97375	3,64
2,30801	0,96199	3,27		2,67599	0,97401	3,65
2,31763	0,96237	3,28		2,68573	0,97427	3,66
2,32725	0,96275	3,29		2,69548	0,97452	3,67
2,33688	0,96312	3,30		2,70522	0,97478	3,68
2,34652	0,96348	3,31		2,71497	0,97503	3,69
2,35615	0,96385	3,32		2,72472	0,97528	3,70
2,36579	0,96421	3,33		2,73448	0,97552	3,71
2,37544	0,96452	3,34		2,74423	0,97577	3,72
2,38508	0,96492	3,35		2,75399	0,97601	3,73
2,39474	0,96526	3,36		2,76375	0,97625	3,74
2,40439	0,96561	3,37		2,77352	0,97648	3,75

Продолжение табл. А.1

\bar{l}_1	\bar{l}_2	$\bar{l}_1 + \bar{l}_2$		\bar{l}_1	\bar{l}_2	$\bar{l}_1 + \bar{l}_2$
2,78328	0,97672	3,76		4,40452	0,99548	5,40
2,79305	0,97695	3,77		4,50409	0,99591	5,50
2,80282	0,97718	3,78		4,60370	0,99630	5,60
2,81260	0,97740	3,79		4,70335	0,99665	5,70
2,82237	0,97763	3,80		4,80303	0,99697	5,80
2,83215	0,97785	3,81		4,90274	0,99726	5,90
2,84193	0,97807	3,82		5,002479	0,997521	6,00
2,85171	0,97829	3,83		5,102243	0,997757	6,10
2,86149	0,97851	3,84		5,202029	0,997971	6,20
2,97128	0,97872	3,85		5,301836	0,998164	6,30
2,88107	0,97893	3,86		5,401662	0,998338	6,40
2,89086	0,97914	3,87		5,501030	0,998970	6,50
2,90065	0,97935	3,88		5,601360	0,998640	6,60
2,91045	0,97955	3,89		5,701231	0,998769	6,70
2,92024	0,97976	3,90		5,801114	0,998886	6,80
2,93004	0,97996	3,91		5,901008	0,998992	6,90
2,93984	0,98016	3,92		6,000912	0,999088	7,00
2,94964	0,98036	3,93		6,100825	0,999175	7,10
2,95945	0,98055	3,94		6,200747	0,999253	7,20
2,96925	0,98075	3,95		6,300676	0,999324	7,30
2,97906	0,98094	3,96		6,400611	0,999389	7,40
2,98887	0,98113	3,97		6,500553	0,999447	7,50
2,99869	0,98131	3,98		6,600500	0,999500	7,60
3,00850	0,98150	3,99		6,700453	0,999547	7,70
3,01832	0,98168	4,00		6,800410	0,999590	7,80
3,11657	0,98343	4,10		6,900371	0,999629	7,90
3,21500	0,98500	4,20		7,000335	0,999665	8,00
3,31357	0,98643	4,30		7,100304	0,999696	8,10
3,41228	0,98772	4,40		7,200275	0,999725	8,20
3,51111	0,98889	4,50		7,300249	0,999751	8,30
3,61005	0,98995	4,60		7,400225	0,999775	8,40
3,70910	0,99090	4,70		7,500203	0,999797	8,50
3,80823	0,99177	4,80		7,600184	0,999816	8,60
3,90745	0,99255	4,90		7,700167	0,999833	8,70
4,00674	0,99326	5,00		7,800151	0,999849	8,80
4,10610	0,99390	5,10		7,900136	0,999864	8,90
4,20552	0,99448	5,20		8,000123	0,999877	9,00
4,30499	0,99501	5,30		8,100112	0,999888	9,10

Окончание табл. А.1

\bar{l}_1	\bar{l}_2	$\bar{l}_1 + \bar{l}_2$		\bar{l}_1	\bar{l}_2	$\bar{l}_1 + \bar{l}_2$
8,200101	0,999899	9,20		8,700061	0,999939	9,70
8,300091	0,999909	9,30		8,800055	0,999945	9,80
8,400083	0,999914	9,40		8,900500	0,999500	9,90
8,500075	0,999925	9,50		9,000045	0,999955	10,00
8,600068	0,999932	9,60				

Содержание

Введение	3
Раздел 1. Физические и технологические закономерности механической обработки материалов	9
1.1. Условия уменьшения энергоемкости обработки	9
1.2. Установление энергетического баланса процесса резания	15
1.3. Применение закона сохранения энергии при резании материалов	28
1.4. Теоретическое определение доли тепла, уходящего в режущий инструмент в процессе резания	33
1.5. Оценка долей энергий резания и трения в общем энергетическом балансе процесса механической обработки	36
1.6. Анализ параметров процессов "чистого" резания и трения при продольном точении меди М1 алмазным и твердосплавным резцами	42
1.7. Анализ условий уменьшения температуры резания при точении	52
1.8. Энергоемкость и температура резания при абразивной обработке	62
1.9. Расчет температуры резания при шлифовании с учетом теплопроводности обрабатываемого материала	71
1.10. Экспериментальная оценка достоверности полученных теоретических решений	81
Выводы	91
Раздел 2. Теоретические подходы к расчету параметров теплового процесса при механической обработке	93
2.1. Основные условия повышения качества и производительности механической обработки	93
2.2. Основные условия уменьшения теплонапряженности процесса шлифования	96
2.3. Теоретический анализ условий уменьшения температуры резания при шлифовании	101

2.4. Расчет параметров неустановившегося во времени теплового процесса	111
2.5. Расчет параметров установившегося во времени теплового процесса	121
2.6. Определение оптимальных условий обработки с учетом ограничения по температуре шлифования	123
2.7. Определение наименьшего основного времени обработки с учетом ограничения по температуре шлифования	133
2.7.1. Определение наименьшего основного времени обработки для условия полного охлаждения обрабатываемой детали в период прерывания процесса шлифования	133
2.7.2. Определение наименьшего основного времени обработки для условия частичного охлаждения обрабатываемой детали в период прерывания процесса шлифования	137
2.8. Упрощенный расчет параметров теплового процесса при шлифовании	146
2.9. Уточненный расчет параметров теплового процесса при шлифовании	157
2.9.1. Математическая модель определения температуры при шлифовании на основе учета баланса тепла, уходящего в образующиеся стружки и обрабатываемую деталь	157
2.9.2. Определение количества тепла, уходящего в образующиеся стружки и обрабатываемую деталь при шлифовании	176
Выводы	185
Раздел 3. Повышение эффективности операций зубошлифования и шлифования внутренних поверхностей зубчатых колес.	189
3.1. Анализ действующих операций зубошлифования зубчатых колес	189
3.2. Теоретический анализ условий повышения качества и производительности обработки на операциях зубошлифования зубчатых колес приводов шахтных конвейеров	208

3.3. Совершенствование операций зубошлифования зубчатых колес приводов шахтных конвейеров	222
3.4. Оптимизация структуры и параметров операции шлифования внутренних цилиндрических поверхностей зубчатых колес по критерию наименьшего основного времени обработки	232
3.5. Выбор оптимального варианта операции шлифования по критериям производительности и точности обработки.	245
3.6. Интенсификация финишной обработки внутренних цилиндрических поверхностей зубчатых колес	255
Выводы	264
Раздел 4. Теоретическое обоснование условий повышения качества и производительности обработки при шлифовании	266
4.1. Оптимизация параметров круглого наружного шлифования по критериям точности и производительности обработки	266
4.2. Повышение производительности обработки при шлифовании с низкой жесткостью технологической системы	273
4.3. Определение условий осуществления процессов резания и пластического деформирования	278
4.4. Определение условий уменьшения силовой напряженности процесса шлифования	286
4.5. Теоретический анализ закономерностей процесса шлифования деталей с высокотвердыми наплавочными материалами	291
4.6. Теоретический анализ производительности обработки при многопроходном и глубинном шлифовании	298
4.7. Условия повышения производительности шлифования деталей с высокотвердыми наплавочными материалами	305
4.8. Теоретическое и экспериментальное определение технологических возможностей процессов шлифования и точения	312
4.9. Аналитическое определение удельного износа абразивного круга при шлифовании	319

4.10. Закономерности съема материала и формообразования поверхностей при шлифовании	325
4.11. Технологическое обеспечение бездефектной обработки при шлифовании	332
Выводы	338
Раздел 5. Эффективность практического применения современных технологий высокоэффективной механической обработки	341
5.1. Обобщенный анализ технологических возможностей абразивной и лезвийной обработки	341
5.2. Повышение производительности и качества механической обработки на основе применения современных режущих инструментов фирмы ISCAR ..	348
5.3. Оптимизация параметров операций шлифования с учетом ограничения по температуре резания	352
5.4. Математическая модель режущего рельефа круга и качество обработанных поверхностей при алмазном высокопроизводительном шлифовании	361
Выводы	369
Общие выводы	371
Список использованных источников	374
Приложение А	389

НАУКОВЕ ВИДАННЯ

Новіков Федір Васильович

**ОСНОВИ
МАТЕМАТИЧНОГО МОДЕЛЮВАННЯ
ТЕХНОЛОГІЧНИХ ПРОЦЕСІВ
МЕХАНІЧНОЇ ОБРОБКИ**

Монографія

(Російською мовою)

Відповідальний за випуск **Новіков Ф. В.**

В авторській редакції

Підп. до друку 15.06.2018 р.
Формат 60x84/16. Друк офсетний. Ум.-друк. арк. 24,93.
Наклад 300 пр. Заказ № 183.

Видавництво і друкарня ПП "Ліра ЛТД"
49107, м. Дніпро, вул. Наукова, 5
Свідоцтво про внесення до Держреєстру
ДК № 6042 від 26.02.2018.

Днепр / ЛІРА
2018

ISSN 978966-383-990-5



9 789663 839903